



HAL
open science

Fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée

Malick Diakhaté

► **To cite this version:**

Malick Diakhaté. Fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université de Limoges, 2007. Français. NNT: . tel-00521906

HAL Id: tel-00521906

<https://theses.hal.science/tel-00521906v1>

Submitted on 28 Sep 2010

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.

UNIVERSITE DE LIMOGES

ECOLE DOCTORALE SCIENCE – TECHNOLOGIE – SANTE

FACULTE des SCIENCES ET TECHNIQUES

Laboratoire Mécanique et Modélisation des Matériaux et Structures du Génie
Civil (3MsGC)

Thèse N° 2007-061

THESE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR de L'UNIVERSITE DE LIMOGES

Discipline : Génie Civil

Présentée et soutenue par

Malick DIAKHATE

Date : 29 octobre 2007

Fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les
structures de chaussée

Thèse dirigée par : Christophe PETIT

Jury

M. Hervé DI BENEDETTO	Professeur, ENTPE-Lyon	Rapporteur
M. André-Gilles DUMONT	Professeur, EPFL (Suisse)	Rapporteur
M. Denys BREYSSE	Professeur, Université Bordeaux 1	Examineur
M. Honoré GOACOLOU	Ingénieur R&D, EUROVIA	Examineur
M. Jean-Michel PIAU	Directeur Scientifique, LCPC	Examineur
M. Bertrand POUTEAU	Ingénieur R&D, EUROVIA	Examineur
M. Christophe PETIT	Professeur, Université de Limoges	Examineur
Mme Annabelle P.-MARDELE	MCF, Université de Limoges	Examinatrice

REMERCIEMENTS

Les travaux de ma thèse s'inscrivent dans le cadre d'un contrat de recherche entre Eurovia, une société du groupe Vinci, et le laboratoire Mécanique et Modélisation des Matériaux et Structures du Génie Civil (3MsGC) de l'Université de Limoges. Avant tout propos, je tiens à exprimer toute ma gratitude à l'ensemble des personnes qui ont contribué à l'aboutissement de cette thèse de doctorat.

Je tiens à exprimer toute ma gratitude à Monsieur Christophe Petit, Professeur à l'Université de Limoges, directeur du laboratoire 3MsGC, et mon directeur de thèse. Outre m'avoir accueilli au laboratoire et dans l'équipe « chaussée » depuis la formation D.E.A., il m'a guidé tout au long de mon cursus de 3^{ème} cycle universitaire, tout en me témoignant sa confiance. Je pense également à Mesdames Anne Millien et Annabelle Phelipot-Mardelé, Maîtres de Conférences à l'Université de Limoges, pour l'encadrement et les discussions fructueuses que nous avons eues au cours de ce travail.

Mes sincères remerciements vont également à Messieurs Michel Mazé (directeur du Centre de Recherche Eurovia), Honoré Goacolou (Ingénieur, Direction Technique Eurovia), Bertrand Pouteau (Ingénieur, Centre de Recherche Eurovia), et à Madame Michèle Cyna (précédemment à la Direction Technique Eurovia) pour m'avoir fait confiance en m'associant à ce projet de recherche sur les couches d'accrochage, pour m'avoir mis dans de très bonnes conditions de travail, et pour les discussions fructueuses que nous avons eues au cours de cette thèse.

Mes sincères remerciements vont également à Monsieur Jean-Marie Baronnet (président) et à Madame Isabelle Rigondaud (secrétaire) de l'Association pour le Développement de l'Enseignement et de la Recherche en Limousin-Poitou-Charentes (ADER-LPC) pour avoir assuré la gestion de ce contrat de recherche Eurovia/Université de Limoges.

Je tiens à remercier le Professeur André-Gilles Dumont du Laboratoire des Voies de Circulation (LAVOC) à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne en Suisse, ainsi que le Professeur Hervé Di Benedetto du Département Génie Civil et Bâtiment (DGCB) de l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat d'avoir accepté d'être rapporteurs de cette thèse, et d'avoir consacré une partie de leur temps à analyser et rendre compte de ce travail. Mes remerciements vont également à madame Annabelle Phelipot Mardelé et à Messieurs Honoré Goacolou, Denys Breysse, Jean-Michel Piau et Bertrand Pouteau pour avoir examiné ce travail et participé au jury de thèse.

Je pense également à Marie-Laure Pierre, à Stéphane Faucon-Dumont, à Patrice Diez ainsi qu'à Sébastien Fer pour leur grande disponibilité. Ils m'ont initié à la formulation des enrobés et des couches accrochage, à la fabrication et au sciage de plaques d'enrobé, sans oublier au collage des éprouvettes. A Patrice et à Stéphane, je leur dois également de savoir utiliser la presse hydraulique MTS. Leurs conseils et rigueur dans le travail m'ont permis de devenir rapidement opérationnel et autonome, et de mener à bien la grande campagne expérimentale réalisée au cours cette thèse.

Plus généralement, je voudrais remercier l'ensemble de mes collègues du Centre de Recherche Eurovia ainsi que ceux du laboratoire 3MsGC pour avoir contribué de près ou de loin à la réussite de ce travail.

Enfin, je voudrais dédier ce travail à toute ma famille, à tous mes amis, et à mon amour de femme Nathalie.

RESUME

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre le laboratoire Mécanique et Modélisation des Matériaux et Structures du Génie Civil (3MsGC) de l'Université de Limoges, et Eurovia, une société du groupe VINCI.

Les travaux réalisés dans cette thèse visent à une meilleure connaissance du comportement mécanique des couches d'accrochages mises en œuvre à l'interface de deux couches d'enrobés bitumineux.

Afin de caractériser ce comportement, un large travail expérimental a été réalisé. Les résultats de cette campagne d'essais ont permis d'alimenter le modèle éléments finis développé dans le but de prédire la durabilité du collage à l'interface des couches de chaussée. Ce modèle permet également d'étudier l'effet de la modélisation ou non du comportement de l'interface sur le dimensionnement de la chaussée.

Afin de mener à bien la campagne expérimentale de ce travail, un prototype de dispositif d'essai a été conçu et réalisé. Au moyen d'une presse servohydraulique mono-axe, le dispositif permet d'appliquer une sollicitation de double cisaillement aux interfaces d'une éprouvette symétrique constituée de trois couches d'enrobés bitumineux. Ainsi, des essais monotones, oligocycliques et de fatigue ont été réalisés à 10 et à 20°C sur une interface BBTM/BBSG, comportant ou non une couche d'accrochage à base de bitume pur.

Les essais oligocycliques et de fatigue, réalisés en mode de contrôle de force, ont permis d'obtenir des résultats très satisfaisants, et très peu dispersés. Trois critères de rupture d'interface ont été analysés. Les résultats obtenus montrent que l'absence de couche d'accrochage réduit considérablement la performance à la fatigue du collage à l'interface. Les résultats d'essais ont également permis de proposer une méthode qui permet de prédire la loi de fatigue du collage à partir des résultats d'essais monotones de cisaillement.

Cette campagne d'essais de cisaillement est complétée par une série d'essais monotones de torsion. Outre la caractérisation du comportement mécanique des couches d'accrochage, les résultats ont permis de déterminer les conditions expérimentales dans lesquelles les essais en laboratoire de cisaillement et de torsion sont corrélables. L'essai monotone de torsion présente l'avantage d'être réalisable sur chantier.

Une dernière partie de ce travail est consacrée à l'analyse de l'influence, d'une part, du comportement mécanique du collage à l'interface lors du dimensionnement de la structure de chaussée, et d'autre part, des sollicitations tangentielles répétées sur la tenue à la fatigue du collage à l'interface. Deux modèles éléments finis (2D et 3D) sont développés pour étudier la réponse mécanique de la structure sollicitée par l'essieu standard français. Les résultats obtenus montrent que sur certaines sections de chaussée, la prise en compte des sollicitations tangentielles conduit à considérer la fatigue des interfaces comme prédominante lors du dimensionnement.

ABSTRACT

The research work presented in this PhD thesis lies within the framework of a partnership between the laboratory Mechanics and Modeling of Materials and Structures in Civil Engineering (3MSCE, University of Limoges) and Eurovia, a subsidiary of the VINCI Group.

The study aims at better understanding the mechanistic behavior of tack coats spread at the interface between two asphalt concrete (AC) layers. This behavior is characterized through a large experimental campaign. Then, the tests results are used in a finite element program. This program allows the pavement structure engineer to predict, on the one hand, the durability of the bonding at the interface, and on the other hand, the effect of modeling the interface behavior on the pavement response.

In this research project, a laboratory double shear test device is designed and manufactured. By means of a mono-axis hydraulic press, the device allows applying a double shear loading at the interfaces of a symmetrical specimen which is consisted of three AC layers. Thus, monotonic, oligocyclic and fatigue tests are carried out at 10 and 20°C on an interface BBTM/BBSG (very thin AC layer overlaid on a dense AC layer). This interface is with or without tack coat (a cationic rapid-set emulsion with pure bitumen).

The oligocyclic and fatigue tests were carried out in a force controlled mode, and lead to very innovative and interesting results. Three failure criteria are analyzed. The results clearly show that the lack of tack coat reduces the fatigue performance of the bonding (interface). Through the analysis of the results, a method is proposed, and allows predicting the fatigue law of the bonding from the monotonic shear tests results.

This shear tests campaign is completed by a series of laboratory monotonic torque tests. Besides the characterization of the tack coats shear behavior, the experimental conditions where the torque and the double shear tests results are similar are specified.

The last part of this work deals with, on the one hand, the effect of the interface shear behavior on the pavement structure design, and on the other hand, the effect of the repeated horizontal loads on the fatigue of the bonding at the interface. Two finite element models (2D and 3D) are developed in order to evaluate the mechanistic response of the pavement subjected to the French standard axle. Findings from this numerical simulation show that, when taking into account the horizontal loads, the fatigue of the bonding becomes predominant during the pavement structure design.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	1
------------------------------------	----------

CHAPITRE I. STRUCTURES DE CHAUSSEE

I.1. Constitution des structures de chaussée [LCP 94]	5
I.2. Différents types de structures de chaussée	6
I.3. Principes de dimensionnement des structures de chaussée	7
<i>I.3.1. La méthode française de dimensionnement [LCPC – SETRA]</i>	8
<i>I.3.2. La méthode américaine de dimensionnement [AASHTO]</i>	9
<i>I.3.3. La méthode anglaise de dimensionnement [DMRB]</i>	10
I.4. Interfaces entre couches de chaussée	12
<i>I.4.1. Fonctionnement de l'interface</i>	12
<i>I.4.2. Dégradation des interfaces : pathologies et causes</i>	13
<i>I.4.3. Couches d'accrochage aux interfaces</i>	15
I.5. Conclusion	19

CHAPITRE II. MECANIQUE DES INTERFACES DANS LA STRUCTURE DE CHAUSSEE

II.1. Essais de caractérisation de l'état de l'interface	23
<i>II.1.1. Caractérisation de l'état de l'interface par Contrôle Non Destructif (CND)</i>	23
<i>II.1.2. Caractérisation de l'état de l'interface par Contrôle Destructif</i>	28
II.2. Comportement mécanique des interfaces	36
<i>II.2.1. Types de courbes de comportement</i>	37
<i>II.2.2. Facteurs influençant la performance mécanique de l'interface</i>	38
II.3. Modélisation du comportement mécanique de l'interface	43
<i>II.3.1. Modèle mécanique en cisaillement</i>	44
<i>II.3.2. Modélisation de l'interface entre deux solides</i>	45
<i>II.3.3. Outils d'analyse mécanique de la structure de chaussée</i>	48
II.4. Applications	50
<i>II.4.1. Modélisation en 2D sous Cast3M d'une structure de chaussée</i>	50
<i>II.4.2. Etats de contraintes aux interfaces de la structure de chaussée</i>	54

II.4.3.	<i>Effet de l'endommagement de l'interface sur le comportement de la structure</i>	57
II.5.	Conclusion	58

CHAPITRE III. CONCEPTION ET REALISATION D'UN DISPOSITIF D'ESSAI DE DOUBLE CISAILLEMENT

III.1.	Choix des principes d'essai	61
III.2.	Choix des configurations d'éprouvettes à étudier	62
III.2.1.	<i>Description des configurations d'éprouvettes</i>	62
III.2.2.	<i>Variantes de configurations d'éprouvettes</i>	64
III.3.	Présentation du modèle physique	64
III.3.1.	<i>Vue générale</i>	64
III.3.2.	<i>Matériaux et géométrie</i>	65
III.4.	Analyse du comportement mécanique du modèle physique	66
III.4.1.	<i>Objectifs</i>	66
III.4.2.	<i>Description du modèle « simplifié »</i>	67
III.4.3.	<i>Description du modèle « réel »</i>	75
III.4.4.	<i>Conclusions</i>	85
III.5.	Réception du dispositif d'essai	86
III.5.1.	<i>Procédure de réception</i>	87
III.5.2.	<i>Essais préliminaires de réception</i>	87
III.5.3.	<i>Essais sur éprouvette en enrobé</i>	92
III.5.4.	<i>Bilan</i>	94
III.6.	Conclusions	95

CHAPITRE IV. ETUDE EN LABORATOIRE DU COMPORTEMENT MECANIQUE DE L'INTERFACE

IV.1.	Présentation de l'expérimentation	99
IV.2.	Fabrication des éprouvettes	100
IV.2.1.	<i>Matériaux et formulations</i>	100
IV.2.2.	<i>Fabrication des complexes bicouches</i>	102
IV.2.3.	<i>Carottage et sciage des complexes bicouches</i>	104
IV.2.4.	<i>Contrôle de qualité des éprouvettes</i>	105

IV.2.5.	<i>Conservation des éprouvettes</i>	108
IV.3.	Procédure d'essais	108
IV.3.1.	<i>Préparation des éprouvettes</i>	109
IV.3.2.	<i>Montage des éprouvettes</i>	110
IV.3.3.	<i>Métrologie et asservissement</i>	112
IV.3.4.	<i>Acquisition</i>	113
IV.4.	Analyse de l'essai monotone de torsion	113
IV.4.1.	<i>Modes de rupture de l'éprouvette</i>	114
IV.4.2.	<i>Traitement des résultats de l'essai</i>	115
IV.4.3.	<i>Paramètres de la courbe de comportement obtenue</i>	117
IV.4.4.	<i>Bilan des essais monotones de torsion</i>	118
IV.5.	Analyse de l'essai monotone de double cisaillement	119
IV.5.1.	<i>Modes de rupture de l'éprouvette</i>	120
IV.5.2.	<i>Traitement des résultats de l'essai</i>	121
IV.5.3.	<i>Paramètres de la courbe de comportement obtenue</i>	124
IV.5.4.	<i>Bilan des essais monotones de double cisaillement</i>	125
IV.6.	Analyse de l'essai de fatigue en double cisaillement	127
IV.6.1.	<i>Modes de rupture de l'éprouvette</i>	127
IV.6.2.	<i>Traitement des résultats de l'essai</i>	128
IV.6.3.	<i>Détermination du nombre de cycles à la rupture</i>	137
IV.6.4.	<i>Bilan des essais de fatigue en double cisaillement</i>	141
IV.7.	Conclusions	142

CHAPITRE V. INTERPRETATION DES ESSAIS

V.1.	Comportement du collage en fatigue par double cisaillement	145
V.1.1.	<i>Sollicitation appliquée – amplitude initiale du déplacement à l'interface</i>	145
V.1.2.	<i>Analyse de la courbe d'évolution du module de la raideur au cisaillement</i>	147
V.1.3.	<i>Lois de fatigue selon les critères de rupture proposés</i>	159
V.1.4.	<i>Evolution de l'endommagement du collage à l'interface : modèle bilinéaire</i>	164
V.1.5.	<i>Conclusions</i>	168
V.2.	Comportement du collage en double cisaillement monotone	170
V.2.1.	<i>Analyse des valeurs de résistance au cisaillement</i>	172
V.2.2.	<i>Analyse des valeurs de raideur au cisaillement</i>	175

V.2.3.	<i>Conclusions</i>	178
V.3.	Comportement du collage en torsion monotone	180
V.3.1.	<i>Analyse des valeurs de résistance au cisaillement</i>	180
V.3.2.	<i>Conclusions</i>	182
V.4.	Corrélation entre essais monotones de torsion et de cisaillement	184
V.4.1.	<i>Analyse en vitesse de sollicitation</i>	184
V.4.2.	<i>Analyse en temps de rupture de l'interface</i>	186
V.4.3.	<i>Conclusions</i>	188
V.5.	Détermination de la loi de fatigue à partir des essais monotones	189
V.5.1.	<i>Comparaison des lois de comportement du collage en monotone et en fatigue</i>	189
V.5.2.	<i>Relation entre vitesse de sollicitation et nombre de cycles à la rupture</i>	191
V.5.3.	<i>Conclusions</i>	192
V.6.	Conclusions	193

CHAPITRE VI. ECHELLE STRUCTURE : PRISE EN COMPTE DU COMPORTEMENT EN FATIGUE DU COLLAGE A L'INTERFACE

VI.1.	Présentation des structures de chaussée étudiées	197
VI.2.	Etude d'une section courante de la chaussée	198
VI.2.1.	<i>Dimensionnement par la méthode classique LCPC – SETRA</i>	198
VI.2.2.	<i>Dimensionnement en intégrant le comportement en fatigue des interfaces</i>	203
VI.2.3.	<i>Bilan</i>	210
VI.3.	Etude d'une section particulière de la chaussée : influence des sollicitations tangentiels répétées	210
VI.3.1.	<i>Contexte de l'étude</i>	211
VI.3.2.	<i>Modélisation en 3D par éléments finis de la structure de chaussée</i>	211
VI.3.3.	<i>Dimensionnement en intégrant le comportement en fatigue des interfaces</i>	217
VI.3.4.	<i>Influence de l'endommagement du collage aux interfaces</i>	226
VI.3.5.	<i>Bilan</i>	229
VI.4.	Conclusions	230

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES.....231

BIBLIOGRAPHIE.....234

INTRODUCTION GENERALE

La chaussée est une structure composite réalisée par empilement de couches de matériaux. Aujourd'hui, la communauté « routière » s'accorde sur l'importance de réaliser un bon collage à l'interface des couches de chaussée, et cela, afin d'assurer l'intégrité la structure de chaussée pendant toute sa durée de vie, mais aussi, après des travaux de renforcement. En France, mais aussi dans beaucoup de pays, la mise en œuvre d'une couche d'accrochage à l'interface de deux couches d'enrobés bitumineux est la technique couramment utilisée pour le collage à l'interface.

Cependant, on observe sur certaines structures des phénomènes de décollement en plaques de la couche de roulement, et ce malgré la mise en œuvre d'une couche d'accrochage à l'interface. Ces pathologies de dégradation sont fréquemment rencontrées sur des sections de chaussées fortement sollicitées en cisaillement (zones de freinage-accélération, giratoire, rampes, etc.), dans le cas de structures particulières telles que les quais de déchargement, les taxiways des aéroports, les sols industriels, ou encore dans le cas de structures de chaussée comportant une couche de roulement de faible épaisseur (BBTM, BBUM, etc.). Ainsi, dans ces types de structures, la tenue à la fatigue du collage à l'interface semble être prédominante sur la tenue à la fatigue des couches de matériaux. Il convient alors d'évaluer la durabilité du collage pour mieux dimensionner la structure de chaussée.

Dans le cadre d'un contrat de recherche, EUROVIA, une société du groupe Vinci, d'une part, et le laboratoire Mécanique et Modélisation des Matériaux et Structures du Génie Civil (3MsGC) de l'Université de Limoges, d'autre part, se sont associés pour étudier la « fatigue et le comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée ».

Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse visent, ainsi, à une meilleure connaissance du comportement mécanique de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux. Ils reposent essentiellement sur une campagne expérimentale en laboratoire, et sur une simulation numérique.

Ce mémoire de thèse comporte six chapitres :

Dans le **premier chapitre**, afin de présenter le cadre de l'étude, on présente des généralités sur les structures de chaussée. On s'intéresse ensuite aux méthodes de dimensionnement des structures de chaussée adoptées en France, aux Etats-Unis, et au Royaume-Uni, particulièrement, vis-à-vis du traitement des plans de contact entre couches d'enrobé bitumineux. D'un point de vue mécanique,

l'effet du comportement de l'interface sur la répartition des contraintes dans la structure de chaussée est illustré à travers une simple application numérique. Un recueil d'exemples sur les types de dégradation de la structure de chaussée pouvant être imputés à un défaut de collage à l'interface est présenté. Par la suite, on aborde les conditions de mise en œuvre des couches d'accrochage sur chantier. La conclusion de ce chapitre présente la démarche de travail adopté dans le cadre de cette thèse.

Dans le **second chapitre**, une première revue bibliographique vise à recenser les différents outils de caractérisation de l'état de l'interface entre deux couches d'enrobé bitumineux. On distinguera les méthodes d'essais pratiquées sur chantier, de celles pratiquées en laboratoire. Cette première revue nous permet de choisir la méthode d'essai à adopter pour caractériser le comportement mécanique du collage à l'interface. On présente par la suite quelques résultats d'essais disponibles sur le sujet traité. Une autre revue bibliographique est consacrée au recensement des modèles numériques utilisés pour la description du comportement mécanique de l'interface. On s'intéressera par la suite aux outils numériques qui permettent de prendre en compte le comportement en fatigue du collage à l'interface. Cette étape vise à rassembler les éléments nécessaires au développement d'un outil de prédiction de la durée de vie du collage à l'interface. Cet outil numérique sera alimenté par les résultats de la campagne expérimentale.

Dans le **troisième chapitre**, on présente les éléments de l'étude conduite dans le cadre de la conception et de la réalisation d'un dispositif d'essai de double cisaillement. Ce dispositif permet la réalisation d'essais monotones, oligocycliques et de fatigue. Le dispositif reproduit le principe de l'essai de double cisaillement. Une analyse numérique du comportement mécanique du dispositif est réalisée afin de valider sa conception avant sa réalisation. Cette analyse par éléments finis est menée à l'aide des codes de calcul Cast3M et NISA[®] en élasticité linéaire.

Dans le **quatrième chapitre**, on présente les procédures d'essais adoptées pour caractériser le comportement mécanique du collage à l'interface BBTM/BBSG. Trois natures d'interfaces sont étudiées : le cas sans couche d'accrochage, le cas où l'émulsion mise en œuvre à l'interface est formulé avec un bitume pur de grade 35/50, et le cas où le bitume pur de l'émulsion est de grade 70/100. La performance du collage est étudiée sous sollicitations monotones, oligocycliques et de fatigue, et à deux températures d'essai (10 et 20°C). Le dispositif d'essai fabriqué est utilisé pour réaliser les essais. On réalise également des essais monotones de torsion à l'aide du dispositif d'essai de torsion utilisé au Centre de Recherche EUROVIA. A travers cette campagne d'essais

monotones, on s'intéresse à établir des passerelles monotone/fatigue et torsion/double cisaillement. On présente également les méthodes d'analyse des essais réalisés.

Dans le **cinquième chapitre**, on interprète les séries d'essais réalisés. Les critères de rupture sélectionnés permettent d'obtenir des lois de comportement en fatigue des combinaisons de collage étudiées dans la campagne expérimentale. Ces lois de fatigue permettent de lier l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée avec le nombre de cycles à la rupture de l'interface. Sous sollicitations monotones, on propose également des lois qui traduisent l'évolution de la résistance au cisaillement de l'interface en fonction de la vitesse de sollicitation. On aborde également la corrélation entre les résultats des essais monotones de torsion et de double cisaillement. On termine le chapitre par une présentation de la méthode d'analyse qui permet la détermination de la loi de fatigue prévisionnelle du collage à partir des résultats d'essais monotones de double cisaillement.

Dans le **sixième chapitre**, on présente une série d'applications numériques dans lesquelles on évalue l'effet de la prise en compte du comportement en fatigue de l'interface sur le dimensionnement de la structure de chaussée. On s'intéresse également au dimensionnement de la structure de chaussée lorsque des sollicitations tangentielles répétées sont appliquées à la surface de la couche de roulement.

CHAPITRE I. STRUCTURES DE CHAUSSEE

I.1.	Constitution des structures de chaussée [LCP 94].....	5
I.2.	Différents types de structures de chaussée	6
I.3.	Principes de dimensionnement des structures de chaussée.....	7
I.3.1.	<i>La méthode française de dimensionnement [LCPC – SETRA].....</i>	<i>8</i>
I.3.2.	<i>La méthode américaine de dimensionnement [AASHTO]</i>	<i>9</i>
I.3.3.	<i>La méthode anglaise de dimensionnement [DMRB]</i>	<i>10</i>
I.4.	Interfaces entre couches de chaussée	12
I.4.1.	<i>Fonctionnement de l'interface</i>	<i>12</i>
I.4.2.	<i>Dégradation des interfaces : pathologies et causes.....</i>	<i>13</i>
I.4.3.	<i>Couches d'accrochage aux interfaces</i>	<i>15</i>
I.4.3.1.	<i>Emulsions bitumineuses.....</i>	<i>16</i>
I.4.3.2.	<i>Caractéristiques technologiques des émulsions bitumineuses</i>	<i>16</i>
I.4.3.3.	<i>Conditions de mise en oeuvre</i>	<i>18</i>
I.5.	Conclusion	19

Ce premier chapitre est principalement consacré au traitement de l'interface entre deux couches de matériaux bitumineux dans les structures de chaussée. Aujourd'hui la communauté « routière » s'accorde sur l'importance d'un bon collage à l'interface des couches de chaussée, et cela, afin d'assurer l'intégrité de la structure de chaussée pendant sa durée de vie, mais aussi, après des travaux de renforcement.

Afin d'introduire le contexte de notre étude, on commencera par décrire la structure de chaussée ainsi que les fonctions associées à chaque élément de la structure, puis, présenter les différentes familles de structures de chaussée qui constituent le réseau routier et autoroutier français. On s'intéressera ensuite aux méthodes de dimensionnement des structures de chaussée adoptées en France, aux Etats-Unis et au Royaume-Uni, particulièrement, vis-à-vis du traitement des interfaces entre couches de matériaux bitumineux.

Au paragraphe I.4, on présente un type de dégradation de chaussée qui peut être imputé à l'absence ou à l'insuffisance de collage à l'interface. Dans les règles en vigueur sur la réalisation des structures de chaussée, la mise en oeuvre d'une couche d'accrochage préalablement à la

réalisation d'une couche d'enrobé bitumineux est la solution technique couramment préconisée pour assurer un collage à l'interface des couches. La durabilité de la chaussée dépend en partie de la qualité et de la pérennité de ce collage à l'interface.

A l'heure actuelle (2007), malgré le rôle majeur de l'interface vis-à-vis de la durabilité, les informations sur le collage ne sont pas prises en compte lors du dimensionnement de la structure. On propose alors en conclusion une démarche pour étudier la durabilité mécanique du collage à l'interface de deux couches d'enrobés, et pour la prendre en compte lors du dimensionnement.

I.1. Constitution des structures de chaussée [LCP 94]

Une chaussée routière se présente comme une structure composite réalisée par empilements successifs de couches de matériaux granulaires, le tout reposant sur un sol support (**Figure I.1-1**). Vis-à-vis de la description adoptée par la méthode de dimensionnement française, établie par le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC) et le Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes (SETRA), on associe à chacune des couches une fonction.

Le *sol support* est généralement surmonté d'une *couche de forme* pour former un ensemble appelé *plate-forme support de chaussée*. Cette dernière sert, comme son nom l'indique, de support au corps de chaussée. Pendant la phase de travaux, la couche de forme a pour rôle d'assurer une qualité de nivellement permettant la circulation des engins pour la réalisation du corps de chaussée. Vis-à-vis du fonctionnement mécanique de la chaussée, la couche de forme permet d'augmenter la capacité portante de la plate-forme support de chaussée.

Les *couches d'assise* sont généralement constituées d'une *couche de fondation* surmontée d'une *couche de base*. Elles apportent à la structure de chaussée l'essentiel de sa rigidité et répartissent (par diffusion latérale) les sollicitations, induites par le trafic, sur la plate-forme support afin de maintenir les déformations à ce niveau dans les limites admissibles.

La *couche de surface* est formée d'une *couche de roulement* surmontant éventuellement une *couche de liaison* intermédiaire. La couche de roulement assure la fonction d'étanchéité des couches d'assise vis-à-vis des infiltrations d'eau et des sels de déverglaçage, et à travers ses caractéristiques de surface, elle garantit la sécurité et le confort des usagers.

Suivant la description fonctionnelle des différentes couches de chaussée, le guide technique français sur la conception et le dimensionnement des structures de chaussée [LCP 94] propose un panel de matériaux de construction qu'on peut regrouper en deux grandes familles selon qu'ils soient liés ou non liés :

- *les matériaux granulaires non liés*, ou encore *Graves Non Traitées (GNT)*, sont fréquemment utilisés pour la réalisation de corps de chaussées à faibles trafics ;
- *les matériaux granulaires liés* sont utilisés pour la réalisation de structures de chaussées à forts trafics. Si l'on se réfère à la couleur du liant utilisé pour former le mélange avec la phase granulaire, on trouve les matériaux « noirs » traités aux liants hydrocarbonés (souvent désignés matériaux bitumineux) et les matériaux « blancs » traités aux liants hydrauliques (MTLH).

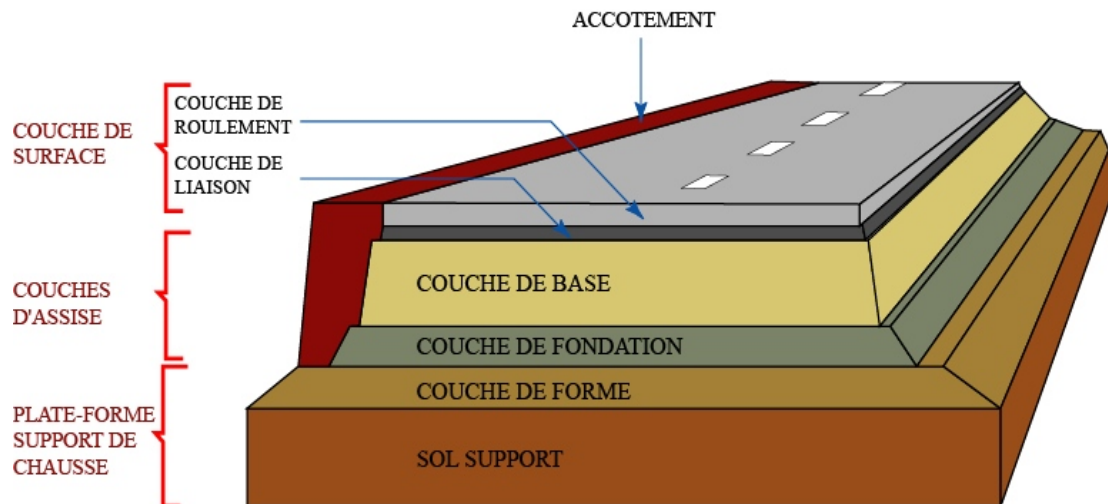


Figure I.1-1. Coupe type d'une structure de chaussée et terminologie des différentes couches

Suivant la nature des matériaux, leur localisation dans la structure de chaussée et le niveau de trafic, on répertorie différents types de structures que l'on présente dans le paragraphe suivant.

I.2. Différents types de structures de chaussée

Le réseau routier et autoroutier français est composé de plusieurs types de structures de chaussée. Une présentation sommaire des principales structures types est donnée dans le **Tableau I.2-1**. Pour chaque type de structure, des exemples sont donnés dans le guide technique sur la conception et le dimensionnement des structures de chaussée [LCP 94], ainsi que dans le catalogue des structures types de chaussées neuves [LCP 98].

Tableau I.2-1. Principales structures types de chaussée

Structures types	Nature des couches			Commentaires
	Surface	Base	Fondation	
Souples	Bitumineuse	Graves Non Traitées (GNT)		Epaisseur totale de la structure comprise entre 300 et 600 mm
Bitumineuses épaisses	Matériaux bitumineux			Epaisseur des couches d'assise comprise entre 150 et 400 mm
Semi-rigides	Bitumineuse	MTLH		Epaisseur des couches d'assise comprise entre 200 et 500 mm
Rigides	Béton de ciment (150 à 400 mm d'épaisseur)	- soit en MTLH - soit en GNT - soit bitumineuse		Couche de forme en MTLH Dispositions particulières (dalle goujonnées ou non, béton armé continu, etc.) afin d'assurer une continuité mécanique au franchissement d'une fissure due au retrait du béton
Mixtes	Matériaux bitumineux		MTLH	Rapport de 0,5 entre l'épaisseur de matériaux bitumineux et celle de la structure de chaussée
Inverses	Bitumineuse	GNT	MTLH	Epaisseur de la GNT (environ 120 mm)

Outre les principales structures types de chaussée présentées au **Tableau I.2-1**, on trouve *les chaussées à structure composite*. Elles sont récentes (début des années 1990), innovantes et offrent un bon compromis entre qualité technique et économie en combinant la durabilité des bétons de ciment avec la souplesse et la capacité d'adaptation des matériaux bitumineux. Deux types de structures sont proposés : le béton de ciment mince collé, qui représente une technique d'entretien superficiel des structures bitumineuses, et le béton armé continu sur une couche bitumineuse de type grave bitume. Pour plus d'informations, une présentation plus détaillée de ces chaussées à structure composite est donnée dans la thèse de Pouteau [POU 04] qui a fait l'objet de l'étude de la durabilité mécanique du collage blanc sur noir dans les chaussées.

La conception d'une structure de chaussée passe par un problème d'optimisation technique et économique dont la recette diffère suivant le pays. Le paragraphe I.3 est consacré à la présentation des méthodes de dimensionnement de structures de chaussée adoptées dans trois pays : France, Etats-Unis et Royaume-Uni. Dans chacune de ces méthodes, on s'intéressera particulièrement à la méthode de traitement de l'interface entre couches de matériaux bitumineux.

I.3. Principes de dimensionnement des structures de chaussée

Sous l'effet des sollicitations externes (environnementales, conditions de chargements, etc.), les structures de chaussées sont soumises à des phénomènes complexes (mécaniques, thermiques, physiques et chimiques) qui apparaissent souvent de manière couplée.

Devant la complexité des problèmes observés, les méthodes de dimensionnement développées sont basées sur des règles empiriques tirées de l'observation du comportement en service des structures de chaussée ou de sections expérimentales. Ces méthodes présentent des limites qui sont d'autant plus visibles que de nouveaux types de structures et des matériaux plus performants se

développent et que le trafic est en constante augmentation. Un développement de méthodes de dimensionnement plus rationnelles apparaît donc nécessaire. Cette nécessité a conduit au développement et à l'application dès les années 1970 de la méthode rationnelle française [LCP 94] et, plus récemment, le développement, aux Etats-Unis dans le cadre du programme SHRP (*Strategic Highway Research Program* 1988-1993, poursuivi après 1996), de la méthode « Superpave » et la mise en place du guide de dimensionnement AASHTO 2002 [DIB 05]. On présente ci-après les concepts des méthodes de dimensionnement des structures de chaussées adoptées en France, aux Etats-Unis et au Royaume-Uni.

Les principales sollicitations auxquelles sont soumises les structures routières sont liées aux contraintes imposées par le passage des véhicules et aux effets engendrés par les variations de température.

I.3.1. La méthode française de dimensionnement [LCPC – SETRA]

Les fondements de la méthode française de dimensionnement des chaussées ont été dégagés dès le début des années 1970. Dans la démarche adoptée, la détermination des épaisseurs des différentes couches de chaussée ainsi que leurs caractéristiques mécaniques des matériaux relève, soit d'une approche expérimentale empirique, soit de calculs de vérification (méthode rationnelle). Par opposition aux modèles empiriques, ces méthodes rationnelles font appel à l'utilisation combinée de modèles mécaniques et de données expérimentales. C'est par le biais de modèles de calculs qu'est vérifié le dimensionnement de la structure vis-à-vis des critères de durabilité [LCP 94].

D'un point de vue mécanique, la démarche de la méthode française de dimensionnement peut être scindée en deux étapes. Dans une première étape, il convient de calculer, sous l'effet de l'essieu standard de référence de 130 kN (**Tableau I.3-1**), la réponse d'une structure de chaussée choisie a priori (type de structure, matériaux et épaisseurs des couches constitutives). Ce calcul repose sur l'évaluation, sous l'effet d'une charge circulaire appliquée à la surface d'un massif multicouche, les champs de contraintes maximales dans les couches de matériaux et de sol. Dans ce calcul, la charge appliquée symbolise l'action de l'essieu de référence, et le modèle semi-analytique de Burmister, développé aux Etats-Unis à partir de 1943 [BUR 43] est utilisé pour obtenir la réponse mécanique. Dans ce modèle de Burmister, l'interface entre deux couches de matériaux peut être modélisée comme parfaitement collée (aucun déplacement tangentiel relatif entre ces couches n'est admis) ou glissante (les déplacements tangentiels relatifs entre ces couches ne sont pas empêchés). Dans une seconde étape, il s'agit de calculer les valeurs de sollicitations admissibles des matériaux de la structure, en fonction de leur localisation dans la structure, de leurs modes de dégradation (*rupture par fatigue des couches en matériaux liés et orniérage du sol et des couches en matériaux non liés*),

et du trafic cumulé (nombre de poids lourds) devant circuler sur la chaussée pendant sa durée de vie sur une plate-forme donnée (**Tableau I.3-1**). La structure convient si les sollicitations induites par le passage de l'essieu de référence restent inférieures ou égales aux sollicitations admissibles pour chaque couche (**Tableau I.3-2**). Le choix de la structure finale se fait par calculs itératifs.

Le calcul des valeurs admissibles s'appuie sur le comportement en fatigue des matériaux liés, traduisant la rupture d'une éprouvette en laboratoire pour l'application d'un grand nombre de cycles de sollicitations, et sur le caractère plastique des matériaux non liés, expliquant l'apparition de déformation permanente [LCP 94].

I.3.2. La méthode américaine de dimensionnement [AASHTO]

D'après Achimatos [ACH 03], la méthode américaine de dimensionnement des chaussées AASHTO (American Association of State Highway and Transportation Officials) est basée sur une analyse empirique des résultats des essais de l'AASHTO Road test réalisés à la fin des années 1950 sur plus de 500 sections tests de chaussées. A l'heure actuelle (2007), la dernière version du guide de dimensionnement date de fin 2002, mais la version de 1993 reste encore la plus utilisée.

Dans cette version de 1993 [AAS 93], aussi bien pour les chaussées souples que rigides, le dimensionnement se fait à l'aide d'équations de régression traduites sous forme d'abaques et de formules (**Tableau I.3-2**) permettant de choisir l'épaisseur de la chaussée en fonction du trafic cumulé considéré et la dégradation de la qualité d'usage de la route. La notion de qualité d'usage de la route est définie par l'indice PSI (Present Serviceability Index) qui varie de zéro (chaussée impossible à circuler) à six (chaussée en parfait état). Cette échelle a été déterminée sur la base des dégradations de la chaussée et de leurs effets perçus par les usagers. Les données de trafic sont converties en nombre cumulé d'essieux standards W_{18} (**Tableau I.3-1**). Enfin, pour une structure de chaussée choisie, un nombre structurel SN (Structural Number) est calculé et comparé à sa valeur minimale. Cette valeur minimale correspond à la somme pondérée des épaisseurs des différentes couches, et tient compte de la nature des matériaux et des conditions de drainage de chaque couche.

D'un point de vue mécanique, on remarque que la méthode américaine de dimensionnement AASHTO n'aborde pas, de manière explicite, la modélisation du plan de contact entre deux couches de matériaux. On peut cependant comprendre que dans cette méthode, le fait de pouvoir déterminer une épaisseur globale des couches bitumineuses sous entend l'hypothèse qu'un collage parfait se développe à l'interface des couches en contact. En effet, l'épaisseur globale de ces couches dépend en partie de la rigidité globale de cet ensemble. Celle-ci est plus grande lorsque les couches sont parfaitement collées entre elles. Cependant, si cette hypothèse de collage parfait n'est pas satisfaite

sur chantier, le fonctionnement mécanique de la chaussée est modifié. Le paragraphe I.4 montre l'incidence théorique du collage entre deux couches bitumineuses sur la durée de vie de la chaussée.

I.3.3. La méthode anglaise de dimensionnement [DMRB]

La méthode anglaise de dimensionnement est essentiellement empirique. Elle est basée sur l'interprétation du comportement de sections tests de chaussée. Au fil des années, les principes de la méthode de dimensionnement ont été remis à jour à travers des rapports de recherche du TRRL (« Transport and Road Research Laboratory » actuel TRL, « Transport and Research Laboratory ») pour prendre en compte l'augmentation de l'agressivité des véhicules et du trafic. Ces rapports ont servi de base à l'établissement du catalogue de dimensionnement des routes et des ponts DMRB (Design Manual for Roads and bridges). A l'heure actuelle (2007), la dernière mise à jour du DMRB date de février 2006 [DMR 06]. Quelques mises à jour ont été apportées en novembre 2006.

Le DMRB synthétise les résultats de recherche du TRL et permet de dimensionner facilement une structure à l'aide de graphes. Dans cette méthode, le traitement des données du trafic (partie 1, section 2, volume 7 du DMRB) ne prend en compte que le nombre de véhicules commerciaux, et chaque catégorie de véhicules est ramenée à un nombre d'essieux standards équivalent. Le dimensionnement de la plate-forme support de chaussée (partie 2, section 2, volume 7 du DMRB) s'appuie sur la valeur de CBR (Californian Bearing Ratio), un minimum de 15% est requis sous la structure de chaussée (**Tableau I.3-1**), et en dessous de cette valeur, une couche en matériaux granulaire est ajoutée. Le dimensionnement proprement parlé est traité dans la partie 3, section 2, volume 7 du DMRB. Les structures envisagées sont flexibles, semi-rigides ou rigides. Pour chaque type de structure, la lecture d'un graphe donne directement l'épaisseur des couches en fonction du trafic (exprimé en million d'essieux équivalent, msa) et du type de matériaux.

Cependant, même si la méthode anglaise de dimensionnement est très simple d'utilisation, elle ne permet pas le dimensionnement de cas non standard faisant intervenir de nouveaux matériaux ou conditions particulières. Achimatos [ACH 03] fait remarquer que dans la méthode anglaise, le comportement en fatigue des couches liées n'est pas considéré comme le critère dimensionnant car la méthode considère que la ruine des chaussées en matériaux bitumineux est due à la fissuration par le haut.

D'un point de vue mécanique, on remarque que la méthode anglaise DMRB n'aborde pas, de manière explicite, la modélisation du plan de contact entre deux couches de matériaux. La méthode fait l'hypothèse qu'un collage parfait se développe à l'interface de deux couches bitumineuses.

Dans le **Tableau I.3-1** présenté ci-après, on recense différents types d'essieux standards adoptés par les méthodes de dimensionnement des chaussées. L'essieu standard est toujours de type simple à roues jumelées. La charge est uniformément répartie sur des disques circulaires symbolisant les empreintes des pneumatiques. Au niveau européen, un groupe de travail a cherché à recenser et comparer les différentes méthodes de dimensionnement. Une première étape a été franchie et traite de l'harmonisation des dimensions maximales et poids maximaux des véhicules pouvant circuler à l'intérieur de la communauté européenne. La directive européenne 96/53/CE de juillet 1996 fixe la charge maximale de l'essieu simple à 115 kN.

Tableau I.3-1 : Méthodes de dimensionnement : types d'essieu standard et performance du support

Méthode	Française LCPC/SETRA	Américaine AASHTO	Anglaise DMRB	Hollandaise	Shell SPDM	Européenne 95/53/CE
Trafic : essieu standard	Essieu simple à roues jumelées de 130 kN	Essieu simple à roues jumelées de 18 kip (82 kN)	Essieu simple à roues jumelées de 80 kN	Essieu simple à roues jumelées de 100 kN	Essieu simple à roues jumelées de 80 kN	Essieu simple à roues jumelées de 110 kN
Performance de la plate-forme	3 niveaux : PF2 (50 MPa), PF3 (120 MPa), PF4 (200 MPa)	Valeur du module élastique entre 1 et 40 kpsi (7-276 MPa)	CBR _{min} =15%	3 niveaux : 50 MPa, 100 MPa, ou 150 MPa	Non disponible	Non disponible

Tableau I.3-2 : Méthodes de dimensionnement : performance mécanique des couches de chaussée

Méthode	Lois de fatigue – Critères dimensionnants	Paramètres
Française [LCPC/SETRA]	Rupture par fatigue des matériaux liés : $\epsilon_t \leq \epsilon_6(\theta_{eq}, f) \cdot \left(\frac{NE}{10^6}\right)^b \cdot k_r \cdot k_s \cdot k_c$ Déformation permanente des couches en matériaux non liés : $\epsilon_z \leq A \cdot (NE)^{-0,222}$	ϵ_t : déformation horizontale à la base de la couche ; $\epsilon_6(\theta_{eq}, f)$: déformation à appliquer pour provoquer une rupture du matériau à 10 ⁶ cycles ; NE : Nombre équivalent d'essieux standard ; ki : coefficients de risque de calcul et de calage ; A : égale à 0,016 pour les faibles trafics et 0,012 dans le cas contraire.
Américaine [AASHTO]	$\log_{10}(W_{18}) = Z_R \cdot S_0 + 9,36 \cdot \log_{10}(SN + 1) - 0,20$ $+ \frac{\log\left[\frac{\Delta PSI}{4,2 - 1,5}\right]}{0,40 + \frac{1094}{(SN + 1)^{5,19}}} + 2,32 \cdot \log_{10}(M_r) - 8,07$	W ₁₈ : nombre équivalent d'essieux standard ; Z _R *S ₀ : facteur de fiabilité ; SN : nombre structurel ; M _r : module élastique de la plate-forme. ; ΔPSI : variation de l'indice de qualité de la route

Si dans la plupart des méthodes de dimensionnement, les performances mécaniques des couches en matériaux liés ou en matériaux non liés sont plus ou moins bien définies, celle de l'interface entre couches de chaussée n'est pas abordée. Dans le paragraphe ci-après (§ I.4), on s'intéresse à la notion d'interface entre couches de chaussée, son traitement lors du dimensionnement ainsi que sa mise en œuvre pendant la réalisation de la structure de chaussée.

I.4. Interfaces entre couches de chaussée

D'une manière générale, l'interface est la frontière, réelle ou fictive, qui sépare deux éléments. Dans la structure de chaussée, par interface entre couches de chaussée, on définit la zone de contact entre deux couches de matériaux. Plusieurs raisons peuvent être évoquées pour justifier le choix de concevoir et de réaliser la structure de chaussée par empilements successifs de couches de matériaux :

- la diversité des fonctions auxquelles doit répondre la chaussée (§ I.1) conduit à l'utilisation de matériaux différents ;
- dans le cas des matériaux liés et non liés, des valeurs limites d'épaisseur de mise en œuvre sont préconisées pour optimiser leurs performances mécaniques.

I.4.1. Fonctionnement de l'interface

Pour la plupart des types de structures utilisés dans le domaine routier (§ I.2), leur succès est essentiellement lié à l'hypothèse qu'un bon collage est assuré à l'interface de certaines couches de matériaux. A titre d'exemple, pour une chaussée bitumineuse épaisse, la réalisation en plusieurs couches implique le collage à chaque interface. De même, pour les chaussées à structures composites, leur succès est conditionné par le collage entre la couche de béton de ciment et la couche bitumineuse. En effet, d'un point de vue fonctionnement mécanique de la chaussée, l'état de l'interface conditionne la répartition des contraintes et des déformations dans chaque couche de la structure (**Figure I.4-1**). Tant que les différentes couches de matériaux restent collées entre elles, la structure de chaussée se comporte comme un bloc monolithique et, par rapport à une structure à couches décollées, la rigidité globale est augmentée et les sollicitations (contraintes, déformations) au sein des matériaux sont réduites. Lors du dimensionnement de la chaussée, les épaisseurs des couches (et par conséquent le coût de la chaussée) dépendent, en partie, de la rigidité de la structure.

En France, l'observation du comportement en service de plusieurs structures de chaussée a permis de définir des états d'interface sur la base des couches de matériaux en contact. De ce fait, vis-à-vis du dimensionnement des structures de chaussée, de manière conventionnelle, l'état de l'interface est considéré parfaitement collé, glissant (décollé) ou semi-collé [LCP 94].

Une interprétation des méthodes américaine (AASHTO) et anglaise (DMRB) montre qu'une hypothèse d'un collage parfait à l'interface des couches de matériaux bitumineux est admise lors du dimensionnement. Il faut cependant noter que dans la plupart de ces méthodes de dimensionnement, en particulier dans la méthode française, la pérennité du collage à l'interface n'est pas abordée.

Sur chantier, lorsque le niveau de collage à l'interface est insuffisant (comparé à celui supposé lors du dimensionnement), les capacités individuelles de chaque couche de matériau peuvent être dépassées, et accélérer ainsi la dégradation de la couche [UZA 78], [MRA 99], [KHW 03]. A titre d'exemple, Chaignon et Roffé [CHA 01] ont montré, à travers une étude de dimensionnement, l'incidence théorique du collage entre deux couches bitumineuses sur la durée de vie de la structure de chaussée.

La structure étudiée (PF3/GNT/GB3/BBSG) (**Figure I.4-1**) est issue de la fiche N°26 du catalogue des structures types de chaussées neuves [LCP 98]. Les résultats de l'étude montrent que si dans la réalité (réalisation de la chaussée) l'interface BBSG/GB3 est décollée alors qu'elle était considérée comme parfaitement collée lors du dimensionnement de la chaussée, la répartition des valeurs de déformation horizontale sur les faces des couches de chaussée est différente de celle prévue lors du dimensionnement. En particulier, la couche de BBSG n'est plus sollicitée qu'en compression, mais également en traction au niveau de sa face inférieure (**Figure I.4-1**). Cette sollicitation en traction réduit la tenue à la fatigue de la couche de roulement, favorise l'apparition des fissures de fatigue, et affecte les fonctions de la couche de roulement. Le diagramme de répartition des valeurs de déformation horizontal montre que la face inférieure de la couche de GB3 est fortement sollicitée en traction. Ceci conduit à une durée de vie de la chaussée divisée par quatre environ.

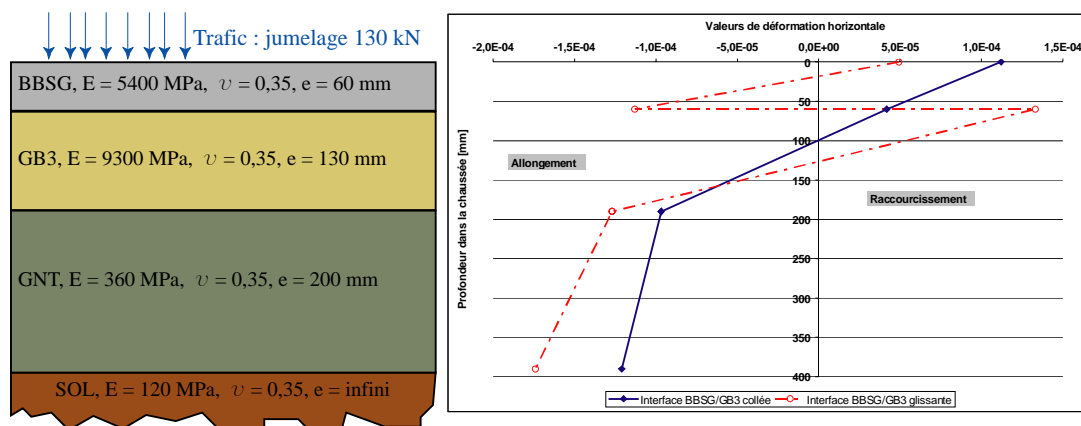


Figure I.4-1 : Effet de l'état de l'interface sur la distribution des valeurs de déformation horizontale

I.4.2. Dégradation des interfaces : pathologies et causes

En novembre 1986, le Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes (SETRA) faisait paraître une note d'information relative au décollement des couches de revêtement de chaussées [SET 86]. D'après cette note d'information, depuis les années 1970, l'auscultation de certaines chaussées dont la surface se dégradait prématurément, mettait en évidence des défauts de liaison

notamment entre la couche de roulement et la couche de base. Ces défauts de liaison se traduisent par un décollement de la couche de roulement. Le document précise également que ce type de dégradation touchait plus de 5% du réseau linéaire soumis à l'entretien préventif mais conduisait à des travaux d'entretien lourds et onéreux (recyclage, tapis d'enrobés épais, renforcements) deux à cinq fois plus chers que l'entretien normal d'une structure à couches correctement collées [SET 86].

Lorsqu'un défaut de collage se présente à l'interface, particulièrement à la dernière interface entre la couche de roulement et sa couche sous-jacente, un phénomène de glissement à l'interface peut apparaître à court ou long terme. Visuellement, c'est par la nature des dégradations en surface de la couche de roulement des chaussées récentes et surtout leur vitesse d'évolution que l'on peut appréhender le phénomène [SET 86], [KHW 03] (**Figure I.4-2**). La note d'information publiée par le SETRA en novembre 1986 [SET 86] montre un exemple de chaussée où le phénomène de décollement a été mis en évidence par carottage (cette méthode d'auscultation est présentée au Chapitre II). Dans l'exemple présenté, des fissures anarchiques apparaissent en surface de la couche de roulement, se ramifient très rapidement pour engendrer un faïençage généralisé, et ce, malgré un niveau de déflexion qui reste généralement raisonnable. Cette dernière observation vient confirmer les résultats tirés des modélisations numériques de structures de chaussée effectuées par Uzan *et al.* [UZA 78] selon lesquels le décollement de la couche de roulement avait une faible incidence sur le niveau de déflexion de la structure.



Figure I.4-2. Exemple de dégradation due à un défaut de collage à l'interface [BUC 04]

Les dégradations en surface de chaussée qui peuvent être imputées à un défaut de collage à l'interface sont généralement observées sur des portions de chaussée où la composante horizontale des sollicitations dues au trafic est très élevée (zones de freinage-accélération, virages, pentes, parkings, etc.) [ROM 99]. Ces dégradations en surface sont également constatées, spécialement après des périodes de gel/dégel, sur certaines structures de chaussée à couches de roulement mince (en BBTM, épaisseur 25 mm) voire ultra mince (BBUM, épaisseur 15 mm). Les bétons bitumineux

minces (épaisseur 30 à 50 mm) ont été imaginés dans les années 1970 comme solution d'entretien de chaussées dont l'état structurel ne nécessitait pas un renforcement mais auxquelles il fallait redonner des caractéristiques de surface suffisantes [DIB 05]. Il faut noter que dans ces cas de structures de chaussée, l'interface entre la couche de roulement et sa couche sous-jacente est fortement sollicitée en cisaillement du fait de sa position peu profonde.

Les résultats de certaines observations in situ [SET 86], [HAC 97], [SHO 02], [KHW 03], [WES 03] ont permis de lister une série de paramètres ou de conditions d'exécution pouvant affecter le niveau de collage à l'interface et conduire ainsi à un décollement en plaque de la couche de roulement :

- absence de couche d'accrochage au niveau de l'interface, ou au niveau des bandes de roulement (**Figure I.4-3**);
- pollution de l'interface par de la poussière ou par une autre forme d'impuretés ;
- mise en œuvre de la couche d'accrochage suivie d'une forte pluie ;
- dosage excessif en couche d'accrochage qui conduit à la formation d'un plan de glissement ;
- compactage insuffisant de la couche de fondation conduisant, au moment de la mise en œuvre des bitumineuses, à un décollement de leurs interfaces. Ce phénomène est dû à la combinaison d'une forte contrainte de cisaillement à l'interface et d'une rigidité insuffisante du support ;
- manque de compacité de la grave bitume en surface dû à une ségrégation des granulats.



Figure I.4-3. « Départ » de la couche d'accrochage au niveau des bandes de roulement [WES 03]

I.4.3. Couches d'accrochage aux interfaces

Dans la note d'information publiée par le SETRA en 1986 [SET 86] et relative au phénomène de décollement des couches de surface des chaussées, l'attention des maîtres d'œuvre et des chefs de

chantier était attirée, d'une part, sur la nécessité absolue de réaliser une couche d'accrochage correcte quelle que soit la nature de la couche support, et d'autre part, sur l'obtention d'une bonne homogénéité de la couche support en évitant le feuilletage superficiel pour les graves traitées aux liants hydrauliques et la ségrégation pour les graves bitumes.

1.4.3.1. Emulsions bitumineuses

Pendant les travaux routiers, les couches d'accrochage utilisées pour développer un collage entre deux couches bitumineuses sont généralement des émulsions bitumineuses. Dans la littérature, l'émulsion est définie comme étant un système hétérogène, thermodynamiquement instable, comportant au moins deux liquides non miscibles dont l'une est dispersée dans l'autre sous forme de gouttelettes dont le diamètre est typiquement supérieur à 0,1 micromètre [BEC 65], [RAM 74]. Cette composition lui confère des propriétés qui facilitent son étalement sur une surface et son absorption à travers une membrane.

Dans le cas de l'émulsion bitumineuse, la phase dispersée est un bitume pur ou modifié, et la phase dispersante est l'eau. Outre ces deux phases principales, on trouve des agents appropriés (acides ou bases, amines, etc.) destinés à maintenir en équilibre celles-ci. En France, dans les années 1980, près de 30% du bitume routier est consommé sous forme d'émulsion. Les émulsions bitumineuses sont définies par leur répartition granulométrique et leur composition (nature et dosage en liant, acide ou base, etc.), lesquelles déterminent leurs caractéristiques physico-chimiques (pH, conductivité, etc.) et leurs caractéristiques technologiques (stabilité au stockage, vitesse de rupture, adhésivité et viscosité) [RAM 74]. Ces caractéristiques ont une forte influence sur l'aptitude de l'émulsion à être mise en œuvre et à développer un niveau de collage entre couches de chaussée.

1.4.3.2. Caractéristiques technologiques des émulsions bitumineuses

La *viscosité* est un paramètre très important surtout pour la bonne mise en œuvre de l'émulsion. Elle intervient pour le transfert à travers les canalisations (pompage et répandage) et pour l'utilisation sur chantier. En effet, dans le cas d'un enduit superficiel, l'émulsion doit être relativement visqueuse afin d'éviter qu'elle prenne le chemin des accotements si la chaussée est légèrement bombée, alors que dans le cas d'une imprégnation, une émulsion fluide est préférable pour sa bonne pénétration dans la couche de chaussée. La viscosité de l'émulsion augmente avec la teneur en bitume [RAM 74].

La *stabilité au stockage* est un paramètre qui permet au fabricant de garantir une constance des différentes propriétés des émulsions pendant le temps entre la fabrication et l'utilisation sur

chantier. Le concept de stabilité au stockage recouvre en général trois phénomènes [RAM 74], [KAL 99] : la décantation (sédimentation ou crémage), la floculation (sédimentation, réversible par action mécanique ou thermique) et la coalescence (agglomération irréversible des particules, séparation des deux phases aqueuse et hydrocarbonée).

La *vitesse de rupture*, ou encore stabilité vis-à-vis des granulats pour certains auteurs, est sans doute la principale caractéristique de l'émulsion et la plus importante pour l'utilisateur parce que conditionnant le type d'emploi. A titre d'exemple, dans le cas d'enduit superficiel, la vitesse de rupture de l'émulsion influe directement sur le temps de remise en circulation des chantiers. Suivant la vitesse de rupture, on distingue les émulsions à rupture rapide (pour les travaux d'enduit superficiel), les émulsions à rupture lente (pour les travaux d'enrobage) et les émulsions à rupture contrôlée (utilisées dans la fabrication des enrobés denses et des graves traitées à l'émulsion). La vitesse de rupture est liée, d'une part, aux caractéristiques physico-chimiques de l'émulsion, et d'autre part, à celles du matériau minéral. En effet, il est bien connu qu'un granulat comportant une énorme quantité de fines amène une rupture beaucoup plus rapide qu'un granulat propre [RAM 74]. Ce constat peut expliquer les défauts de collage constatés lorsque l'interface est polluée par de la poussière (§ I.4.2), l'émulsion n'est plus « propre » pour développer une adhérence suffisante.

D'autres phénomènes accompagnent la phase de rupture de l'émulsion lorsque celle-ci est mise en œuvre sur une surface granulaire. Les phénomènes de décantation, de floculation et de coalescence vont d'abord se produire, et la plus lente des deux, détermine la vitesse de rupture de l'émulsion. On observe ensuite le phénomène de prise pendant lequel il y a départ de la phase aqueuse (par évaporation ou liée à la nature minéralogique de la surface). S'ensuit alors la phase de mûrissement de l'émulsion pendant laquelle seule la phase hydrocarbonée (bitume résiduel) est présente sur la surface traitée (**Figure I.4-4**).

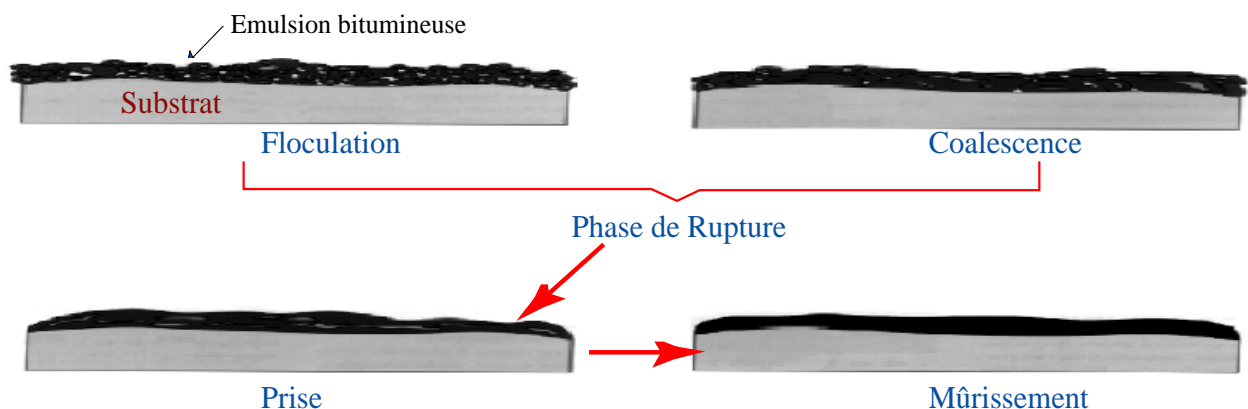


Figure I.4-4. Différentes étapes du processus de rupture de l'émulsion bitumineuse [KAL 99]

I.4.3.3. Conditions de mise en oeuvre

Vis-à-vis des règles de l'art relatives à la construction des chaussées en France, l'interposition d'une couche d'accrochage à l'interface de deux couches bitumineuses est systématique. Le respect de cette prescription vise à satisfaire l'hypothèse de l'interface parfaitement collée admise lors du dimensionnement de la structure de chaussée (§ I.3). A titre d'exemple, dans la norme NF P 98-150, la mise en place d'une couche de matériaux bitumineux est immédiatement précédée, entre autres, de la mise en œuvre d'une couche d'accrochage continue et régulière ou de tout dispositif assurant le collage des couches. En particulier, dans le cas d'une couche en BBTM, l'émulsion de bitume doit être appliquée avec un dosage minimal de 300 g/m² de bitume résiduel, norme XP P 98-137.

Dans le souci d'éviter, ou au moins de réduire, l'apparition de défauts de collage à l'interface des couches de chaussée, la mise en œuvre de l'émulsion bitumineuse est immédiatement précédée de l'exécution de certains travaux (NF P 98-150) :

- évacuation aussi complète que possible de l'eau sur la surface à traiter ;
- balayage et nettoyage, à sec, par grattages mécaniques et manuels de la surface à traiter ;
- rabotage des plaques de ressuage et des peintures ou résines de signalisation horizontale en cas d'application de couches minces d'épaisseur inférieure ou égale à 40 mm ;
- sur chaussées aéronautiques : dégommeage, nettoyage des contaminations et souillures.

La couche d'accrochage est mise en œuvre en utilisant, soit un répandeur, soit un finisseur à rampe intégrée.

Dans le cas de l'utilisation d'un répandeur (voir photographies présentées en **Figure I.4-5**), afin de préserver la propreté du chantier et de ses abords (liée à la circulation des engins), la mise en œuvre de la couche d'accrochage peut être suivie d'un léger gravillonnage. Ces deux opérations sont réalisées en une seule passe. Dans certains cas de figure, le gravillonnage n'est pas nécessaire lorsqu'un bitume dur est utilisé dans la fabrication de la couche d'accrochage. On obtient alors une surface enduite non adhérente aux pneumatiques.

Dans le cas de l'utilisation d'un finisseur à rampe intégrée (voir photographies présentées en **Figure I.4-6** pour l'exemple du SUPER 1800 SF), l'épandage de la couche d'accrochage et la pose de la couche d'enrobé sont effectués en une seule passe. Afin que la couche d'accrochage ne soit pas salie ou même abîmée par le finisseur, la rampe d'épandage est positionnée au mieux à l'arrière du SUPER 1800 SF. Cependant, l'utilisation d'un finisseur à rampe intégrée soulève le problème sur la rupture effective et complète de la couche d'accrochage du fait des mises en œuvre quasi simultanées de la couche d'accrochage et de la couche d'enrobé. En effet, avec ce mode de mise en

œuvre, la phase aqueuse de la couche d'accrochage peut se trouver emprisonnée à l'interface des couches, affectant ainsi l'efficacité du collage.



Figure I.4-5. Réalisation d'une couche d'accrochage avec un répandeur [RAS 02]



Figure I.4-6. Réalisation d'une couche d'accrochage avec un finisseur à rampe intégrée

I.5. Conclusion

Lors du dimensionnement, la méthode de traitement de l'interface entre couches de chaussée (interface considérée comme parfaitement collée, glissante, semi collée, etc.) a une forte incidence sur la répartition des contraintes et des déformations dans la structure de chaussée, et donc, sur les durées de vie prévisionnelles des couches de matériaux mises en oeuvre.

Sur certaines chaussées, on peut se poser la question sur le pourquoi de l'apparition de désordres structurels pouvant être liés à des défauts de collage d'interface, et ce malgré l'interposition d'une

couche d'accrochage entre les couches d'enrobés. Cette question, souvent sans réponse explicite, laisse penser que sur ces structures de chaussée, la durabilité du collage n'est pas bien maîtrisée.

Notre étude repose sur le développement d'un outil de calcul qui permettrait d'estimer la durée de vie aussi bien du collage à l'interface que des couches de matériaux de la structure de chaussée. Ces durées de vie sont estimées connaissant le niveau de trafic routier et les lois de comportement des matériaux (couches granulaires et couches d'accrochage). Afin de développer notre outil de calcul, il nous faut une loi de comportement mécanique de la couche d'accrochage mise en œuvre à l'interface. Tout comme dans le cas des couches granulaires, cette loi mécanique peut être obtenue à partir d'essais de laboratoire ou in situ.

Afin d'aboutir au développement d'un outil de calcul nous permettant d'évaluer la durée de vie du collage à l'interface et des couches de matériaux de la structure de chaussée, la démarche de travail adoptée est la suivante.

Dans une première étape, la méthode d'essai (existante ou à développer) qui permettrait de caractériser le comportement mécanique du collage à l'interface de deux couches de chaussée. Une revue bibliographique des méthodes d'essai pratiquées dans le domaine routier est présentée au Chapitre II. Notre campagne expérimentale sur les produits d'entreprise sera conduite sur la base de la ou des méthodes d'essai sélectionnées à partir de cette revue bibliographique.

Dans une seconde étape, il nous faut choisir une formulation mathématique qui permet de simuler le comportement mécanique du collage tiré de la méthode d'essai définie dans la première étape. Une revue bibliographique des modèles numériques permettant de simuler le comportement mécanique du collage est également présentée au Chapitre II. Le modèle numérique choisi, et qui permet de simuler le comportement mécanique de l'interface sera alimenté par les résultats de la campagne expérimentale de notre étude.

Dans une troisième étape, on s'intéressera au choix de l'outil de prédiction de la durée de vie de la structure de chaussée. Cet outil de prédiction doit permettre la prise en compte du comportement mécanique du collage à l'interface caractérisé à partir des essais. Ainsi, on présentera au Chapitre II une revue bibliographique sur les outils de prédiction actuellement disponibles, et adaptables au contexte de notre étude. L'outil de prédiction, choisi ou à développer, sera utilisé pour évaluer la durée de vie du collage à l'interface et celle des couches de matériaux de quelques structures de chaussée comportant les produits d'entreprise étudiés au cours de notre campagne expérimentale.

CHAPITRE II. MECANIQUE DES INTERFACES DANS LA STRUCTURE DE CHAUSSEE

II.1. Essais de caractérisation de l'état de l'interface	23
<i>II.1.1. Caractérisation de l'état de l'interface par Contrôle Non Destructif (CND)</i>	<i>23</i>
II.1.1.1. Auscultation avec le déflectographe	23
II.1.1.2. Auscultation avec le Falling Weight Deflectometer (FWD)	24
II.1.1.3. Auscultation avec le Collomètre	25
II.1.1.4. Auscultation avec le Collographe	25
II.1.1.5. Auscultation avec le COLIBRI	25
II.1.1.6. Auscultation avec le RADAR	26
II.1.1.7. Auscultation par Impact-Echo (IE)	26
II.1.1.8. Auscultation par thermographie infrarouge	27
II.1.1.9. Bilan	28
<i>II.1.2. Caractérisation de l'état de l'interface par Contrôle Destructif.....</i>	<i>28</i>
II.1.2.1. L'essai d'ovalisation	29
II.1.2.2. L'essai de torsion	30
II.1.2.3. L'essai de traction directe	31
II.1.2.4. L'essai de cisaillement direct.....	32
II.1.2.5. L'essai de double cisaillement	33
II.1.2.6. L'essai de cisaillement oblique en compression.....	33
II.1.2.7. L'essai de flexion (3 ou 4 points).....	34
II.1.2.8. L'essai de fendage au coin (The Wedge Splitting test)	35
II.1.2.9. Bilan	35
II.2. Comportement mécanique des interfaces	36
<i>II.2.1. Types de courbes de comportement</i>	<i>37</i>
<i>II.2.2. Facteurs influençant la performance mécanique de l'interface</i>	<i>38</i>
II.2.2.1. Effet du dosage en couche d'accrochage	39
II.2.2.2. Effet de la rugosité de l'interface	40
II.2.2.3. Effet de la contrainte normale à l'interface.....	41
II.2.2.4. Effet des niveaux de sollicitations mécanique et thermique	42
II.2.2.5. Bilan	43

II.3. Modélisation du comportement mécanique de l'interface	43
II.3.1. <i>Modèle mécanique en cisaillement</i>	44
II.3.2. <i>Modélisation de l'interface entre deux solides</i>	45
II.3.2.1. Elément d'interface de type GTB	45
II.3.2.2. Elément d'interface de type LRH	46
II.3.2.3. Elément d'interface isoparamétrique	46
II.3.2.4. Elément d'interface d'épaisseur non nulle.....	47
II.3.3. <i>Outils d'analyse mécanique de la structure de chaussée</i>	48
II.3.3.1. Logiciel Alizé.....	48
II.3.3.2. Code de calcul Cast3M (Eléments finis).....	49
II.4. Applications	50
II.4.1. <i>Modélisation en 2D sous Cast3M d'une structure de chaussée</i>	50
II.4.1.1. Construction du modèle numérique	51
II.4.1.2. Validation du modèle numérique.....	52
II.4.2. <i>Etats de contraintes aux interfaces de la structure de chaussée</i>	54
II.4.3. <i>Effet de l'endommagement de l'interface sur le comportement de la structure</i>	57
II.5. Conclusion	58

On aborde dans ce chapitre, les revues bibliographiques définies dans la démarche de travail adoptée dans le cadre de cette thèse, et présentée en conclusion du chapitre I.

Dans ce chapitre, le premier paragraphe présente les différents moyens d'essais qui permettent de recueillir l'information sur le niveau de collage à l'interface. On distingue d'une part les méthodes d'essais in situ de type non destructifs qui permettent de définir, dans la plupart des cas, l'état collé ou décollé de l'interface, et d'autre part les essais de laboratoire qui permettent d'évaluer la performance mécanique du collage à l'interface. Le paragraphe II.2 présente des résultats expérimentaux tirés de la littérature sur l'étude du comportement mécanique de l'interface entre couches d'enrobés bitumineux. On s'attarde sur les différents paramètres d'essais qui peuvent affecter le niveau de collage à l'interface. Dans le paragraphe II.3, on présente une revue bibliographique sur les différentes méthodes de modélisation du comportement mécanique de l'interface ainsi que les outils d'analyse mécanique qui permettent de prendre en compte ces lois de comportement d'interface. Le paragraphe II.4 est consacré à une série d'applications numériques pour évaluer les niveaux de contraintes aux interfaces et l'effet d'un endommagement simulé de l'interface sur la réponse structurelle de la chaussée. La conclusion fait une synthèse des différents éléments nécessaires à la préparation de la campagne expérimentale associée à notre étude.

II.1. Essais de caractérisation de l'état de l'interface

Ce paragraphe est consacré à la présentation et à l'analyse des différentes méthodes d'essais permettant de qualifier et/ou de quantifier le niveau de collage à l'interface de deux couches de chaussée réalisées en matériaux bitumineux. On classe ces essais en deux familles selon que la méthode d'essai présente un caractère destructif ou non destructif. Une analyse de ces différentes méthodes d'essais servira de base pour la mise au point d'une méthodologie de suivi de l'état de l'interface adaptable au contexte de notre étude.

II.1.1. Caractérisation de l'état de l'interface par Contrôle Non Destructif (CND)

Dans cette partie, on s'intéresse aux méthodes d'essais appliquées à l'auscultation des chaussées, et plus particulièrement à la caractérisation de l'état collé ou glissant de l'interface entre deux couches de matériaux bitumineux. Sur une chaussée réelle ou expérimentale, vis-à-vis de la détection des défauts structurels, le processus de diagnostic comprend le relevé des dégradations de surfaces, la mesure de la déformabilité de surface (déflexion), etc. Les informations recueillies peuvent conduire à une présomption de défauts de collage entre couches et complétées à travers d'autres essais de type propagation d'ondes mécaniques, mesure d'impédance mécanique. L'emploi de méthodes d'auscultation non destructives présente l'avantage de pouvoir qualifier et suivre l'état de l'interface sans pour autant perturber le comportement mécanique du corps de chaussée.

II.1.1.1. Auscultation avec le déflectographe

Utilisé notamment pour la surveillance d'un réseau routier, la détection des zones défectueuses à renforcer (etc.), l'essai au déflectographe est une technique d'auscultation mécanique statique ou quasi statique qui permet de mesurer le déplacement vertical de la surface de la chaussée (déflexion) sous l'effet d'un essieu d'un poids lourd en mouvement à vitesse constante. Le principe de l'essai fait intervenir une poutre de référence désolidarisée du véhicule, et qui repose sur la chaussée par trois points situés hors de la zone d'influence de la charge de 13 tonnes. Le véhicule avançant, les capteurs de la poutre mesurent les valeurs de déflexion jusqu'au passage de l'essieu arrière. La poutre est ensuite ramenée à l'avant, dans sa position initiale vis-à-vis du véhicule, pour une nouvelle mesure.

La forme et l'amplitude du bassin de déflexion renseignent sur la capacité et la condition structurale du corps de chaussée. Les valeurs de déflexion et du rayon de courbure du bassin sont influencées par les caractéristiques (modules élastiques et épaisseurs) des différentes couches de la structure de chaussée et les niveaux de collage aux interfaces (**Figure II.1-1**). En effet, lorsque le

niveau de collage à l'interface diminue, la déflexion augmente et le rayon de courbure diminue. A titre d'exemple, en reprenant la structure de chaussée étudiée en paragraphe I.4, Figure I.4-1 du chapitre I, lorsque l'interface entre le BBSG et le GB3 passe d'un état collé à un état décollé, la valeur maximale de déflexion est augmentée de 21%. Cependant l'essai au deflectographe conduit à des résultats dépendant de la rigidité globale de la structure de chaussée, et donc rend impossible la caractérisation de la limite du défaut structurel.

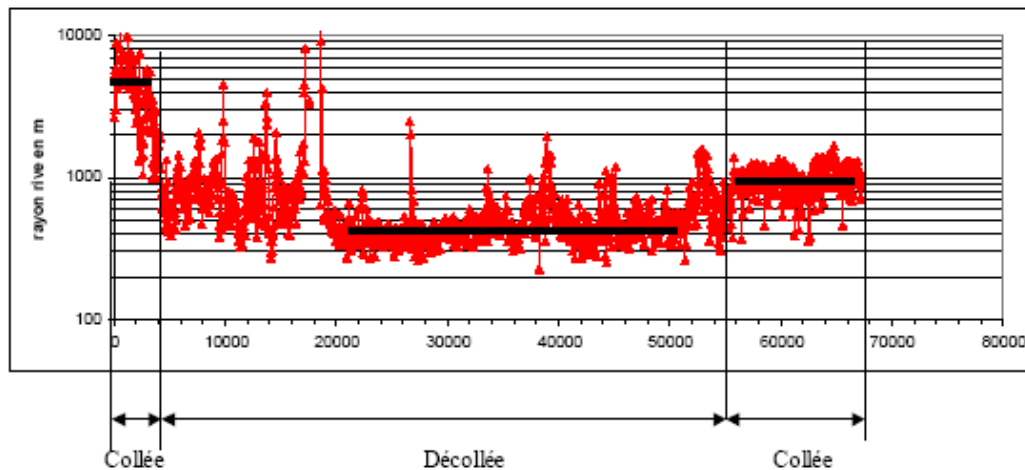


Figure II.1-1 : Effet de l'état de l'interface sur la valeur du rayon de courbure [KOB 04]

II.1.1.2. Auscultation avec le Falling Weight Deflectometer (FWD)

Tout comme l'essai au deflectomètre présenté dans le paragraphe précédent, l'essai au FWD est une technique d'auscultation mécanique statique ou quasi statique. Le FWD (deflectomètre à masse tombante) est conçu pour mesurer un bassin de déflexion à la différence que la charge est tombante et appliquée sur une plaque de 300 mm de diamètre. Il se compose d'une remorque tractée de 850 kg environ (transportant les éléments de mise en charge et les capteurs de déplacement) et d'un système de pilotage automatique, d'acquisition et de traitement des données.

Le principe de l'essai est le suivant. Suivant le type de structure de chaussée à tester, la masse est libérée d'une hauteur variant de 20 à 400 mm, provoquant une force variant de 7 à 105 kN. La charge est transmise à la chaussée par l'intermédiaire d'un ressort dont la constante de raideur permet de déterminer la durée du chargement. Les neuf capteurs de déplacement (dont un au centre de la plaque) mesurent les valeurs de la déformée horizontale sur 2 mètres environ du point d'application de la charge (**Figure II.1-2**).

Pour les structures routières, les paramètres de chargement sont réglés de manière à obtenir une impulsion d'une durée de 28 ms (34 Hz), correspondant à la durée de charge d'un poids lourd circulant à une vitesse moyenne d'environ 70 km/h.

L'essai au FWD permet alors de renseigner sur la capacité et la condition structurelle de la structure de chaussée. Cependant, les conclusions faites sur l'essai au deflectomètre s'appliquent également à l'essai au FWD. 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. L'état collé ou glissant de l'interface pourrait cependant être vérifié pour une chaussée neuve.

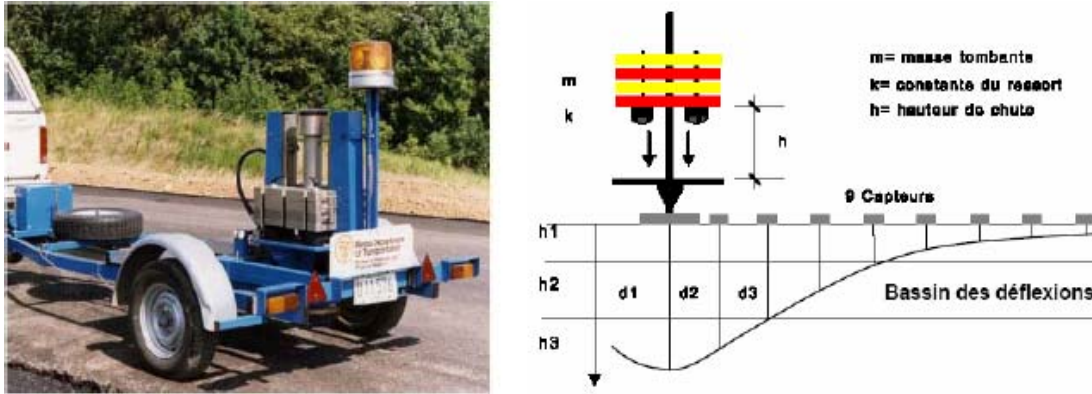


Figure II.1-2. Appareillage et principe de fonctionnement du FWD (www.infralab.ch)

II.1.1.3. Auscultation avec le Collomètre

Le collomètre a été développé en 1975 pour détecter les couches décollées. Son principe repose sur des constatations pratiques. Lorsque les couches sont collées entre elles, alors suite à un choc donné à la surface de la chaussée, une grande partie de l'énergie est transmise vers le sol. S'il y a défaut (décollement) à l'interface, l'énergie est réfléchiée vers la surface. Le collomètre se compose d'une masse tombante et des géophones qui, placés à 100 mm autour du point d'impact, mesurent la réponse de la structure. Cet appareil est remplacé par le collographe.

II.1.1.4. Auscultation avec le Collographe

L'essai au collographe consiste à appliquer, par l'intermédiaire d'une bille vibrante, une sollicitation sinusoïdale, d'amplitude 2000 N et de fréquence 60 Hz, à la surface de la chaussée. Des capteurs mesurent la composante verticale de la réponse de la structure. L'amplitude de cette composante traduit l'état structurel de la chaussée, elle est constante le long d'une section homogène et varie en présence de singularités. Cependant, le collographe est peu utilisé pour la détection des défauts de collage à l'interface car il est peu sensible à ce type de dégradation.

II.1.1.5. Auscultation avec le COLIBRI

Appliquée à une structure de chaussée, la technique d'auscultation COLIBRI vise à mesurer la réponse dynamique de la structure suite à une série d'excitations dynamiques par l'intermédiaire

d'un marteau instrumenté. La réponse est évaluée par un accéléromètre disposé à 10 cm du marteau. Dans le domaine fréquentiel, la fonction de transfert entre les signaux de sollicitation et de réponse est caractéristique de l'absence ou de la présence de défaut d'interface. En présence d'un défaut, la fonction de transfert est amplifiée dans une bande de fréquences. Bats-Villard [BAT 91] précise que le module des fonctions de transfert est surtout influencé en moyenne fréquence (0,5 à 2 kHz) par l'état de l'interface. La **Figure II.1-3** présente, en partie, le prototype COLIBRI développé par le LCPC. Elle comprend un marteau instrumenté et un capteur accélérométrique maintenu à la surface de la chaussée par un système masse – ressort.

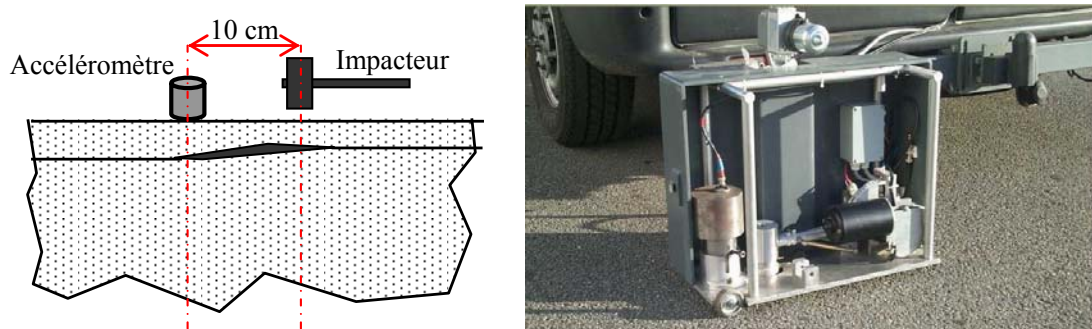


Figure II.1-3. Principe des méthodes d'auscultation dynamique et prototype COLIBRI du LCPC

II.1.1.6. Auscultation avec le RADAR

L'auscultation par la méthode RADAR consiste à faire propager une onde électromagnétique vers la structure de chaussée. L'objectif premier de la technique Radar est de déterminer les épaisseurs de mise en œuvre des couches de matériaux. En effet, à chaque discontinuité diélectrique du milieu, une partie de l'impulsion est réfléchiée vers la surface. Pour certains auteurs, une analyse plus avancée des signaux RADAR met en évidence des variations de réponse en termes d'amplitude d'échos, et qu'ils interprètent comme des variations du niveau de collage à l'interface [DER 03].

II.1.1.7. Auscultation par Impact-Echo (IE)

La méthode IE a été mise au point aux Etats-Unis dans les années 80-90 comme technique d'auscultation non destructive appliquée au béton [ABR 03], et se base sur l'analyse d'un spectre de réponse. Le principe de l'essai est de générer, à la surface de la structure et à l'aide d'une bille d'acier, une onde mécanique impulsionnelle qui se propage dans le matériau. Dans une dalle, les multiples réflexions de l'onde (entre la surface, le fond et les défauts de taille suffisante) provoquent une réponse cyclique amortie enregistrée par un capteur situé au voisinage immédiat du point d'impact. Dans une structure multicouche, les fréquences d'apparition de ces échos sont caractéristiques des épaisseurs des différentes couches. Un changement de ces fréquences est traduit

par la présence d'un défaut (interface ou vide) à la profondeur indiquée. En 1998, la méthode a fait l'objet de la norme ASTM C 1383 [AST 98].

Un décollement à l'interface est susceptible d'être décelé par IE sous certaines conditions. Il doit avoir une ouverture d'au moins 0,1 mm, et sa plus petite dimension latérale doit être supérieure à 25% de la longueur d'onde de l'impulsion produite par le choc de la bille. Ces conditions sont généralement satisfaites dans les structures de chaussée. Toutefois, des études expérimentales montrent que la méthode IE est sensible à la température des matériaux bitumineux [SIM 05]. L'interprétation des résultats est plus délicate en présence de ces matériaux, il faut nécessairement adapter un facteur correctif dépendant du coefficient du poisson, mais aussi et surtout, tenir compte de la dépendance des propriétés des matériaux bitumineux avec la fréquence et la température.

II.1.1.8. Auscultation par thermographie infrarouge

La littérature présente différentes applications de la technique d'auscultation par thermographie infrarouge. Elle trouve son application dans la détection du décollement d'une chape de béton dans les tabliers de pont [SOL 87], des délaminages des couches des chaussées aéroportuaires [MOR 01], des fissures dans les couches d'enrobés [HU 02], ou dans le contrôle de l'efficacité des chapes d'étanchéité [CAN 06]. La thermographie infrarouge se base sur la mesure de la température à la surface de la structure à ausculter. Cette température de surface varie en fonction des cycles de chauffage/refroidissement imposés par le rayonnement solaire. En présence d'un défaut de liaison à l'interface de deux matériaux, celui-ci joue le rôle de barrière thermique, et la portion de matériaux localisée entre ce défaut et la surface devient plus sensible aux variations thermiques du milieu environnant. Ainsi, l'examen de la température de surface, suite à des changements de la température ambiante, permet de distinguer les zones collées des zones décollées (**Figure II.1-4**).

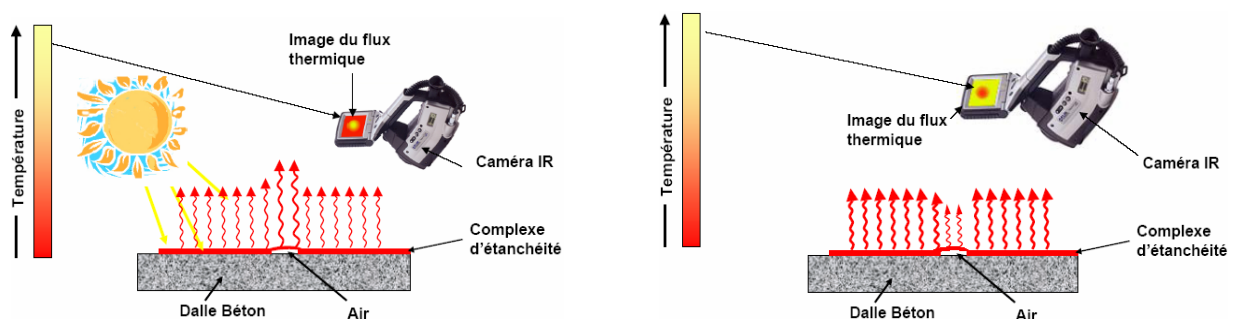


Figure II.1-4. Principe de détection des défauts d'adhérence en modes diurne et nocturne [CAN 06]

II.1.1.9. Bilan

L'établissement d'un diagnostic structurel fiable d'une chaussée passe par la détection et la caractérisation des éventuels défauts dont ceux à l'interface des couches de chaussée. Vis-à-vis de la caractérisation de l'état collé ou décollé de l'interface, les méthodes d'auscultation présentées ont montré leur capacité à établir des présomptions de présence de défauts de liaison. Cependant, appliquées à des chaussées bitumineuses, certaines méthodes conduisent à des résultats peu sensibles à l'état de l'interface, par conséquent, leur utilisation peut conduire une exploitation des résultats assez fastidieuse. En présence de matériaux bitumineux, l'utilisation de ces méthodes d'auscultation se fait dans des conditions strictes de température qui peuvent être incompatibles avec un essai opérationnel. L'interprétation des résultats devra tenir compte de la dépendance fréquence – module. Les techniques d'auscultation Impact Echo et Colibri semblent être les plus aptes à détecter et à caractériser le décollement de l'interface entre les couches de chaussée. Les techniques d'auscultation Colibri, Radar ont été expérimentées dans le cadre d'une étude de durabilité du collage de l'interface entre une couche de béton et une couche d'enrobé bitumineux [POU 04]. Vis-à-vis de la détection et de la caractérisation des défauts d'interface dans les chaussées, Simonin [SIM 05] a conduit des études numériques et expérimentales pour définir les limites d'utilisation des techniques d'auscultation Colibri et Impact Echo. Sur la base de critères et de conditions d'essais, ces méthodes permettent de détecter les zones collées des zones décollées. Elles se limitent à la qualification de l'état collé ou décollé de l'interface.

II.1.2. Caractérisation de l'état de l'interface par Contrôle Destructif

Dans ce paragraphe, on présente des méthodes d'essais pratiquées dans divers domaines d'ingénierie et qui permettent de quantifier la performance mécanique du collage à l'interface d'un assemblage collé. La connaissance des caractéristiques mécaniques de collage de l'interface associées aux sollicitations appliquées à la structure multicouche permet à l'ingénieur de mieux définir la répartition des contraintes et déformations dans les couches constitutives et donc de mieux estimer la durabilité de la structure. Cependant, à travers cette aptitude à pouvoir mesurer la performance mécanique du collage à l'interface, ces différents types d'essais présentent un caractère destructif dans la mesure où ils s'appliquent sur des éprouvettes soit prélevées sur chaussée réelle ou expérimentale, soit fabriquées en laboratoire.

Raab et Partl [RAA04] ont proposé un inventaire des sollicitations appliquées à l'interface (**Figure II.1-5**). Suivant le type de sollicitation appliqué à l'interface, on rencontre des méthodes d'essais adaptés à des études, soit en laboratoire, soit sur chantier. La plupart de ces méthodes d'essais se limitent à la caractérisation du comportement mécanique de l'interface sous chargement

monotone. D'autres essais permettent également d'étudier la durabilité mécanique de ce collage. Sur la **Figure II.1-5**, la sollicitation de traction peut apparaître suite à un freinage du véhicule. Nous verrons plus loin que la sollicitation de traction a longtemps été adoptée pour tester l'adhérence de certaines couches minces telles les chapes sur les tabliers de pont. D'autres types de sollicitations sont mis en jeu pour évaluer la performance du collage.

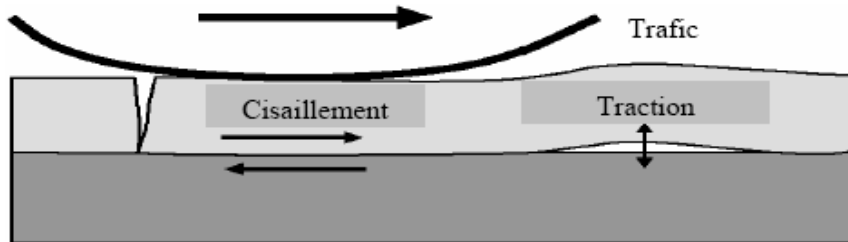


Figure II.1-5. Modes de sollicitation de l'interface sous conditions de trafic [RAA 04]

II.1.2.1. L'essai d'ovalisation

Dans la pratique, le carottage est la méthode d'auscultation la plus simple. Il consiste à prélever un échantillon cylindrique de la structure de chaussée. L'état collé ou glissant de l'interface entre couches peut parfois être détecté visuellement sur la carotte. Cependant, les conditions d'essais (vitesse de rotation et diamètre du carottier), peuvent affecter les résultats en amplifiant le niveau de décollement [KW 03]. Un diamètre de carottier de 150 mm est proposé pour limiter les efforts lors du carottage [KOB 04]. L'essai de carottage peut être valorisé en étant couplé à l'essai d'ovalisation [GOA 83]. Imaginé et développé vers les années 1970, par les Laboratoires des Ponts et Chaussées (LPC), l'essai d'ovalisation (**Figure II.1-6**) a pour principe la mesure, dans un trou de carottage, les variations de diamètre à différentes profondeurs au passage d'un jumelage standard (65 kN), et a fait l'objet de la norme NF P 98-203-1 [LCP 95]. L'état de l'interface est analysé en effectuant deux mesures de part et d'autre de l'interface. Si ces valeurs sont égales, alors l'interface est collée. Des écarts significatifs entre les mesures traduisent un glissement plus ou moins prononcé au niveau de l'interface.

Les valeurs de déformation mesurées au niveau de l'interface peuvent être traduites en terme de niveau de collage. De ce fait, on peut estimer la performance mécanique du collage à l'interface sur une échelle graduée de zéro (interface glissante, valeur maximale de déformation) à un (interface parfaitement collée, valeur minimale de déformation), De plus, dans un outil de calcul de structure, ces valeurs de déformations peuvent être prises en compte et nous renseigner sur la répartition des contraintes et déformations dans les différentes couches.

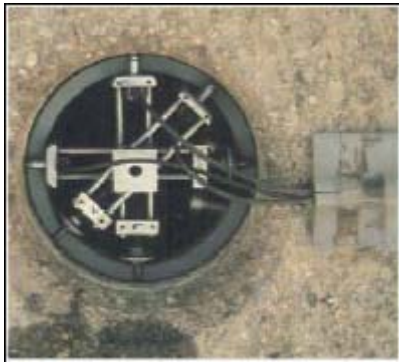


Figure II.1-6. Dispositif expérimental de l'essai d'ovalisation [LCP 95]

II.1.2.2. L'essai de torsion

L'essai de cisaillement par torsion, également connu sous le terme « napkin-ring test » dans le domaine des matériaux composites, fut développé par Bruyne [DEB 62] et consistait à coller bout à bout deux cylindres de fine épaisseur. Cet essai vise à mesurer la résistance au cisaillement par torsion d'une interface entre deux couches d'enrobés. Le principe de l'essai est de solliciter en torsion une éprouvette bimatériau de manière à générer des contraintes de cisaillement à l'interface. Ce type d'essai est largement utilisé dans beaucoup de domaines d'ingénierie pour l'évaluation de la performance d'un assemblage collé [GUI 01], [POP 05], mais demeure peu utilisé dans le domaine des chaussées pour l'étude du collage entre couches de chaussée. Cet essai trouve son application aussi bien en laboratoire que sur chantier (**Figure II.1-7**).

Sur chantier, l'essai consiste à carotter jusqu'à une profondeur d'environ 10 mm en dessous de l'interface à tester et à appliquer, au moyen d'une clé dynamométrique, une sollicitation monotone de torsion sur un disque préalablement collé à la surface de la carotte. L'essai est réalisé manuellement, et à température ambiante. De ce fait, on ne peut pas garantir une vitesse constante de chargement ; l'essai étant rapide, on suppose que la température reste invariable. Dans le cas d'expertises, le CRM EUROVIA utilise cette méthode d'essai pour quantifier la performance du collage à l'interface (photographies en **Figure II.1-7**).

En laboratoire, un dispositif et une presse mono-axe permettent d'appliquer, via des disques collés aux extrémités d'une éprouvette cylindrique bimatériau, une sollicitation monotone de torsion. L'essai de torsion en laboratoire est utilisé au Royaume Uni, les éprouvettes carottées ont un diamètre de 100 mm [WAL 01], [COL 03], [WES 05]. Le CRM EUROVIA utilise également cet essai de laboratoire (**Figure II.1-7**) sur des éprouvettes de diamètre 150 ou 100 mm.

A ce jour (2007), aucune normalisation (procédures et paramètres d'essai) n'est disponible pour l'essai de torsion.



Figure II.1-7. Essai de torsion : principe d'essai et exemples de dispositifs d'essai (CRM Eurovia)

II.1.2.3. L'essai de traction directe

L'essai de traction est l'un des premiers essais développés pour mesurer la résistance à l'arrachement, sous chargement monotone, des couches d'étanchéité sur les tabliers de ponts. L'objectif de l'essai est de générer des contraintes de traction à l'interface de deux couches. Il s'agit alors de mettre en traction une éprouvette bicouche, l'interface étant disposée orthogonalement à la direction de l'effort de traction. Ce type d'essai peut être réalisé aussi bien en laboratoire que sur chaussée.

En Autriche, cette essai est normalisé (RVS 11.65 1993). Sur chantier, un carottage est réalisé jusqu'à une profondeur de 50 mm en dessous de l'interface à tester avec un carottier de diamètre 100 mm. Le chargement monotone de traction est appliqué via un casque métallique collé à la surface de l'éprouvette [TSC 95]. La contrainte à la rupture doit être supérieure à 1,5 MPa lorsque le bitume utilisé est modifié ou 1 MPa lorsque c'est un bitume pur. Cependant, dans la plupart des cas, l'essai conduit à des résultats dispersés [TSC 95], [BUC 04].

Du côté du Québec, un dispositif d'essai de traction directe a été conçu en 1998 dans le cadre d'un partenariat entre le Ministère des Transports du Québec (MTQ) et le Centre de Recherche et de Contrôle Appliqué à la Construction (CRCAC). Des modifications y ont été apportées par la suite par le MTQ. Sur chantier, l'essai de mesure de la force de liaison entre deux couches d'enrobés 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. Un système de préhension sans colle est placé sur le pourtour de la carotte jusqu'à une profondeur de 35 mm dans la couche de surface. Une contrainte de traction est appliquée à la vitesse de 240 N/s [MTQ 05].

A travers une modélisation en 2D par éléments finis, Pouteau [POU 04] montre que, sous la sollicitation de traction, et dans le cas d'une couche en béton de ciment collée sur une couche en enrobé bitumineux, des contraintes de cisaillement parasites apparaissent à l'interface de collage. Cette remarque pourrait expliquer la dispersion des résultats.

II.1.2.4. L'essai de cisaillement direct

C'est le type d'essai fréquemment utilisé pour étudier le comportement mécanique du collage entre deux couches d'enrobés bitumineux. L'essai de cisaillement direct vise à générer directement des contraintes de cisaillement à l'interface de deux couches de matériaux (**Figure II.1-8**). Plusieurs dispositifs d'essais ont été développés sur la base de ce principe.

Dès 1979, Leutner a proposé un dispositif d'essai du style « guillotine » [LEU 79], [COL 03], idée également reprise par Romanoschi [ROM 99], Mohammad *et al.* [MOH 02], pour déterminer, sous chargement monotone, la résistance au cisaillement de l'interface entre deux couches d'enrobés. Sur la base de ce style « guillotine », les suisses ont développé un dispositif d'essai (LPDS : Layer-Parallel Direct Shear) et normalisé la procédure d'essai (SN 671 961) [RAA 04] (**Figure II.1-8**). Ce type d'essai fait intervenir des éprouvettes cylindriques bimatériaux de diamètre 150 mm qui peuvent être carottées sur chantier, ou fabriquées en laboratoire. Sur une presse mono-axe, deux mâchoires espacées de 4 à 5 mm [SHO 02], [BUC 04] et positionnées de part et d'autre de l'interface permettent de générer la sollicitation de cisaillement direct. Cependant on note que ce type d'essai peut générer de la flexion sur la tige du vérin de la presse.

Partant du principe de l'essai de cisaillement direct, l'Université d'Ancône [SAN 98], [CAN 05₁] a proposé une boîte de cisaillement (ASTRA : Ancona Shear Testing Research and Analysis), type boîte de Casagrande, pour étudier en laboratoire le comportement mécanique de l'interface entre deux couches d'enrobés. Outre la sollicitation monotone de cisaillement, ce dispositif d'essai permet d'appliquer et de contrôler l'effort normal à l'interface (**Figure II.1-8**). L'éprouvette testée peut être prismatique avec une section cisailée de 100 x 100 mm².

Du côté des Pays-Bas, l'Université de DELFT a développé son propre appareillage pour étudier la performance et l'engrènement de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux [DEB 99]. L'éprouvette utilisée a une forme prismatique de dimensions 10 x 125 x 450 [mm³] qui peut être prélevée sur chantier ou fabriquée en laboratoire. Le dispositif présente deux vérins hydrauliques disposés verticalement et horizontalement et qui permettent d'appliquer simultanément, si souhaité, un effort de cisaillement (11/15^e de l'effort vertical total) et un effort normal à l'interface. Ce dispositif permet d'étudier le comportement en fatigue du collage de l'interface.

A l'heure actuelle (2007), la plupart des essais réalisés avec ce principe d'essai de cisaillement sont restreints à l'étude du comportement monotone du collage.

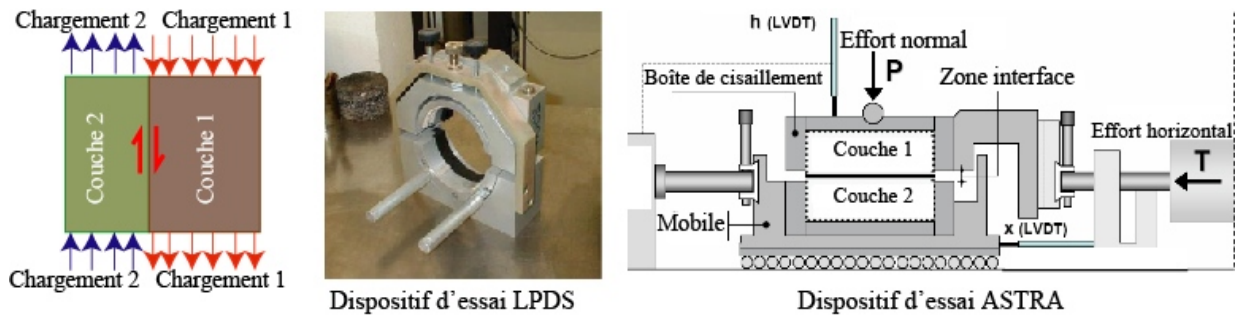


Figure II.1-8. Essai de cisaillement direct : principe et exemples de dispositifs d'essai

II.1.2.5. L'essai de double cisaillement

Afin de réduire les risques de flexion qui peuvent résulter de la pratique de l'essai de cisaillement direct sur une éprouvette bimatériau, le laboratoire 3MsGC de l'Université de Limoges adopte le principe de l'essai de double cisaillement. Celui-ci est une version symétrisée du principe de l'essai de cisaillement direct en termes de géométrie et de sollicitation. Sur une éprouvette monocouche pré-entaillée, ce principe d'essai permet de caractériser le comportement en cisaillement du matériau, et, à titre d'application, d'étudier le phénomène de propagation des fissures dans les enrobés [LAV 02], [PET 02]. Vis-à-vis de la caractérisation du comportement en cisaillement des interfaces [MIL 96], [DIA 03], [DIA 06₁], l'essai s'applique sur une éprouvette composée de trois couches, deux à deux collées ou non par une couche d'accrochage. En laboratoire, les deux couches latérales de l'éprouvette sont maintenues fixes tout au long de l'essai, et la couche centrale est soumise à un chargement monotone ou dynamique. Avec la version actuelle du dispositif d'essai (**Figure II.1-9**), on suppose solliciter l'interface en cisaillement pur.

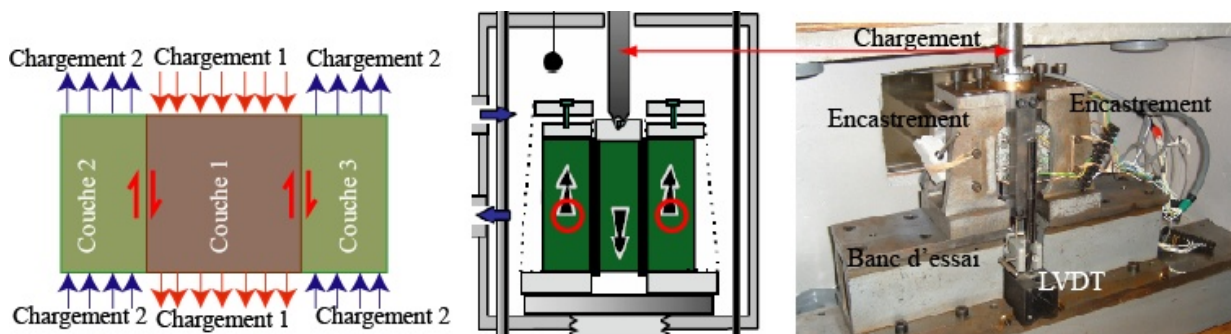


Figure II.1-9. Essai de double cisaillement : principe et exemple de dispositif d'essai

II.1.2.6. L'essai de cisaillement oblique en compression

Le principe de cet essai est d'appliquer un effort de compression dans une direction qui forme avec la normale à l'interface un angle α non nul inférieur à 90° . L'interface de collage entre les

deux couches de matériaux se trouve alors sollicitée en compression et en cisaillement avec un rapport dicté par la valeur de l'angle α . Dans la littérature, quelques dispositifs sont conçus avec un angle $\alpha = 60^\circ$ [KNA 89] ou $\alpha = 45^\circ$ [NOD 98], [WEN 00]. Cependant, à travers ce type d'essai, l'interface continue d'être sollicitée en cisaillement même après décollement des couches, ceci se traduit par la prise en compte du frottement engendré par la rugosité à l'interface. De ce fait, pour une interface collée, Austin [AUS 99] propose de prendre en compte, dans la détermination de la contrainte de rupture, la cohésion de l'interface. La complexité de ce type d'essai réside dans l'obtention des éprouvettes, le carottage ne peut pas se faire dans la direction normale à l'interface.

Du côté des Etats-Unis, Romanoschi [ROM 99] adopte un essai de fatigue similaire à l'essai de cisaillement oblique en compression pour étudier le comportement en fatigue des interfaces. La différence notable entre les deux dispositifs est l'utilisation d'éprouvettes cylindriques classiques. La normale à l'interface est dans l'axe longitudinal de l'éprouvette. Celui-ci est incliné de $25,5^\circ$ par rapport à l'axe vertical d'un vérin hydraulique. Dans cette configuration, le rapport de la contrainte de cisaillement sur la contrainte normale, appliquées à l'interface, vaut 0,5.

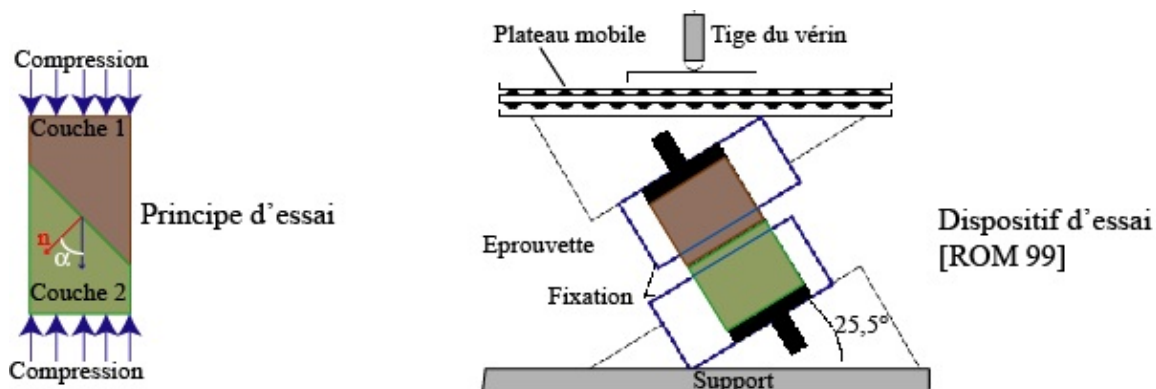


Figure II.1-10. Essai de cisaillement oblique en compression : principe et exemple de dispositif

II.1.2.7. L'essai de flexion (3 ou 4 points)

L'essai de flexion a longtemps été utilisé comme méthode d'essai pour étudier les phénomènes de délaminage ou de propagation de fissure à l'interface nouveau béton – ancien béton [FUR 72], [DO 92] dans les tabliers de pont et les pistes d'aéroport. L'essai de flexion, 3 ou 4 points, consiste à appliquer une sollicitation de flexion à une éprouvette prismatique bimatériau [CHA 90]. Dans ce type d'essai, l'interface de collage se trouve alors sollicitée par une combinaison de contrainte normale et de contrainte de cisaillement. La structure de chaussée travaille en flexion. L'essai de flexion peut alors être assez pertinent pour reproduire en laboratoire la combinaison de sollicitations rencontrée sur une chaussée réelle. Dans le cadre d'une étude de durabilité des rechargements

minces adhérents en béton ou en mortier [GRA 96], des résultats ont montré que le décollement de l'interface, entre le rechargement et le support sur lequel il est appliqué, est, pour une large part, une conséquence de l'action conjuguée de la courbure imposée à la structure et de la fissuration du rechargement [FAR 99].

II.1.2.8. L'essai de fendage au coin (*The Wedge Splitting test*)

Le principe de l'essai de fendage par coin a été proposé par l'Université de Vienne dès 1986 [LIN 86], [BRÜ 90], [LÖF 04] pour caractériser le comportement de l'interface de collage dans les matériaux composites. Ce type d'essai permet de déterminer l'énergie nécessaire pour faire propager la fissure à l'interface d'une éprouvette bimatériau [TSC 95] ou dans une couche de béton [LÖF 04]. Plusieurs géométries d'éprouvette sont proposées. L'éprouvette est préalablement rainurée et entaillée au niveau de l'interface. L'effort vertical appliqué sur une pièce de transfert de charge génère des efforts horizontaux qui font propager la fissure.

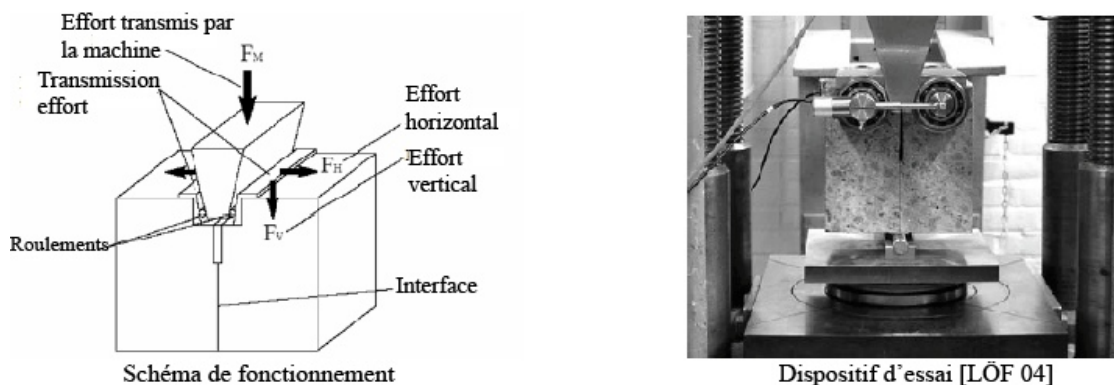


Figure II.1-11. Essai de fendage au coin : schéma de fonctionnement et dispositif d'essai

II.1.2.9. Bilan

A travers cette revue bibliographique sur les différentes méthodes, à caractère destructif, utilisées pour caractériser l'état de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux, la littérature propose plusieurs types d'essais qui ne mettent pas tous en jeu les mêmes modes de sollicitation (traction direct, torsion, cisaillement direct, double cisaillement direct, cisaillement oblique en compression, flexion, fendage). La plupart de ces essais sont réalisés sous chargement monotone. Ils permettent de caractériser le comportement mécanique du complexe enrobé/interface/enrobé. L'analyse mécanique de ces essais permet d'accéder soit à la contrainte de rupture du complexe (généralement, de l'interface), soit à l'énergie d'adhésion pour faire propager la fissure à l'interface comme dans le cas de l'essai de fendage au coin.

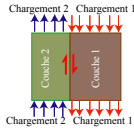
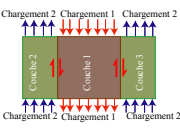
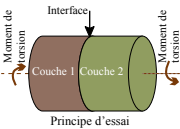
Vis-à-vis du contexte de notre étude sur la durabilité mécanique du collage, le principe ou le dispositif d'essai à choisir doit permettre la réalisation d'essais de fatigue. Sur la base de ce critère, on peut choisir l'essai de double cisaillement longtems utilisé au laboratoire 3MsGC et qui a fait l'objet de travaux sur l'étude du comportement en fatigue par cisaillement soit de l'enrobé soit de l'interface de collage. On utilisera également l'essai de torsion pour caractériser le comportement en cisaillement monotone de l'interface.

II.2. Comportement mécanique des interfaces

Dans ce paragraphe, on propose une synthèse des résultats disponibles dans la littérature sur la performance mécanique de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux sous chargements monotone et de fatigue. On se limitera aux cas des essais de cisaillement et de torsion.

Sous chargement monotone, la performance mécanique du collage à l'interface est généralement caractérisée par la résistance à la rupture de l'éprouvette. Lorsque la rupture se produit à l'interface, une analyse mécanique du premier ordre permet d'accéder à la contrainte de rupture. Dans le cas de l'essai de cisaillement (direct ou double), la contrainte de cisaillement est uniformément répartie à l'interface, et sa valeur nominale à la rupture est égale à l'effort maximal appliqué divisé par la section cisailée (Tableau II.2-1). Dans le cas de l'essai de torsion, la contrainte de cisaillement orthoradiale en tout point de l'interface est fonction du rayon. Elle est maximale sur la circonférence du plan d'interface, et nulle au centre. La contrainte à la rupture est liée à la valeur maximale du couple de torsion appliquée (Tableau II.2-1). Notons que dans ce tableau, le calcul de la contrainte de cisaillement à l'interface suppose un comportement linéaire élastique.

Tableau II.2-1. Evaluation de la contrainte de cisaillement à l'interface suivant le type d'essai

Type d'essai	Principe d'essai	Valeur nominale de la contrainte de cisaillement à l'interface
Cisaillement direct		$\tau(F) = \frac{F}{A}$ avec : $\begin{cases} F : \text{effort de cisaillement} \\ A : \text{section initiale de l'interface} \end{cases}$ A la rupture : $\tau^{\max} = \tau(F_{\max})$
Double cisaillement		$\tau(F) = \frac{F}{A_1 + A_2}$ avec : $\begin{cases} F : \text{effort de cisaillement} \\ A_1 \text{ et } A_2 : \text{sections initiales des interfaces} \end{cases}$ A la rupture : $\tau^{\max} = \tau(F_{\max})$
Torsion		$\tau_R(\Omega) = \frac{2 \cdot \Omega}{\pi \cdot R^3}$ avec : $\begin{cases} \Omega : \text{couple de torsion} \\ R : \text{Rayon de l'éprouvette} \end{cases}$ A la rupture : $\tau_R^{\max} = \tau(\Omega_{\max})$

Sous sollicitation de fatigue, la performance mécanique de l'interface est caractérisée par une loi de fatigue qui relie le niveau de sollicitation appliqué au nombre de cycles de chargement qui provoque la rupture de l'éprouvette.

Les résultats expérimentaux tirés de la littérature montrent que la performance mécanique de l'interface, via celle de la couche d'accrochage, dépend des niveaux de sollicitations mécanique et thermique, des conditions de mise en œuvre (dosage en couche d'accrochage, rugosité de surface des couches, etc.). De ce fait, on analysera l'effet de ces paramètres sur la performance mécanique du collage à l'interface. A travers cette synthèse de résultats expérimentaux, on pourra définir les conditions expérimentales à adopter dans le cadre de notre étude.

II.2.1. Types de courbes de comportement

Sous chargement monotone, le comportement mécanique de l'interface traduit l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement tangentiel relatif à l'interface (**Figure II.2-1**). Cette évolution peut être décrite à travers des essais pilotés en vitesse de déplacement (aux Etats-Unis [UZA 78], [ROM 99], en France [MIL 96], en Suisse [RAA 04], en Italie [CAN 05₂], au Royaume-Uni [COL 03], etc.) ou en vitesse de force (aux Etats-Unis [MOH 02]). Les données bibliographiques montrent que la plupart des essais monotones de cisaillement sont réalisés à vitesse de déplacement constante (fréquemment de 50,8 mm/min). Particulièrement aux Etats-Unis, où beaucoup de travaux de recherche ont été consacrés à l'étude du comportement des couches d'accrochage, des dispositifs et procédures d'essais sont développés pour être facilement opérationnels dans les laboratoires, généralement équipées de machines d'essais de type Marshall qui ne proposent que le mode de pilotage en déplacement [SHO 02]. Le mode de pilotage conditionne le mode de rupture : progressif dans le cas d'un pilotage en déplacement, et brutal lorsque c'est en force. Ainsi, un pilotage en déplacement permet de décrire le comportement de l'interface avant et après rupture, alors qu'en force, on ne peut décrire que le comportement avant rupture de l'interface.

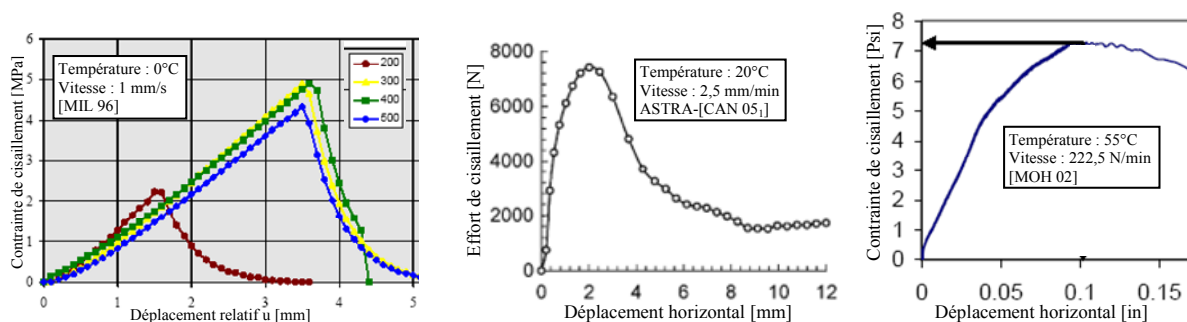


Figure II.2-1. Exemple de courbes de comportement en cisaillement monotone d'une interface

Sous sollicitation de fatigue, le comportement mécanique de l'interface peut être traduit par l'évolution de la raideur de l'éprouvette pendant l'essai. L'essai peut être piloté aussi bien en force qu'en déplacement, et les résultats obtenus traduisent soit une augmentation du déplacement tangentiel à l'interface soit une décroissance de l'effort de cisaillement de l'interface. L'analyse des courbes d'évolution conclut à une décroissance de la performance mécanique du collage. Cependant les données bibliographiques relatives aux essais de fatigue se limitent aux résultats des essais conduits par Romanoschi [ROM 99] et Diakhaté [DIA 03], [DIA 06₁] (**Figure II.2-2**).

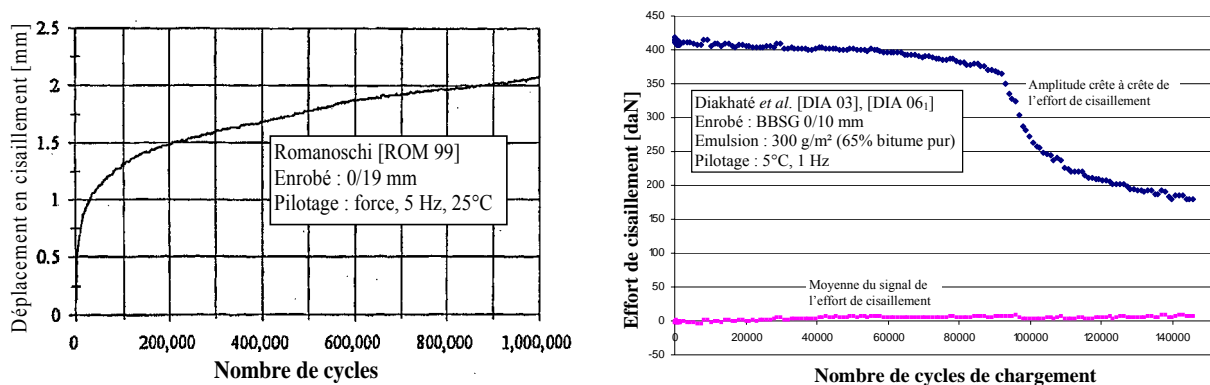


Figure II.2-2. Exemple de courbes de comportement en fatigue d'un collage à l'interface

II.2.2. Facteurs influençant la performance mécanique de l'interface

Dans le cas de l'essai monotone de cisaillement, lorsqu'on analyse l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement relatif à l'interface, l'information sur la performance mécanique du collage peut être obtenue à partir de la résistance au cisaillement τ^{\max} et de la raideur au cisaillement K_s de l'interface. Cette dernière observable peut être caractérisée de deux manières (**Figure II.2-3**) :

- à travers une valeur tangente K_{STG} : dans ce cas de figure, on calcule la raideur au cisaillement de l'interface sur une portion pseudo-linéaire de la courbe ($\tau-\Delta u$). Le choix d'une borne inférieure non nulle (τ_a) permet de s'affranchir des éventuels défauts de chargement (pilotage) qui peuvent être rencontrés en début d'essai ;
- à travers une valeur sécante K_{SEC} : dans ce cas de figure, on calcule la raideur au cisaillement de l'interface sur toute la portion de la courbe avant rupture de l'éprouvette ($\tau-\Delta u$).

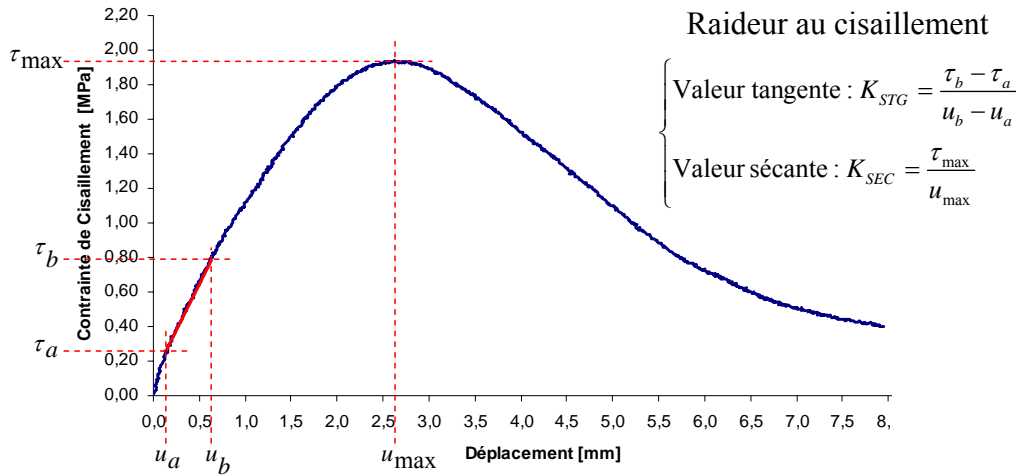


Figure II.2-3. Paramètres de la courbe de comportement en cisaillement monotone de l'interface

Lorsqu'on s'intéresse à l'observable résistance au cisaillement de l'interface, Canestrari *et al.* [CAN 05₁] ont proposé une décomposition de la résistance au cisaillement en une superposition linéaire de différentes valeurs de contrainte de cisaillement apportées par les caractéristiques mécaniques des couches en contact, de l'interface et de la couche d'accrochage. Les essais monotones de cisaillement sont réalisés avec le dispositif d'essai ASTRA (**Figure II.1-8**). Dans le cas général où l'interface entre deux couches d'enrobés est sollicitée simultanément par un effort normal constant et un effort de cisaillement, la résistance au cisaillement de l'interface peut s'écrire sous la forme suivante (**Équation II.2-1**) :

$$\tau^{\max} = \tau_{\text{frot}} + \tau_{\text{dil}} + \tau_{\text{coh}} + \tau_{\text{ca}} \quad \text{Équation II.2-1}$$

Avec :

- τ_{frot} : contrainte de cisaillement due au frottement à l'interface ;
- τ_{dil} : contrainte de cisaillement due à la dilatance à l'interface ;
- τ_{coh} : contrainte de cisaillement due à la cohésion interne des couches d'enrobés ;
- τ_{ca} : contrainte de cisaillement apportée par la couche d'accrochage.

De cette décomposition, on peut s'attendre à un effet des différents paramètres de l'essai sur la performance mécanique du collage à l'interface. L'interface sans émulsion devrait conduire à une résistance au cisaillement inférieure à celle d'une interface avec émulsion.

II.2.2.1. Effet du dosage en couche d'accrochage

L'effet du dosage (taux d'application) en couche d'accrochage a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche [UZA 78], [MIL 96], [ROM 99], [MOH 02], [WES 05], et les résultats conduisent aux mêmes conclusions. Pour une combinaison de matériaux testée en cisaillement monotone à une

température donnée, il existe un dosage optimal qui conduit à une valeur maximale de résistance au cisaillement. A titre d'exemple, on présente les résultats de deux campagnes d'essais (**Figure II.2-4**). On remarque, qu'aux températures 0 et 25°C, l'excès de couche d'accrochage (par rapport au dosage optimum) conduit à une baisse de la résistance au cisaillement. Ceci pourrait être expliqué par la présence d'un film épais glissant et qui réduirait la surface de contact entre les granulats à l'interface, et donc, la part de contrainte de cisaillement apportée par le frottement (τ_{frot}). On remarque également, qu'à 55°C, le dosage a peu d'influence sur la performance mécanique du collage. L'interface sans émulsion (0 g/m²) serait aussi efficace que l'interface avec couche d'accrochage. Les résultats des essais réalisés par Mohammad et al. [MOH 02], [MOH 05] montrent qu'à 25°C, l'interface sans couche d'accrochage est moins performante que l'interface avec couche d'accrochage.

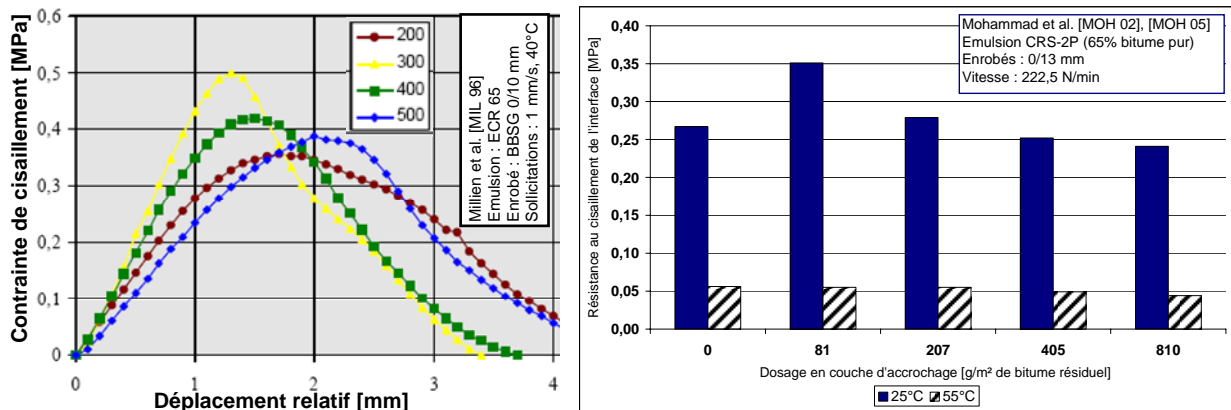


Figure II.2-4. Effet du dosage en émulsion sur la performance mécanique du collage à l'interface

Le dosage en couche d'accrochage présente alors un effet considérable sur l'efficacité du collage de l'interface. Elle dépend aussi de la sollicitation thermique. La réglementation en vigueur en France sur la construction des chaussées préconise, dans le cadre de la mise en œuvre des couches d'accrochage, un dosage de 300 g/m² de bitume résiduel préalablement à la réalisation de la couche supérieure en BBSG.

II.2.2.2. Effet de la rugosité de l'interface

L'effet de la rugosité de l'interface a également été abordé à travers des essais monotones de cisaillement [SHO 02], [COL 03], [WES 05]. Les travaux conduits par Weston et al. [WES 05] montrent, qu'à 10, 25 et 60°C, et pour un même dosage en émulsion, le collage de deux couches d'enrobés 0/4,75 mm (granulométrie 0/4,75 mm) est plus performant que celui entre deux couches d'enrobés 0/19 mm (**Figure II.2-5**). Cependant cette différence tend à s'atténuer avec l'augmentation de la température. Même s'il est évident qu'un enrobé 0/19 mm présente une

surface plus rugueuse que l'enrobé 0/4,75 mm, ce dernier génère plus de surface de contact à l'interface des couches d'enrobés, et donc conduirait à une part plus importante de la contrainte de cisaillement due au frottement (τ_{frot}). De plus, en terme de pourcentage de vides, l'enrobé 0/4,75 est généralement plus dense que l'enrobé 0/19, et donc, une part de contrainte au cisaillement due à la cohésion interne des couches d'enrobés plus grande dans le cas de la granulométrie 0/4,75 mm. Pour deux types de granulométrie différents, on devra probablement trouver des dosages optimaux en couche d'accrochage différents.

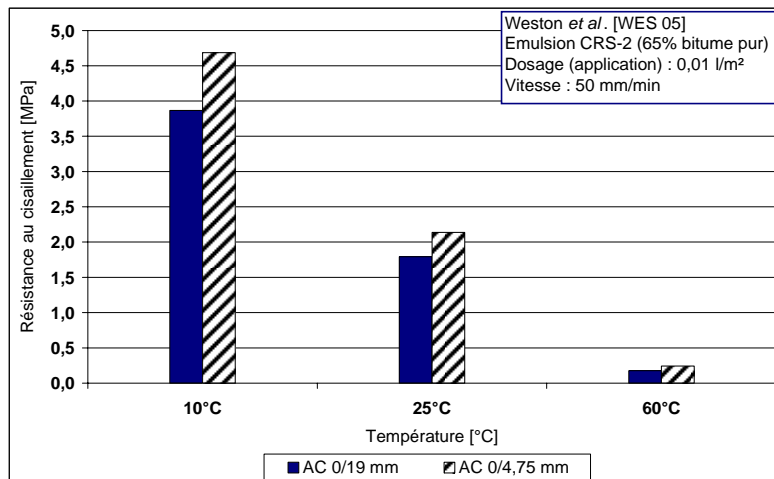


Figure II.2-5. Effet de la rugosité de l'interface sur la performance du collage

II.2.2.3. Effet de la contrainte normale à l'interface

Dans la structure de chaussée, l'interface est sollicitée par un effort normal et un effort de cisaillement. Même si les pathologies de dégradation d'interface sont le plus souvent rencontrées sur des portions de chaussée fortement sollicitées en cisaillement, les zones courantes peuvent présenter des niveaux de contraintes normales non négligeables devant celles de cisaillement. L'application de la contrainte normale vise alors à reproduire des modes de sollicitation proches de la réalité. Les résultats des essais réalisés par Weston *et al.* [WES 05] montrent, qu'à 10 et 25°C, la résistance au cisaillement de l'interface reste peu sensible à l'application d'une contrainte normale. Cependant, à 60°C, la résistance au cisaillement est doublée lorsque la contrainte normale appliquée passe de 0 (sans contrainte normale) à 0,069 MPa. On aboutit aux mêmes conclusions en analysant les résultats d'essais réalisés par Mohammad *et al.* [MOH 05]. Des travaux de Mohammad, on remarque, que pour des niveaux de contrainte normale non nuls, la résistance au cisaillement de l'interface évolue de la même manière à 25 et 55°C.

Le film de bitume apporté par la couche d'accrochage est plus déformable à 60°C qu'à 10°C. De ce fait, à 10°C, l'application d'une contrainte normale n'augmente que très légèrement la surface de

contact entre les granulats à l'interface, et donc augmente de très peu la part de contrainte de cisaillement apportée par le frottement (τ_{frot}). A 60°C, l'action du frottement est prédominante sur l'adhésion apportée par la couche d'accrochage. D'ailleurs à ces températures élevées, l'effet de la couche d'accrochage est moins mis en évidence [MIL 96] [MOH 02] (**Figure II.2-4**). Et comme le niveau de frottement est fonction de la contrainte normale appliquée, on justifie bien cette observation.

Romanoschi [ROM 99] a également analysé l'effet de la contrainte normale sur la performance mécanique du collage pour deux types d'interface : avec et sans couche d'accrochage. Les essais sont réalisés à 15, 25 et 35°C avec des niveaux de contrainte normale allant de 0,14 MPa à 0,5 MPa. Il observe que la résistance au cisaillement n'est influencée par l'application d'une contrainte normale que dans le cas de l'interface sans couche d'accrochage. Ces conclusions vont de paire avec celles tirées des résultats précédents (**Figure II.2-6**), le frottement est plus prononcé dans le cas de l'interface sans couche d'accrochage.

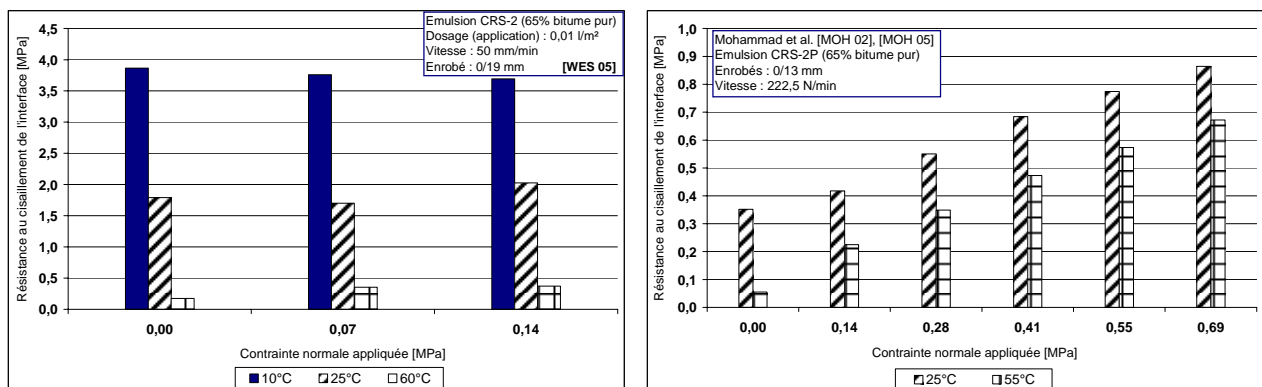


Figure II.2-6. Effet de l'application d'une contrainte normale sur la performance du collage

II.2.2.4. Effet des niveaux de sollicitations mécanique et thermique

Lorsqu'on observe les résultats présentés sur les **Figure II.2-4** à **Figure II.2-6**, on remarque que la résistance au cisaillement de l'interface diminue avec l'augmentation de la température. Celle-ci a le même effet sur les valeurs de raideur au cisaillement [ROM 99], [CAN 05₁], [CAN 05₂].

Les travaux réalisés par Diakhaté [DIA 03] montrent que la résistance au cisaillement augmente avec la vitesse de sollicitation appliquée (**Figure II.2-7**). Cette observation s'explique par le comportement viscoélastique des matériaux bitumineux. Sur la **Figure II.2-7**, on montre également l'effet du niveau initial de sollicitation sur la durabilité du collage [DIA 03], [DIA 06₁]. On note que le collage dure moins longtemps avec l'augmentation de l'amplitude de la sollicitation.

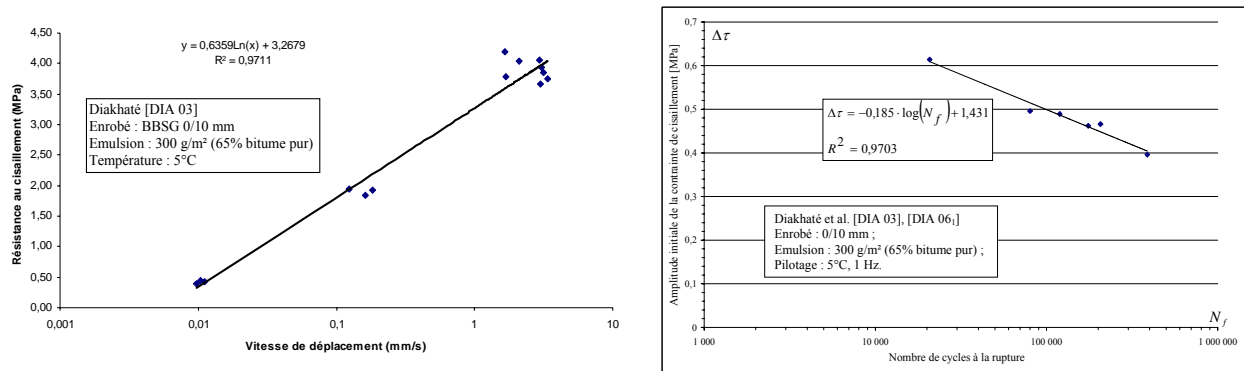


Figure II.2-7. Effet de la vitesse de sollicitation sur la performance mécanique du collage

II.2.2.5. Bilan

Nous avons présenté dans les paragraphes précédents une liste non exhaustive de paramètres et de conditions d’essai qui peuvent affecter les résultats de la mesure de la performance du collage à l’interface de deux couches d’enrobés bitumineux. D’autres conditions expérimentales telles que l’effet de l’eau [RAA 04], du mûrissement de la couche d’accrochage [SHO 02], [CAN 05₂] ont également été explorées à travers des programmes de recherche. Quelques résultats montrent qu’il existe un délai minimum de conservation des éprouvettes (mûrissement de la couche d’accrochage) pour atteindre la performance maximale du collage.

A travers ce recueil de résultats expérimentaux, on retiendra les conclusions suivantes :

- Pour un plan de contact donné (rugosité) entre deux couches d’enrobés, il existe un dosage en couche d’accrochage qui procure à l’interface une performance de collage optimale. Ce dosage dépend également de la sollicitation thermique ;
- l’effet d’une sollicitation normale à l’interface sur la performance du collage est peu mis en évidence pour des niveaux de sollicitation thermique inférieurs à 15°C. L’effet est cependant notable pour des températures d’essai proches de 55°C ;
- la performance mécanique du collage diminue avec l’augmentation de la sollicitation thermique. Sous sollicitation monotone, la performance mécanique du collage augmente avec le niveau de sollicitation mécanique. Sous sollicitation dynamique, l’augmentation de l’amplitude de la sollicitation mécanique réduit la durabilité du collage.

II.3. Modélisation du comportement mécanique de l’interface

La prise en compte d’un comportement réaliste de l’interface entre deux solides a longtemps été traitée avec intérêt par la communauté scientifique, parce qu’elle a trait, d’une manière générale, à

tous les problèmes d'ingénierie faisant intervenir le contact entre deux couches de matériaux. Cette démarche vise à mieux analyser la réponse globale de la structure composite.

II.3.1. Modèle mécanique en cisaillement

Dans les travaux relatifs à l'étude du comportement mécanique en cisaillement de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux, la plupart des modèles développés sur la base de relations constitutives élastiques permettent de décrire le comportement monotone de l'interface sur tout le déplacement tangentiel relatif avant rupture, c'est-à-dire tant que la contrainte de cisaillement reste inférieure à la résistance au cisaillement de l'interface. Romanoschi propose un modèle mécanique qui décrit le comportement monotone de l'interface avant et après rupture. Avant rupture, la contrainte de cisaillement évolue linéairement avec le déplacement tangentiel relatif, et la raideur au cisaillement K_s (**Figure II.2-3**) relie ces deux paramètres (**Figure II.3-1**). Après la rupture de l'interface, Romanoschi [ROM 99] propose de prendre un coefficient de frottement μ pour décrire le comportement de l'interface (**Figure II.3-1**). Dans le cas d'un pilotage en force, on ne peut décrire que le comportement mécanique de l'interface avant rupture.

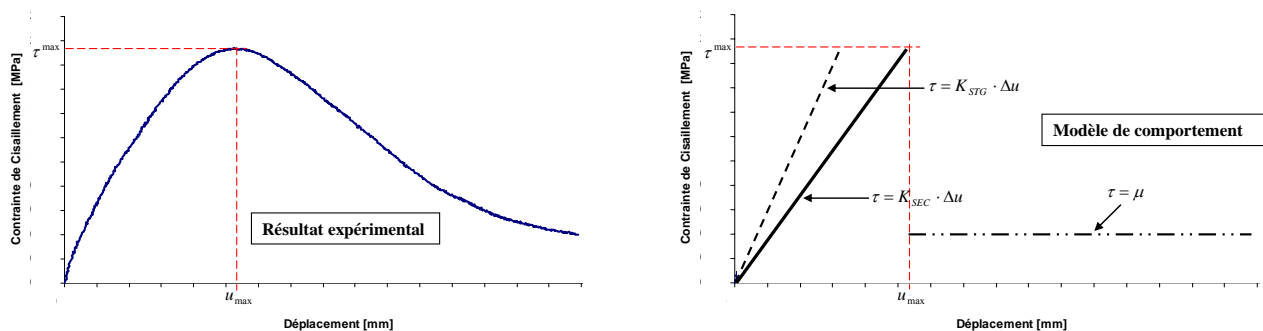


Figure II.3-1. Modèle mécanique du comportement en cisaillement monotone de l'interface

Lorsqu'on s'intéresse à la modélisation du comportement mécanique de l'interface avant rupture, la **Figure II.3-1** montre que deux cas de figure sont possibles, suivant que l'on utilise la valeur tangente ou la valeur sécante de la raideur au cisaillement de l'interface. Lorsque la modélisation vise à traduire le comportement de l'interface pour de très faibles valeurs de déplacement tangentiel relatif, il est plus judicieux de travailler avec la valeur tangente de K_s . En effet, utiliser la valeur sécante de K_s conduit à une sous estimation de la valeur de la contrainte de cisaillement. Lorsqu'on souhaite décrire le comportement de l'interface jusqu'à la rupture, la valeur sécante de K_s conduit à une meilleure représentation. Dans ce cas de figure, l'utilisation de la valeur tangente de K_s conduit à une sous estimation de la valeur du déplacement tangentiel relatif à la rupture.

Sous sollicitation dynamique, on peut également estimer la raideur au cisaillement de l'interface en faisant le rapport entre l'amplitude de la contrainte de cisaillement et l'amplitude du déplacement tangentiel relatif. C'est plutôt cette valeur qu'on utilisera lors du dimensionnement.

II.3.2. Modélisation de l'interface entre deux solides

D'une manière générale, la modélisation de l'interface entre couches de chaussée, en vue d'une implémentation d'une loi de comportement mécanique d'interface, doit satisfaire les conditions suivantes [VIL 96] :

- tenir compte du déplacement tangentiel relatif entre les faces en contact des couches ;
- tenir compte de la non interpénétration des faces en contact des solides ;
- prédire de façon réaliste les niveaux de contraintes à l'interface et au voisinage immédiat.

Sur la base de ces critères, des éléments d'interface ont été proposés par plusieurs auteurs. Les éléments développés modélisent l'interface comme un joint d'épaisseur nulle [GOO 68], [HER 78] ou d'épaisseur très faible proche de zéro [DES 84].

II.3.2.1. Elément d'interface de type GTB

L'élément d'interface de type GTB a été développé par Goodman, Taylor et Brekke dès 1968 [GOO 68], [KAL 95], [COU 03]. Ils sont considérés comme les pionniers dans la modélisation par éléments finis du comportement mécanique des interfaces de type joint rocheux. Le comportement de l'interface est de type élastique linéaire isotrope. En 2D, l'élément d'interface proposé est constitué de 4 nœuds avec une longueur L et une épaisseur nulle (Tableau II.3-1). Si l'on désigne par $\{\delta u\}$ le vecteur des déplacements relatifs tangentiel et normal à l'interface, et par $\{\sigma, \tau\}^T$ le vecteur des contraintes normale et de cisaillement à l'interface, une matrice de raideur [K] permet d'écrire, pour de petits déplacements (**Équation II.3-1**) :

$$\begin{Bmatrix} \sigma \\ \tau \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_n & 0 \\ 0 & K_s \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \delta u_y \\ \delta u_x \end{Bmatrix} \quad \text{Équation II.3-1}$$

Avec :

- σ : contrainte normale (constante) appliquée à l'interface ;
- τ : contrainte de cisaillement à l'interface ;
- K_n et K_s : respectivement raideur normale et raideur au cisaillement de l'interface ;
- δu_y et δu_x : respectivement déplacement relatif normal et déplacement relatif tangentiel.

Si la valeur de K_s peut être aisément évaluée à travers les essais de cisaillement, la valeur de K_n est en général fixée arbitrairement à des valeurs importantes pour satisfaire l'hypothèse de la non interpénétrabilité des faces en contact au niveau de l'interface. En effet, si on désigne par E_y le module élastique normal du matériau constitutif de l'interface (par exemple, couche d'accrochage), et par ε_y la déformation normale associée, on peut écrire (**Équation II.3-2**) :

$$\sigma = E_y \cdot \varepsilon_y = E_y \cdot \frac{\delta u_y}{h} \quad \text{Équation II.3-2}$$

L'équation **Équation II.3-1** permet d'écrire (**Équation II.3-3**) :

$$\sigma = K_n \cdot \delta u_y \quad \text{Équation II.3-3}$$

Par identification $K_n = \frac{E_y}{h}$ et donc, pour une épaisseur h nulle, la valeur de K_n tend vers l'infini.

II.3.2.2. Élément d'interface de type LRH

Ce type d'élément a été proposé par Hermann en 1978 [HER 78], [KAL 95], [COU 03]. En 2D, l'élément, de longueur L , d'épaisseur nulle, est composé de 4 nœuds avec un nombre de degré de liberté identique à celui de type GTB [GOO 68]. Cependant, le comportement élastique linéaire isotrope de l'interface est décrit à travers des ressorts fictifs, de raideurs C_1 et C_2 , qui relient les nœuds supérieurs et inférieurs des faces en contact (Tableau II.3-1). Dans cette configuration, et pour de petits déplacements, on peut écrire (**Équation II.3-4**) :

$$\begin{Bmatrix} \sigma \\ \tau \end{Bmatrix} = \frac{1}{L} \begin{Bmatrix} C_2 \cdot (u_{3y} + u_{4y} - u_{1y} - u_{2y}) \\ C_1 \cdot (u_{3x} + u_{4x} - u_{1x} - u_{2x}) \end{Bmatrix} \quad \text{Équation II.3-4}$$

II.3.2.3. Élément d'interface isoparamétrique

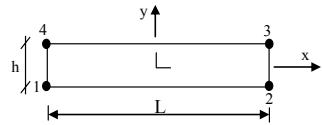
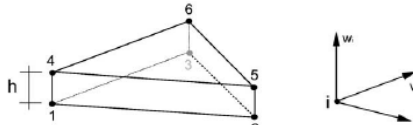
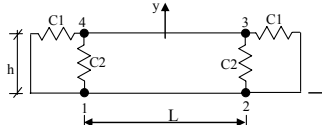
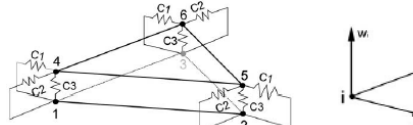
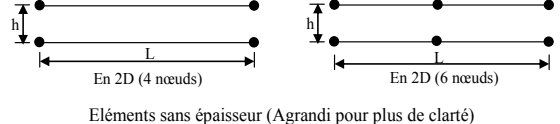
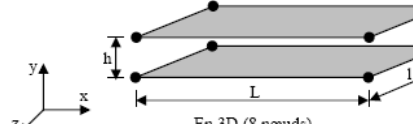
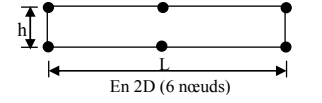
En 1985, Beer [BEE 85] propose un élément d'interface isoparamétrique pour étudier l'interface entre deux éléments coques. Ce type d'élément fait également parti de la famille des éléments d'interface d'épaisseur nulle. C'est également le type d'élément d'interface implémenté dans le code de calcul aux éléments finis Castem [Cast3M]. En 2D, l'interface entre couches peut être modélisée en utilisant un élément composé soit de 4 nœuds (JOI2) soit de 6 nœuds (JOI3). En 3D, deux membranes à 4 nœuds chacune sont proposées pour modéliser le plan de contact (Tableau II.3-1). La formulation du comportement mécanique élastique linéaire isotrope de l'interface est identique à celle proposée en **Équation II.3-1**.

II.3.2.4. Elément d'interface d'épaisseur non nulle

Nous avons vu précédemment que la modélisation du plan de contact entre deux solides au moyen d'éléments d'interface d'épaisseurs nulles conduit à donner à la raideur normale K_n des valeurs importantes. D'après Desai *et al.* [DES 84], cette méthode conduit à une modélisation peu réaliste des contraintes normale et de cisaillement à l'interface. Vis-à-vis de la modélisation de l'interface entre deux solides, Desai *et al.* [DES 84] proposent alors un élément d'interface d'épaisseur très faible proche de zéro (Tableau II.3-1). Ils partent de l'hypothèse que le comportement de l'interface affecte une bande d'épaisseur très faible au voisinage du plan de contact des deux solides. Cette bande est alors matérialisée comme un élément isoparamétrique à 6 nœuds, d'épaisseur h et de longueur L . Les contraintes normale et de cisaillement sont alors reliées aux déformations normale et tangentielle par (Équation II.3-5) [KAR 99], [KAR 02] :

$$\begin{Bmatrix} \sigma \\ \tau \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} h \cdot K_n & 0 \\ 0 & h \cdot K_s \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \gamma \end{Bmatrix} \tag{Équation II.3-5}$$

Tableau II.3-1. Différents types d'éléments d'interface utilisés dans les codes d'éléments finis

Type d'élément d'interface	Modélisation en 2D	Modélisation en 3D
GTB, Goodman et al. [GOO 68], [COU 03]	 Elément sans épaisseur (Agrandi pour plus de clarté)	
LRH, Hermann [HER 78], [COU 03]	 Elément sans épaisseur (Agrandi pour plus de clarté)	
Isoparamétrique Beer [BEE 85], [COU 03]	 En 2D (4 nœuds) En 2D (6 nœuds) Eléments sans épaisseur (Agrandi pour plus de clarté)	 En 3D (8 nœuds)
Isoparamétrique, Desai et al. [DES 84], [KAR 99]	 En 2D (6 nœuds) Elément de faible épaisseur (Agrandi pour plus de clarté)	

Dans les codes de calcul aux éléments finis classiques utilisés pour étudier le comportement d'une structure composite, le traitement de l'interface entre deux solides peut s'effectuer au moyen de trois méthodes :

- les méthodes dites de pénalisation ou de rigidité : les deux solides sont modélisés séparément et maintenus en contact par des éléments d'interface d'épaisseur nulle ou très faible (GTB, LRH,

etc.) caractérisés par des raideurs normale K_n et tangentielle K_s . Cependant, de nombreux auteurs relatent des difficultés numériques liées à l'utilisation de tels éléments d'interface. Par exemple, Day *et al.* [DAY 94] ont montré que cette méthode de modélisation pouvait conduire à un mauvais conditionnement de la matrice de rigidité et engendrer de forts gradients de contraintes, sources d'instabilités numériques. Pande *et al.* [PAN 79] montrent que l'utilisation d'éléments de faible épaisseur peut induire des difficultés numériques liées notamment au choix de l'épaisseur de l'élément. Vis-à-vis de ce paramètre, Desai *et al.* [1984] suggèrent de prendre un rapport épaisseur/longueur de l'élément entre 0,01 et 0,1 [COU 03]. Le domaine d'utilisation de ces éléments est restreint au cas des petites déformations [YI 95] ;

- les méthodes dites de compatibilité nodale : les deux solides sont modélisés séparément et maintenus en contact à travers des équations de compatibilité en forces et en déplacements. On trouve la méthode des multiplicateurs de Lagrange [CHA 71], le principe des travaux virtuels [KAT 83] ;
- les méthodes dites mixtes qui font appel à la combinaison des deux précédentes.

II.3.3. Outils d'analyse mécanique de la structure de chaussée

L'objectif de ce paragraphe est de présenter les outils de calcul qui permettent l'analyse du comportement mécanique d'une structure de chaussée. On se limitera aux outils de calculs disponibles au laboratoire 3MsGC. On s'intéressera particulièrement à la prise en compte du comportement mécanique de l'interface lors du dimensionnement de la chaussée.

II.3.3.1. Logiciel Alizé

Le logiciel Alizé a été développé par le LCPC dans les années 1965 et met en œuvre la méthode rationnelle française de dimensionnement des structures de chaussée [LCP 94]. En substance, le calcul mécanique effectué consiste à vérifier qu'une structure de chaussée choisie au préalable (différentes couches auxquelles sont associées les épaisseurs et les propriétés mécaniques des matériaux les constituant), et réalisé sur un substratum semi infini (caractérisé par sa portance), est apte à endurer les sollicitations thermiques et de trafic appliquées à la chaussée pendant toute sa durée de vie.

Le noyau de calcul du logiciel Alizé s'appuie sur le modèle semi-analytique de Burmister [BUR 43] en assimilant la structure de chaussée à un massif semi-infini constitué d'une superposition de couches de matériaux à comportement élastique linéaire et isotrope. Vis-à-vis du traitement de l'interface entre couches, suivant la nature des matériaux en contact, le concepteur peut considérer l'état de l'interface comme [LCP 94] :

- parfaitement collé : d'un point de vue mécanique, cet état conduit à faire l'hypothèse qu'aucun déplacement relatif normal et tangentiel ne peut se produire à l'interface. C'est l'hypothèse admise dans le cas de deux couches en matériaux bitumineux ;
- glissant : mécaniquement, cela conduit à faire l'hypothèse qu'aucun collage ne peut se développer dans le plan de contact des deux couches de matériaux. C'est l'hypothèse généralement admise lorsque l'une des couches en contact est en matériau bitumineux et l'autre en matériau traité aux liants hydrauliques ;
- semi-collé : la valeur de déformation à utiliser dans le dimensionnement est la moyenne des valeurs de déformation obtenues dans le cas parfaitement collé et dans le cas glissant. C'est l'hypothèse admise dans le cas où les deux couches en contact sont réalisées en matériaux traités aux liants hydrauliques.

Sur ce massif semi-infini, le chargement de trafic appliqué peut être modélisé en axisymétrie de deux manières :

- roue isolée : le modèle physique est l'essieu avant de 65 kN d'un poids lourd. En axisymétrie, le chargement est modélisé par une pression de 0,662 MPa uniformément répartie sur un disque de 125 mm de rayon ;
- jumelage standard de référence : c'est le type de chargement à appliquer pour dimensionner la structure de chaussée. Le modèle physique du jumelage standard est l'essieu arrière de 130 kN d'un poids lourd. Le chargement est modélisé par une pression de 0,662 MPa uniformément répartie sur deux disques de rayon 125 mm chacun et d'entre-axe 375 mm. En axisymétrie la réponse de la structure sous chargement d'un jumelage est obtenue par superposition des résultats du calcul sous chargement roue simple en tenant compte de l'entre-axe.

Le logiciel Alizé permet d'avoir une idée sur l'état des contraintes et des déformations dans une structure dont l'interface peut être collée ou décollée mais ne permet pas la prise en compte d'une loi de comportement issue de l'expérimentation.

II.3.3.2. Code de calcul Cast3M (Eléments finis)

Cast3M (ou Castem dans ses précédentes versions) est un outil de calcul développé au Commissariat à l'Energie Atomique (CEA) français. Il permet la résolution de problèmes linéaires ou non-linéaires par la méthode des éléments finis. Sous Cast3M, l'analyse du comportement mécanique de la structure se fait en trois phases :

- phase pré-processeur : il s'agit dans cette étape de définir le modèle mathématique représentatif du modèle physique de la structure, en précisant les options de calcul (2D, 3D, etc.), la

discrétisation des différentes parties de la structure (nœuds, types d'éléments, etc.), les modèles mécaniques à associer au maillage (modèle de comportement et propriétés mécaniques associées) et le système à résoudre (conditions aux limites, chargement, etc.) ;

- phase calcul : résolution du problème discrétisé (calcul et assemblage des matrices de rigidités élémentaires, résolution du système linéaire ou non-linéaire, etc.) ;
- phase post-processeur : analyse et traitement des résultats (déplacements, contraintes, déformations, etc.).

Vis-à-vis du traitement de l'interface entre couches de structure, les trois méthodes dites de rigidité, de compatibilité nodale et mixte présentées dans le paragraphe II.3.2 peuvent être utilisées. L'élément d'interface implémenté est celui de type isoparamétrique d'épaisseur nulle. L'utilisation de la méthode mixte qui combine les méthodes de rigidité et de compatibilité nodale permet de modéliser le comportement en cisaillement pur de l'interface par la seule donnée de la raideur au cisaillement de l'interface. Les cas d'interfaces parfaitement collée et glissante peuvent également être modélisés. Le développement de modèles numériques sous Cast3M a fait l'objet de plusieurs travaux au laboratoire 3MsGC. En particulier, les éléments de joints ont été utilisés avec succès pour modéliser des fissures et étudier leur propagation dans le matériau [LAV 02].

II.4. Applications

Dans ce paragraphe, l'objectif est de développer un outil d'analyse de structure de chaussée dans lequel le concepteur pourra, en plus des états d'interface parfaitement collé et glissant, introduire une loi de comportement d'interface par la donnée de sa valeur de raideur au cisaillement. Cet outil d'analyse de structure permettra d'estimer les niveaux de contraintes normale et de cisaillement aux interfaces, qui seront par la suite pris en compte lors de la conception du dispositif d'essai de fatigue en cisaillement. On analysera également l'effet de la prise en compte du niveau de collage réaliste à l'interface (neuve ou dégradée en simulant une diminution de la valeur de K_s) sur le comportement structurel de la chaussée.

II.4.1. Modélisation en 2D sous Cast3M d'une structure de chaussée

Le modèle physique étudié dans ce paragraphe est une structure de chaussée bitumineuse épaisse (**Tableau II.4-1**) (VNRS – Fiche N°2) [LCP 98] dimensionnée pour un trafic de catégorie TC₃₂₀ avec un nombre d'essieux standards équivalents NE compris entre 2.10^5 et 6.10^5 .

Tableau II.4-1. Caractéristiques géométriques et mécaniques de la chaussée étudiée

Elément	Couche	Matériaux	Epaisseur [mm]	E (15°C, 10Hz) [MPa]	ν
Structure	Roulement	BBSG	60	5400	0,35
	Base	GB3	80	9300	0,35
	Fondation	GB3	80	9300	0,35
Plate-forme	Sol	Sol	infini	50	0,35

II.4.1.1. Construction du modèle numérique

Avec le code de calcul Cast3M, on se propose de modéliser la chaussée (**Tableau II.4-1**) en 2D axisymétrie. Par cette méthode de modélisation, on discrétise la chaussée en un rouleau vertical de rayon R et de hauteur H ; le chargement à appliquer est uniformément réparti sur un disque centré sur l'axe de révolution du rouleau vertical. Lors du dimensionnement de la structure de chaussée, la charge à appliquer est un jumelage de roues (§ II.3.3.1). La configuration de ce chargement (2 disques espacés) ne permet pas de modéliser l'ensemble structure-charge en axisymétrie. De ce fait, la réponse de la structure de chaussée sollicitée par un jumelage sera obtenue par superposition des réponses de la structure sollicitée par une roue simple isolée (prise en compte de l'entre-axe).

Les résultats d'un modèle éléments finis sont fortement dépendants du type de maillage adopté (type et tailles des éléments, conditions aux limites, etc.), ceci, du fait que les résultats de certains observables (déformation, contraintes, etc.) sont calculés à partir des valeurs aux points de Gauss des éléments en contact. La phase de construction du modèle numérique est scindée en 2 étapes. Dans la première étape, les plans de contact entre couches adjacentes sont modélisés « parfaitement collés » sans éléments de joint. Cette démarche permet de s'affranchir des éventuelles incertitudes de calcul qui peuvent résulter de la méthode de modélisation des interfaces, pour enfin fixer le maillage du modèle numérique en ne pilotant les résultats des observables qu'à partir des paramètres du maillage.

Dans la seconde étape, on introduit les éléments d'interface et la méthode de modélisation associée. La méthode mixte est adoptée pour modéliser le comportement de l'interface entre couches. Des éléments d'interface isoparamétriques à 6 nœuds sont générés dans chaque plan de contact en utilisant l'opérateur RACC. En combinant les opérateurs RACC, RELA et l'option ACCRO, on parvient à modéliser les cas d'interface parfaitement collée, glissante et réaliste (introduction d'une loi de comportement d'interface régit par la valeur de la raideur au cisaillement K_s). Les équations de compatibilités nodales à travers l'opérateur RELA permettent d'empêcher tout déplacement relatif normal à l'interface, et les valeurs de la rigidité normale K_n sont sans effet.

Afin d'appliquer un maillage fin (éléments QUA8) dans la zone d'influence de la charge (sur une longueur de 500 mm de l'axe de symétrie du modèle) et un maillage grossier (éléments TRI6) en dehors de cette zone, les couches de la structure de chaussée sont découpées en zones.

II.4.1.2. Validation du modèle numérique

Par validation du modèle éléments finis 2D, on vise à fixer les paramètres du modèle numérique afin d'obtenir des résultats (déplacements, déformations et contraintes) comparables à ceux obtenus en modélisant la même structure de chaussée sous Alizé. Les deux principaux paramètres à fixer sont la largeur R du rouleau, qui influe beaucoup sur le profil du bassin de déflexion à la surface de la chaussée, et la finesse du maillage pour la précision des résultats.

Vis-à-vis de la détermination de la largeur R du rouleau vertical, on adopte un maillage. On fait varier les valeurs de R de 3000 à 5500 mm avec un pas de 500 mm, et on compare la valeur maximale de déflexion donnée par le modèle numérique à celle donnée par Alizé. On remarque que l'augmentation de la valeur R réduit l'écart entre les 2 valeurs à comparer, mais également, accroît le nombre d'éléments et donc le temps de calcul. Pour une valeur de R égale à 4500 mm, le modèle numérique donne un bassin de déflexion comparable à celui donné par Alizé avec des valeurs maximales respectives de 0,260 mm et 0,262 mm.

Vis-à-vis de la détermination de la finesse du maillage, trois variantes sont étudiées : maillage grossier, moyen et fin. Ces niveaux de finesse sont principalement appliqués à la zone d'influence de la charge. Pour chaque niveau de finesse, on extrait les profils de déformation et de contrainte à la surface de la chaussée et aux différentes interfaces pour les comparer à ceux donnés par Alizé. Le maillage fin (**Figure II.4-1**) conduit à des résultats plus proches de ceux donnés par Alizé.

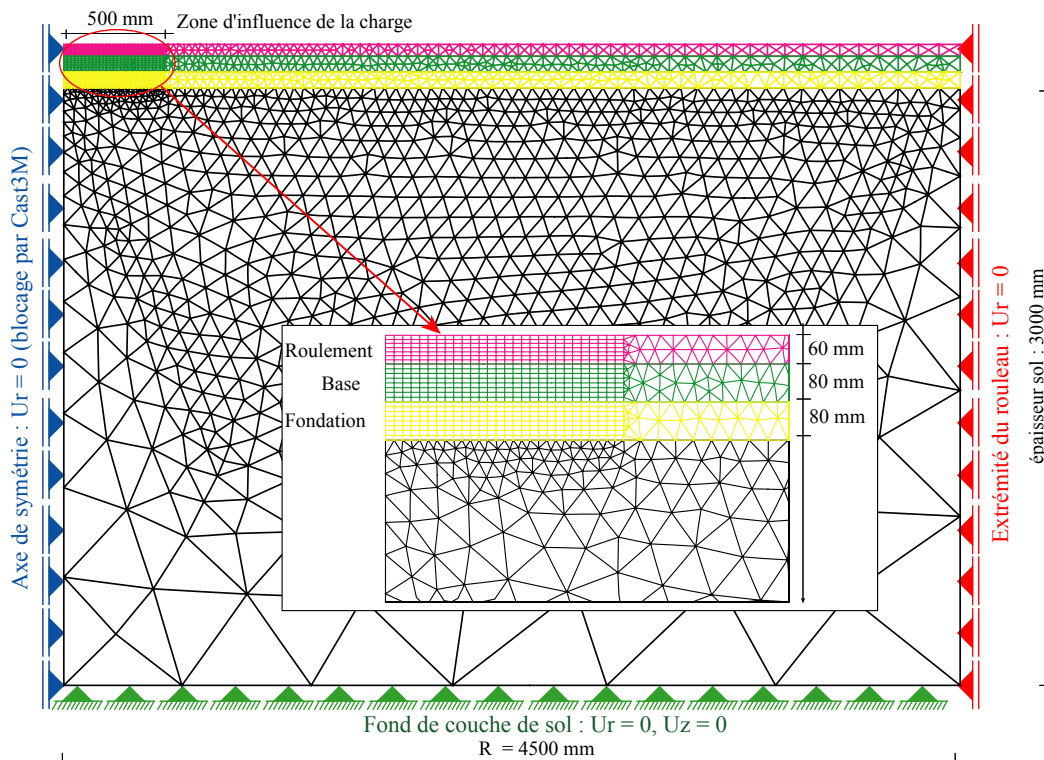


Figure II.4-1. Maillage fin et conditions aux limites du modèle numérique 2D sous Cast3M

La **Figure II.4-2** présente des profils de déformation horizontale et verticale extraits à différents niveaux de la structure de chaussée. Le chargement est une roue isolée, et les interfaces sont modélisées avec des éléments de joints et considérées parfaitement collées. Par comparaison aux profils donnés par Alizé, on remarque que le modèle numérique conduit à une bonne analyse du comportement structurel de la chaussée. A chaque interface, les profils de déformation horizontale sont identiques de part et d'autre du plan de contact, ce qui confirme le collage parfait. Les valeurs maximales de déformation récapitulées dans le **Tableau II.4-2** montrent la bonne corrélation entre les résultats du modèle numérique et ceux d'Alizé. L'écart par rapport aux résultats d'Alizé est au plus égal à 1%. Une valeur négative de déformation traduit une déformation par extension.

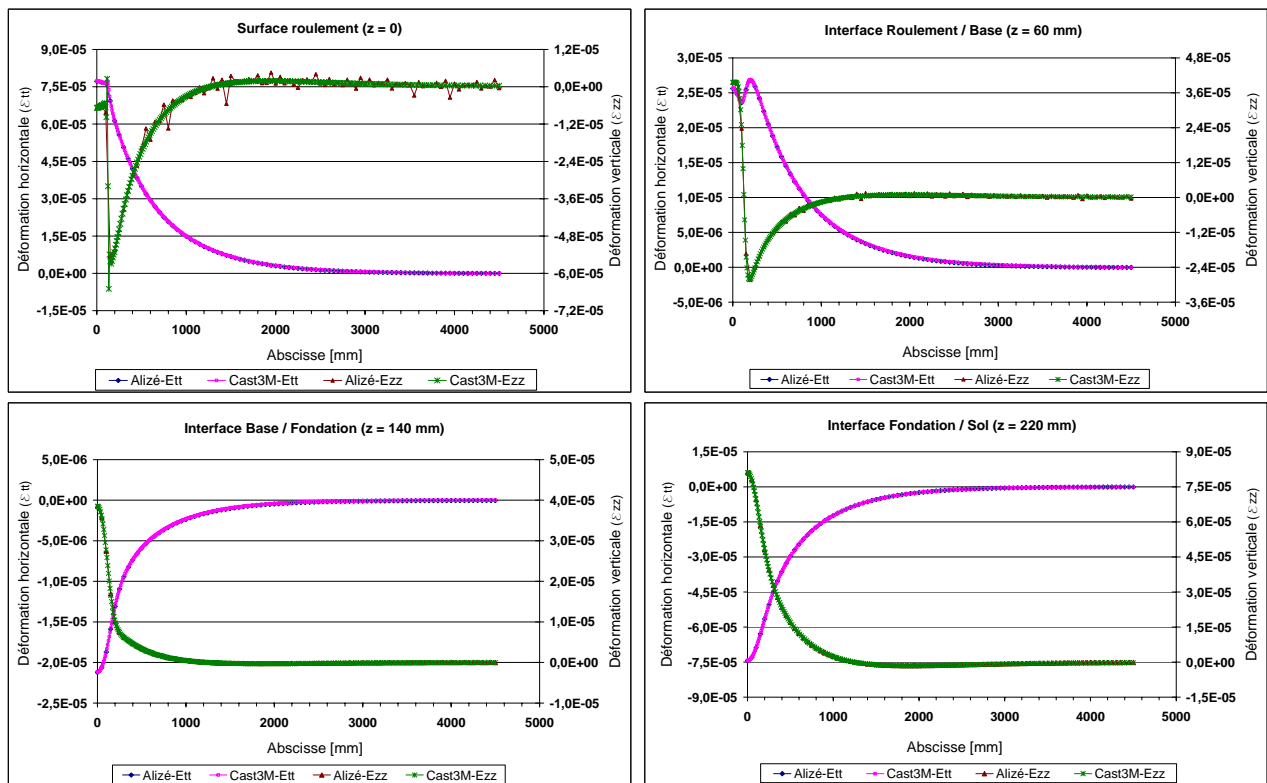


Figure II.4-2. Profils de déformations ϵ_{tt} et ϵ_{zz} dans la structure de chaussée (interfaces collées)

Tableau II.4-2. Valeurs maximales de déformation horizontale et verticale

Profondeur z [mm]	Alizé		Modèle numérique 2D axisymétrie (Cast3M)			
	$\epsilon_{t \max}$	$\epsilon_{z \max}$	$\epsilon_{t \max}$	Ecart [%]	$\epsilon_{z \max}$	Ecart [%]
0	$7,717.10^{-05}$	$-6,722.10^{-06}$	$7,731.10^{-05}$	0,18	$-6,800.10^{-06}$	1,16
60	$2,561.10^{-05}$	$3,957.10^{-05}$	$2,576.10^{-05}$	0,59	$3,962.10^{-05}$	0,13
60	$2,561.10^{-05}$	$1,141.10^{-05}$	$2,576.10^{-05}$	0,59	$1,141.10^{-05}$	0
140	$-2,123.10^{-05}$	$3,860.10^{-05}$	$-2,123.10^{-05}$	0,00	$3,853.10^{-05}$	-0,18
140	$-2,123.10^{-05}$	$3,860.10^{-05}$	$-2,123.10^{-05}$	0,00	$3,852.10^{-05}$	-0,21
220	$-7,441.10^{-05}$	$8,123.10^{-05}$	$-7,450.10^{-05}$	0,12	$8,111.10^{-05}$	-0,15

Les résultats obtenus dans le cas d'une interface modélisée glissante sont également comparables à ceux donnés par Alizé. Le modèle numérique est alors opérationnel pour évaluer l'effet d'une loi de comportement d'interface (définie par la valeur de K_s) sur le comportement mécanique de la structure de chaussée.

II.4.2. Etats de contraintes aux interfaces de la structure de chaussée

Dans ce paragraphe, on s'intéresse aux niveaux de contraintes de cisaillement et normale qu'on peut rencontrer aux interfaces d'une structure de chaussée. L'application est faite avec la structure de chaussée bitumineuse épaisse (**Tableau II.4-1**). Ces niveaux de contraintes sont évalués suivant la modélisation de l'interface : du cas parfaitement collé au cas presque glissant matérialisé par une valeur faible de raideur au cisaillement K_s .

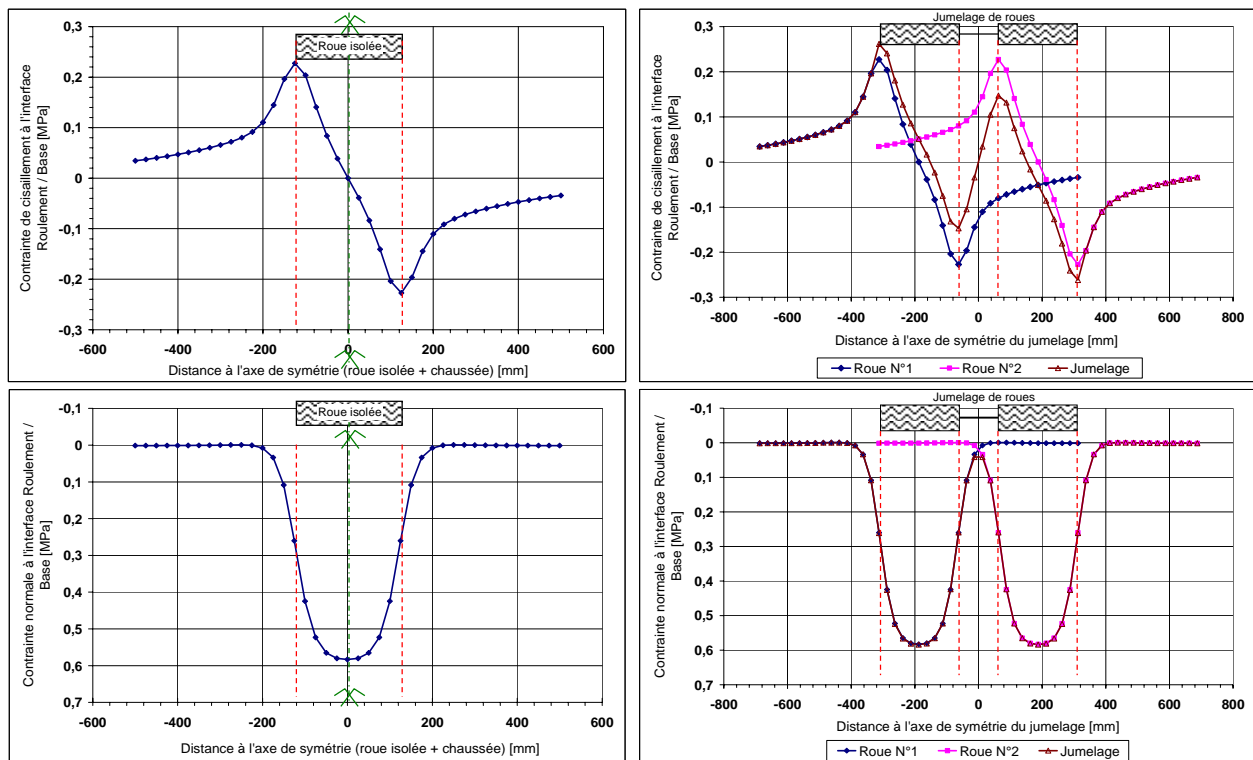


Figure II.4-3. Etats de contraintes à l'interface roulement / base suivant le type de chargement

Lorsqu'on analyse les résultats graphiquement représentés en **Figure II.4-3**, on remarque que, sous la zone de chargement (roue isolée ou jumelage), la distribution de la contrainte normale est symétrique à l'interface BBSG/GB3 parfaitement collée ; celle de la contrainte de cisaillement est antisymétrique. La contrainte de cisaillement est nulle au centre du chargement et maximale à la verticale des bords extérieurs des roues du jumelage ($x = \pm 312,5$ mm). La contrainte normale est quant à elle maximale au centre de chaque roue. Sous l'effet du jumelage, la valeur maximale de la contrainte de cisaillement vaut $\pm 0,26$ MPa, et la valeur correspondante de la contrainte normale

vaut également 0,26 MPa (compression). Cette étude a été également effectuée avec une structure de type BBSG (60 mm/5400 MPa) sur GB3 (100 mm/9300 MPa) sur GNT (350 mm/125 MPa) sur Sol (50 MPa) [DIA 03], [DIA 06₁]. Les résultats ont montré qu'à l'interface BBSG/GB3, et sous l'effet d'une roue isolée, la valeur maximale de la contrainte de cisaillement vaut $\pm 0,30$ MPa et la valeur correspondante de la contrainte normale vaut 0,23 MPa. Cependant, sur certaines portions de chaussée où la composante horizontale du trafic est très élevée, et donc fortement sollicitée en cisaillement, on pourrait négliger l'effet de la contrainte normale.

Les résultats présentés en **Figure II.4-4** présentent les états de contraintes aux interfaces BBSG/GB3 et GB3/GB3 considérées parfaitement collées dans le cas d'une structure sollicitée par un jumelage. Les résultats montrent que la contrainte de cisaillement diminue très sensiblement (de 0,26 à 0,24 MPa) lorsque l'interface est localisée plus en profondeur. La contrainte normale, quant à elle, diminue considérablement en passant de 0,26 à 0,11 MPa. Pour ce type de chaussée, on peut avancer que l'interface BBSG/GB3 s'endommagerait un peu plus rapidement que l'interface GB3/GB3. De ce fait, dans les prochaines applications, on s'intéressera plus à l'effet du niveau de collage à l'interface BBSG/GB3.

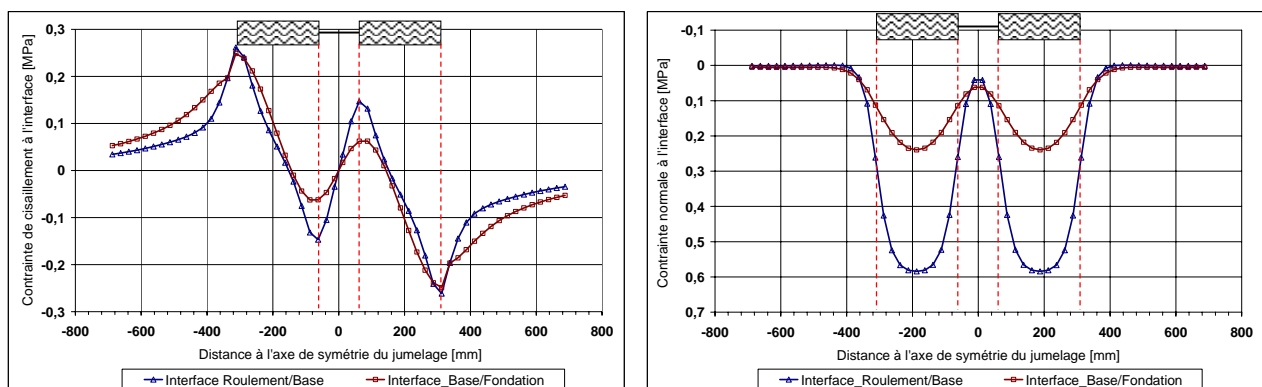


Figure II.4-4. États de contraintes à l'interface suivant sa localisation dans la structure

Les résultats présentés en **Figure II.4-5** présentent, sous l'effet du jumelage, les profils de contraintes obtenus pour différents niveaux de collage de l'interface BBSG/GB3. Les autres interfaces sont parfaitement collées. Le comportement mécanique de l'interface BBSG/GB3 est décrit par une valeur de K_s qui varie de 500 à 10 MPa/mm. Les résultats montrent que l'amplitude de la contrainte de cisaillement diminue avec le niveau de collage à l'interface. Ceci rend cohérent la méthode de modélisation de l'interface, il y a absence de continuité mécanique, de contrainte de cisaillement dans le cas d'une interface glissante (K_s très proche de zéro). La contrainte normale augmente très sensiblement avec la diminution de la valeur de K_s . On remarque qu'une interface avec $K_s = 500$ MPa/mm peut être considérée comme parfaitement collée. Cette diminution du

niveau de collage à l'interface peut se traduire physiquement par un endommagement de l'interface. Il semble alors intéressant d'analyser l'effet d'un endommagement (simulé) du collage sur le comportement structurel de la chaussée (§ II.4.3).

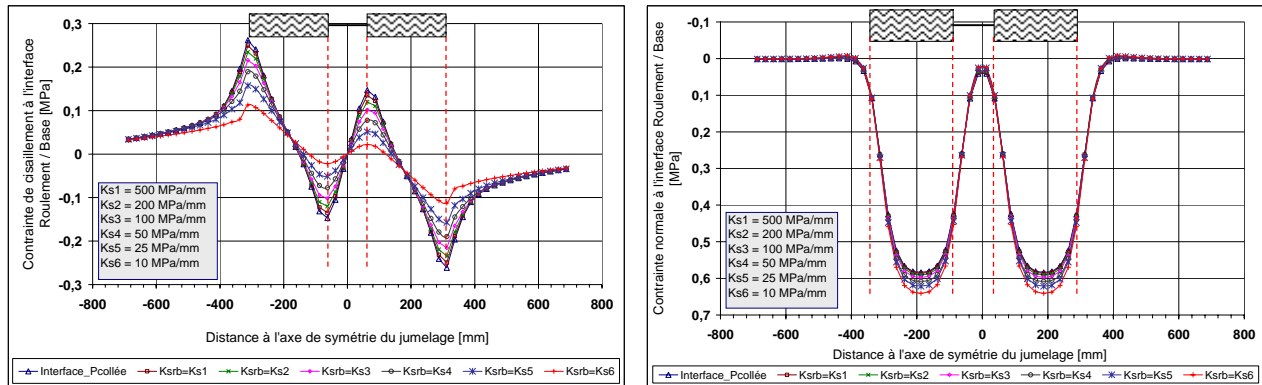


Figure II.4-5. Etats de contraintes à l'interface Roulement / Base suivant le niveau de collage

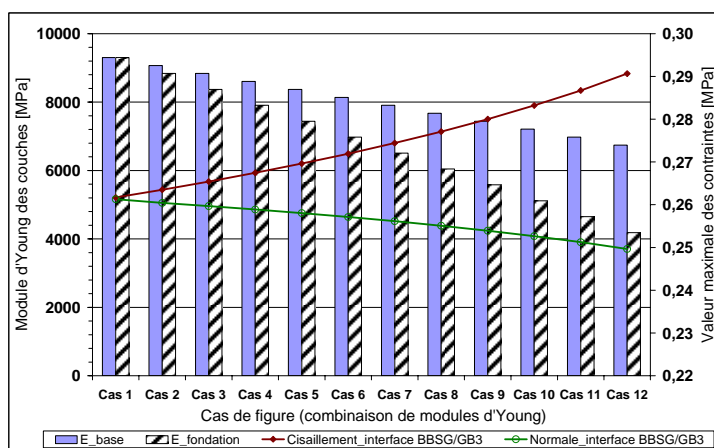


Figure II.4-6. Effet de l'endommagement des couches sur les niveaux de contraintes à l'interface

Dans une autre application, on s'intéresse à évaluer les niveaux de contraintes à l'interface BBSG/GB3 (considérée parfaitement collée) pendant la durée de vie de la chaussée. Pour cela on endommage les couches de base et de fondation en dégradant leurs performances mécaniques, leurs modules d'Young en particulier. On fait arbitrairement l'hypothèse que la couche de fondation se dégrade deux fois plus rapidement que la couche de base (Figure II.4-6). Les résultats montrent que la valeur maximale de la contrainte de cisaillement augmente tandis que la valeur correspondant de la contrainte normale diminue lorsque la chaussée se dégrade. Cette remarque pourrait être expliquée par le fait que la structure de chaussée se fléchit de plus en plus lorsque les modules des couches de base et de fondation diminuent. Dans ce cas de figure, l'augmentation du niveau de contrainte de cisaillement à l'interface pourrait accélérer l'endommagement du collage.

II.4.3. Effet de l'endommagement de l'interface sur le comportement de la structure

Comme annoncé dans le précédent paragraphe, on s'intéresse à l'effet d'un endommagement progressif du collage aux interfaces BBSG/GB3 et GB3/GB3 sur le comportement mécanique de la structure de chaussée. La réponse structurelle de la chaussée est analysée à travers les valeurs de déformations horizontales à la base de la couche de fondation (critère de dimensionnement) et sur les faces de part et d'autre de l'interface BBSG/GB3. Les 13 cas de figure étudiés (**Tableau II.4-3**) représentent des combinaisons de niveaux de collage attribués aux interfaces de collage. « P.C. » désigne le cas parfaitement collé.

Les résultats de la simulation numérique montrent que la valeur maximale de la déformation horizontale en extension augmente considérablement lorsque les niveaux de collage se dégradent, augmentant ainsi le pourcentage d'apparition de fissures dans la couche de fondation. La face inférieure de la couche de roulement est de moins en moins sollicitée en compression lorsque le collage se dégrade. Le cas ultime serait de voir la face inférieure de la couche de roulement sollicitée en traction, favorisant ainsi l'apparition de fissures.

Lorsqu'on compare les cas de figure 1 et 5, on remarque que la valeur du critère dimensionnant de ce type de structure de chaussée est augmentée de 3,8 %, ce qui se fait passer la durée de vie initiale de la chaussée de 732 000 à 593 000 cycles de chargement, soit une baisse de 19 %. Il importe alors de pouvoir évaluer la performance initiale du collage ainsi que son endommagement dans le temps pour une évaluation plus rationnelle de la durabilité de la chaussée.

Tableau II.4-3. Cas de figure étudiés : combinaison de niveaux de collage aux interfaces

Cas	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
K_{SRB}	P.C.	500	200	150	100	80	70	50	50	40	30	20	10
K_{SBF}	P.C.	500	200	200	180	180	160	160	140	140	120	120	120

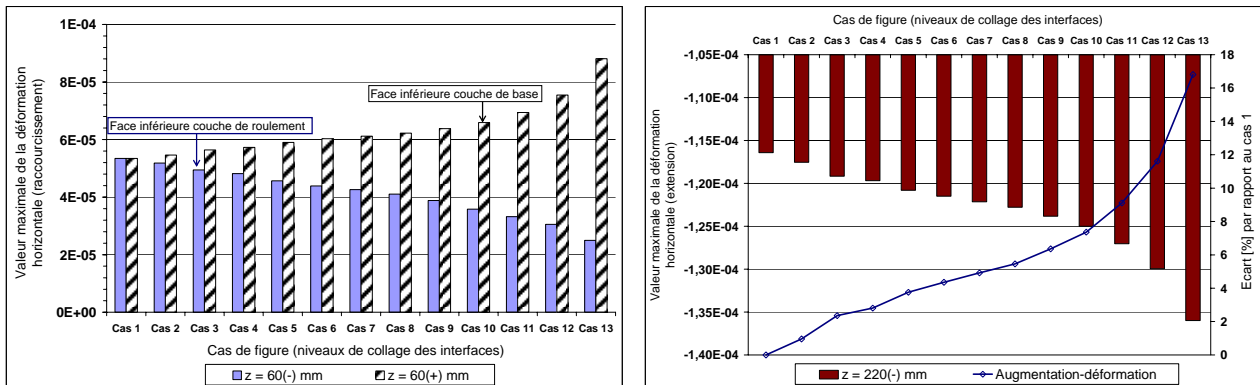


Figure II.4-7. Effet de l'endommagement de l'interface sur le comportement de la chaussée

II.5. Conclusion

Dans ce chapitre, l'objectif est de faire un recueil de méthodes et de résultats sur l'étude de la durabilité mécanique du collage entre deux couches de chaussée réalisées en matériaux bitumineux.

Les éléments bibliographiques montrent que l'information sur la durabilité mécanique du collage est mieux appréhendée à travers des essais de laboratoire. L'analyse mécanique des résultats d'essai permet de quantifier la performance initiale du collage ainsi que son évolution dans le temps. Les méthodes d'essai de type contrôle non destructif se limitent à la caractérisation de l'état collé ou décollé de l'interface et peuvent conduire à une interprétation assez fastidieuse des résultats. Vis-à-vis de la caractérisation du comportement mécanique de l'interface, le choix du principe d'essai est tourné vers l'essai de double cisaillement. Il permet d'appliquer une sollicitation symétrique de cisaillement tout en minimisant les éventuelles sollicitations parasites par comparaison à l'essai de cisaillement direct généralement réalisé sur une éprouvette bimatérial. Lors de mon stage de DEA [DIA 03], une étude de faisabilité sur la caractérisation du comportement en fatigue des couches d'accrochage a été conduite avec succès en utilisant un dispositif d'essai de double cisaillement.

La simulation numérique réalisée sur une structure de chaussée de type BBSG/GB3/GB3/PF2 permet de quantifier les niveaux de contraintes qui peuvent apparaître à l'interface BBSG/GB3 sous l'effet d'un chargement de type jumelage. Les résultats montrent que la valeur maximale de la contrainte de cisaillement vaut 0,26 MPa. La contrainte normale correspondante est du même ordre de grandeur. Une simulation d'un endommagement progressif du collage de l'interface BBSG/GB3 conduit à une augmentation progressive de la déformation horizontale à la base de la couche de fondation, et donc à une diminution de la durée de vie de la structure de chaussée.

Les résultats des travaux de recherche sur le comportement mécanique du collage montrent qu'il existe un dosage optimal en couche d'accrochage qui conduit à la performance maximale du collage à l'interface. Ce dosage dépend non seulement des caractéristiques de l'interface, mais également de la température d'essai. On note également que l'effet de l'application d'une contrainte normale sur la performance mécanique du collage est peu mis en évidence dans le cas de températures inférieures à 15°C. L'effet est cependant notable lorsque la température d'essai est proche de 60°C.

On partira du principe de l'essai de double cisaillement pour concevoir un prototype de dispositif d'essai. Dans la conception, on cherchera à se rapprocher d'un cas de sollicitation en cisaillement pur des interfaces, i.e., obtenir une configuration qui minimise les niveaux de contrainte normale pouvant apparaître à l'interface. Le prototype sera conçu pour pouvoir réaliser à la fois des essais monotones et des essais de fatigue. Ces essais doivent pouvoir être réalisés à différentes fréquences et températures d'essai.

CHAPITRE III. CONCEPTION ET REALISATION D'UN DISPOSITIF D'ESSAI DE DOUBLE CISAILLEMENT

III.1. Choix des principes d'essai.....	61
III.2. Choix des configurations d'éprouvettes à étudier.....	62
<i>III.2.1. Description des configurations d'éprouvettes</i>	<i>62</i>
<i>III.2.2. Variantes de configurations d'éprouvettes</i>	<i>64</i>
III.3. Présentation du modèle physique	64
<i>III.3.1. Vue générale</i>	<i>64</i>
<i>III.3.2. Matériaux et géométrie</i>	<i>65</i>
III.4. Analyse du comportement mécanique du modèle physique.....	66
<i>III.4.1. Objectifs</i>	<i>66</i>
<i>III.4.2. Description du modèle « simplifié »</i>	<i>67</i>
III.4.2.1. Maillages et conditions aux limites.....	67
III.4.2.2. Traitement des résultats	68
III.4.2.3. Profils d'extraction des contraintes dans le corps d'épreuve.....	69
III.4.2.4. Analyse des résultats.....	70
III.4.2.5. Bilan	74
<i>III.4.3. Description du modèle « réel »</i>	<i>75</i>
III.4.3.1. Maillages et conditions aux limites.....	75
III.4.3.2. Traitement des résultats	76
III.4.3.3. Cartographie des contraintes dans le modèle physique	76
III.4.3.4. Profils d'extraction des résultats dans l'éprouvette	79
III.4.3.5. Analyse des résultats dans l'éprouvette	80
III.4.3.6. Bilan	84
<i>III.4.4. Conclusions.....</i>	<i>85</i>
III.5. Réception du dispositif d'essai	86
<i>III.5.1. Procédure de réception.....</i>	<i>87</i>
<i>III.5.2. Essais préliminaires de réception.....</i>	<i>87</i>
III.5.2.1. Essai à vide.....	87
III.5.2.2. Essai « en charge » sur éprouvette en polymère	88
<i>III.5.3. Essais sur éprouvette en enrobé</i>	<i>92</i>

III.5.4. Bilan.....	94
III.6. Conclusions	95

Dans la démarche de travail adoptée pour notre étude, et présentée en conclusion du Chapitre I, il est question de sélectionner, à travers une revue bibliographique, un essai qui conduit à une rupture par cisaillement du collage à l'interface de deux couches d'enrobé bitumineux. Le comportement mécanique obtenu de cet essai alimentera l'outil de prédiction de la durée de vie du collage à l'interface dans une structure de chaussée.

Dans la conclusion du Chapitre II, l'essai de double cisaillement est désigné comme étant le plus approprié pour caractériser le comportement en fatigue de l'interface. L'essai permet d'appliquer des sollicitations cycliques de cisaillement à l'interface. Cependant, il est nécessaire de fabriquer un dispositif d'essai capable de reproduire le principe de l'essai de double cisaillement.

Ce chapitre présente les éléments de l'étude conduite dans le cadre de la conception et de la réalisation d'un dispositif d'essai de fatigue en double cisaillement. Ce dispositif doit permettre la réalisation :

- d'essais de fatigue : dans la structure de chaussée, l'interface est sollicitée par des chargements cycliques. Ces essais permettent d'évaluer l'endommagement progressif du collage ;
- d'essais oligocycliques : sur des structures particulières (quais de déchargement, parkings, sols industriels, etc.), il arrive qu'on rencontre des décollements en plaques de la couche de surface après un faible nombre de cycles de chargement ;
- d'essais monotones : un des objectifs de ce travail est de proposer une passerelle pour évaluer la performance en fatigue du collage à partir d'essais monotones.

Afin de fabriquer le dispositif d'essai de double cisaillement, un cahier des charges est rédigé. Sa fabrication est précédée par une vérification, à travers des calculs numériques, de sa conception. Afin de présenter les phases de conception, de validation, de fabrication et de réception du dispositif d'essai, ce chapitre est structuré comme suit.

Dans un premier paragraphe, on présente deux principes d'essai qui permettent d'appliquer une sollicitation de type double cisaillement sur des éprouvettes composées de trois ou de quatre couches d'enrobés, deux à deux séparées par une interface.

Dans un second paragraphe, on présente des variantes de configurations d'éprouvettes. A travers des variantes, on analyse, à travers un calcul éléments finis, l'influence de certaines dispositions

constructives sur le mode de sollicitation du corps d'épreuve mis en place dans le dispositif d'essai. Cette analyse (§ III.4) vise à valider la conception du dispositif d'essai avant sa réalisation.

Le paragraphe III.5 fait état des résultats de la phase de réception du dispositif d'essai fabriqué.

III.1. Choix des principes d'essai

La campagne expérimentale à conduire dans le cadre notre étude devrait permettre, entre autres, la caractérisation du comportement en fatigue par cisaillement de l'interface entre deux couches d'enrobés. Ainsi, il convient d'adopter une méthode d'essai qui permet d'appliquer une sollicitation en cisaillement homogène dans le plan de l'interface.

Au Chapitre II, la revue des principes d'essais actuellement utilisés dans le cadre de l'étude du comportement mécanique de l'interface entre couches d'enrobés permet de retenir le principe de l'essai de double cisaillement. Il représente une version symétrisée de l'essai de cisaillement direct. Ce dernier met en jeu une éprouvette composée de deux couches. Comparé à l'essai de cisaillement direct, l'essai de double cisaillement permet de s'affranchir, dans le cas d'utilisation d'une machine d'essai mono-axe, de la présence d'éventuels efforts parasites tels que la sollicitation en flexion de l'interface ou du vérin.

Par ailleurs, dans une précédente étude de faisabilité sur le comportement mécanique en fatigue des couches d'accrochage dans les chaussées [DIA 03], [DIA 04], [DIA 06₁], la pratique de l'essai de double cisaillement a conduit à des résultats satisfaisants (détermination d'une loi de fatigue). Cependant, à basse température, la conception du dispositif d'essai utilisé dans cette étude limite les niveaux d'efforts qu'on peut appliquer à l'éprouvette (rigidité insuffisante du dispositif d'essai). Le dispositif d'essai à concevoir et à réaliser est destiné à être utilisé sur une machine d'essai de capacité ± 100 kN.

Deux principes d'essai sont proposés pour réaliser l'essai de double cisaillement sur un corps d'épreuve composé de couches d'enrobés deux à deux séparées par une interface (**Figure III.1-1**). Ces principes d'essai A et B mettent en jeu différentes géométries d'éprouvettes (trois ou quatre couches d'enrobés) et différents modes de sollicitation en partie centrale du corps d'épreuve.

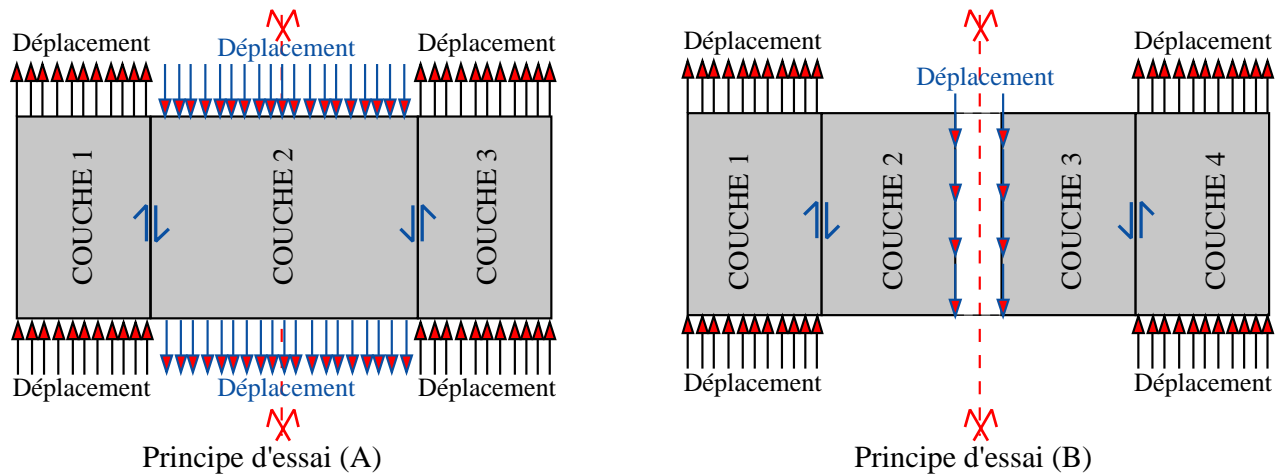


Figure III.1-1. Principes d'essai de double cisaillement sur éprouvettes en enrobé bitumineux

Dans le cas d'utilisation d'une machine d'essai mono-axe, on peut appliquer la sollicitation en partie centrale, et bloquer les déplacements des couches latérales de l'éprouvette pendant l'essai. Dans la conception du dispositif d'essai, la problématique est d'appliquer une sollicitation cyclique ou monotone sur éprouvette constituée de matériaux à comportement viscoélastique.

III.2. Choix des configurations d'éprouvettes à étudier

Dans ce paragraphe, on propose deux configurations d'éprouvettes qui permettent de reproduire en laboratoire les deux principes d'essai choisis dans le précédent paragraphe. La différence entre ces deux configurations réside dans la méthode de transmission de la sollicitation monotone ou cyclique en partie centrale de l'éprouvette. A partir de ces deux configurations d'éprouvettes, des variantes de corps d'épreuves sont proposées. Celles-ci serviront à alimenter le modèle éléments finis développé pour l'étude de l'influence de certaines dimensions et dispositions constructives sur l'état des contraintes dans le corps d'épreuve, et particulièrement dans le plan de l'interface entre couches de l'éprouvette.

III.2.1. Description des configurations d'éprouvettes

Lorsqu'on s'appuie sur les deux principes d'essai de double cisaillement présentés en III.1, deux configurations d'éprouvettes peuvent être adoptées. Ces configurations font intervenir des jeux de casques de liaison plus ou moins différents suivant que le principe d'essai s'applique sur une éprouvette composée de trois ou de quatre couches. Ces deux configurations, notées A et B, sont illustrées respectivement en **Figure III.2-1** et en **Figure III.2-2**.

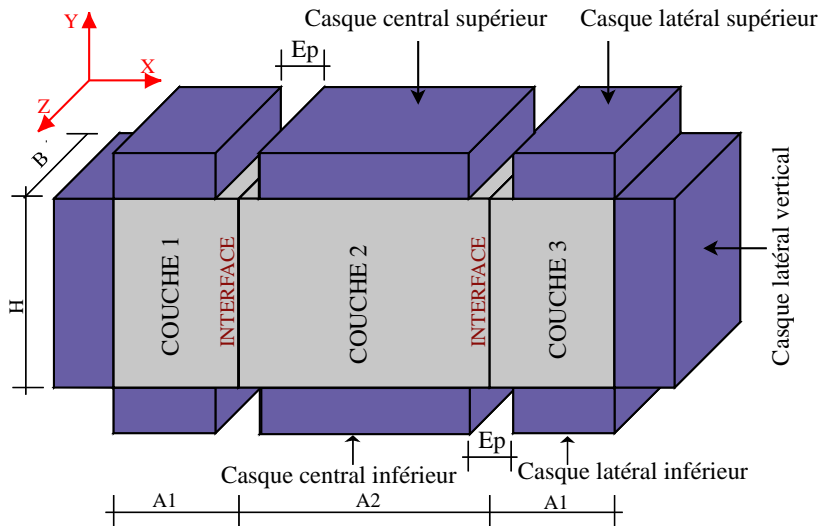


Figure III.2-1. Configuration d'éprouvette A associée aux principes d'essai de double cisaillement

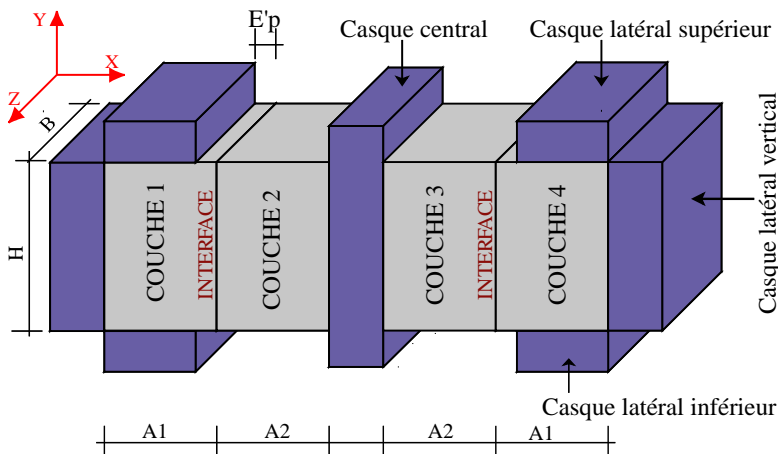


Figure III.2-2. Configuration d'éprouvette B associée aux principes d'essai de double cisaillement

Dans le cas de la configuration A (**Figure III.2-1**), les dimensions, suivant x , des casques métalliques (supérieurs et inférieurs) sont fonction de la valeur « E_p », qui représente l'espacement entre deux casques métalliques disposés symétriquement par rapport au plan de l'interface. Le choix de la valeur E_p résultera de l'analyse de l'influence de celle-ci sur les niveaux de contraintes dans le corps d'éprouve.

Dans le cas de la configuration B (**Figure III.2-2**), les dimensions, suivant x , des casques métalliques latéraux (supérieurs et inférieurs) sont fonction de la valeur « E'_p », qui représente l'espacement entre le plan de l'interface et l'extrémité du casque latéral supérieur ou inférieur. Cette valeur E'_p est la moitié de E_p .

III.2.2. Variantes de configurations d'éprouvettes

Afin de fixer les éléments de la conception du dispositif d'essai (nombre de casques par corps d'épreuve, espacements entre casques), les variantes des configurations A et B sont sélectionnées de manière à pouvoir analyser l'influence, sur l'état des contraintes dans le modèle physique, de :

- la présence ou non de casques latéraux verticaux (**Figure III.2-1** et **Figure III.2-2**), i.e. l'effet d'un encastrement sur deux ou trois faces de chaque couche latérale de l'éprouvette ;
- la valeur de l'espacement E_p ou E'_p (**Figure III.2-1** et **Figure III.2-2**).

Six variantes de la configuration A et cinq variantes de la configuration B sont sélectionnées. Quelques unes de leurs particularités sont données dans le **Tableau III.2-1**.

Tableau III.2-1. Quelques particularités des variantes de configurations d'éprouvettes A et B

Configuration	Variante	Casques métalliques latéraux		Espacement à l'interface	
		Sup. & inf.	Vertical	E_p [mm]	E'_p [mm]
A	A – 1	X	X	5	-
	A – 2	X	X	10	-
	A – 3	X	X	20	-
	A – 1-bis	X		5	-
	A – 2-bis	X		10	-
	A – 3-bis	X		20	-
B	B – 1		X	-	-
	B – 2	X	X	-	5
	B – 3	X	X	-	15
	B – 2-bis	X		-	5
	B – 3-bis	X		-	15

III.3. Présentation du modèle physique

Sur la base d'un cahier des charges (complété par deux avenants), un bureau d'études missionné par EUROVIA a proposé un projet de dispositif d'essai qui permet de réaliser à la fois les deux principes d'essai A et B. L'analyse par éléments finis du comportement mécanique de ce dispositif d'essai vise à valider sa conception avant sa fabrication.

Le dispositif d'essai est destiné à être utilisé dans un caisson à température contrôlée (contraintes d'encombrement) et fixé sur une machine d'essais servohydraulique MTS® (contraintes de liaison).

III.3.1. Vue générale

Le projet de dispositif d'essai est présenté sur la **Figure III.3-1**. Dans cette configuration, l'éprouvette est constituée de trois couches d'enrobés bitumineux. Le dispositif d'essai conçu est principalement composé de trois pièces métalliques massives.

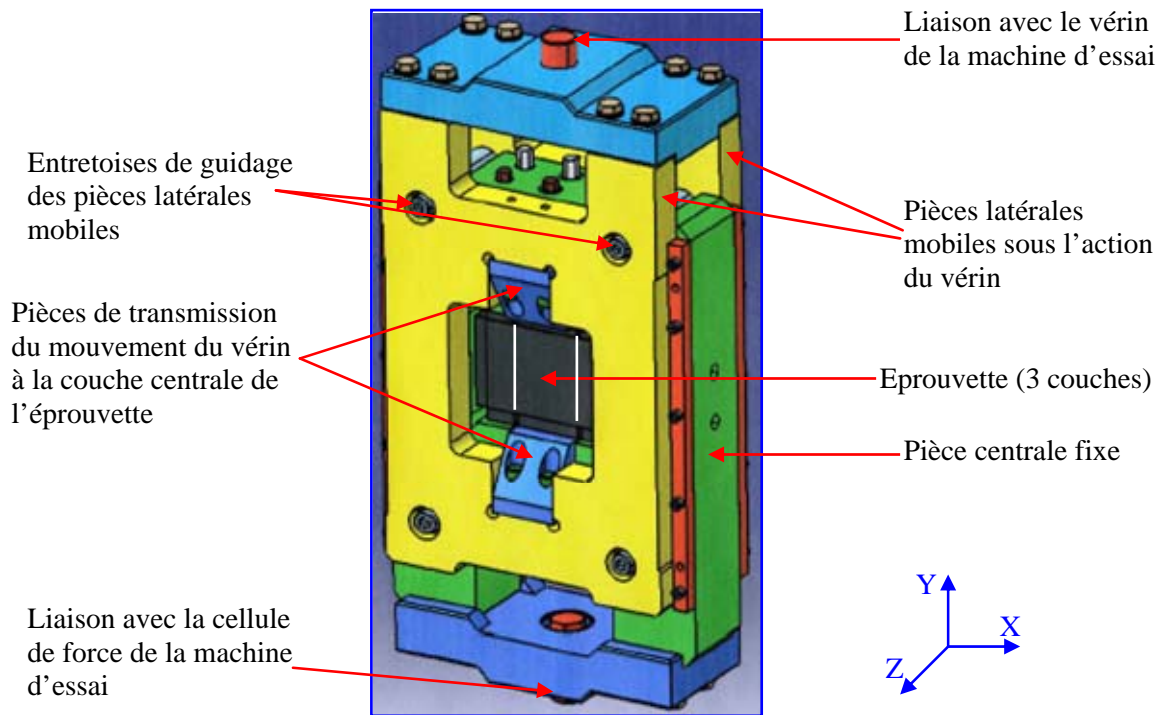


Figure III.3-1. Vue générale du projet de dispositif d'essai de double cisaillement

Sur la **Figure III.3-1**, la pièce métallique centrale (représentée en vert) est fixe et assure l'encastrement des deux couches latérales de l'éprouvette. Elle est rendue solidaire de la cellule de force de la presse hydraulique via une tige rallonge métallique et une vis M27. Des vis assurent la liaison entre les casques latéraux collés sur les faces de l'éprouvette (**Figure III.2-1**) et la pièce métallique centrale fixe. Ces vis visent aussi à éviter tout relâchement, pendant l'essai, de la fixation des couches latérales.

Sur la **Figure III.3-1**, les deux pièces métalliques latérales (représentées en jaune) sont mobiles sous l'action du vérin de la presse. Une vis M27 assure la liaison entre la tige rallonge métallique liée au vérin et la partie supérieure (représentée en bleu) du dispositif d'essai. Deux autres pièces métalliques (pièces de transmission) transmettent le mouvement des pièces métalliques latérales à la couche centrale de l'éprouvette.

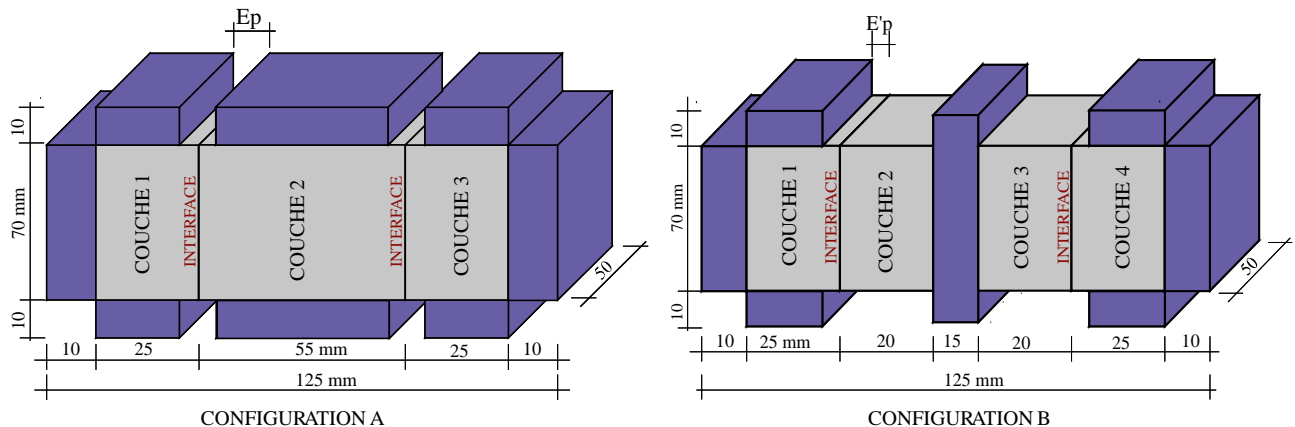
III.3.2. Matériaux et géométrie

Le modèle physique représenté en **Figure III.3-1** est constitué de deux types de matériaux : acier et enrobé bitumineux. Pour les besoins du calcul par éléments finis (§ III.4), on retiendra pour ces matériaux les caractéristiques mécaniques suivantes (**Tableau III.3-1**) :

Tableau III.3-1. Caractéristiques mécaniques des matériaux du modèle physique

Matériau	Acier	Enrobé bitumineux
Module d'Young [MPa]	210 000	10 000
Coefficient de Poisson	0,25	0,35

Du fait que le dispositif d'essai proposé permet la réalisation d'un essai de cisaillement sur une éprouvette de configuration A ou B, l'encombrement réservé à l'éprouvette collée sur casques métalliques est la même : $125 \times 90 \times 50 \text{ mm}^3$ (**Figure III.3-2**).

**Figure III.3-2.** Dimensions des éprouvettes collées sur casques (configurations A et B)

III.4. Analyse du comportement mécanique du modèle physique

Ce paragraphe traite de l'analyse par éléments finis du comportement mécanique du modèle physique représentatif de l'ensemble dispositif d'essai – corps d'épreuve. Cette modélisation vise à recenser les différents points clés qui régissent le bon fonctionnement du dispositif une fois réalisé, et d'analyser leurs effets sur son comportement mécanique.

III.4.1. Objectifs

Ce travail d'analyse par éléments finis du comportement mécanique du modèle physique (**Figure III.3-1**) vise à valider la conception du dispositif d'essai avant sa réalisation. Cette validation passe par la vérification des deux points suivants :

- l'incidence des conditions de fixation et de sollicitation de l'éprouvette (configurations A et B) sur la localisation du plan de cisaillement maximum et sur les niveaux de contraintes aux interfaces entre couches ;
- l'absence de zones de faiblesse mécanique dans le dispositif d'essai pour des intensités de chargement allant jusqu'à 100 kN (capacité de la presse hydraulique MTS).

Le premier point sera vérifié à travers une modélisation en 2D par éléments finis de l'éprouvette collée sur casques métalliques. Ce modèle, dit simplifié, sera étudié en utilisant le code aux éléments finis Cast3M.

Le second point sera vérifié à travers une modélisation en 3D par éléments finis de l'éprouvette collée sur casques et mise en place sur le dispositif d'essai. Ce modèle, dit réel, sera étudié en utilisant le code aux éléments finis NISA[®] (référence : note de calcul interne au CRM EUROVIA). Les résultats en 3D présentés dans ce document sont tirés de l'analyse de cette note de calcul.

III.4.2. Description du modèle « simplifié »

Dans cette première partie de l'analyse par éléments finis du comportement mécanique du dispositif d'essai, on étudie, sous Cast3M, les onze variantes de configurations d'éprouvettes (**Tableau III.2-1**) afin d'analyser l'incidence des conditions de fixation et du mode de sollicitation de l'éprouvette sur la localisation du plan de cisaillement maximum et sur les niveaux de contraintes aux interfaces des couches d'enrobés.

III.4.2.1. Maillages et conditions aux limites

On se limite à la modélisation en 2D de l'éprouvette collée sur casques. Les deux modèles, dits simplifiés, sont présentés en **Figure III.4-1**. Les maillages présentés sur cette figure sont composés d'éléments triangulaires à 6 nœuds. L'interface entre deux couches de l'éprouvette est parfaitement collée (nœuds du plan de contact communs aux deux couches adjacentes). Une liaison parfaite est également générée dans les plans de contact acier/enrobé.

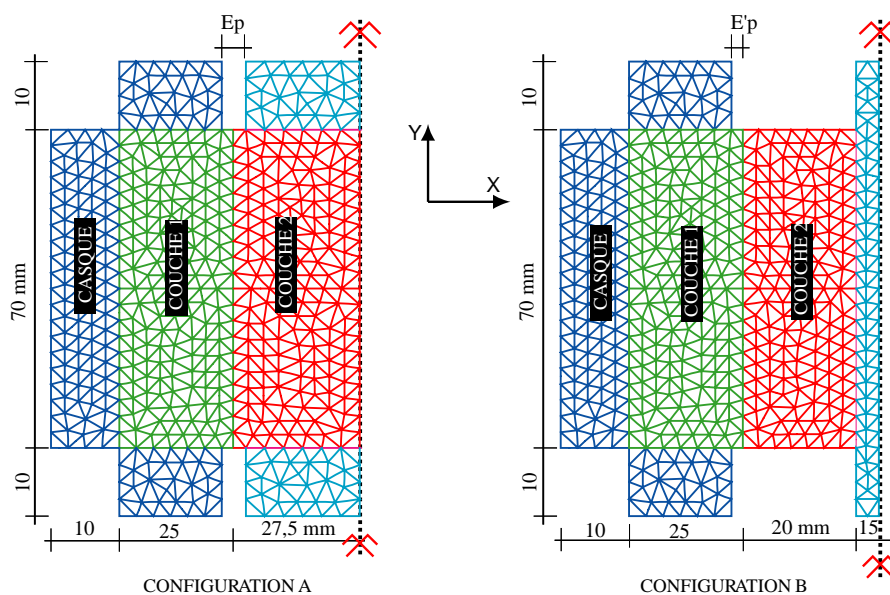


Figure III.4-1. Maillages en 2D des modèles « simplifiés » (sous Cast3M)

Dans la construction des modèles simplifiés, on fait l'hypothèse que le dispositif d'essai assure un encastrement parfait des casques collés sur les faces des couches latérales de l'éprouvette. Cette hypothèse conduit à fixer à zéro les déplacements U_x et U_y aux nœuds des faces extérieures des casques latéraux (**Figure III.4-2**).

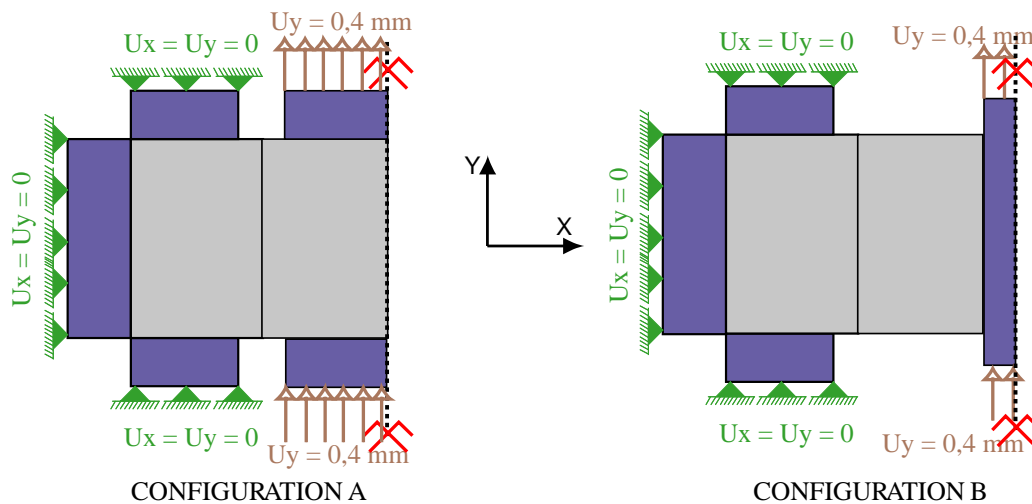


Figure III.4-2. Conditions aux limites associées aux modèles « simplifiés »

La sollicitation mécanique appliquée (**Figure III.4-2**) est un déplacement uniformément réparti aux nœuds des faces extérieures des casques centraux. Notons que les matériaux sont considérés, dans ces modèles simplifiés, comme élastiques, linéaires et isotropes. De ce fait, ce seul calcul suffit à explorer toutes les intensités de chargement.

III.4.2.2. Traitement des résultats

Les calculs sont effectués en contraintes planes. Une première phase d'extraction des résultats vise à relever, sur les faces des casques centraux, la force résultante F engendrée par l'application d'un déplacement de 0,4 mm. Les valeurs de déplacement et de force permettent d'évaluer la raideur K de la variante de configuration étudiée. K est le rapport de la force sur le déplacement.

Afin de pouvoir comparer les comportements mécaniques des onze variantes de configurations d'éprouvettes (**Tableau III.2-1**), on se fixe comme critère de comparaison, la valeur nominale de la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} évaluée au premier ordre. On fixe arbitrairement cette valeur de contrainte de cisaillement à 1 MPa. La variante de configuration à retenir en conclusion de cette analyse numérique sera parmi celles qui conduisent à des valeurs de contrainte de cisaillement homogénéisée à l'interface proches de 1 MPa. Ce choix d'une configuration d'essai qui conduit à une répartition assez homogène de la contrainte de cisaillement à l'interface se justifie par

le type de métrologie qu'on adoptera lors de la campagne expérimentale à réaliser. Dans cette métrologie, on supposera que la contrainte de cisaillement à l'interface est uniformément répartie.

Chaque variante de configuration conduit à des valeurs différentes de contrainte de cisaillement à l'interface. Un coefficient correctif α (**Equation III.4-1**), fonction de la valeur de la raideur K de la configuration, permet de normaliser à 1 MPa les valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface.

$$\text{Configuration A ou B : } \alpha = \frac{0,4}{d_1} = \frac{0,4 \cdot K}{2 \cdot S \cdot \tau_{\text{int}}} \quad \text{Équation III.4-1}$$

Où d_1 est la valeur du déplacement à appliquer pour obtenir une valeur moyenne de la contrainte de cisaillement à l'interface $\tau_{\text{int}} = 1$ MPa.

Pour chaque variante de configuration d'éprouvette étudiée avec un des modèles simplifiés, la force résultante F, la raideur K et le coefficient correctif α sont donnés dans le **Tableau III.4-1**. Des valeurs de ce tableau, on remarque que l'augmentation de l'espacement E_p réduit la raideur K de l'éprouvette. Ceci est dû à une déformation en flexion beaucoup plus importante lorsque la valeur de E_p croît. Dans la configuration B, on observe le même effet de E_p sur la valeur de la raideur K. La variante B – 1, qui se déforme plus en flexion, conduit à la plus faible raideur K. Rappelons que, dans ces modèles éléments finis, les deux interfaces entre couches de l'éprouvette sont parfaitement collées, et donc l'éprouvette se comporte comme un bloc monolithique.

Tableau III.4-1. Force résultante, raideur et coefficient correctif des variantes de configuration

Configuration	Variante	Ep ou E'p [mm]	Sollicitation d [mm]	Sous sollicitation d		Pour obtenir $\tau_{\text{int}} = 1$ MPa	
				F [N]	K [N/mm]	α	d_1 [mm]
A	A – 1	5	0,4	453721	1134302	64,8	0,006
	A – 2	10		344440	861100	49,2	0,008
	A – 3	20		241564	603910	34,5	0,012
	A – 1-bis	5		434291	1085726	62,0	0,007
	A – 2-bis	10		327975	819938	46,9	0,009
	A – 3-bis	20		224059	560149	32,0	0,013
B	B – 1	-	0,4	278564	696410	39,8	0,010
	B – 2	5		386784	966960	55,3	0,007
	B – 3	15		313872	784680	44,8	0,009
	B – 2-bis	5		374856	937140	53,6	0,007
	B – 3-bis	15		283894	709735	40,6	0,010

bis : sans casques latéraux verticaux

III.4.2.3. Profils d'extraction des contraintes dans le corps d'éprouve

Le comportement mécanique du corps d'éprouve est analysé, pour chaque configuration, à partir des résultats extraits sur trois profils : deux profils horizontaux et un profil vertical (**Figure III.4-3**). Les résultats extraits traduisent les niveaux de contraintes normale (de flexion) et de cisaillement.

Les deux profils horizontaux permettent de déterminer la position du plan de cisaillement maximum dans le corps d'éprouvette. Le profil vertical permet de comparer les états de contraintes à l'interface.

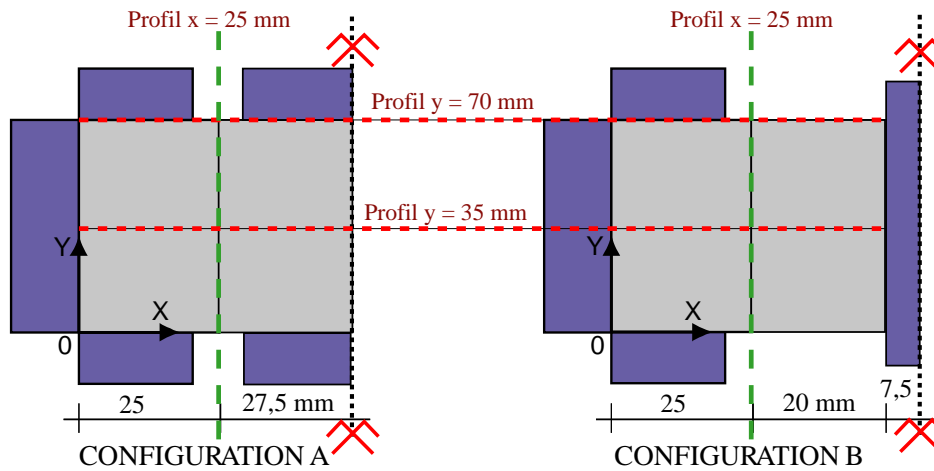


Figure III.4-3. Profils d'extraction des contraintes dans le corps d'éprouvette

Sur chacun des trois profils sélectionnés, on extrait les valeurs de contrainte normale (S_{xx}) et les valeurs de contrainte de cisaillement (S_{xy}). Le choix de la variante de configuration sera guidé par la localisation du plan de cisaillement maximum (aussi près que possible de l'interface), un faible niveau des contraintes normales dans l'éprouvette (sur les trois profils), et une contrainte de cisaillement homogénéisée à l'interface proche de 1 MPa.

III.4.2.4. Analyse des résultats

Profil horizontal $y = 70$ mm (jonction casques/éprouvette)

Sur le profil d'extraction des résultats positionné à la jonction casques supérieurs – éprouvette, la **Figure III.4-4** donne, pour chaque variante de configuration, une représentation graphique des contraintes de cisaillement relevées. On remarque nettement que la position des valeurs maximales de contraintes de cisaillement s'éloigne du plan de l'interface avec l'augmentation de la valeur de E_p (ou E'_p). Ces valeurs maximales se situent exactement à l'extrémité (côté interface) de chaque casque et représentent des concentrations de contraintes. Dans le cas de la variante B – 1, absence de casques latéraux supérieurs et inférieurs, les valeurs maximales de cisaillement sont localisées assez loin du plan de l'interface.

La comparaison des profils de contraintes de cisaillement montre que la présence ou non de casques latéraux verticaux (**Figure III.2-1** et **Figure III.2-2**) n'affecte pas la position du plan de cisaillement maximum mais augmente ou réduit la valeur maximale de la contrainte de cisaillement.

Vis-à-vis du critère « localisation du plan de cisaillement maximum », on retient les variantes A-1, A-1-bis, A-2, A-2-bis, B-2, B-2-bis. Sur la base de ce critère, les meilleures configurations sont A-1 et A-1-bis.

En complément des valeurs de contraintes de cisaillement données en **Figure III.4-4**, des valeurs de contraintes normales de flexion extraites sur le profil $y = 70$ mm sont données en **Figure III.4-5**. Ces contraintes normales résultent de la déformation en flexion de l'éprouvette.

La comparaison des courbes d'évolution (**Figure III.4-5**) montre que la présence ou non de casques latéraux verticaux n'affecte pas la répartition des valeurs de contrainte normale. On note tout de même que la position de la valeur maximale de la contrainte normale s'éloigne de l'interface avec l'augmentation de E_p (ou $E'p$). Une contrainte normale de traction engendre un allongement, favorable à l'initiation de fissure dans l'éprouvette. Il serait alors préférable d'adopter la variante qui conduit à des valeurs faibles de contrainte normale et positionnées au voisinage de l'interface. De ce fait, on retient la liste des variantes retenues précédemment.

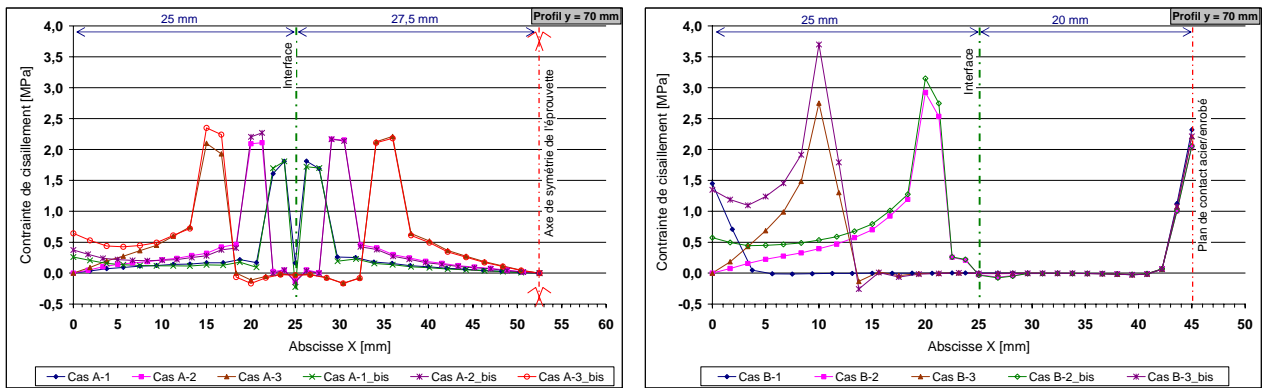


Figure III.4-4. Répartition des valeurs de contrainte de cisaillement σ_{xy} (profil $y = 70$ mm)

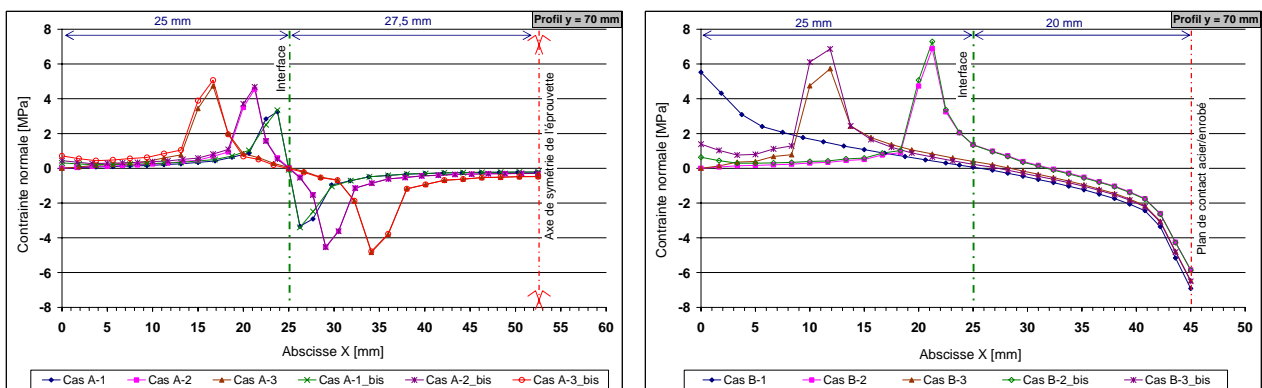


Figure III.4-5. Répartition des valeurs de contrainte normale σ_{xx} (profil $y = 70$ mm)

Profil horizontale y = 35 mm (zone centrale de l'éprouvette)

Sur ce profil horizontal d'extraction des résultats positionné au milieu de l'éprouvette, la **Figure III.4-6** donne, pour chaque variante de configuration, les courbes de répartition des valeurs de contrainte de cisaillement relevées.

La comparaison de ces courbes de répartition montre que toutes les variantes de la configuration A conduisent à des plans de cisaillement maximum localisés à l'interface. Celles de la configuration B, mis à part la variante B-1 (non retenue dans la précédente analyse), conduisent à des plans de cisaillement maximum non positionnés à l'interface.

L'analyse des courbes de répartition (**Figure III.4-6**) montre que la mise en place de casques latéraux verticaux conduit à l'apparition de contrainte de cisaillement dans les plans de contacts entre ceux-ci et l'éprouvette.

L'interprétation des courbes de répartition (**Figure III.4-7**) montre que sur le profil d'extraction des résultats positionné au milieu de l'éprouvette, les valeurs de contrainte normale induites par les variantes de la configuration A sont beaucoup plus faibles que celles issues des variantes de la configuration B.

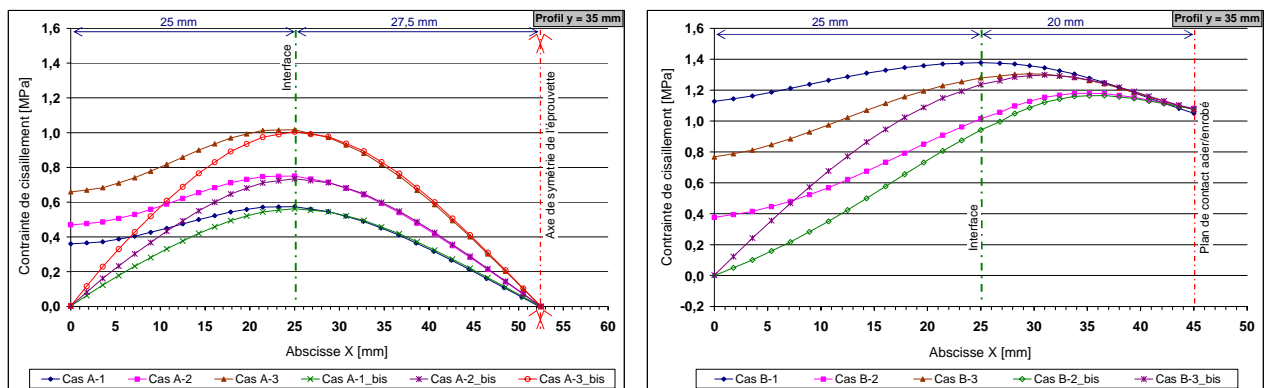


Figure III.4-6. Répartition des valeurs de contrainte de cisaillement σ_{xy} (profil y = 35 mm)

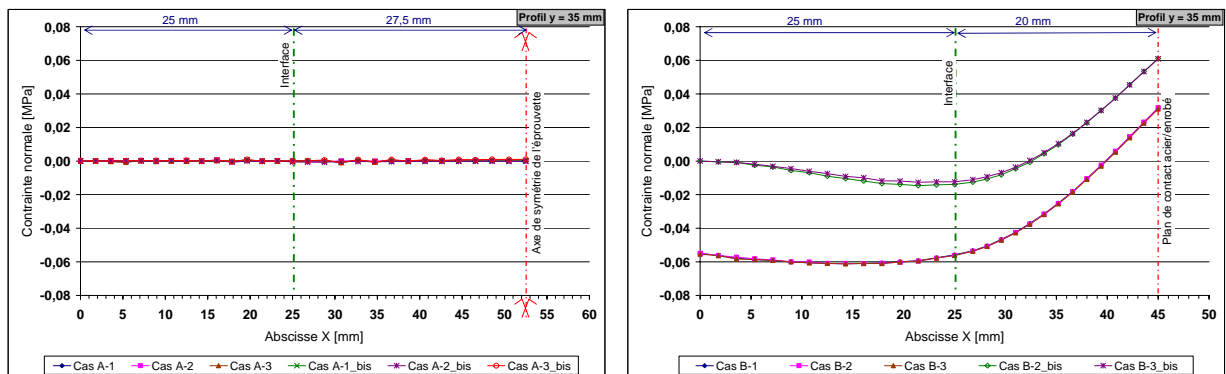


Figure III.4-7. Répartition des valeurs de contrainte normale σ_{xx} (profil y = 35 mm)

Lorsqu'on se base sur le critère « position du plan de cisaillement maximum » associé au niveau de contrainte normale dans l'éprouvette, on ne retient que les variantes de la configuration A.

Profil vertical (interface) x = 25 mm

Sur ce profil vertical d'extraction des résultats positionné à l'interface des couches d'enrobés, la **Figure III.4-8** donne, pour chaque variante de configuration, les courbes de répartition des valeurs de contraintes de cisaillement relevées.

La comparaison des courbes de répartition (**Figure III.4-8**) montre que la valeur de E_p (ou E'_p) a une forte incidence sur la répartition des valeurs de contrainte de cisaillement, notamment sur la présence de concentration de contraintes. La mise en place ou non de casques latéraux verticaux ne présente aucun effet sur la forme de la courbe.

Dans l'analyse des courbes de répartition obtenues, on s'intéresse aux variantes de configuration qui conduisent à des valeurs de contrainte de cisaillement homogénéisée proches de 1 MPa. Sur la base de ce critère de comparaison, on sélectionne les variantes A-2, A-2-bis, A-3, A-3-bis, B-2, B-2-bis, B-3 et B-3-bis.

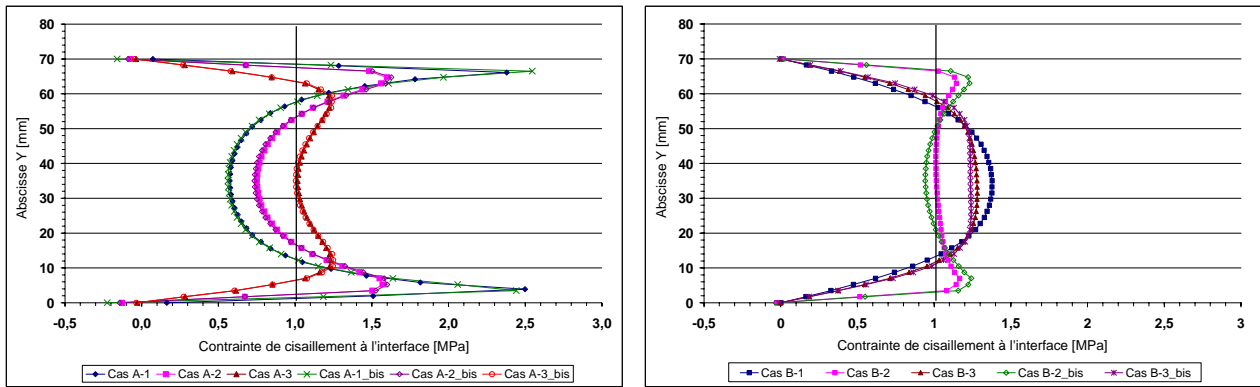


Figure III.4-8. Répartition des valeurs de contrainte de cisaillement σ_{xy} à l'interface

Les courbes données en **Figure III.4-9** renseignent sur la répartition des valeurs de contrainte normale à l'interface. La comparaison des courbes montre que les variantes de la configuration B conduisent à l'apparition de contraintes normales à l'interface d'intensités beaucoup plus grandes que celles induites par les variantes de la configuration A. Dans le cas des variantes B-2 et B-2-bis, l'intensité de la contrainte normale est comparable à celle de la contrainte de cisaillement.

De l'analyse des courbes de répartition des contraintes à l'interface, on retient les variantes A-2, A-2-bis, A-3 et A-3-bis.

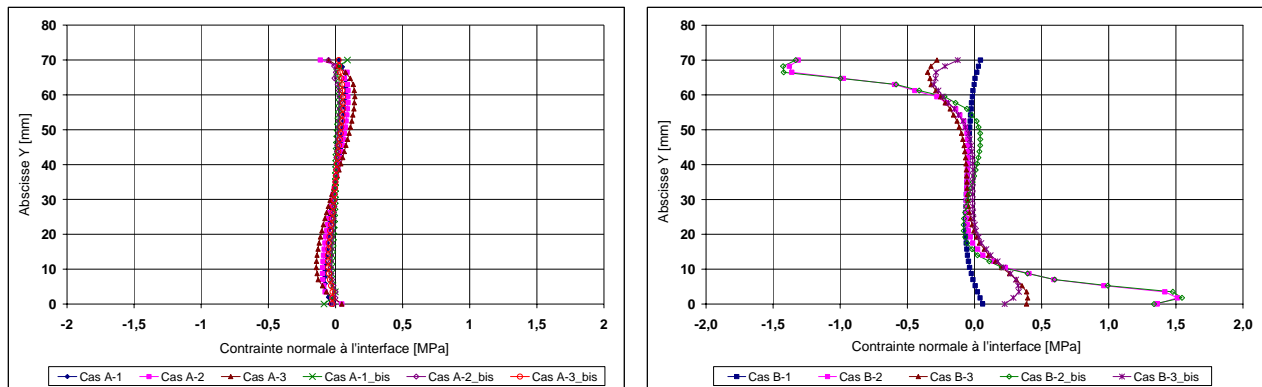


Figure III.4-9. Répartition des valeurs de contrainte normale σ_{xx} à l'interface

III.4.2.5. Bilan

Dans cette première partie de l'analyse par éléments finis (sous Cast3M) du modèle physique, on se limite à la modélisation en 2D de l'éprouvette collée sur casques. A travers des modèles dits simplifiés, on suppose que le dispositif d'essai assure un encastrement parfait des casques collés sur les faces des couches latérales de l'éprouvette. Une sollicitation en déplacement est appliquée.

Onze variantes de configurations d'éprouvettes sont étudiées et permettent d'évaluer les effets du mode de sollicitation de la partie centrale de l'éprouvette, de la valeur de l'espacement entre casques au voisinage de l'interface et de la mise en place ou non de casques latéraux verticaux, sur la position du plan de cisaillement maximum dans l'éprouvette et sur les états de contraintes dans le plan de l'interface.

Vis-à-vis de la position du plan de cisaillement maximum, les résultats montrent que celle-ci est fortement influencée par la valeur de l'espacement entre casques au voisinage de l'interface. Cette position s'éloigne de l'interface avec l'augmentation de l'espacement entre casques. Les meilleurs configurations sont celles de type A.

Vis-à-vis de l'évaluation des états de contraintes à l'interface, on remarque que les variantes de configuration A (éprouvette en trois couches) conduisent à des valeurs de contrainte normale moins élevées celles obtenues avec les variantes de configuration B (éprouvette en quatre couches). Les résultats montrent également que la mise en place de casques latéraux verticaux amplifie ces valeurs de contrainte normale même si elles restent toujours faibles dans les variantes de type A.

La comparaison des résultats a permis de retenir deux variantes de configuration, A-2 et A-2(bis), pour la suite de l'analyse par éléments finis du modèle physique. Dans ces deux variantes, l'espacement entre casques au voisinage de l'interface est de 10 mm. Ces deux variantes sont avec ou sans casques latéraux verticaux.

III.4.3. Description du modèle « réel »

Dans cette seconde partie de l'analyse par éléments finis du comportement mécanique du modèle physique, on étudie, sous NISA[®], les deux variantes de configuration retenues (A-2 et A-2-bis) lors de la précédente analyse (§ III.4.2). Dans cette seconde étude, ces deux variantes seront désignées respectivement par A-2(R) et A-2-bis(R).

Cette analyse par éléments finis vise à vérifier, pour des intensités de sollicitation allant jusqu'à 100 kN (capacité de la machine d'essai), que le dispositif d'essai ne présente pas de zones de faiblesse mécanique. A travers cette analyse, on évaluera également les champs de déplacements sur les faces de l'éprouvette. Un dernier paragraphe sera consacré à l'analyse des contraintes extraites sur des profils dans l'éprouvette. Ces résultats permettront de vérifier les conclusions précédemment formulées sur la position du plan de cisaillement maximum et sur les niveaux de contraintes à l'interface.

III.4.3.1. Maillages et conditions aux limites

Un maillage en 3D du modèle physique est généré en utilisant le code aux éléments finis NISA[®] (**Figure III.4-10**). Dans ce modèle, des éléments cubiques sont utilisés, les interfaces entre couches d'enrobés sont parfaitement collées (nœuds du plan de contact communs aux deux couches adjacentes). Une liaison parfaite est associée au plan de contact casque – montage d'essai. Il en est de même pour le plan de contact casque – éprouvette.

Comme conditions aux limites associées aux modèles éléments finis, un champ de déplacement vertical (effet descente du vérin, $U_y = 1 \text{ mm}$, **Figure III.4-10**) est appliqué en partie supérieure du montage (zone de liaison avec le vérin). Un encastrement ($U_x = U_y = U_z = 0$) est appliqué à la base du montage (zone de liaison avec la cellule de force). Notons que, dans ces modèles, les matériaux sont considérés comme élastiques linéaires et isotropes. De ce fait, ce seul calcul suffit à explorer toutes les intensités de chargement.

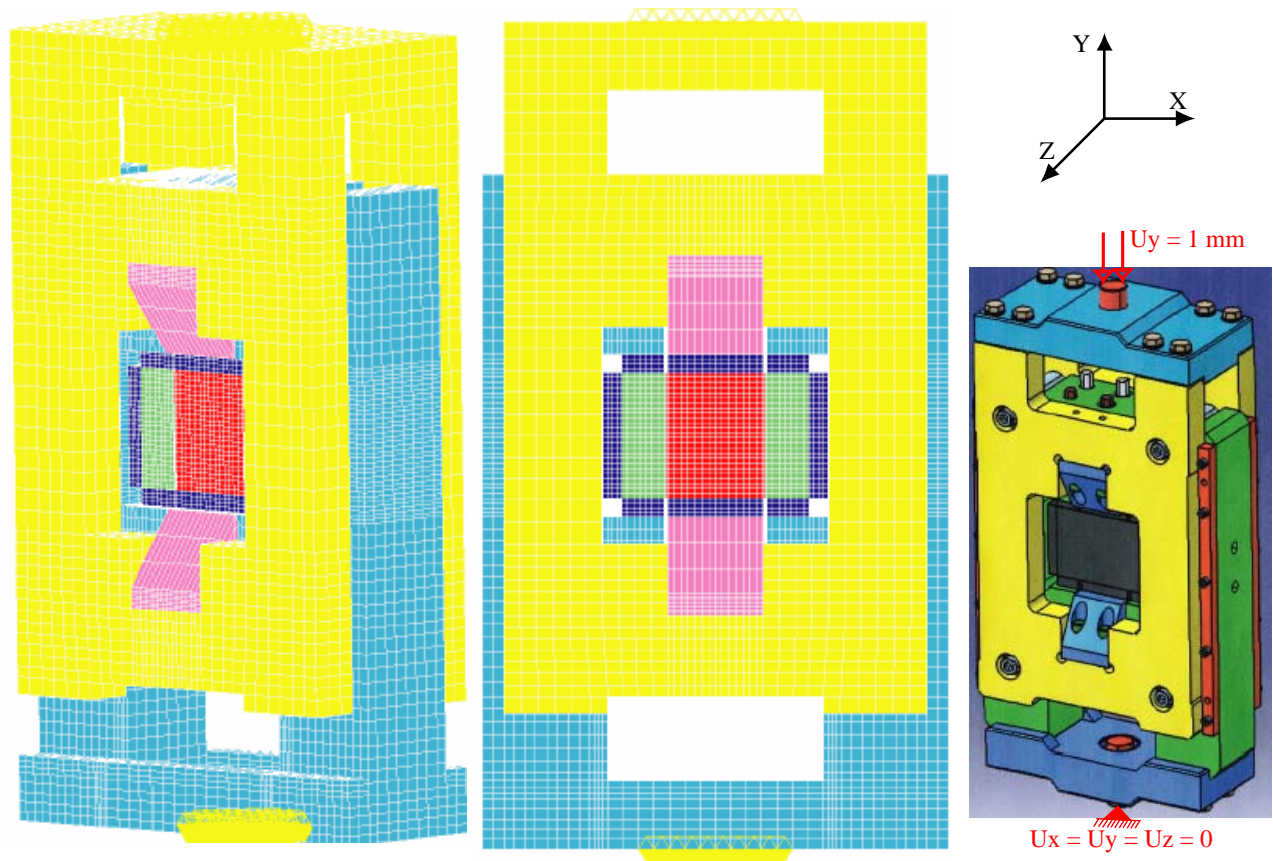


Figure III.4-10. Vues du maillage (sous NISA[®]) du modèle physique et conditions aux limites

III.4.3.2. Traitement des résultats

Une première étape d'extraction des résultats vise à évaluer, au niveau de la zone encadrée du dispositif d'essai, la force résultante F engendrée par l'application de la sollicitation $U_y = 1 \text{ mm}$. De cette valeur de F , on introduit un coefficient de réduction α qui permet de calculer le déplacement à appliquer pour obtenir une force résultante de 100 kN (**Tableau III.4-2**).

Le comportement mécanique du dispositif d'essai sera analysé en prenant en compte la valeur du coefficient de réduction associé à chaque variante de configuration.

Tableau III.4-2. Force résultante et coefficient de correction des résultats

Configuration	Variante	E_p [mm]	U_y [mm]	F [N]	U_{y100kN} [mm]	Coefficient α
A	A - 2(R)	9,2	1	458 230	0,218	4,6
	A - 2-bis(R)			446 520	0,224	4,5

III.4.3.3. Cartographie des contraintes dans le modèle physique

Dans cette étape d'interprétation des résultats, on s'intéresse à la cartographie des contraintes de cisaillement et normales dans le modèle physique (dispositif d'essai et éprouvette).

Eléments du dispositif d'essai

La distribution des contraintes normales dans le dispositif d'essai permet de rechercher les zones de faiblesse mécanique. Pour une sollicitation de $U_y = 0,22$ mm (force résultante égale à 100 kN), une cartographie des valeurs de contrainte normale de flexion est donnée en **Figure III.4-11**.

On remarque que les éléments fortement sollicités en flexion sont ceux de liaison (zones de sollicitation et d'encastrement) situés en parties supérieure et inférieure du dispositif d'essai. Cependant, ces valeurs maximales de contrainte de flexion sont très loin de la limite d'élasticité de l'acier (370 MPa, pour l'acier de construction proposé). Au voisinage de la zone d'encombrement réservée à l'éprouvette collée sur casques, les contraintes relevées sont assez faibles. Cette cartographie des contraintes normales de flexion montre que, sous une sollicitation mobilisant une force résultante de 100 kN, le dispositif d'essai ne présente aucune zone de faiblesse mécanique.

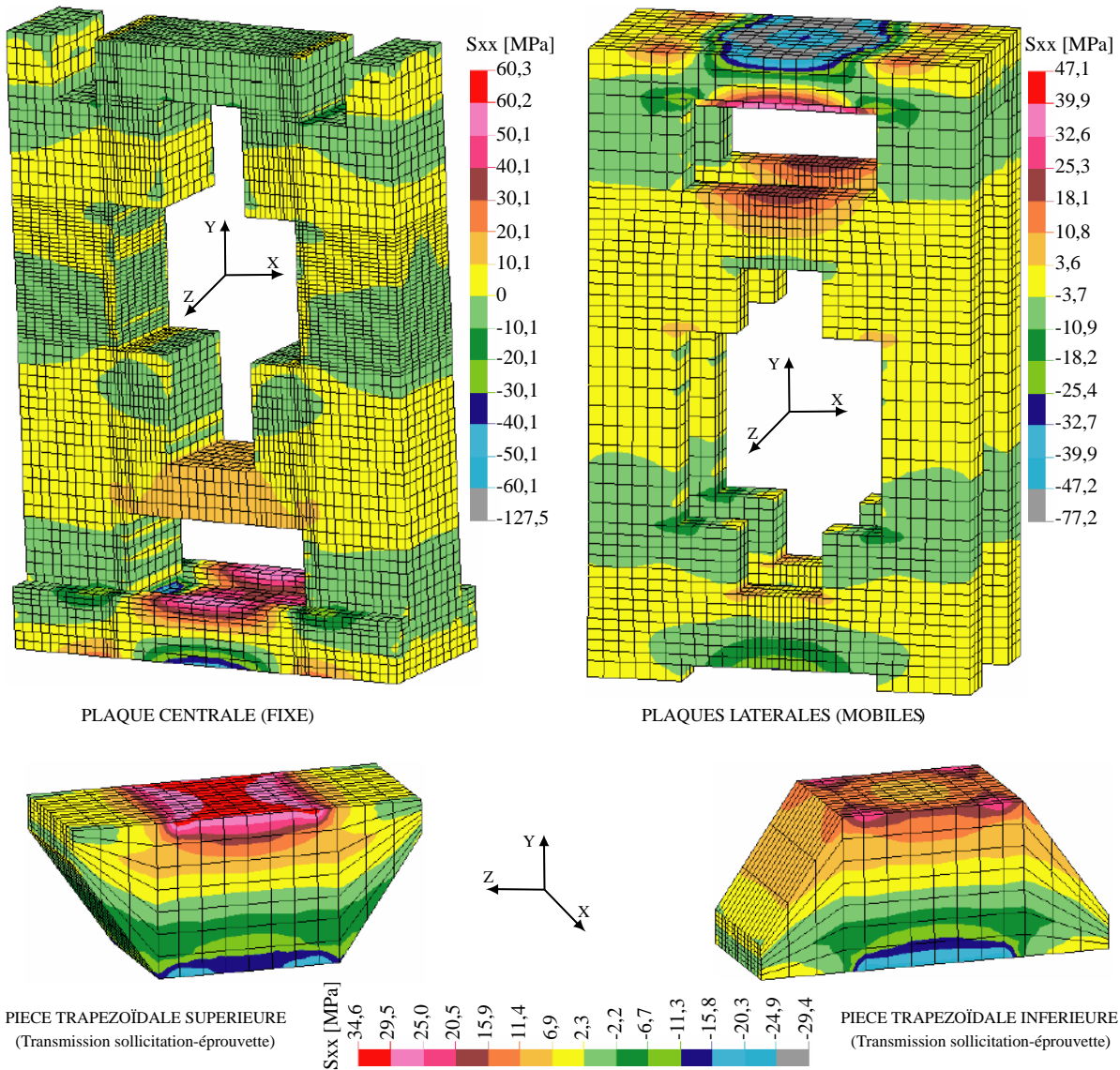


Figure III.4-11. Cartographie des contraintes normales dans les éléments du dispositif d'essai

Corps d'épreuve

Sous une sollicitation en déplacement d'intensité $U_y = 0,22$ mm, les cartographies associées à la distribution des contraintes normales et de cisaillement dans l'éprouvette sont données en **Figure III.4-12** et en **Figure III.4-13**.

L'analyse de la cartographie présentée en **Figure III.4-12** montre que les valeurs maximales de contrainte normale sont localisées au voisinage de l'interface, et précisément aux extrémités des casques. Cette même remarque a été formulée avec l'étude en 2D sous Cast3M du modèle physique (**Figure III.4-5**).

L'analyse de la cartographie présentée en **Figure III.4-13** montre que le voisinage immédiat de chaque interface est la zone de l'éprouvette la plus sollicitée en cisaillement. Ceci est également cohérent avec la conclusion précédemment formulée sur la localisation du plan de cisaillement maximum (**Figure III.4-4** et **Figure III.4-6**).

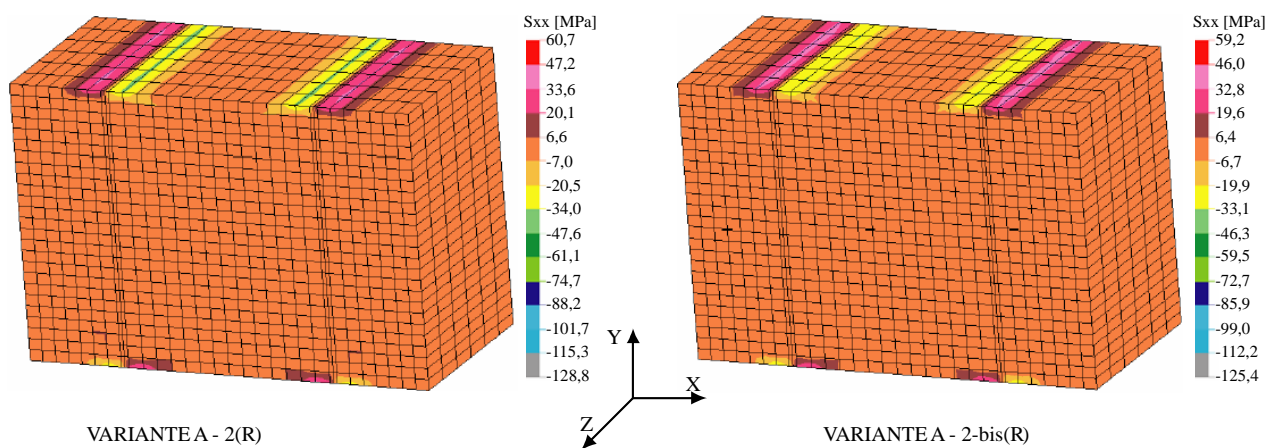


Figure III.4-12. Cartographie des contraintes normales σ_{xx} dans le corps d'épreuve

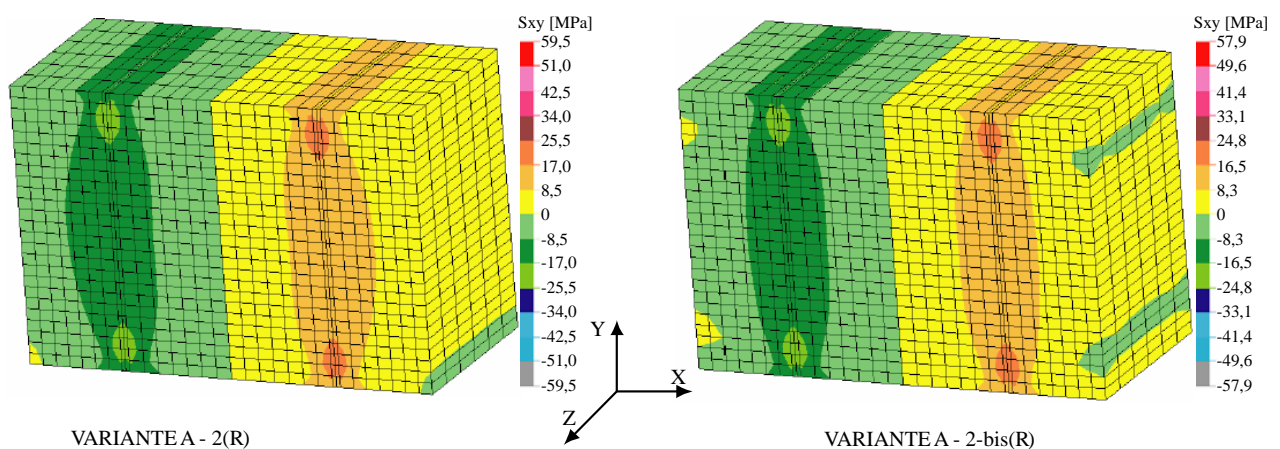


Figure III.4-13. Cartographie des contraintes de cisaillement dans le corps d'épreuve

III.4.3.4. Profils d'extraction des résultats dans l'éprouvette

Dans cette étape d'analyse du comportement mécanique du modèle physique, on sélectionne des profils sur lesquels seront extraits d'une part, les valeurs des champs de déplacement appliqués sur les faces de l'éprouvette, et d'autre part, les niveaux de contraintes normale et de cisaillement dans l'éprouvette.

Profils des déplacements verticaux et horizontaux

Lors de l'analyse des résultats, on cherchera à vérifier que la partie centrale de l'éprouvette est soumise à un mouvement en bloc. Ainsi, on relèvera les champs de déplacement dans les plans de contact entre casques métalliques et faces de l'éprouvette (**Figure III.4-14**).

A travers cette analyse des résultats, on évaluera l'homogénéité des champs de déplacements suivant l'épaisseur de l'éprouvette. De ce fait, les champs de déplacement seront extraits sur deux profils : un profil à cœur et un profil sur la face avant (**Figure III.4-14**).

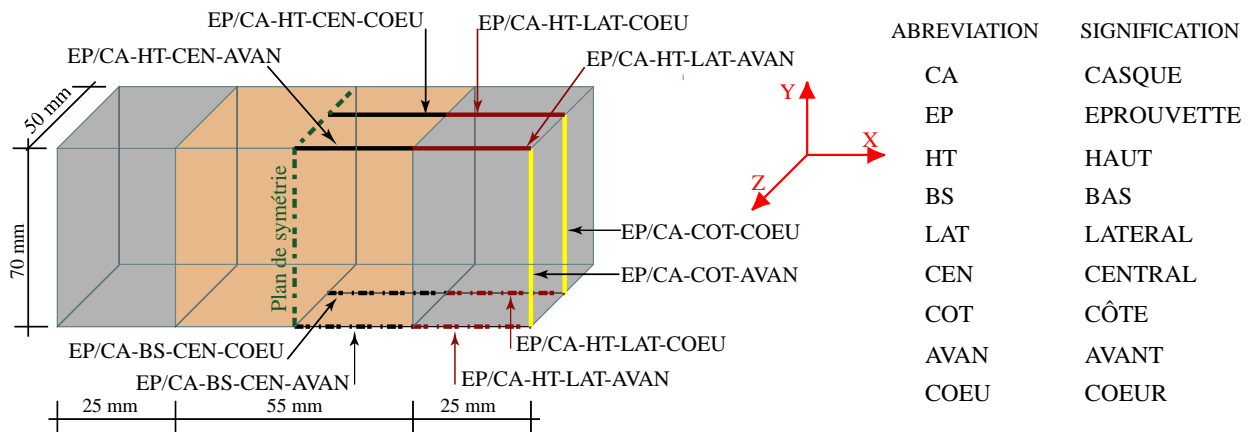


Figure III.4-14. Profils d'extraction des déplacements aux plans de contact éprouvette – casques

Profils des contraintes normale et de cisaillement

Les valeurs de contrainte normale et de cisaillement extraites sur les profils sélectionnés (**Figure III.4-15**) permettent de localiser le plan de cisaillement maximum, et d'évaluer les niveaux de contraintes à l'interface.

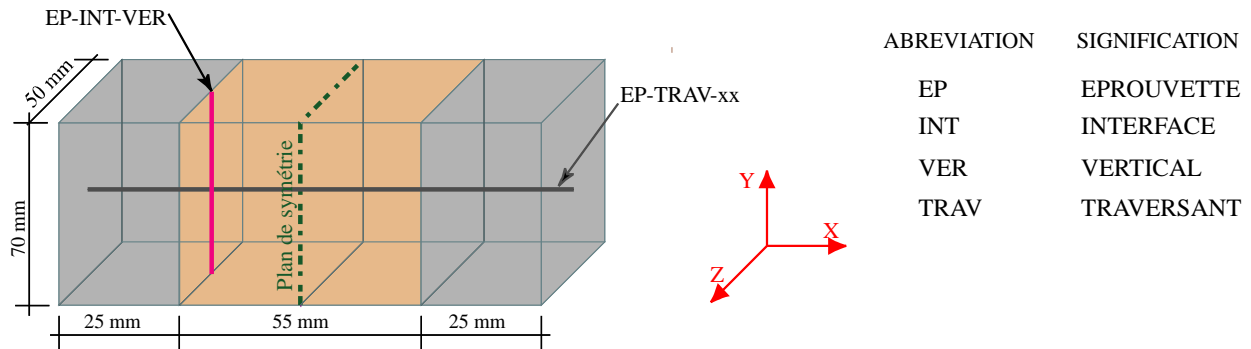


Figure III.4-15. Profils d'extraction des contraintes dans l'éprouvette

III.4.3.5. Analyse des résultats dans l'éprouvette

Dans l'interprétation des résultats extraits sur les profils (**Figure III.4-14** et **Figure III.4-15**), on s'intéressera d'une part, à évaluer la déformabilité du montage d'essai au niveau de l'encombrement réservé à l'éprouvette, et d'autre part, à déterminer la position du plan de cisaillement maximum et l'état des contraintes à l'interface.

Les valeurs interprétées résultent de l'application d'une sollicitation en déplacement de 0,2 mm en partie supérieure du dispositif d'essai. Cette sollicitation génère une force résultante de 100 kN.

Niveaux de déplacements aux plans de contact éprouvette - casques

Pour une sollicitation en déplacement d'intensité $U_y = - 0,2$ mm, les déplacements verticaux extraits sur les profils (**Figure III.4-14**) sont présentés en **Figure III.4-16**. La valeur maximale du déplacement horizontal dans le plan de contact casque latéral vertical – enrobé est de 3µm. Pour une clarté de présentation, le graphe traduisant ce déplacement n'est pas représenté en **Figure III.4-16**.

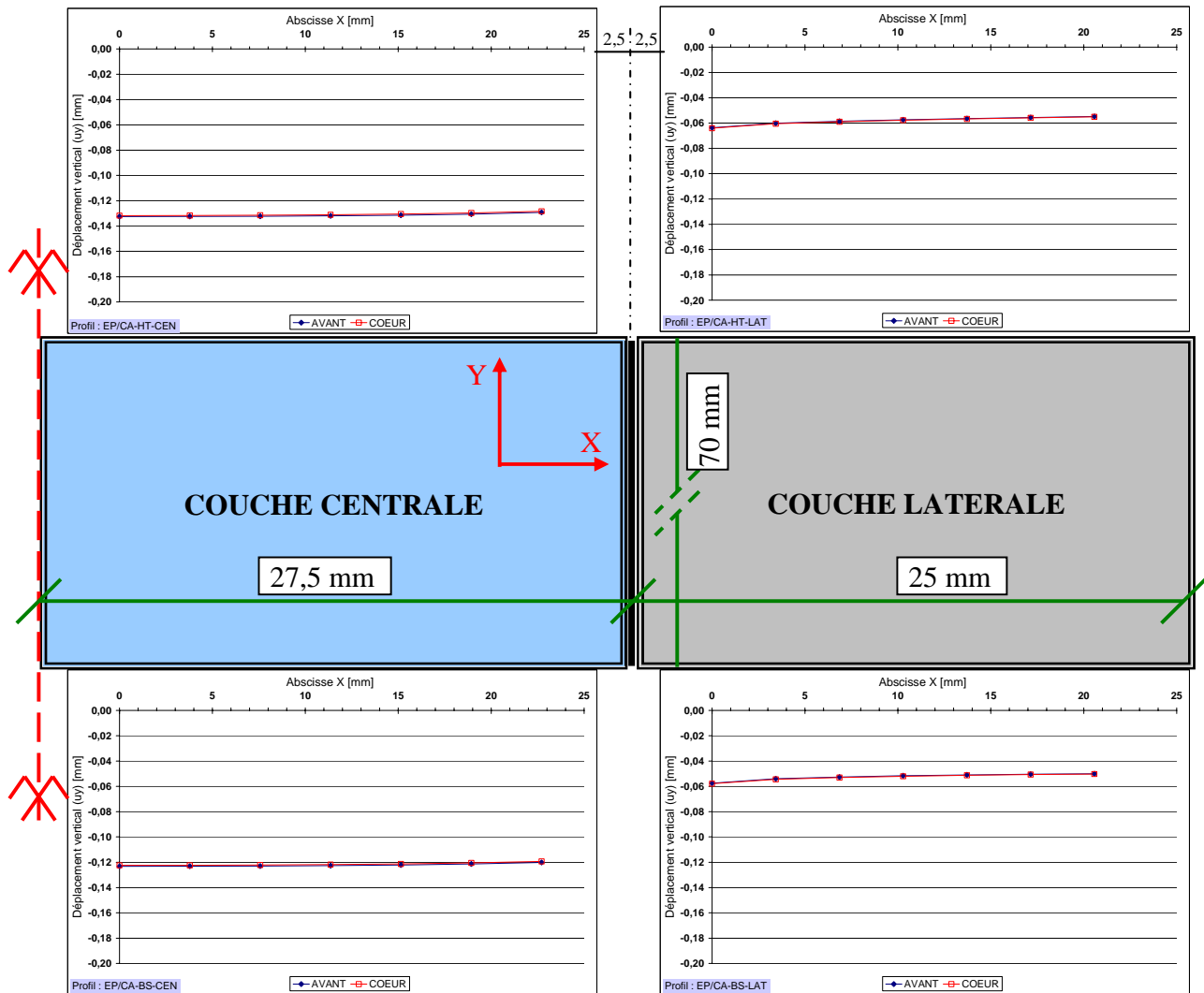


Figure III.4-16. Déplacements verticaux aux plans de contact (haut et bas) éprouvette – casques (déplacement imposé en partie supérieure du dispositif : $U_y = - 0,2 \text{ mm}$)

Rappelons que, dans ces modèles éléments finis, les interfaces entre couches de l'éprouvette sont considérées parfaitement collées. Et donc, l'éprouvette se comporte comme un bloc monolithique. La **Figure III.4-16** montre que sur chaque plan de contact, les déplacements verticaux en tout point du profil (AVAN ou COEU) sont presque identiques. Sur les faces des couches latérales du corps d'épreuve, les déplacements verticaux sont de l'ordre de $60 \mu\text{m}$ (soit 30% de U_y).

Il faut noter que ces parts de déplacement en parties centrales et latérales de l'éprouvette sont affectées par la méthode de modélisation des interfaces (bloc monolithique de l'éprouvette).

La vérification de l'homogénéité du champ de déplacement suivant l'épaisseur de l'éprouvette est abordée en reportant sur la **Figure III.4-17** la différence entre les champs de déplacement extraits sur les profils AVAN et COEU sur chaque plan de contact. Les graphes montrent que, pour une sollicitation en déplacement de $0,2 \text{ mm}$ (générant une force résultante de 100 kN), les champs de

déplacements sont homogènes suivant l'épaisseur, la différence entre les déplacements des deux profils est inférieure à $1 \mu\text{m}$ (soit 0,5% du déplacement vertical appliqué). Ce résultat est très satisfaisant. En effet, il permet de s'assurer que de futures mesures de déplacement réalisées à la surface de l'éprouvette sont représentatives du champ de déplacement dans la masse du matériau.

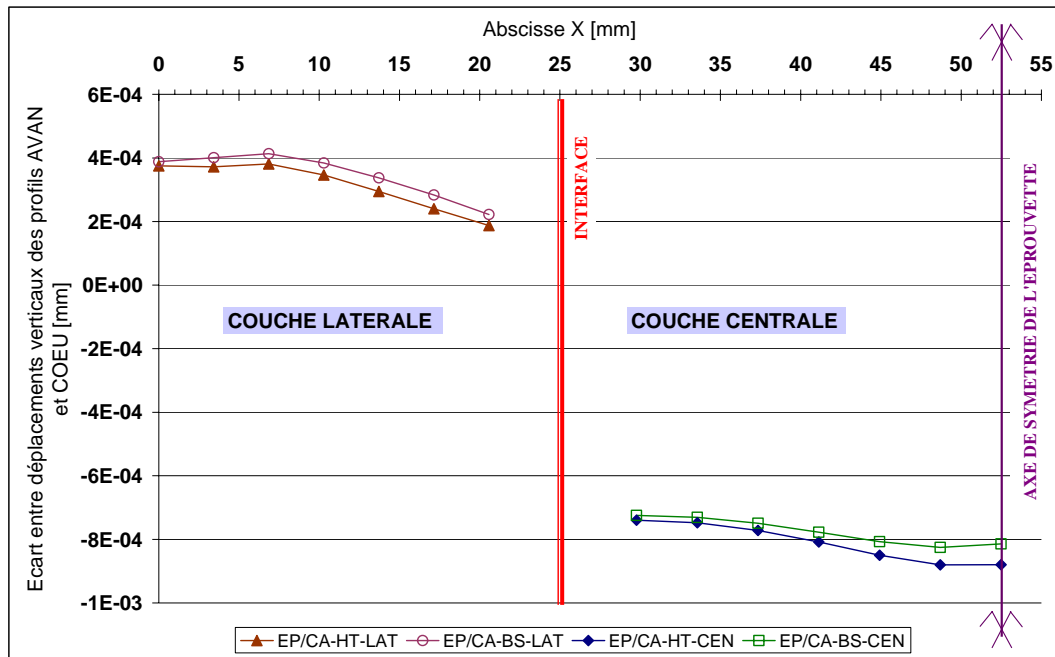


Figure III.4-17. Ecarts entre déplacements verticaux des profils AVANT et CŒUR

La vérification du mouvement en bloc des couches de l'éprouvette est abordée en reportant sur la **Figure III.4-18** la différence entre les champs de déplacement extraits sur les profils AVANT des faces supérieures et inférieures de l'éprouvette. Les graphes montrent que, pour une sollicitation en déplacement de 0,2 mm, les faces supérieure et inférieure de la couche centrale de l'éprouvette se déplacent quasiment de la même amplitude. La différence entre ces deux amplitudes est de l'ordre de $10 \mu\text{m}$ (soit 5% du déplacement vertical appliqué). Du côté de la couche latérale de l'éprouvette, la différence entre les déplacements des faces supérieure et inférieure est de l'ordre de $6 \mu\text{m}$ (soit 3% du déplacement vertical appliqué). Ces mouvements en bloc des couches du corps d'épreuve se traduisent par des contraintes de cisaillement homogènes aux interfaces. Cette conclusion est très intéressante, dans la mesure où, lors de la campagne expérimentale à réaliser, on considérera que la contrainte de cisaillement appliquée est uniformément répartie à l'interface.

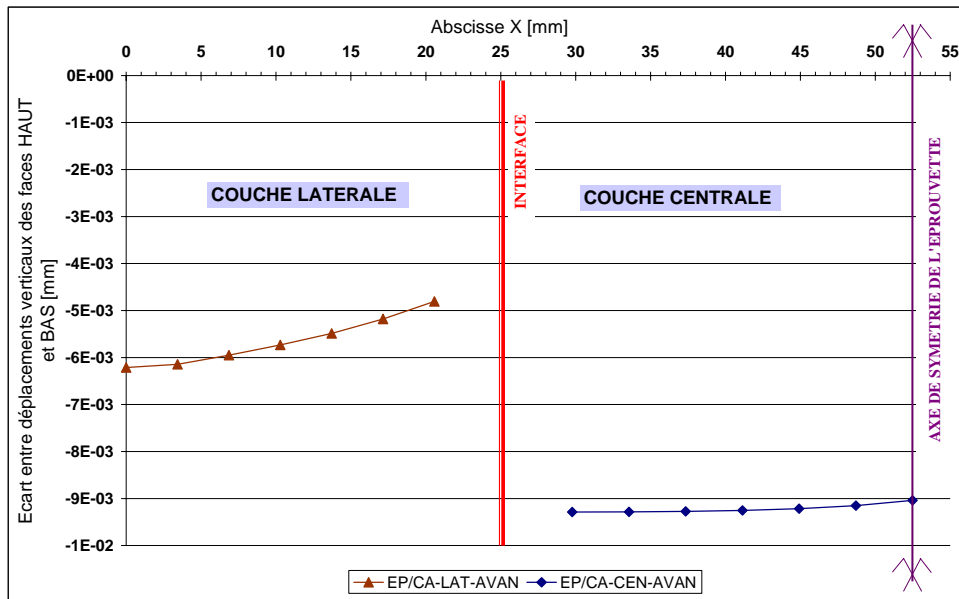


Figure III.4-18. Ecarts entre déplacements verticaux des faces supérieures et inférieures de l'éprouvette (déplacement imposé en partie supérieure du dispositif : $U_y = -0,2$ mm)

Position du plan de cisaillement maximum dans l'éprouvette

Vis-à-vis de la recherche du plan de cisaillement maximum, on extrait les valeurs de contrainte de cisaillement sur le profil traversant (**Figure III.4-15**). Les courbes de répartition des valeurs de contrainte de cisaillement (**Figure III.4-19**) montrent que, dans le cas des deux variantes, les plans de cisaillement maximum sont localisés aux interfaces. On note, dans le cas de la variante A-2(R), une contrainte de cisaillement dans le plan de contact casque latéral vertical – face éprouvette.

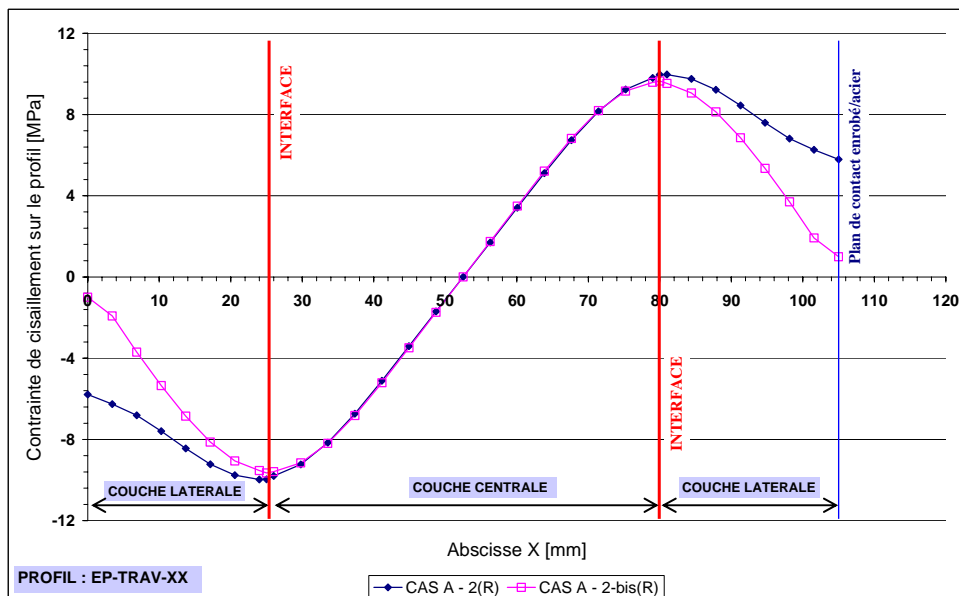


Figure III.4-19. Position du plan de cisaillement maximum dans l'éprouvette ($U_y = -0,2$ mm)

Niveaux de contraintes à l'interface entre couches de l'éprouvette

Les valeurs de contraintes (normale et de cisaillement) extraites sur le profil à l'interface (**Figure III.4-15**) sont représentées graphiquement en **Figure III.4-20**. Sur cette figure on remarque que les valeurs de contrainte normale sont largement inférieures à celles de la contrainte de cisaillement. La présence de casques latéraux verticaux accroît les niveaux de contrainte normale. On aboutit aux mêmes conclusions de l'analyse par éléments finis des modèles simplifiés (§ III.4.2.4).

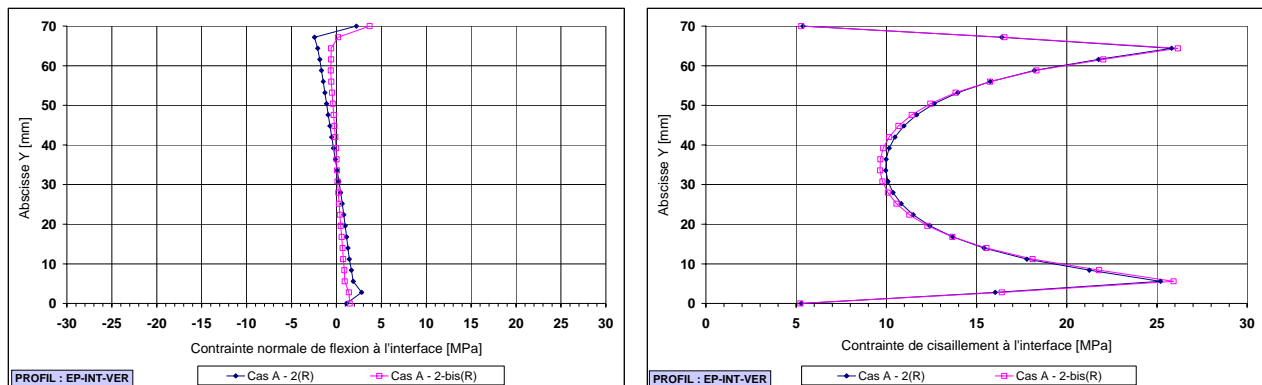


Figure III.4-20. Répartition des contraintes normales et des contraintes de cisaillement à l'interface (déplacement imposé en partie supérieure du dispositif : $U_y = -0,2 \text{ mm}$)

III.4.3.6. Bilan

Cette seconde phase de l'analyse par éléments finis (sous NISA[®]) du comportement mécanique du modèle physique (dispositif d'essai et corps d'épreuve) a permis de s'assurer, que pour des intensités de sollicitation allant jusqu'à 100 kN (capacité de la machine d'essai), le dispositif d'essai ne présente aucune zone de faiblesse mécanique. Cette vérification est réalisée à partir des valeurs de contraintes normales dans les différents éléments du dispositif d'essai. Ainsi, le dispositif d'essai est suffisamment rigide pour permettre l'application de fortes intensités de chargement.

Une sollicitation en déplacement est appliquée en tête du dispositif d'essai (zone de liaison avec la tige du vérin), et un encastrement est appliqué en partie inférieure (zone de liaison avec la tige de la cellule de force). Les résultats montrent que les éléments du dispositif qui se déforment le plus en flexion sont les deux pièces de liaison (avec la tige du vérin et celle de la cellule de force). Ainsi, pour la mesure du déplacement de la couche centrale de l'éprouvette, il est impératif de placer un capteur au voisinage de celle-ci. Les déplacements globaux mesurés au niveau de la tige du vérin sont influencés par la déformabilité des pièces de liaison.

Les résultats de cette analyse par éléments finis ont également montré que la couche centrale de l'éprouvette présente un mouvement vertical en bloc, i.e., des amplitudes de déplacement de même

ordre de grandeur sur les faces supérieures et inférieures. Dans le cas de l'éprouvette monocouche, les amplitudes de déplacement vertical des couches latérales sont de moitié inférieures à celle de la partie centrale. Le dispositif d'essai assure alors une bonne fixation des couches latérales. Notons que ces valeurs de déplacement sont majorées, compte tenu du choix de l'interface parfaitement collée entre les couches de l'éprouvette.

Pour les deux variantes de configuration d'éprouvette étudiées, les résultats montrent que le plan de cisaillement maximum est localisé à l'interface, et que les contraintes normales extraites dans le plan de l'interface sont très négligeables devant les contraintes de cisaillement. Ainsi, on montre, à travers cette modélisation, que le dispositif conduit à une rupture en cisaillement de l'interface. Toutefois, la mise en place de casques latéraux verticaux conduit à une amplification des niveaux de contrainte normale à l'interface. Cependant, la conception actuelle du dispositif d'essai ne permet pas l'évaluation du niveau de la contrainte normale appliqué à l'interface.

III.4.4. Conclusions

Dans ce paragraphe consacré à l'analyse par éléments finis du comportement mécanique du modèle physique (dispositif d'essai et corps d'épreuve), deux modèles sont utilisés. Le premier, dit simplifié, se limite à la modélisation en 2D de l'éprouvette collée sur casques et dans laquelle, on considère que le dispositif d'essai assure un encastrement parfait des casques collés sur les couches latérales du corps d'épreuve. Un déplacement vertical est appliqué en partie centrale du corps d'épreuve. Le second modèle permet une modélisation en 3D du modèle physique. La sollicitation en déplacement est appliquée en partie supérieure (liaison avec la tige du vérin) et un encastrement est généré à la base du dispositif (liaison avec la tige de la cellule de force).

Les modèles dits simplifiés ont permis d'analyser les réponses de onze variantes de configuration d'éprouvette, et d'évaluer les effets de l'espacement entre casques au voisinage de l'interface, du mode de sollicitation, et du mode de fixation des couches latérales de l'éprouvette sur la position du plan de cisaillement maximum dans l'éprouvette et sur les états de contraintes à l'interface entre couches. Deux variantes ont été retenues au cours de cette première analyse par éléments finis, et étudiées avec le second modèle en 3D.

Le modèle 3D a permis de vérifier que, pour des intensités de chargement allant jusqu'à 100 kN, le dispositif d'essai ne présente aucune zone de faiblesse mécanique. Ainsi, il est suffisamment rigide pour permettre l'application de fortes intensités de chargement.

Les résultats ont également permis de vérifier que la couche centrale du corps d'épreuve présente un mouvement en bloc, i.e., les amplitudes des déplacements verticaux sur les faces supérieure et

inférieure sont du même ordre de grandeur. Les couches latérales sont suffisamment encastrées. Ainsi, lors de la campagne expérimentale à conduire dans ce travail, on considère que la contrainte de cisaillement appliquée à l'interface y est uniformément répartie.

Vis-à-vis de la position du plan de cisaillement maximum dans l'éprouvette, les résultats issus de l'analyse des deux variantes montrent qu'il est dans le voisinage immédiat de l'interface. Ainsi, l'essai conduira à des ruptures en cisaillement au niveau de l'interface, qui est un des objectifs clés de cette conception.

Dans le plan de l'interface, les résultats montrent que les niveaux de contrainte normale sont très faibles devant ceux de cisaillement. Par ailleurs, la mise en place des casques latéraux verticaux augmente les niveaux de contrainte normale. Cependant, la configuration actuelle du dispositif d'essai ne permet pas la mesure du niveau de contrainte normale appliqué à l'interface.

L'éprouvette en enrobé bitumineux est collée sur les casques. Afin d'obtenir des dimensions de l'ensemble « éprouvette + casques » identiques à celles de l'encombrement qui lui est réservé dans le dispositif d'essai, un outillage de collage est conçu et fabriqué. L'outillage est réceptionné en même temps que le dispositif d'essai (voir paragraphe ci-après).

III.5. Réception du dispositif d'essai

Après cette phase de conception, ce paragraphe est consacré aux essais réalisés en laboratoire en vue de la réception du dispositif d'essai de double cisaillement. Cette phase de réception a pour objectif de vérifier que le dispositif est réalisé conformément au cahier des charges et aux avenants complémentaires.

Dans une première partie, on décrit la procédure de réception suivie. Cette procédure permet d'évaluer les niveaux de frottement dans le dispositif d'essai, et d'analyser le mode de sollicitation appliqué à l'éprouvette.

Dans une seconde partie, on présente les résultats des essais réalisés. Le niveau de frottement est évalué à partir de la force résultante mesurée par la cellule de force de la machine d'essai. Le mode de sollicitation appliqué à l'éprouvette est analysé à partir des champs de déplacements de cibles placées sur les casques métalliques et sur une éprouvette modèle monocouche en polymère.

Une troisième partie présente les résultats des essais de double cisaillement réalisés sur une éprouvette réelle composée de trois couches d'enrobés deux à deux séparées par une interface. L'objectif est d'analyser le mode de sollicitation de l'éprouvette, et en particulier au voisinage des interfaces.

III.5.1. Procédure de réception

La phase de réception du dispositif d'essai consiste à la réalisation de deux essais instrumentés :

- un essai à vide (sans éprouvette) afin d'évaluer les éventuels efforts parasites dans le dispositif d'essai, et si nécessaire, de les ramener à des niveaux jugés acceptables ;
- un essai « en charge » avec une éprouvette monocouche constituée d'un matériau homogène de caractéristiques mécaniques connues. Pour cet essai, l'éprouvette sera collée sur casques en utilisant le dispositif de collage conçu et fabriqué.

La métrologie associée à ces essais vise à étudier l'évolution du couple force – déplacement. Il convient alors de s'assurer de l'exactitude des mesures (absence ou présence d'efforts parasites).

III.5.2. Essais préliminaires de réception

Ce paragraphe présente les conditions expérimentales et les résultats des essais réalisés pour la réception du dispositif d'essai. On décrit la méthode de suivi de marqueurs adoptée pour l'analyse des champs de déplacements verticaux et horizontaux des casques et de l'éprouvette monocouche en polymère.

III.5.2.1. Essai à vide

L'objectif de l'essai à vide est d'estimer le niveau de frottement dans le dispositif d'essai de double cisaillement. L'information sur le niveau de frottement est donnée par la mesure de la force résultante au moyen de la cellule de force de la presse hydraulique.

Deux essais à vide sont réalisés dans les conditions expérimentales suivantes :

- deux fréquences de sollicitation mécanique : 1 et 10 Hz ;
- une amplitude du signal sinusoïdal en déplacement : ± 1 mm ;
- une température d'essai (ambiante) : 22°C.

Les résultats (signaux de force et de déplacement vertical) de l'essai à vide réalisé à 1 Hz sont représentés graphiquement en **Figure III.5-1**. Le pilotage en déplacement est réalisé avec le capteur LVDT (course ± 100 mm) de la machine d'essai. Les signaux reportés en **Figure III.5-1** montrent un bon suivi de la consigne de pilotage. Sous ces conditions expérimentales, l'amplitude du signal de la force résultante (force de frottement) est d'environ ± 20 N. Le signal de force est quasiment dans la zone de bruit de la cellule de force (capacité ± 100 kN). Sous ces conditions expérimentales,

le niveau de frottement dans le dispositif d'essai est très satisfaisant puisqu'il est inférieur à la valeur admissible de frottement définie dans le cahier des charges (35 N).

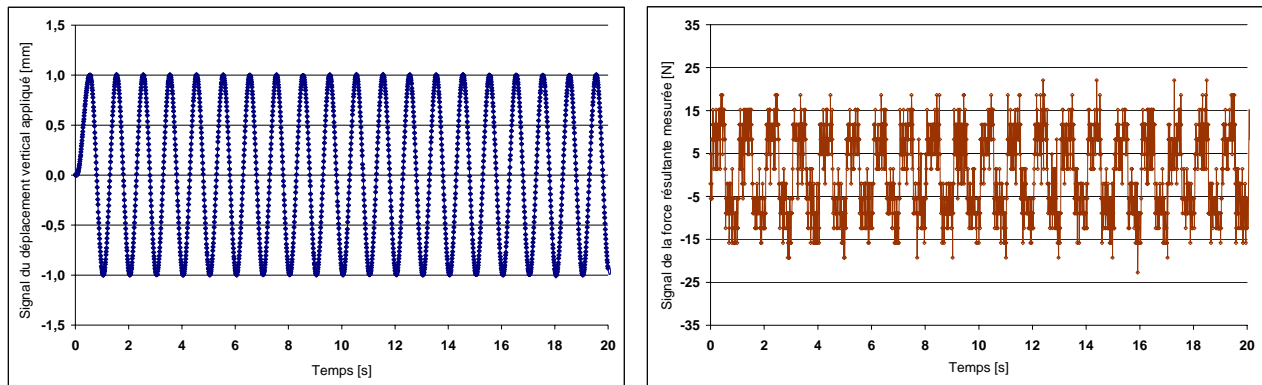


Figure III.5-1. Niveaux de frottement dans le dispositif d'essai ($\Delta u = \pm 1$ mm, $f = 1$ Hz, $T = 22^\circ\text{C}$)

Dans le cas de l'essai à vide réalisé à la fréquence de 10 Hz, les signaux de déplacement et de force sont présentés en **Figure III.5-2**. A cette fréquence, le pilotage à travers le capteur LVDT de la machine d'essai n'est aussi précis que dans le précédent essai (1 Hz). Sous ces conditions expérimentales, l'amplitude du signal de force résultante est d'environ ± 30 N. En se référant au cahier des charges, ce niveau de frottement dans le dispositif est également très satisfaisant.

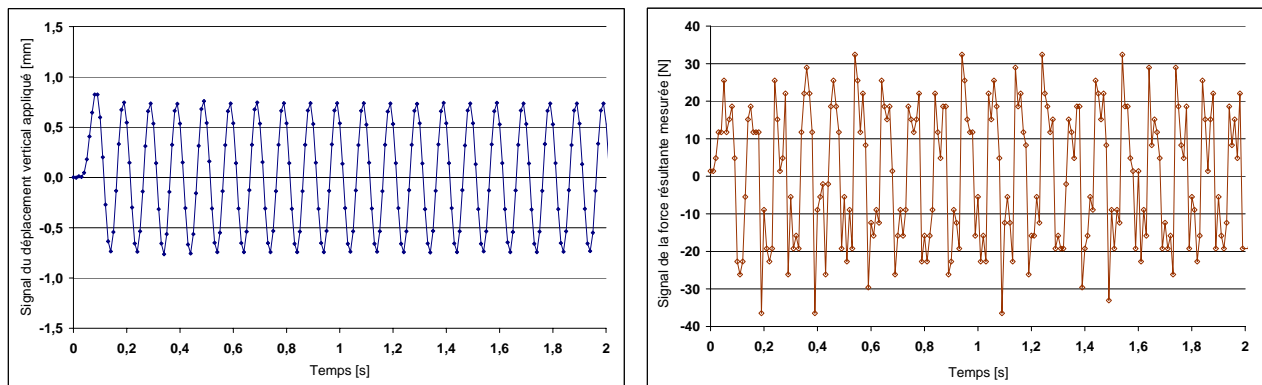


Figure III.5-2. Niveaux de frottement dans le dispositif d'essai ($\Delta u = \pm 1$ mm, $f = 10$ Hz, $T = 22^\circ\text{C}$)

III.5.2.2. Essai « en charge » sur éprouvette en polymère

L'objectif de l'essai « en charge » est d'analyser les champs de déplacements présents dans le dispositif d'essai et l'éprouvette. Ces champs de déplacements sont évalués au moyen d'une caméra en adoptant la méthode de suivi de marqueurs (cibles) développée par VIDEOMETRICS[®]. La série d'images acquises pendant l'essai permet de restituer l'historique des mouvements des cibles placées au préalable sur les zones à analyser.

Dans ce document, on ne présentera que les champs de déplacements des cibles placées sur les casques métalliques et sur l'éprouvette.

L'éprouvette utilisée dans cette phase de réception du dispositif d'essai de double cisaillement est en polymère. On choisit de réaliser plusieurs essais de double cisaillement dans les conditions suivantes :

- pilotage en force (mode de pilotage choisi pour les essais à réaliser) ;
- fréquence de sollicitation : 0,5 Hz (choisie par rapport à la caméra) ;
- amplitudes de sollicitation : $\pm 0,2$ kN, ± 6 kN et ± 10 kN (gamme possibles de chargement) ;
- Température d'essai : 22°C (ambiante, la caméra n'est pas équipée pour fonctionner dans un caisson thermique).

Dans ce paragraphe, on choisit de se limiter à la présentation des résultats de l'essai réalisé à ± 10 kN.

Afin de valider l'outillage de collage fourni (conception et réalisation) avec le dispositif d'essai, l'éprouvette en polymère est collée sur casques en suivant le protocole de collage défini dans le cahier des charges. Sur la **Figure III.5-3**, on présente des photographies du dispositif de mesure des déplacements et de la disposition des cibles sur le corps d'épreuve. La caméra est placée à 100 mm de l'éprouvette.

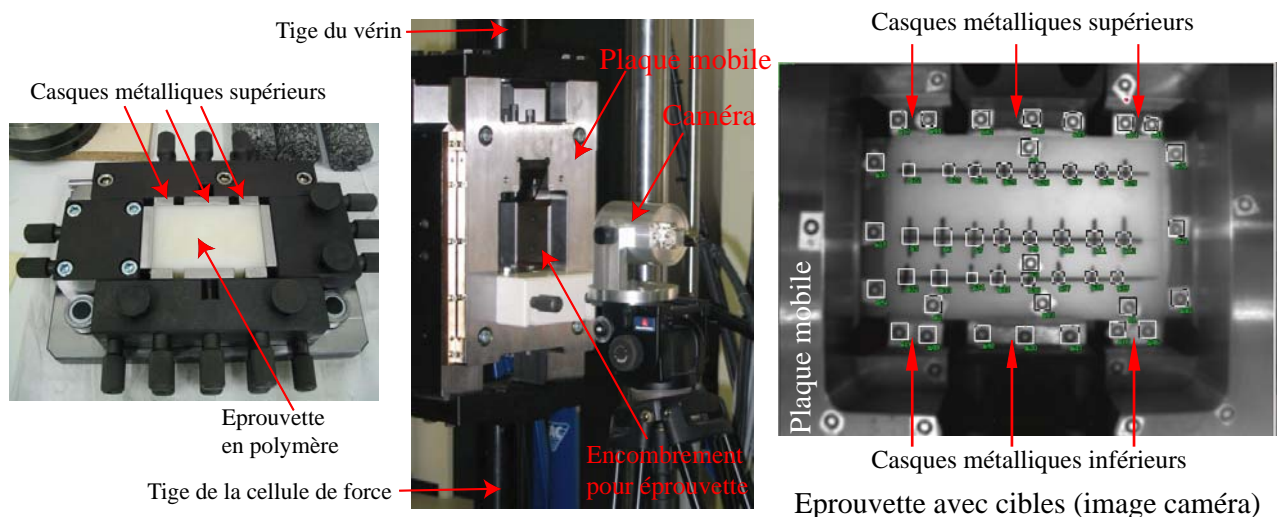


Figure III.5-3. Préparation et mise en place de l'éprouvette en polymère

Le dispositif de mesure des déplacements des cibles est fourni avec un logiciel de traitement qui permet d'accéder à l'historique (sous forme vidéo) des mouvements des cibles. Ainsi, on montre sur la **Figure III.5-4**, les déplacements (horizontaux et verticaux) des cibles placées sur les casques. On

note des niveaux de déplacements verticaux plus importants en partie centrale qu'en partie latérale, ce qui est cohérent avec le mode de fonctionnement de l'essai de double cisaillement. Ces niveaux sont comparés plus loin.

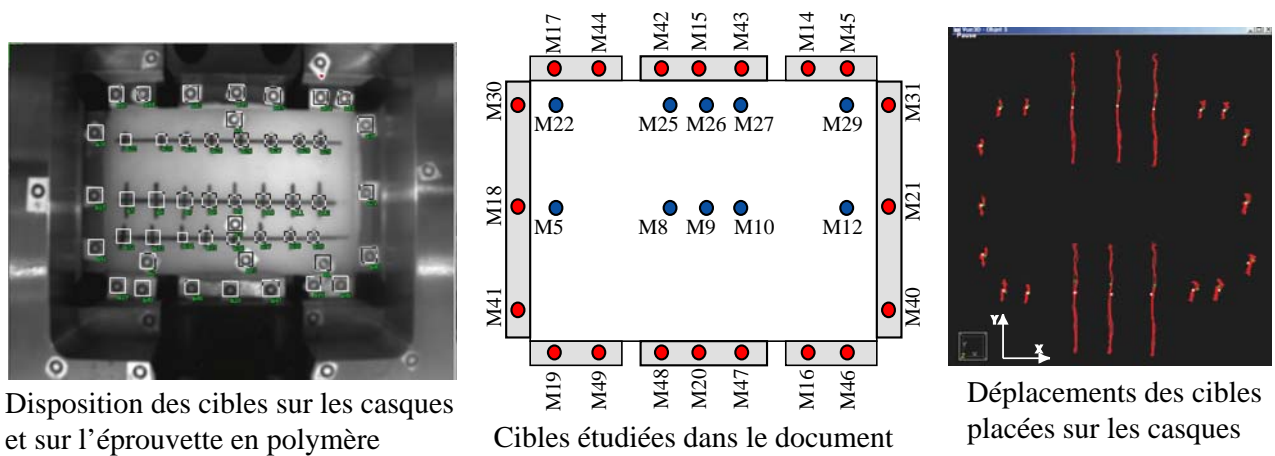


Figure III.5-4. Disposition des cibles et mouvement de celles placées sur les casques métalliques

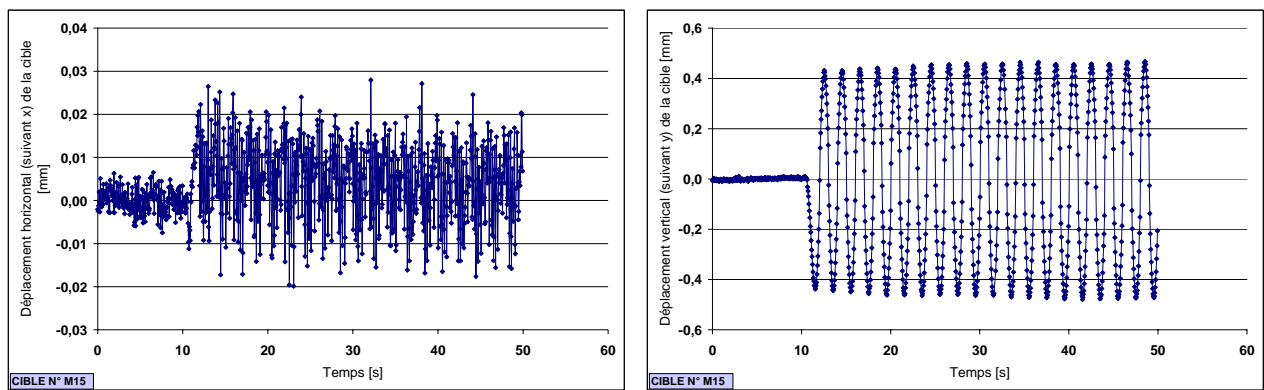


Figure III.5-5. Champs de déplacements représentatifs des cibles (cible M15 sur casque central)

La Figure III.5-5 montre les résultats donnés par le dispositif de mesure des déplacements dans le cas de la cible M15 placée sur le casque central supérieur. La caméra enregistre le mouvement des cibles avant et pendant l'application de la sollicitation mécanique. La phase précédant l'application de la sollicitation permet d'évaluer la stabilité de la mesure et le niveau de bruit.

Les cibles positionnées sur les casques métalliques supérieurs et inférieurs se déplacent presque de la même manière. Ainsi, on se limite à comparer les amplitudes des signaux de déplacements des casques placées sur les casques supérieurs. On se limitera également à l'analyse des amplitudes de déplacements des cibles placées sur le casque latéral vertical. Ces amplitudes sont reportées sur la Figure III.5-6.

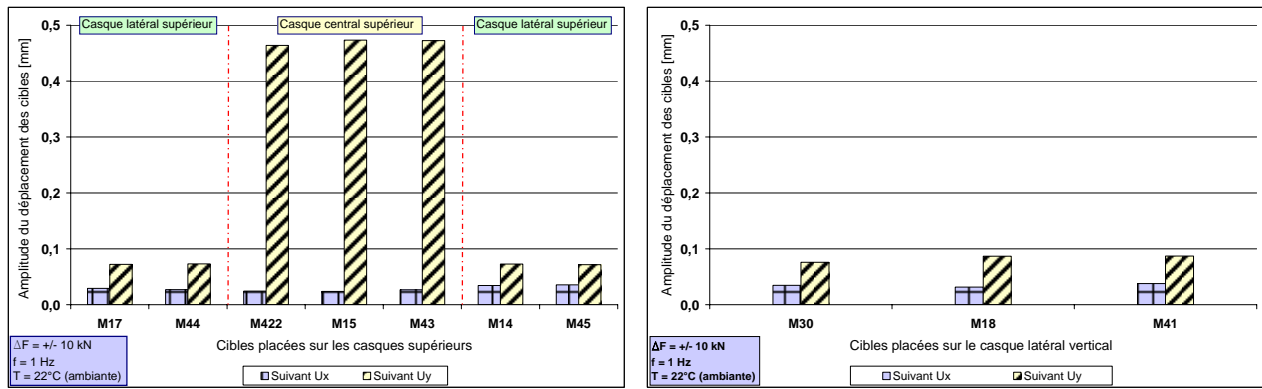


Figure III.5-6. Amplitudes des déplacements des cibles placées sur les casques métalliques

Lorsqu'on s'intéresse aux amplitudes de déplacements des cibles positionnées sur les casques supérieurs, on remarque que le déplacement horizontal (suivant x) des casques est pratiquement négligeable. Il est de l'ordre de $\pm 30 \mu\text{m}$. Dans le cas des casques supposés fixes (parties latérales de l'éprouvette), les amplitudes des déplacements verticaux (suivant y) sont au plus égales à $\pm 87 \mu\text{m}$. Les cibles placées sur le casque central supérieur se déplacent avec la même amplitude $\pm 450 \mu\text{m}$. Sur ces éléments du corps d'éprouvette, le mode de sollicitation de l'essai de double cisaillement est bien reproduit (**Figure III.5-6**).

Les champs de déplacements dans la masse de l'éprouvette sont analysés à partir de ceux des cibles placées sur deux lignes horizontales (**Figure III.5-4**) dénommées ligne supérieure (cibles M22 à M29) et ligne médiane (M5 à M12). Sur ces deux lignes de cibles, les graphes présentés en **Figure III.5-7** montrent que l'amplitude du déplacement horizontal est de l'ordre de $50 \mu\text{m}$. Cette amplitude de déplacement, bien que faible, tient compte de l'intensité de la sollicitation et de l'effet de poisson (éprouvette monocouche). L'effet de poisson est encore plus mis en évidence lorsqu'on compare les amplitudes des déplacements verticaux des cibles placées de part et d'autre de la frontière fictive partie centrale – partie latérale de l'éprouvette (**Figure III.5-7**). Même si, pour ces cibles, les amplitudes de déplacements verticaux sont différentes, cet écart est beaucoup moins important que celui obtenu avec les cibles placées sur les casques métalliques (**Figure III.5-6**).

Sur la base de ces résultats, on peut noter que, sous ces conditions expérimentales, le dispositif d'essai applique une sollicitation en double cisaillement sur l'éprouvette monocouche en polymère. Cette même analyse des champs de déplacements est réalisée sur une éprouvette composée de trois couches d'enrobés, deux à deux séparées par une interface.

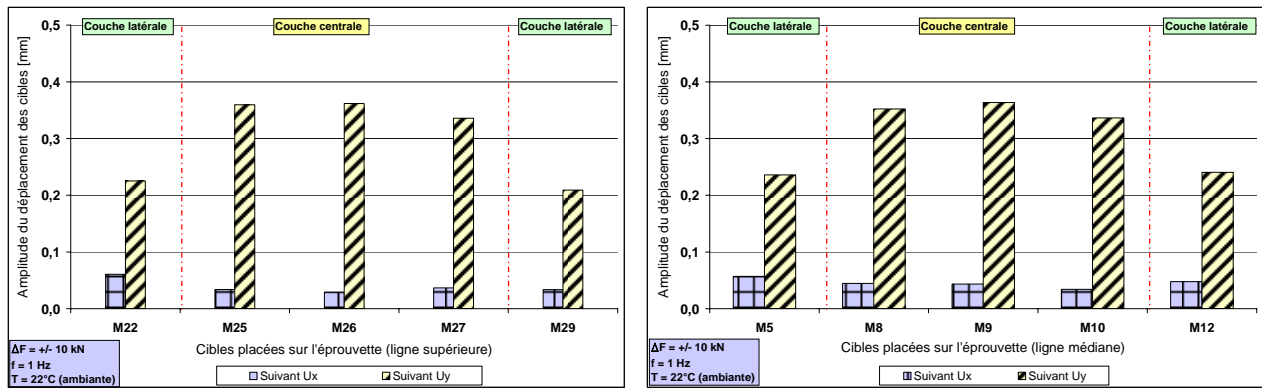


Figure III.5-7. Amplitudes des déplacements des cibles placées sur l'éprouvette en polymère

III.5.3. Essais sur éprouvette en enrobé

Dans ce paragraphe, l'éprouvette testée est composée de trois couches d'enrobés bitumineux, deux à deux séparées par une interface. Tout comme dans le cas de l'essai de double cisaillement sur l'éprouvette en polymère, on utilise la méthode de suivi de marqueurs (cibles) pour évaluer les champs de déplacements au voisinage des interfaces entre couches.

L'essai de double cisaillement est réalisé dans les conditions expérimentales suivantes (choisies pour les mêmes raisons évoquées précédemment) :

- pilotage en force ;
- fréquence de sollicitation : 1 Hz ;
- amplitude de la sollicitation : $\pm 1000 \text{ N}$;
- température d'essai : 22°C (ambiante).

Les cibles placées sur l'éprouvette sont obtenues par pointage au correcteur blanc, la caméra est positionnée à 100 mm environ de la face avant de l'éprouvette (Figure III.5-8).

Sur la Figure III.5-9, sont représentées une disposition schématique des cibles sur l'éprouvette ainsi qu'une photographie de leurs déplacements (horizontaux et verticaux) à un temps T de l'essai.

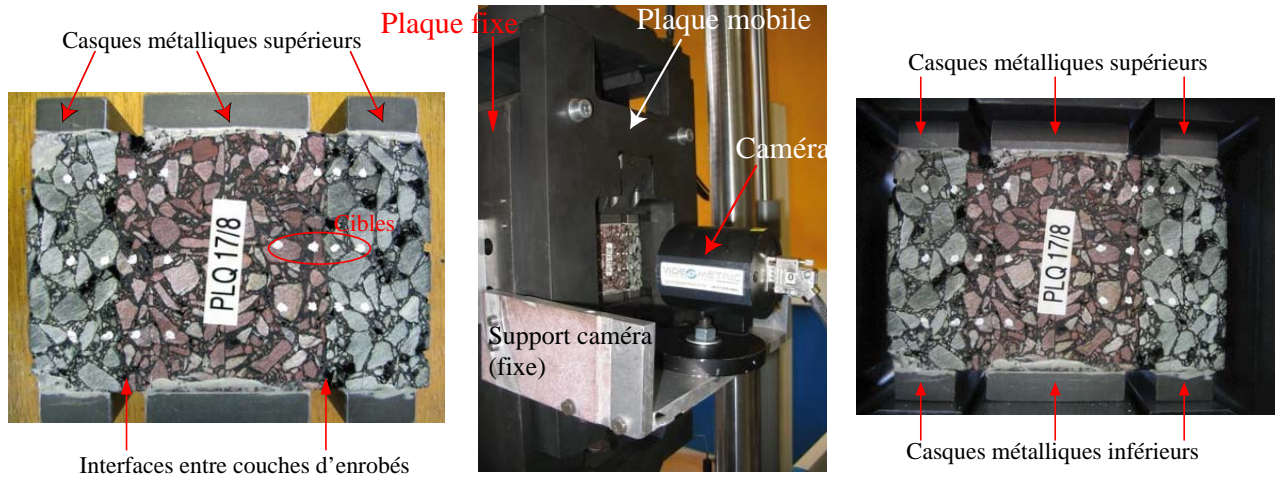


Figure III.5-8. Préparation et mise en place de l'éprouvette en enrobé

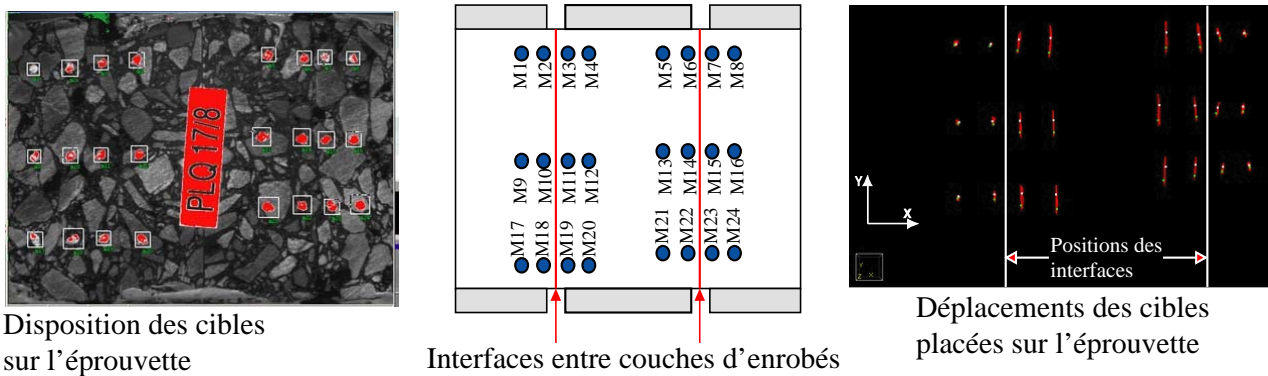


Figure III.5-9. Disposition des cibles et leurs mouvements à un instant donné

Sur la **Figure III.5-10**, on porte les amplitudes des déplacements des cibles positionnées sur deux lignes horizontales dénommées ligne supérieure (cibles M1 à M8) et ligne médiane (cibles M9 à M16) (**Figure III.5-9**). Les représentations graphiques (**Figure III.5-10**) montrent que les niveaux de déplacements horizontaux (suivant x) des cibles sélectionnées sont de l'ordre de 3 μm .

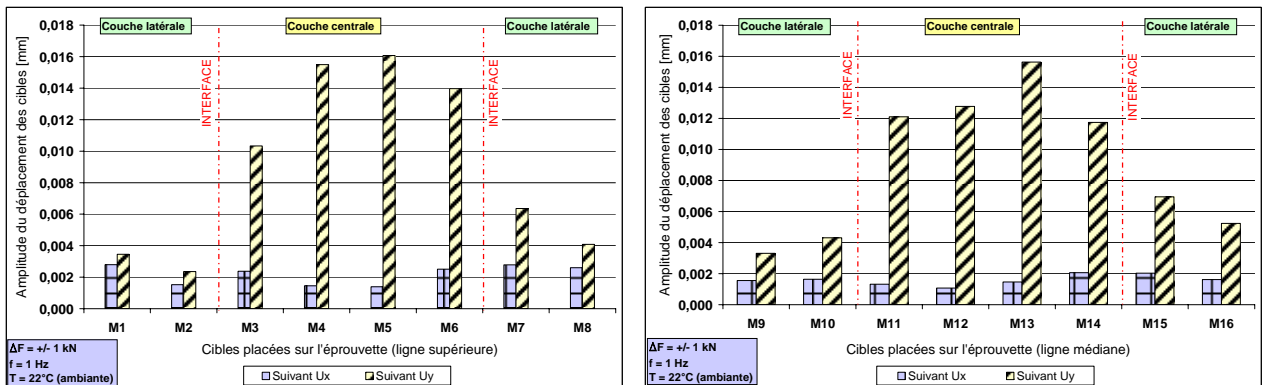


Figure III.5-10. Amplitudes des déplacements des cibles placées sur l'éprouvette en enrobé

Lorsqu'on compare les amplitudes des déplacements verticaux des cibles (**Figure III.5-10**), on remarque une nette différence entre les déplacements des cibles placées de part et d'autre de chaque interface. Cet écart d'amplitude est plus accentué à l'interface de gauche qu'à celle de droite.

La comparaison des graphes de la **Figure III.5-10** permet d'observer les mouvements en bloc des couches centrale et latérale de l'éprouvette. Ainsi, chaque interface est sollicitée par un effort de cisaillement qui peut être considérée homogène.

Ces résultats montrent que le dispositif réalisé reproduit de manière très satisfaisante le principe de l'essai de double cisaillement sur une éprouvette en enrobé. Le dispositif d'essai est fabriqué en deux exemplaires, un pour chaque site (CRM EUROVIA et 3MsGC).

III.5.4. Bilan

Dans ce paragraphe consacré à la réception du dispositif d'essai de double cisaillement, les essais réalisés ont pour objectif de vérifier que celui-ci est réalisé conformément au cahier des charges et aux avenants complémentaires.

Les essais à vide (sans éprouvette) réalisés ont permis d'évaluer les niveaux de frottement dans le dispositif d'essai sous des conditions expérimentales bien définies (sollicitations cycliques à 1 et à 10 Hz et d'amplitude ± 1 mm, et température ambiante de 22°C). Sous ces conditions, le niveau de frottement dans le dispositif est inférieur à ± 30 N. Ce niveau est très satisfaisant.

L'essai « en charge » réalisé sur une éprouvette monocouche en polymère a permis d'analyser le mode de sollicitation appliqué à l'éprouvette. Afin de s'assurer que ce mode de sollicitation est de type double cisaillement, la méthode de suivi de marqueurs est appliquée pour analyser les champs de déplacements (horizontaux et verticaux) de cibles placées sur l'éprouvette (parties centrale et latérale) et sur les casques métalliques. Pour une sollicitation cyclique d'amplitude ± 10 kN et de fréquence 0,5 Hz, les résultats du traitement d'images montrent qu'au niveau des casques latéraux, les amplitudes des signaux de déplacements horizontaux et verticaux sont très négligeables devant celles des signaux de déplacements verticaux des cibles placées sur les casques centraux. Ceci est cohérent avec le mode de sollicitation de l'essai de double cisaillement.

Lorsqu'on s'intéresse aux mouvements des cibles placées sur la face avant de l'éprouvette en polymère, on remarque que les cibles localisées en partie centrale présentent des amplitudes de déplacements verticaux (± 350 μm) plus importantes que celles (± 240 μm) des cibles placées en parties latérales. Pour toutes ces cibles, les amplitudes de déplacements horizontaux sont très faibles

et sont de l'ordre de $\pm 50 \mu\text{m}$. Notons que les mouvements des cibles placées en parties latérales de l'éprouvette sont fortement influencés par l'effet de poisson (éprouvette monocouche).

Des essais complémentaires de double cisaillement sont réalisés sur une éprouvette composée de trois couches d'enrobés bitumineux, deux à deux séparées par une interface. La méthode de suivi de marqueurs est également appliquée pour évaluer et comparer les champs de déplacements des cibles placées sur la face avant de l'éprouvette. Pour une sollicitation cyclique d'amplitude $\pm 1 \text{ kN}$ et de fréquence 1 Hz , les résultats du traitement d'images montrent que les cibles placées sur les couches latérales de l'éprouvette présentent des amplitudes de déplacements verticaux ($\pm 6 \mu\text{m}$) beaucoup moins importantes que celles ($\pm 16 \mu\text{m}$) des cibles placées sur la couche centrale. Pour ces cibles, les niveaux de déplacements horizontaux sont de l'ordre de $\pm 3 \mu\text{m}$. L'analyse de ces amplitudes fait apparaître des mouvements en bloc des couches latérale et centrale de l'éprouvette. Ceci se traduit par une sollicitation en cisaillement homogène à l'interface.

L'interprétation des résultats d'essais montrent que le dispositif d'essai transmet à l'éprouvette une sollicitation de type double cisaillement, et qu'on observe une rupture par cisaillement aux interfaces.

On dispose maintenant d'un dispositif d'essai qui nous permet de caractériser le comportement mécanique de l'interface entre deux couches d'enrobés.

III.6. Conclusions

Ce chapitre est consacré à la conception et à la réalisation d'un dispositif d'essai de fatigue en double cisaillement. L'essai réalisé avec ce dispositif doit conduire à l'apparition de ruptures par cisaillement aux interfaces entre couches d'enrobés. Pour les besoins de notre étude, les essais à réaliser sont de types fatigue, oligocyclique et monotone. Ainsi, le comportement mécanique du collage à l'interface, issu des ces essais, alimentera l'outil de prédiction de la durée de vie du collage à l'interface dans une structure de chaussée.

Afin de valider la phase de conception du dispositif d'essai avant sa réalisation, l'analyse par éléments finis du comportement mécanique du dispositif d'essai conçu a permis de fixer quelques dispositions constructives telles que l'espacement (10 mm) entre les casques latéraux et centraux, la méthode d'encastrement des couches latérales. Ces paramètres permettent d'obtenir un plan de cisaillement maximum localisé à l'interface, et donc, une rupture par cisaillement des interfaces.

L'analyse par éléments finis a montré que la rupture de l'éprouvette est localisée aux interfaces. La contrainte de cisaillement évaluée à l'interface est quasi uniforme. Ainsi, lors de la réalisation de

la campagne expérimentale, on considérera que la contrainte de cisaillement appliquée à l'interface y est uniformément répartie. Toutefois, afin de mesurer le déplacement vertical relatif à l'interface, il est impératif de disposer un capteur au voisinage de l'éprouvette.

Les résultats ont également montré que, pour des intensités de chargement allant jusqu'à 100 kN (capacité de la machine d'essai), le dispositif ne présente aucune zone de faiblesse mécanique.

Une procédure de réception du dispositif d'essai a permis d'observer les conclusions tirées de l'analyse par éléments finis. Une méthode de suivi de marqueurs (caméra vidéo) a permis l'analyse des champs de déplacements sur la face avant de l'éprouvette. Ainsi, on observe des mouvements en bloc des couches de l'éprouvette en enrobé. Le déplacement relatif vertical à l'interface est constant sur le profil de l'interface, ce qui se traduit par une répartition uniforme de la contrainte de cisaillement à l'interface.

Un outillage de collage a également été fabriqué. Il permet de disposer correctement les casques à coller sur les faces de l'éprouvette. Deux dispositifs d'essai sont fabriqués, un pour chaque site (CRM EUROVIA et 3MsGC).

CHAPITRE IV. ETUDE EN LABORATOIRE DU COMPORTEMENT

MECANIQUE DE L'INTERFACE

IV.1.	Présentation de l'expérimentation.....	99
IV.2.	Fabrication des éprouvettes	100
IV.2.1.	<i>Matériaux et formulations.....</i>	<i>100</i>
IV.2.1.1.	Description des enrobés bitumineux.....	100
IV.2.1.2.	Description des couches d'accrochage	101
IV.2.2.	<i>Fabrication des complexes bicouches.....</i>	<i>102</i>
IV.2.3.	<i>Carottage et sciage des complexes bicouches</i>	<i>104</i>
IV.2.4.	<i>Contrôle de qualité des éprouvettes.....</i>	<i>105</i>
IV.2.5.	<i>Conservation des éprouvettes</i>	<i>108</i>
IV.3.	Procédure d'essais.....	108
IV.3.1.	<i>Préparation des éprouvettes</i>	<i>109</i>
IV.3.1.1.	Géométrie initiale des éprouvettes.....	109
IV.3.1.2.	Collages des casques métalliques	110
IV.3.2.	<i>Montage des éprouvettes.....</i>	<i>110</i>
IV.3.3.	<i>Méetrologie et asservissement</i>	<i>112</i>
IV.3.4.	<i>Acquisition</i>	<i>113</i>
IV.4.	Analyse de l'essai monotone de torsion.....	113
IV.4.1.	<i>Modes de rupture de l'éprouvette</i>	<i>114</i>
IV.4.2.	<i>Traitement des résultats de l'essai.....</i>	<i>115</i>
IV.4.2.1.	Contrôle du pilotage.....	115
IV.4.2.2.	Moment de torsion et angle de rotation de l'éprouvette	116
IV.4.3.	<i>Paramètres de la courbe de comportement obtenue.....</i>	<i>117</i>
IV.4.3.1.	Résistance au cisaillement du collage.....	117
IV.4.3.2.	Temps de rupture de l'interface	118
IV.4.4.	<i>Bilan des essais monotones de torsion.....</i>	<i>118</i>
IV.5.	Analyse de l'essai monotone de double cisaillement	119
IV.5.1.	<i>Modes de rupture de l'éprouvette</i>	<i>120</i>
IV.5.2.	<i>Traitement des résultats de l'essai.....</i>	<i>121</i>
IV.5.2.1.	Contrôle du pilotage.....	121

IV.5.2.2.	Champ thermique au voisinage de l'éprouvette.....	122
IV.5.2.3.	Contrainte de cisaillement à l'interface	123
IV.5.3.	<i>Paramètres de la courbe de comportement obtenue.....</i>	<i>124</i>
IV.5.3.1.	Résistance au cisaillement du collage.....	124
IV.5.3.2.	Temps de rupture de l'interface	125
IV.5.3.3.	Raideur au cisaillement de l'interface.....	125
IV.5.4.	<i>Bilan des essais monotones de double cisaillement.....</i>	<i>125</i>
IV.6.	Analyse de l'essai de fatigue en double cisaillement	127
IV.6.1.	<i>Modes de rupture de l'éprouvette</i>	<i>127</i>
IV.6.2.	<i>Traitement des résultats de l'essai.....</i>	<i>128</i>
IV.6.2.1.	Champ thermique au voisinage de l'éprouvette.....	129
IV.6.2.2.	Signaux de force et de déplacement.....	129
IV.6.2.3.	Courbes d'hystérésis	131
IV.6.2.4.	Angle de déphasage	132
IV.6.2.5.	Raideur de l'éprouvette.....	134
IV.6.2.6.	Contrainte de cisaillement et raideur au cisaillement de l'interface	135
IV.6.2.7.	Energie dissipée	136
IV.6.3.	<i>Détermination du nombre de cycles à la rupture</i>	<i>137</i>
IV.6.3.1.	Critère classique sur la diminution de la raideur.....	138
IV.6.3.2.	Critère de changement de pentes de la raideur	138
IV.6.3.3.	Critère de perte de régulation.....	139
IV.6.3.4.	Critères sur l'énergie dissipée.....	140
IV.6.4.	<i>Bilan des essais de fatigue en double cisaillement</i>	<i>141</i>
IV.7.	Conclusions	142

Afin de poursuivre notre démarche de travail (présentée en conclusion du chapitre I), on passe à l'étape de réalisation d'essais (monotones, oligocycliques et de fatigue) en utilisant le dispositif d'essai de double cisaillement fabriqué (voir Chapitre III).

Ce chapitre est consacré à la présentation de la méthodologie suivie pour l'étude en laboratoire du comportement mécanique de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux.

Après une présentation de la campagne expérimentale adoptée (§ IV.1), on définit les matériaux sélectionnés et les différentes étapes de fabrication en laboratoire des éprouvettes (§ IV.2). La phase de préparation de l'essai monotone ou de fatigue, comprenant l'étape de préparation de l'éprouvette et les conditions de sollicitations mécanique et thermique, est abordée dans le paragraphe IV.3. Les

paragraphe IV.4 à IV.6 présentent les différentes étapes de traitement des résultats de l'essai, qu'il soit de type monotone, fatigue ou oligocyclique. Ce traitement vise à présenter les méthodes de détermination des paramètres nécessaires à la caractérisation du comportement mécanique des matériaux étudiés, et à la proposition de lois de fatigue et d'endommagement (parties abordées au Chapitre V).

IV.1. Présentation de l'expérimentation

La campagne expérimentale réalisée dans le cadre de ce travail vise à couvrir la gamme complète de nombres de cycles à la rupture d'interface allant d'un quart de cycle (rupture sous sollicitation monotone) à quelques millions de cycles de chargement. Ceci nécessite alors de réaliser des essais monotones, des essais oligocycliques et des essais de fatigue. Les raisons qui motivent la réalisation de ces types d'essais sont les suivantes :

- sur chantier, l'interface entre couches de chaussée est sollicitée par des chargements cycliques. Ainsi, son comportement mécanique doit être caractérisé en fatigue comme dans le cas des couches de matériaux ;
- sur quelques structures de chaussée particulières (quais de déchargement, taxiway des aéroports, sols industriels, etc.), il arrive qu'on observe des pathologies de décollement en plaques de la couche de surface après un faible nombre de cycles de chargement ;
- un des objectifs de ce travail est de trouver une passerelle entre les essais de fatigue et les essais monotones. Cette passerelle permettrait d'évaluer la performance en fatigue de l'interface à partir d'essais monotones. De plus, dans certains cas d'expertises, EUROVIA pratique l'essai de torsion pour évaluer la performance en monotone du collage à l'interface. On s'intéressera à la corrélation entre les essais monotones de cisaillement et ceux de torsion.

Dans cette campagne expérimentale, l'interface étudiée est celle entre deux couches d'enrobés bitumineux dont l'un est représentatif d'un Béton Bitumineux Semi Grenu (BBSG) et l'autre, d'un Béton Bitumineux Très Mince (BBTM). Ce complexe BBTM/BBSG est proposé par EUROVIA et est représentatif d'une couche de roulement collée sur une couche de liaison. De par sa position dans la structure de chaussée, cette interface est la plus sollicitée en cisaillement. Trois natures d'interface sont étudiées : une sans couche d'accrochage, et deux réalisées avec deux émulsions bitumineuses différentes. Même si, dans les règles en vigueur sur la réalisation des chaussées, il est impératif d'appliquer une couche d'accrochage à l'interface de deux couches d'enrobés, on choisit d'étudier le cas de l'interface sans couche d'accrochage. Celui-ci servira de témoin

IV.2. Fabrication des éprouvettes

Les éprouvettes sont de forme cylindrique ou prismatique et fabriquées au sein du laboratoire du Centre de Recherche EUROVIA. Les enrobés bitumineux ainsi que les émulsions bitumineuses y sont également formulés et fabriqués.

L'éprouvette cylindrique bimatériau, nécessaire à la réalisation d'un essai de torsion, conduit à la fabrication d'un complexe bicouche. Un carottage permet d'obtenir le diamètre désiré.

L'éprouvette prismatique nécessaire à la réalisation d'un essai de double cisaillement, est formée de trois couches deux à deux séparées par une interface. Son obtention nous a conduit à adopter la procédure décrite en **Figure IV.2-1-B**. Cette procédure B permet d'obtenir des interfaces identiques en terme de mise en œuvre, et donc de rugosité et de compacité. La réalisation d'un bloc constitué de trois couches successivement mises en œuvre, conduirait à un cas de figure où l'interface 1 serait plus compactée que l'interface 2 (**Figure IV.2-1-A**), de même, la couche 1 serait plus compactée que la couche 3, sensée représenter le même matériau.

Au final, pour les deux types d'éprouvette à réaliser (cylindrique ou prismatique), on fabrique un complexe composé de deux couches d'enrobé bitumineux (§ IV.2.2).

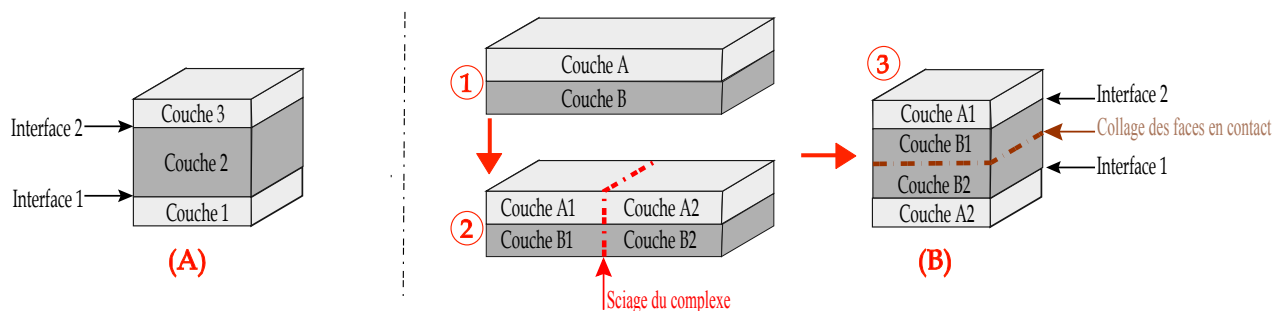


Figure IV.2-1. Procédures (A et B) d'obtention d'une éprouvette en trois couches

IV.2.1. Matériaux et formulations

Cette campagne expérimentale a nécessité la formulation de deux types d'enrobé bitumineux et de deux types d'émulsion bitumineuse. Deux granulats et deux liants (bitumes) ont été sélectionnés pour ce travail.

IV.2.1.1. Description des enrobés bitumineux

Les enrobés (BBSG et BBTM) sélectionnés dans cette campagne expérimentale sont formulés et fabriqués avec le même bitume mais avec des teneurs en liant et des formules granulométriques différentes. Le bitume sélectionné est un bitume pur de grade 35/50. Les essais conventionnels de

laboratoire réalisés sur ce bitume donnent une pénétrabilité moyenne de 3,9 mm à 25°C et une température bille-anneau moyenne de 52,6°C.

Le BBSG est formulé avec une teneur en liant de 6 ppc (pourcentage de bitume par rapport à la masse des granulats secs). La formule granulométrique est une grave 0/10 reconstituée d'allure continue, composée de granulats concassés (granulométries 0/2, 2/4, 4/6 et 6/10) de type grès rose et provenant de la carrière Muneville (France). La courbe granulométrique reconstituée ainsi que celles des fractions granulaires utilisées sont présentées en **Figure IV.2-2**.

Le BBTM est formulé avec une teneur en liant de 5,6 ppc. La formule granulométrique est une grave 0/10 reconstituée d'allure discontinue, composée de granulats concassés (granulométries 0/2 et 6/10) de type diorite gris noir provenant de la carrière Mazière-en-Gâtine (France) et de filler. La courbe granulométrique obtenue ainsi que celles des fractions granulaires utilisées sont présentées en **Figure IV.2-2**.

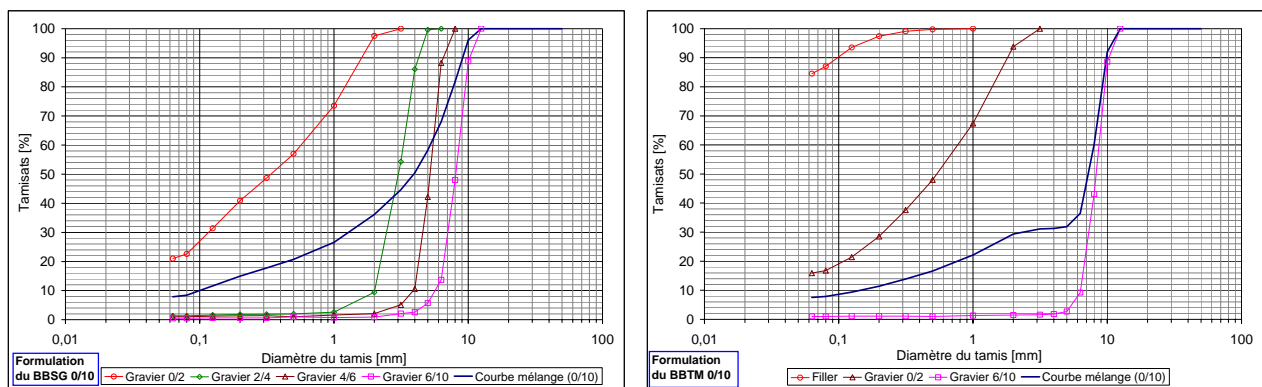


Figure IV.2-2. Formulations BBSG et BBTM : courbes granulométriques des fractions utilisées

Le choix de ces deux couleurs de granulats (diorite gris noir pour le BBTM et grès rose pour le BBSG) vise à faciliter le repérage de l'interface entre ces deux couches. En effet, lors du collage des casques sur l'éprouvette (voir **Figure IV.3-2**), il est impératif de disposer symétriquement les casques par rapport à l'interface.

IV.2.1.2. Description des couches d'accrochage

Les deux couches d'accrochage sélectionnées dans cette campagne expérimentale sont de type émulsion bitumineuse à rupture rapide et de classe C65B4 selon la norme prEN 13808:2004 (F). Elles sont formulées avec un dosage de 65% en bitume pur. Deux bitumes différents sont utilisés pour préparer les couches d'accrochage : un bitume de classe 35/50 et un bitume de classe 70/100. Les essais conventionnels de laboratoire réalisés sur le bitume 70/100 donnent une valeur moyenne de pénétrabilité de 7,1 mm à 25°C et une température bille-anneau moyenne de 47,1°C. La phase

aqueuse de chaque émulsion bitumineuse contient un tensioactif, de l'acide chlorhydrique et de l'eau. L'émulsion préparée est par la suite stockée dans une enceinte à 60°C pour rallonger sa durée de conservation.

IV.2.2. Fabrication des complexes bicouches

Les enrobés bitumineux sont fabriqués en laboratoire (EUROVIA) de la manière suivante. La masse de granulats nécessaire est préchauffée pendant une nuit à la température d'enrobage de 160°C (compte tenu de la classe du bitume 35/50), ce bitume est également préchauffé à 140°C pendant 3 h. Les granulats sont par la suite introduits dans un malaxeur, initialement porté à 160°C, puis mélangés pendant quelques dizaines de secondes. La quantité de bitume nécessaire est portée à 160°C puis versée dans le malaxeur. Le tout est mélangé pendant quelques minutes jusqu'à homogénéisation (appréciée visuellement).

Préalablement à la réalisation des plaques, des essais de compactage ont été effectués à la Presse à Cisaillement Giratoire (PCG) afin de déterminer l'évolution du pourcentage de vides des enrobés formulés (BBTM et BBSG) soumis à un compactage isotherme. Ce compactage est obtenu par la combinaison d'un cisaillement giratoire et d'une force résultante axiale appliquée par une tête mécanique (norme NF P 98-252).

Vis-à-vis des essais réalisés à la PCG, le pourcentage de vides est déterminé à 25 girations pour le BBTM (norme XP P 98-137) et à 60 girations pour le BBSG (norme NF P 98-130). Les résultats des essais (**Figure IV.2-3**) donnent un pourcentage de vides de 7% pour le BBSG et de 12% pour le BBTM. Ces valeurs sont bien dans la fourchette de pourcentage de vides à obtenir pour ces types d'enrobés bitumineux (entre 10 et 18% dans le cas d'un BBTM 0/10 de classe 1 et entre 5 et 10% dans le cas d'un BBSG 0/10 selon les deux normes données précédemment).

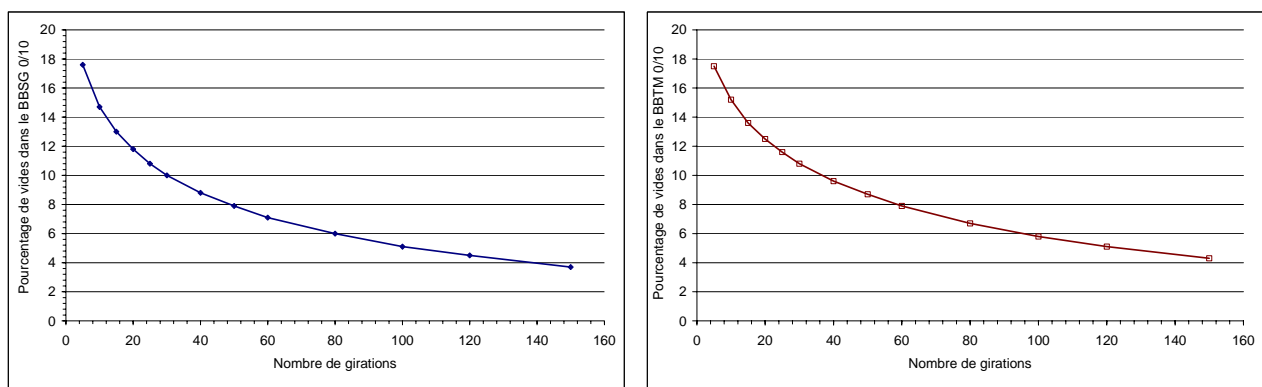


Figure IV.2-3. Essais à la PCG : évolution du pourcentage de vides dans les enrobés fabriqués

Pour la fabrication des plaques, un moule métallique de dimensions en plan 600 mm par 400 mm et d'épaisseur 150 mm est utilisé pour se rapprocher des conditions sur chantier. Le compacteur de plaque utilisé est un matériel LPC (Laboratoire des Ponts et Chaussées). Le moule, fixé au compacteur de plaques, reçoit le mélange bitumineux préparé. Le compactage de l'enrobé est réalisé via un mécanisme qui impose un mouvement longitudinal et transversal à un jumelage de roues munies de pneumatiques lisses circulant sur l'enrobé. De plus, le fond du moule est mobile verticalement afin de maintenir le matériau dans le plan supérieur du moule. L'enrobé est compacté suivant la norme NF EN 12697-33. La procédure suivie est la suivante (**Figure IV.2-4**) :

- pour une compacité visée de 93%, la quantité de BBSG initialement préparée dans le malaxeur est introduite puis compactée dans le moule jusqu'à une épaisseur de 50 mm. La couche de BBSG est par la suite laissée au repos pendant 2 heures, la température relevée à la surface du BBSG avoisine alors les 45°C (**Figure IV.2-4-b**) ;
- selon la norme XP P 98-137, l'application d'un BBTM est précédée d'une couche d'accrochage comportant au moins 300 g/m² de bitume résiduel. Ce dosage en bitume résiduel représente la quantité du film de bitume qui restera à la surface de l'enrobé après rupture de l'émulsion. Un dosage de 300 g/m² de bitume résiduel est choisi, et équivaut à étaler, manuellement et de manière uniforme au moyen d'un pinceau, 111 grammes d'émulsion à la surface de la couche de BBSG (**Figure IV.2-4-c**) dans le moule. Une durée de deux heures est observée avant la mise en œuvre de la couche de BBTM pour favoriser le processus de rupture de l'émulsion et l'évaporation de l'eau. L'émulsion, initialement de couleur marron lorsqu'elle est mise en œuvre, devient noire lorsqu'elle est rompue (**Figure IV.2-4-d**) ;
- pour une compacité visée de 88%, la quantité de BBTM initialement préparée dans le malaxeur est versée dans le moule à la surface de la couche de BBSG puis compactée pour obtenir une épaisseur finale de 30 mm. Le complexe ainsi réalisé est laissé au repos puis démoulé (**Figure IV.2-4-e**). Une fiche de fabrication permet de consigner les différentes étapes du compactage ainsi que les commentaires.

Au cours de cette campagne expérimentale, vingt complexes bicouche ont été réalisés (soit une consommation d'une tonne de granulats). Un avec une interface sans couche d'accrochage, sept avec une interface comportant une émulsion à base de bitume 70/100 et douze avec une interface comportant une émulsion à base de bitume 35/50.



Figure IV.2-4. Phases de fabrication d'un complexe bicouche (BBSG et BBTM)

IV.2.3. Carottage et sciage des complexes bicouches

Les éprouvettes cylindriques, nécessaires à la réalisation des essais de torsion, sont obtenues par carottage à l'eau du complexe bicouche. Pour des raisons pratiques (disposition du complexe par rapport à la carotteuse), le complexe est scié en deux dans le sens de sa largeur (Figure IV.2-5). Le plan de carottage adopté permet d'extraire 10 voire 11 éprouvettes de diamètre nominal 100 mm et de hauteur nominale 80 mm par complexe. Après carottage, les éprouvettes sont numérotées suivant leur emplacement dans le complexe bicouche, et séchées dans une enceinte climatique à 18°C et à 50% d'humidité relative.

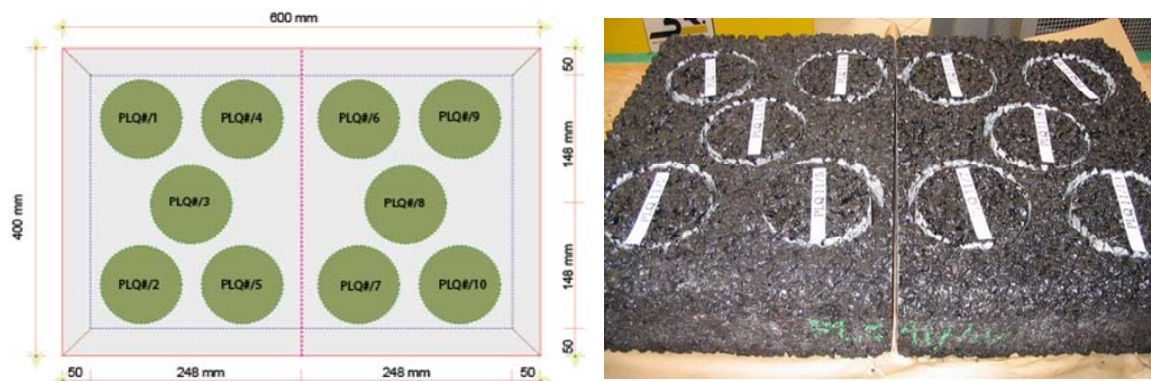


Figure IV.2-5. Plan de carottage du complexe bicouche

Les éprouvettes prismatiques, nécessaires à la réalisation des essais de double cisaillement, sont obtenues par sciage et collage du complexe bicouche. Le collage des faces en contact est réalisé par une colle à prise lente composée de résine époxyde et d'amine. A partir des blocs collés, le plan de sciage adopté permet d'extraire 12 éprouvettes de dimensions 105 x 70 x 50 [mm³]. Les éprouvettes sont par la suite numérotées puis séchées comme dans le cas des éprouvettes carottées.

IV.2.4. Contrôle de qualité des éprouvettes

L'essai de contrôle de qualité réalisé sur les éprouvettes fabriquées consiste à déterminer, au moyen d'un banc gammadensimétrique, les masses volumiques apparentes (MVA) des enrobés. Ces valeurs de densité permettent de calculer les compacités, et donc les pourcentages de vides dans les couches d'enrobés constituant l'éprouvette.

Selon la norme NF P 98-250-5, la méthode de mesure de la densité de la couche d'enrobé bitumineux repose sur l'absorption d'un rayonnement gamma par la matière. Le corps d'épreuve est placé sur la trajectoire d'un faisceau de rayon gamma (**Figure IV.2-6**) issu d'un bloc émetteur. Un photomultiplicateur, situé dans le bloc réception, transforme les photons incidents en impulsions électriques dont l'amplitude est proportionnelle à leur énergie. Une chaîne électronique assure les fonctions permettant les différentes exploitations.

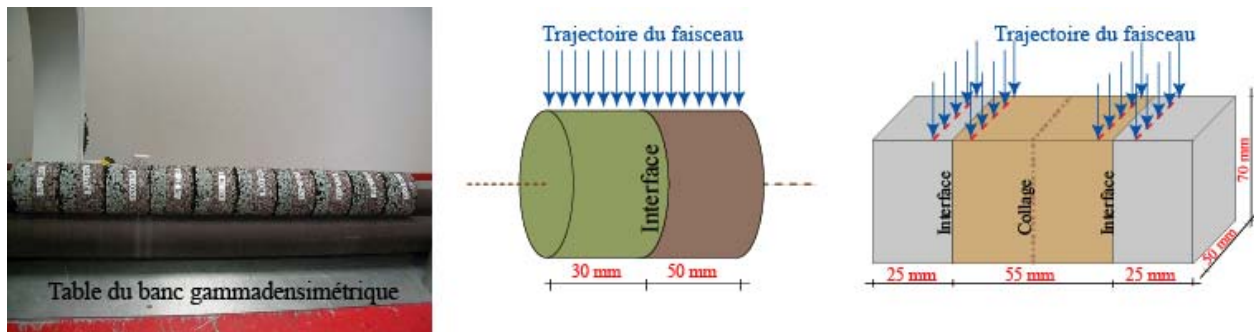


Figure IV.2-6. Mesure des densités des couches d'enrobés au banc gammadensimétrique

Pour les éprouvettes cylindriques, la mesure des MVA des couches d'enrobés se fait en mode continu avec un pas de 5 mm. Pour les éprouvettes prismatiques, la mesure des MVA des enrobés se fait en mode pointé avec un pas de 8 mm, et suivant quatre lignes positionnées chacune à 10 mm de l'interface. Pour chaque valeur de MVA, le pourcentage de vides correspondant ($v\%$) est calculé avec l'expression suivante (**Equation IV.2-1**).

$$v\% = 100 \cdot \left(1 - \frac{MVA}{MVR} \right)$$

Équation IV.2-1

Avec MVR : la masse volumique réelle "théorique" d'une couche d'enrobé, i.e. celle qu'elle aurait à une compacité de 100% (pourcentage de vide nul). Elle est déterminée à partir des densités et des proportions des différents constituants de l'enrobé formulé. Dans notre cas, les valeurs de MVR sont $2,590 \text{ t/m}^3$ pour le BBTM et $2,427 \text{ t/m}^3$ pour le BBSG.

Tous les complexes ont été fabriqués suivant la même procédure de compactage des matériaux. Pour cela, la détermination du pourcentage de vides dans les couches d'enrobés n'a été effectuée que sur quelques éprouvettes. On suppose que les valeurs de pourcentage de vides dans les autres éprouvettes sont du même ordre de grandeur que celles présentées dans les Tableaux **IV.2-1 à IV.2-3**. Dans ces tableaux la valeur moyenne du pourcentage de vides dans le BBSG est calculée sur la base de 8 résultats, alors que celle dans le BBTM est calculée sur la base de 4 mesures. Les termes « interface de gauche » et « interface de droite » sont définis par rapport à la face de l'éprouvette comportant le numéro d'identification. Cette face est arbitrairement choisie.

Des représentations graphiques des résultats des Tableaux **IV.2-1 à IV.2-3** sont proposées dans les Figures **IV.2-7 à IV.2-9**.

Tableau IV.2-1. Quelques caractéristiques des éprouvettes cylindriques du complexe N° PLQ 10

N°épreuve	Diamètre [mm]	Épaisseur moyenne [mm]		v% dans la couche d'enrobé		v% à 10 mm de l'interface	
		BBTM	BBSG	BBTM	BBSG	BBTM	BBSG
PLQ 10-1	99,1	32,0	50,3	$7,5 \pm 3$	$7,0 \pm 1$	5,8	9,4
PLQ 10-2	99,4	31,7	50,7	$8,5 \pm 2$	$7,8 \pm 2$	8,4	12,6
PLQ 10-3	99,2	32,0	51,0	$7,5 \pm 7$	$6,7 \pm 2$	3,4	5,9
PLQ 10-4	99,2	31,3	51,0	$6,5 \pm 4$	$6,1 \pm 2$	2,5	7,2
PLQ 10-5	99,2	31,7	50,3	$8,6 \pm 2$	$7,6 \pm 2$	7,0	8,4
PLQ 10-6	99,1	30,3	51,3	$8,8 \pm 3$	$7,1 \pm 2$	7,4	8,6
PLQ 10-7	99,1	31,0	52,0	$8,0 \pm 1$	$8,4 \pm 2$	6,7	11,7
PLQ 10-8	99,2	-	-	$9,0 \pm 2$	$7,7 \pm 2$	8,3	10,2
PLQ 10-9	99,1	-	-	$12,6 \pm 4$	$7,1 \pm 2$	10,0	9,9
PLQ 10-10	-	-	-	$12,7 \pm 5$	$8,1 \pm 3$	9,0	14,1

Tableau IV.2-2. Quelques caractéristiques des éprouvettes cylindriques du complexe N° PLQ 13

N°épreuve	Diamètre [mm]	Épaisseur moyenne [mm]		v% dans la couche d'enrobé		v% à 10 mm de l'interface	
		BBTM	BBSG	BBTM	BBSG	BBTM	BBSG
PLQ 13-1	99,6	30,6	49,0	$9,9 \pm 3$	$8,3 \pm 2$	6,7	8,2
PLQ 13-2	99,5	30,0	50,0	$11,6 \pm 2$	$8,6 \pm 2$	11,7	8,9
PLQ 13-3	99,9	28,0	50,0	$9,0 \pm 2$	$7,2 \pm 1$	11,8	7,9
PLQ 13-4	99,3	31,0	50,0	$11,3 \pm 2$	$8,3 \pm 2$	12,1	11,0
PLQ 13-5	99,3	29,8	52,0	$9,2 \pm 1$	$6,6 \pm 2$	9,0	7,7
PLQ 13-6	99,4	30,3	53,0	$7,0 \pm 1$	$5,6 \pm 1$	5,4	7,8
PLQ 13-7	99,4	30,0	49,0	$9,0 \pm 3$	$7,0 \pm 2$	7,2	10,4
PLQ 13-8	99,2	30,6	50,0	$10,6 \pm 2$	$8,8 \pm 1$	10,3	11,0
PLQ 13-9	99,3	31,0	50,0	$11,5 \pm 1$	$9,4 \pm 3$	12,0	9,6
PLQ 13-10	99,5	-	-	$8,8 \pm 1$	$6,9 \pm 2$	8,6	9,1
PLQ 13-11	99,2	-	-	$7,6 \pm 1$	$6,1 \pm 2$	6,6	9,8

Tableau IV.2-3. Quelques caractéristiques des éprouvettes prismatiques du complexe N° PLQ 14

N° épreuve	v% dans les couches d'enrobés bitumineux			
	A 10 mm de l'interface de gauche		A 10 mm de l'interface de droite	
	BBTM	BBSG	BBSG	BBTM
PLQ 14-1	8,4 ± 1	7,0 ± 3	5,8 ± 2	7,5 ± 3
PLQ 14-2	5,7 ± 2	4,5 ± 1	9,5 ± 2	9,1 ± 3
PLQ 14-3	6,7 ± 4	8,0 ± 4	8,0 ± 2	5,4 ± 4
PLQ 14-5	7,9 ± 4	4,7 ± 2	10,5 ± 2	9,4 ± 3
PLQ 14-6	7,7 ± 3	4,7 ± 2	8,6 ± 1	7,2 ± 3
PLQ 14-7	7,8 ± 2	6,7 ± 2	6,7 ± 3	9,6 ± 4
PLQ 14-8	11,8 ± 5	7,5 ± 2	6,1 ± 1	5,0 ± 2
PLQ 14-9	9,8 ± 3	5,0 ± 1	9,3 ± 2	11,5 ± 3
PLQ 14-10	12,0 ± 6	3,2 ± 0	8,0 ± 2	8,3 ± 4

Les résultats d'essais montrent que les valeurs de pourcentage de vides sont plus dispersées dans le cas du BBTM que dans le cas du BBSG. Lorsqu'on analyse les valeurs de pourcentage de vides au voisinage de l'interface (10 mm de part et d'autre), on remarque, d'une manière générale, que celles du BBTM dans cette zone sont plus faibles que celle visée (12%) lors du compactage (§ IV.2.2). Ceci est dû au fait que la compacité est plus élevée en profondeur qu'en surface.

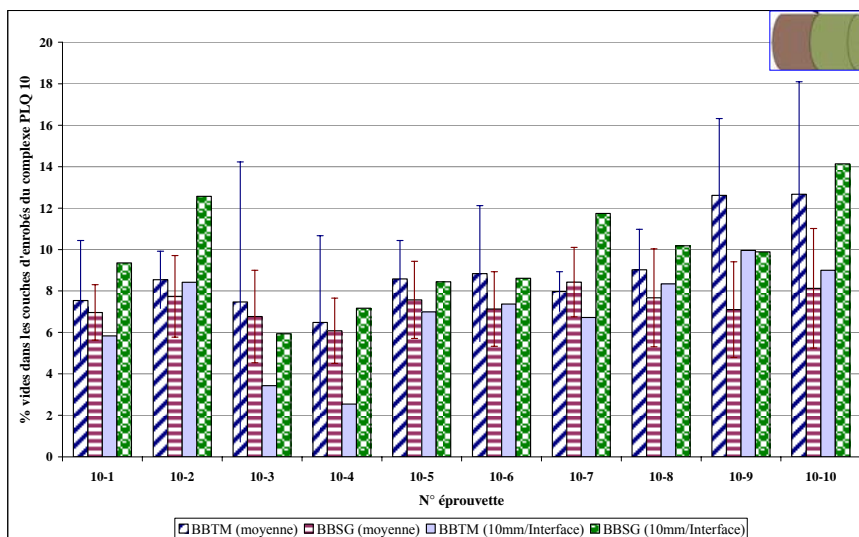


Figure IV.2-7. Pourcentage de vides dans les couches d'enrobés des éprouvettes du complexe N°10

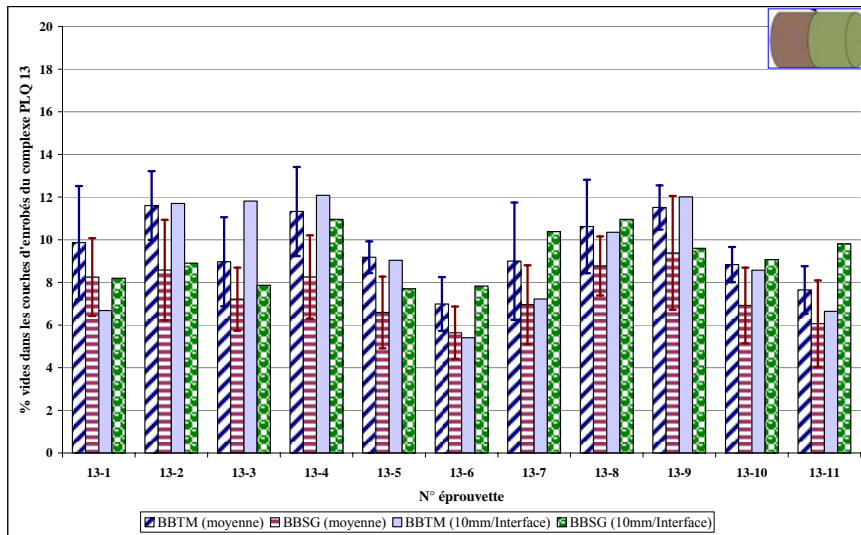


Figure IV.2-8. Pourcentage de vides dans les couches d'enrobés des éprouvettes du complexe N°13

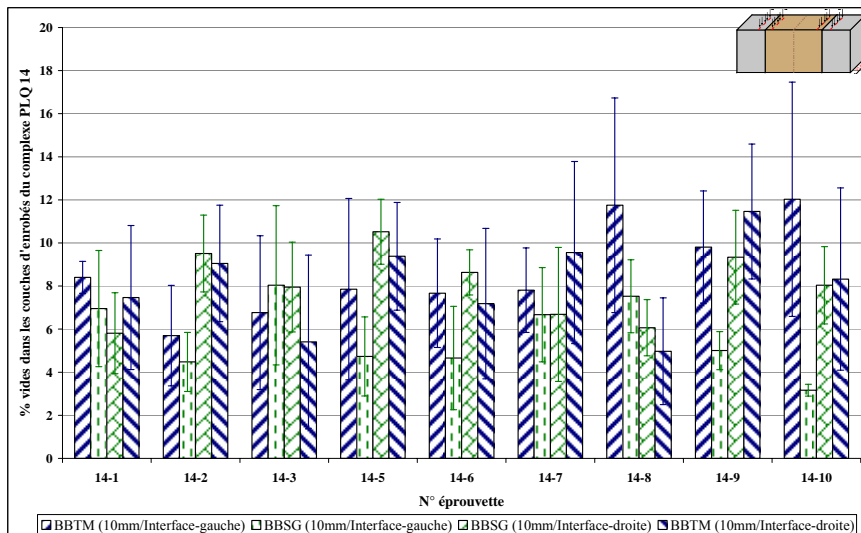


Figure IV.2-9. Pourcentage de vides dans les couches d'enrobés des éprouvettes du complexe N°14

IV.2.5. Conservation des éprouvettes

Les éprouvettes cylindriques et prismatiques sont conservées à l'abri de la lumière dans une salle de stockage à la température de 20°C. Cette méthode de conservation prévient le vieillissement du bitume, et donc des enrobés.

IV.3. Procédure d'essais

Ce paragraphe présente les différentes étapes précédant la réalisation de l'essai de torsion ou de double cisaillement. Pour chaque type d'essai, la préparation des éprouvettes sera définie à travers

le collage des casques, les précautions à prendre lors du montage de l'éprouvette sur la machine d'essai, ainsi que le mode d'asservissement et la procédure d'acquisition des résultats.

IV.3.1. Préparation des éprouvettes

Dans la phase de préparation, on définit la géométrie initiale de l'éprouvette cylindrique ou prismatique, puis on présente l'étape de collage des casques métalliques.

IV.3.1.1. Géométrie initiale des éprouvettes

La détermination de la géométrie initiale de l'éprouvette vise à mesurer la section initiale de chaque interface entre couches de matériaux.

Pour l'éprouvette cylindrique, cette section initiale est estimée à partir du diamètre « D » de l'éprouvette. Un pied à coulisse numérique donne la valeur de D au 1/100^e de millimètre (**Tableau IV.2-1**). La section initiale de l'interface est calculée avec l'expression **Equation IV.3-1**.

Pour l'éprouvette prismatique, la détermination des sections initiales des interfaces a conduit au choix de 18 zones de mesures (**Figure IV.3-1**). L'emplacement de chaque zone de mesure est dicté par la face de l'éprouvette comportant le numéro d'identification. Cette face, choisie arbitrairement après le sciage, permet de distinguer l'interface de gauche (nommée I_G) de celle de droite (nommée I_D). Un pied à coulisse numérique donne les dimensions au 1/100^e de millimètre, et la section initiale de chaque interface est calculée avec l'expression **Equation IV.3-1**.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Eprouvette cylindrique : } S_I = \pi \cdot \left(\frac{D}{2}\right)^2 \\ \text{Eprouvette prismatique : } \begin{cases} S_{IG} = \frac{1}{3}(a_2 + b_2 + c_1) \cdot \frac{1}{2}(h_2 + h'_2) \\ S_{ID} = \frac{1}{3}(a_3 + b_3 + c_2) \cdot \frac{1}{2}(h_3 + h'_3) \end{cases} \end{array} \right. \quad \text{Équation IV.3-1}$$

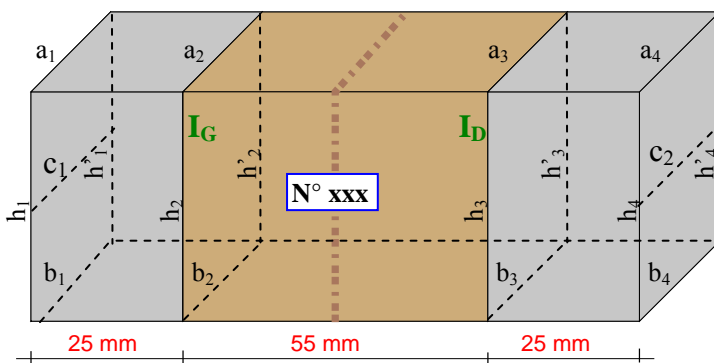


Figure IV.3-1. Détermination de la géométrie initiale de l'éprouvette (zones de mesures)

IV.3.1.2. Collages des casques métalliques

Les matériaux constitutifs des couches des éprouvettes ont un comportement viscoélastique marqué (cas des enrobés bitumineux). De ce fait, des casques métalliques seront collés sur les surfaces d'appuis ainsi que sur les surfaces de chargement de l'éprouvette. Ce collage métal/enrobé est réalisé en utilisant une colle bi composants à prise rapide (2 à 3 minutes). Elle est obtenue en mélangeant un adhésif résine époxyde (référence AW 2101) et un durcisseur (référence HW 2951). La polymérisation de la colle est jugée suffisante au bout de quatre heures.

Dans le cas de l'éprouvette cylindrique, le collage des casques sur les faces de l'éprouvette se fait en deux étapes. Dans la première, un casque est posé sur une surface plane, et reçoit une des faces de l'éprouvette pour collage. Après vingt minutes, le bâti de torsion est utilisé pour assurer le positionnement adéquat de l'éprouvette (**Figure IV.3-2**). Ce positionnement vise à rendre pratique la mise en place du bâti sur la machine d'essai.

Dans le cas de l'éprouvette prismatique, le dispositif de collage, conçu et réalisé (Chapitre III) est utilisé pour assurer le positionnement (centrage et équerrage) de l'éprouvette par rapport aux casques métalliques ainsi que pour assurer à l'ensemble « éprouvette + casques » des dimensions parfaites similaires à celles de l'encombrement réservé dans le dispositif d'essai de cisaillement. Du fait du temps de prise très court de la colle, cette phase est réalisée en deux étapes espacées de deux à trois minutes (**Figure IV.3-2**).



Figure IV.3-2. Eprouvette cylindrique ou prismatique collée sur casques métalliques

IV.3.2. Montage des éprouvettes

Cette phase traite de la mise en place de l'éprouvette sur la machine d'essai. La procédure de montage de l'éprouvette est différente suivant que l'on prépare un essai de torsion ou un essai de double cisaillement. La machine d'essai utilisée est une presse servohydraulique mono-axe conçue et fabriquée par MTS[®] (Material Test System).

Préalablement à la réalisation de l'essai de torsion, l'ensemble éprouvette/bâti (**Figure IV.3-2**) est mis en place sur la machine d'essai. Au cours de cette phase de montage, on évite d'imposer à l'éprouvette des efforts parasites (y compris de torsion). La partie inférieure du bâti est liaisonnée à la tige du capteur de force par l'intermédiaire d'une vis M27. A travers cette fixation, on complète l'encastrement d'une des faces de l'éprouvette. Une chaîne est enroulée sur le disque (denté) de transmission d'effort (**Figure IV.3-2**) puis liaisonnée à la tige du vérin de la presse via une vis M27.

Préalablement à la réalisation de l'essai de double cisaillement, le dispositif d'essai est mis en place sur la presse hydraulique (**Figure IV.3-3**). Le démontage du dispositif n'est pas nécessaire après chaque essai. Une fois les surfaces d'appui et de chargement alignées, l'éprouvette collée aux casques est mise en place dans l'encombrement qui lui est réservé (**Figure IV.3-3**). Les casques métalliques sont liaisonnés au dispositif par l'intermédiaire de vis. Une fois le serrage des vis effectué, la position d'équilibre (cisaillement nul) de l'éprouvette est maintenue en appliquant, via la presse, un pilotage en zéro force (valeur nulle de la force appliquée sur l'éprouvette). Cet état est maintenu jusqu'au début de l'essai.

Le comportement mécanique des enrobés bitumineux est fortement dépendant de la température. Ainsi, il nous faut s'assurer que, pendant l'essai, la température de l'éprouvette reste constante.

Après montage (torsion ou double cisaillement), un caisson thermique est mis en place autour du dispositif d'essai. Une sonde thermique de type PT100, placée au voisinage de l'éprouvette, permet de contrôler le champ de température du flux d'air envoyé dans le caisson. Dans le cadre de notre étude, les essais sont réalisés à 10 et à 20°C. Une phase de stabilisation du champ de température dans le caisson sera observée durant six heures.



Figure IV.3-3. Eprouvette cylindrique ou prismatique mise en place sur le dispositif d'essai

IV.3.3. Métrologie et asservissement

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 (essai de double cisaillement) et le champ thermique au voisinage de l'éprouvette. Une cellule de force, de capacité ± 100 kN, est fixée sur la presse MTS[®], et permet de mesurer la force. Un capteur LVDT (Linear 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 (**Figure IV.3-3**), mesure le déplacement vertical de la couche centrale de l'éprouvette. Les couches latérales de l'éprouvette étant encastrées, cette mesure correspond au déplacement vertical relatif entre les couches latérales et la couche centrale.

La presse servohydraulique peut être asservie en mode de contrôle en force ou en déplacement (selon le LVDT ou l'extensomètre). Préalablement à la réalisation de l'essai, une procédure d'essai est programmée en utilisant les logiciels MPT[®] (MultiPurpose TestWare) (Site 3MsGC) ou Testar[®] (Site EUROVIA) développé par MTS[®]. Cette procédure permet d'automatiser l'asservissement de la presse pendant l'essai.

Lors des essais monotones de torsion et de double cisaillement, les deux modes de pilotage (force et déplacement) sont sélectionnés dans la procédure d'essai. L'essai démarre par une phase de stabilisation (force appliquée nulle) puis par l'application d'une vitesse de chargement en force jusqu'à la détection d'un déplacement vertical relatif du vérin de 5 mm (dans le cas de vitesses dites très rapides) ou de 8 mm (dans le cas de vitesses dites lentes). Lorsque la valeur de déplacement relatif est détectée, le pilotage bascule en mode déplacement (LVDT) pour maintenir la position actuelle du vérin, et l'essai s'arrête automatiquement. A travers cette procédure d'essai, on fait l'hypothèse que la rupture de l'interface s'est produite avant que le déplacement relatif de 5 mm (8 mm) ne soit atteint. Dans le cas de vitesses de chargement dites très rapides, le choix d'arrêter l'essai lorsqu'un déplacement relatif de 5 mm est atteint, permet de limiter les déchaussements de granulats qui s'amplifient avec l'inertie du vérin.

Lors des essais de fatigue, seul le mode de pilotage en force est utilisé dans la procédure d'essai. L'essai démarre par une phase de stabilisation (force appliquée nulle) puis par l'application d'une consigne sinusoïdale en force à la fréquence de 10 Hz et d'amplitude estimée par rapport à la durée d'essai visée (rupture de l'éprouvette). Pour programmer l'arrêt automatique de l'essai, on se base sur le constat suivant : lorsque les interfaces sont rompues, la régulation de la presse ne parvient plus à maintenir la consigne de pilotage. De ce constat, on choisit de déclencher l'arrêt de l'essai

lorsque la force mesurée dérive de 20% la consigne de pilotage. Ce seuil a été fixé après quelques essais et permet d'étendre la zone de détermination du nombre de cycles à la rupture. La procédure d'essai se termine par un retour à zéro force.

IV.3.4. Acquisition

Sur la base des procédures d'essais développées pour les essais monotones et ceux de fatigue, on associe un programme d'acquisition du champ thermique et des valeurs de force et déplacement.

Les valeurs du champ thermique, mesurées par une sonde PT100 au voisinage de l'éprouvette, sont enregistrées en utilisant le logiciel SIRPAC[®] proposé par SERVATHIN. Cet outil n'est disponible que sur le site du laboratoire 3MsGC, pour cela, l'acquisition du champ thermique n'a donc pas été effectuée pour les essais réalisés chez EUROVIA (quelques essais oligocycliques de cisaillement et essais de torsion). Cependant, la température indiquée par la sonde est stable au 1/10^e près.

Les valeurs de force et de déplacement sont enregistrées sous l'environnement MPT. Dans le cas des essais monotones, la fréquence d'acquisition est fonction de la durée prévisionnelle de l'essai. Elle doit permettre l'acquisition d'un nombre suffisant de données pour l'interprétation de l'essai sans pour autant alourdir le fichier de résultats. A titre d'exemple, la fréquence d'acquisition peut varier de 50 Hz (cas de vitesses de chargement dites lentes) à 1000 Hz (cas de vitesses très rapides).

Dans le cas de l'essai de fatigue, l'acquisition des signaux de force et de déplacement est séquencée en fonction de la durée prévisionnelle de l'essai. A titre d'exemple, pour un niveau de chargement qui devrait conduire à 4.10^5 cycles de chargement à la rupture, on enregistre d'abord les 100 premiers cycles, puis tous les 1000 cycles jusqu'à 3.10^5 , et enfin, tous les 300 cycles jusqu'à la fin. A chaque déclenchement d'acquisition, deux cycles de chaque signal (force ou déplacement) sont enregistrés sur 100 (2 fois 50) points de mesures.

IV.4. Analyse de l'essai monotone de torsion

Ce paragraphe présente les différentes étapes de traitement des résultats acquis lors de l'essai monotone de torsion. L'objectif est de définir les différents paramètres mécaniques qui permettent la caractérisation du comportement monotone de l'interface (traitée au Chapitre V).

Dans cette campagne d'essais monotones de torsion, l'interface testée comporte une émulsion formulée avec un bitume pur de grade 35/50 (C65B4 35/50).

L'essai monotone est réalisé à différentes vitesses de sollicitation, et aux températures d'essai de 10 et 20°C (**Tableau IV.4-1**).

Tableau IV.4-1. Nombre d'essais réalisés sur le produit (BBTM / émulsion 35/50 / BBSG)

Emulsion et température d'essai		Classe de la vitesse de sollicitation appliquée $\dot{\tau}_R$ [MPa/s]			
		Lente	Moyenne	Rapide	Très rapide
		$0,001 \leq \dot{\tau}_R \leq 0,010$	$0,010 < \dot{\tau}_R \leq 0,100$	$0,100 < \dot{\tau}_R \leq 1,000$	$1,000 < \dot{\tau}_R$
C65B4 35/50	10°C	1	3	4	2
	20°C	1	1	9	1

IV.4.1. Modes de rupture de l'éprouvette

Préalablement au traitement des résultats de l'acquisition, une première phase d'analyse de l'essai consiste à observer le mode de rupture macroscopique de l'éprouvette (**Figure IV.4-1**).

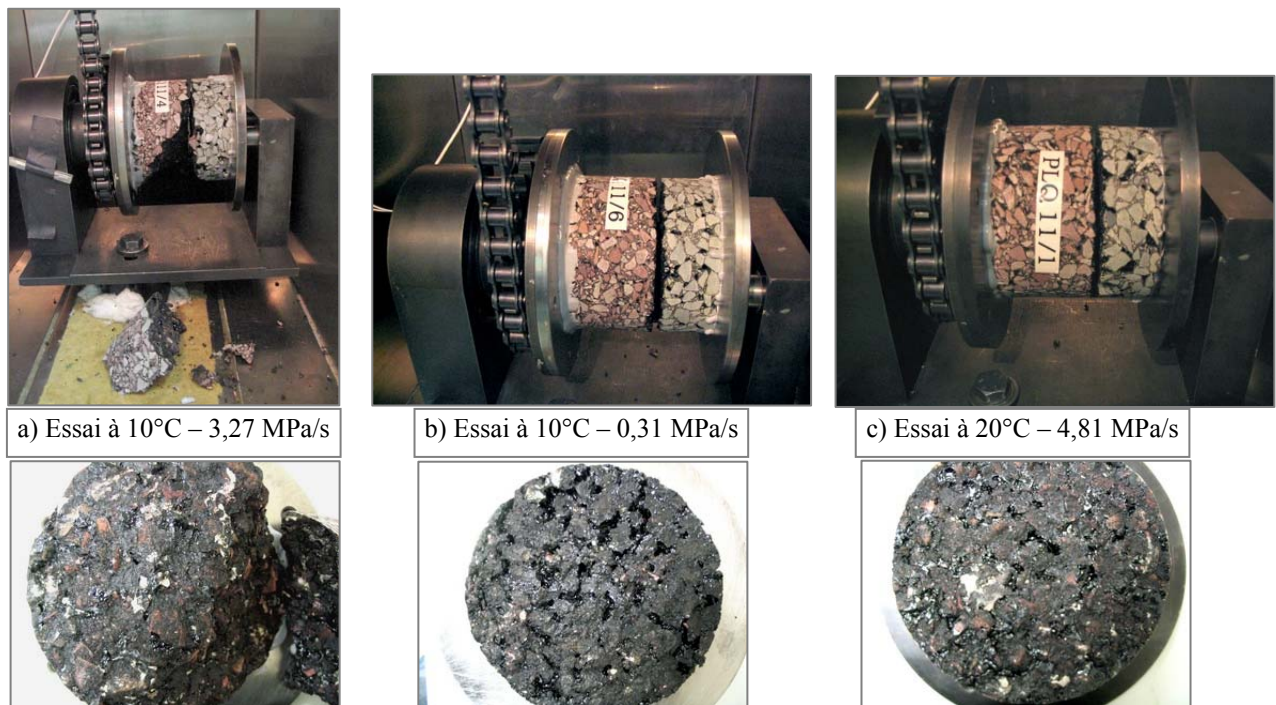


Figure IV.4-1. Torsion monotone : modes de rupture (représentatifs) des éprouvettes à 10 et 20°C

Vis-à-vis de l'analyse visuelle des ruptures des éprouvettes testées, les résultats montrent, qu'à 20°C, quelle que soit la vitesse de sollicitation appliquée, la rupture macroscopique de l'éprouvette est localisée à l'interface BBTM / BBSG (**Figure IV.4-1-c**). Cependant, les résultats montrent, qu'à 10°C, une vitesse de sollicitation dite très rapide conduit à l'arrachement d'un bloc d'enrobé au voisinage de l'interface (**Figure IV.4-1-a**). Cette dernière observation laisse penser qu'à la température de 10°C, l'interface réalisée avec une émulsion bitumineuse 35/50 est aussi résistante que la couche d'enrobé. Il faut souligner que cette analyse est basée sur l'observation de la rupture

macroscopique de l'éprouvette, et qu'une information sur la rupture microscopique de l'éprouvette pourrait apporter d'autres conclusions. De plus, cet arrachement de bloc d'enrobé est influencé par l'effet combiné de la vitesse de sollicitation (inertie du vérin) et du phénomène d'engrènement des granulats à l'interface.

IV.4.2. Traitement des résultats de l'essai

Le fichier des résultats d'acquisition contient les valeurs de force et de déplacement mesurées pendant l'essai. Son traitement est effectué avec le logiciel Microsoft Excel[®]. La force appliquée par le vérin à travers la chaîne (**Figure IV.3-3**) permet de calculer le moment de torsion appliqué à l'éprouvette. Dans cette phase de traitement, le déplacement vertical du vérin, mesuré par le capteur LVDT, sera utilisé pour calculer l'angle de rotation global de l'éprouvette. La métrologie adoptée pour cet essai ne permet pas la mesure de l'angle de rotation propre à l'interface.

IV.4.2.1. Contrôle du pilotage

Pour quatre essais représentatifs réalisés à quatre vitesses de sollicitation (1 par classe de vitesse, **Tableau IV.4-1**), et à 10°C (respectivement à 20°C), la **Figure IV.4-2** (respectivement **Figure IV.4-3**) présente l'évolution du moment de torsion appliqué au cours de l'essai. Sur ces graphes, on remarque que le moment mesuré augmente linéairement jusqu'à une valeur maximale. Pour chaque courbe d'évolution, la pente calculée correspond bien à la vitesse de sollicitation sélectionnée.

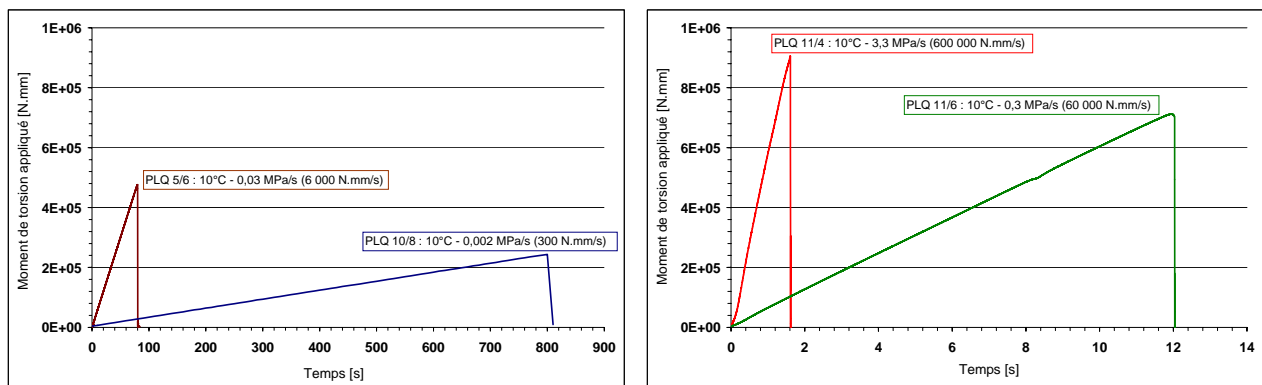


Figure IV.4-2. Evolution du moment de torsion pendant l'essai (4 essais réalisés à 10°C)

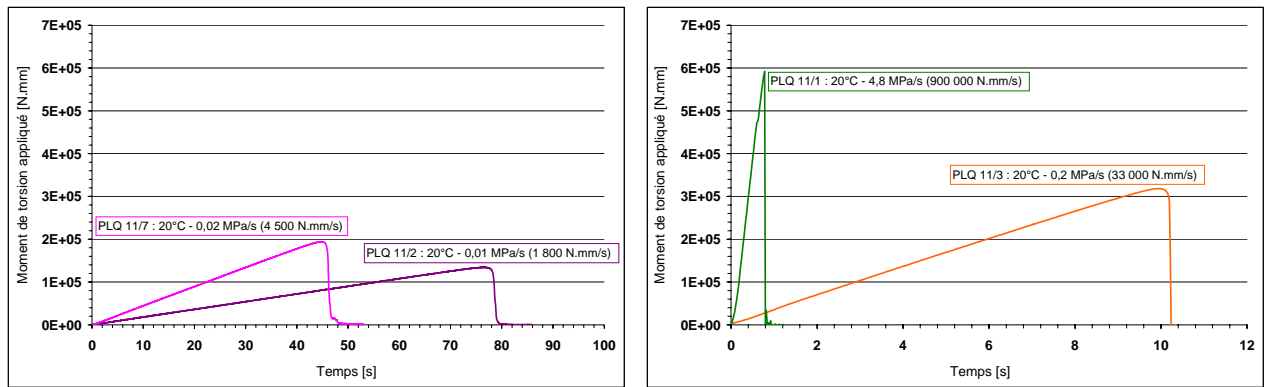


Figure IV.4-3. Evolution du moment de torsion pendant l'essai (4 essais réalisés à 20°C)

IV.4.2.2. Moment de torsion et angle de rotation de l'éprouvette

Pour les mêmes quatre essais présentés précédemment, la Figure IV.4-4 (respectivement Figure IV.4-5) présente l'évolution du moment de torsion appliqué en fonction de l'angle de rotation global calculé α_G de l'éprouvette. Cet angle est le résultat des déformations en torsion des couches d'enrobés ainsi que de la rotation à l'interface. Il est calculé avec l'expression suivante (Equation IV.4-1) :

$$\alpha_G = \frac{u_{\text{vérin}}}{r_{\text{disque}}} \tag{Equation IV.4-1}$$

Où $u_{\text{vérin}}$ représente le déplacement vertical de la tige du vérin, et r_{disque} le rayon du disque de transmission de l'effort appliqué (Figure IV.3-2).

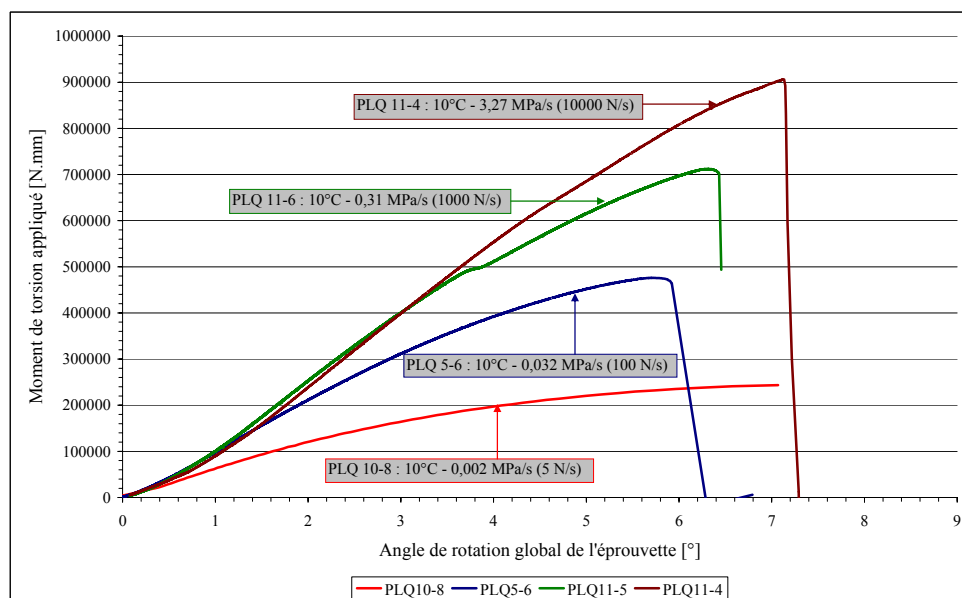


Figure IV.4-4. Moment de torsion en fonction de l'angle de rotation de l'éprouvette (essais à 10°C)

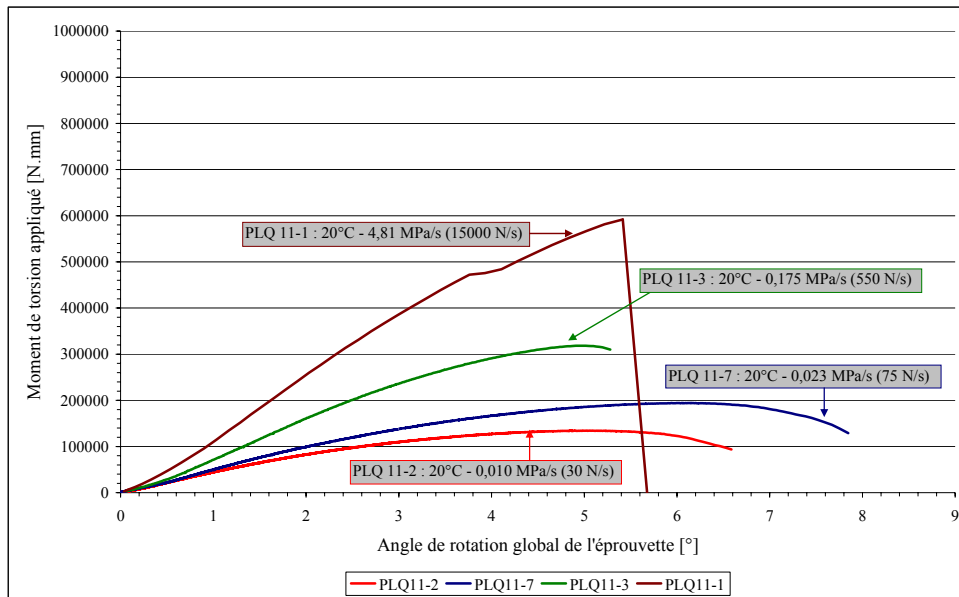


Figure IV.4-5. Moment de torsion en fonction de l'angle de rotation de l'éprouvette (essais à 20°C)

Les graphes présentés sur la **Figure IV.4-4** montrent, qu'à 10°C et pour des vitesses de sollicitation comprises entre 0,03 et 3 MPa/s, les courbes sont confondues en début d'essai (tant que α_G reste inférieur à 1,6°). Sur cette portion de courbe, le moment de torsion semble évoluer linéairement avec l'angle α_G , comme si la combinaison de matériaux étudiée présentait un comportement élastique. Cette observation n'est pas mise en évidence à travers les essais réalisés à 20°C (**Figure IV.4-5**), ceci pourrait s'expliquer par le fait que le comportement viscoélastique du produit testé soit plus marqué à 20°C qu'à 10°C. Sur la base des résultats présentés, on remarque que, dans une première phase, l'angle de rotation α_G augmente linéairement avec le moment de torsion appliqué. Au-delà de cette phase linéaire, l'évolution du moment de torsion en fonction de l'angle α_G décrit une cloche.

IV.4.3. Paramètres de la courbe de comportement obtenue

Lors de l'essai de torsion, la rupture de l'éprouvette se produit à l'interface BBSG/BBTM. De ce fait on parlera de comportement en torsion monotone de l'interface. Dans la caractérisation de ce comportement, on se limitera, compte tenu de l'instrumentation de l'essai, à l'évaluation du temps de rupture de l'interface et de la résistance au cisaillement du collage.

IV.4.3.1. Résistance au cisaillement du collage

Comme nous l'avons vu dans le Chapitre II (§ II.2), les sollicitations de torsion génèrent des contraintes de cisaillement dans le plan de l'interface. Lorsqu'on se base sur la théorie de la torsion appliquée à un cylindre plein, la valeur nominale de la contrainte de cisaillement dans le plan de

l'interface peut être calculée avec l'expression **Equation IV.4-2**. De là, on définit la résistance au cisaillement du collage par la valeur de la contrainte de cisaillement donnée par la valeur maximale du moment appliqué (**Equation IV.4-2**). M et R représentent, respectivement, le moment de torsion et le rayon de l'éprouvette.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Contrainte de cisaillement : } \tau_R(M) = \frac{2 \cdot M}{\pi \cdot R^3} \\ \text{Résistance au cisaillement : } \tau_R^{\max} = \frac{2 \cdot M^{\max}}{\pi \cdot R^3} \end{array} \right. \quad \text{Équation IV.4-2}$$

La valeur de la résistance au cisaillement peut être utilisée pour comparer les niveaux de collage apportés par différentes couches d'accrochage. A conditions expérimentales identiques, un collage plus performant conduit à une valeur plus grande de la résistance au cisaillement.

IV.4.3.2. Temps de rupture de l'interface

A la résistance au cisaillement du collage, on associe un temps de rupture « T_R » de l'interface. Celui-ci représente le temps d'essai écoulé au moment de la rupture de l'interface. A conditions expérimentales égales, l'information sur les temps de rupture de plusieurs systèmes de collage peut permettre à l'opérateur de les classer suivant leur performance mécanique. Le temps de rupture augmente avec la performance du collage.

IV.4.4. Bilan des essais monotones de torsion

Le **Tableau IV.4-2** présente l'ensemble des valeurs de résistance au cisaillement et de temps de rupture obtenues à partir des essais monotones de torsion réalisés à 10 et 20°C. L'interprétation complémentaire de ces résultats est abordée en Chapitre V.

Tableau IV.4-2. Conditions et résultats d'essais monotones de torsion (C65B4-35/50)

Produit testé	N° Eprouvette	Température [°C]	Sollicitation mécanique		Résultats expérimentaux		
			$\dot{\tau}_R$ [MPa/s]	\dot{F} [N/s]	F^{\max} [N]	τ_R^{\max} [MPa]	T_R [s]
Emulsion à base de bitume pur 35/50	PLQ 10/8	10	0,002	5	4058	1,27	811,5
	PLQ 5/7		0,024	75	8262	2,65	110,2
	PLQ 5/8		0,027	85	7889	2,49	92,8
	PLQ 5/6		0,032	100	7938	2,55	79,4
	PLQ 5/5		0,161	500	10429	3,36	20,9
	PLQ 11/5		0,282	900	11245	3,52	12,5
	PLQ 11/6		0,312	1000	11869	3,70	11,9
	PLQ 5/1		1,023	3272	12362	3,87	3,8
	PLQ 5/4		3,127	10000	14488	4,53	1,5
	PLQ 11/4		3,265	10000	15101	4,93	1,5
Emulsion à base de bitume pur 35/50	PLQ 11/2	20	0,010	30	2245	0,72	74,9
	PLQ 11/7		0,023	75	3238	1,01	43,5
	PLQ 11/3		0,175	550	5305	1,69	9,8
	PLQ 10/1		1,000	3272	8589	2,63	2,7
	PLQ 10/3		1,000	3272	8365	2,56	2,7
	PLQ 10/4		1,000	3272	8858	2,71	2,9
	PLQ 10/5		1,000	3272	8468	2,59	2,7
	PLQ 10/6		1,000	3272	8668	2,65	2,7
	PLQ 3AR/2		1,000	3272	8620	2,63	2,8
	PLQ 3AR/3		1,000	3272	8451	2,58	2,7
	PLQ 3AR/1		1,000	3272	7645	2,34	2,4
	PLQ 11/1		4,808	15000	9864	3,16	0,7

IV.5. Analyse de l'essai monotone de double cisaillement

Ce paragraphe présente les différentes étapes de traitement des résultats d'acquisition de l'essai monotone de double cisaillement. L'objectif est de définir les différents paramètres mécaniques qui permettent la caractérisation du comportement monotone de l'interface (Chapitre V).

Dans cette campagne d'essais monotones de double cisaillement, l'interface testée comporte une émulsion formulée avec un bitume pur de grade 35/50 ou 70/100.

L'essai monotone est réalisé à différentes vitesses de sollicitation, et aux températures d'essai de 10 et 20°C (Tableau IV.5-1).

Tableau IV.5-1. Nombre d'essais réalisés sur les produits testés (BBTM / émulsion / BBSG)

Emulsion et température d'essai		Classe de la vitesse de sollicitation appliquée $\dot{\tau}$ [MPa/s]			
		Lente	Moyenne	Rapide	Très rapide
		$0,001 \leq \dot{\tau} \leq 0,010$	$0,010 < \dot{\tau} \leq 0,100$	$0,100 < \dot{\tau} \leq 1,000$	$1,000 < \dot{\tau}$
C65B4 35/50	10°C	1	6	5	0
	20°C	1	4	5	2
C65B4 70/100	10°C	0	5	5	0
	20°C	0	2	7	2

IV.5.1. Modes de rupture de l'éprouvette

Tout comme dans le cas de l'essai de torsion, préalablement au traitement des résultats d'essai, une première phase d'analyse de l'essai consiste à observer le mode de rupture macroscopique de l'éprouvette. De cette phase, on peut décider de valider ou non l'essai, et donc de traiter ou non le fichier d'acquisition. A titre d'exemple, pour une éprouvette présentant un décollement de casque métallique au niveau de la surface d'appui, on considère que l'essai n'est pas valide. En effet, dans ce cas de figure, la couche latérale de l'éprouvette n'est plus encadrée, et donc le déplacement vertical mesuré ne peut plus être considéré relatif. Ce défaut de maintien était observé dans les tous premiers essais monotones de cisaillement lorsque les casques venaient tout juste d'être fabriqués. Les surfaces des casques étaient traitées par phosphatation pour les protéger de la corrosion. Le défaut de collage a été définitivement résolu en ponçant la surface du casque à coller sur les faces de l'éprouvette.

Vis-à-vis de l'analyse visuelle des ruptures des éprouvettes testées, les résultats montrent que la rupture macroscopique de l'éprouvette est localisée aux interfaces BBTM / BBSG. L'observation des surfaces de rupture aux interfaces fait ressortir les traces de frottement entre granulats suite au phénomène d'engrènement. Ces frottements sont plus accentués dans le cas d'essais réalisés à des vitesses de sollicitation dites rapides voire très rapides (effet d'inertie du vérin) (**Figure IV.5-1**). On note également des cas de déchaussements de granulats aux interfaces de certaines éprouvettes testées à 10°C et à des vitesses très rapides.

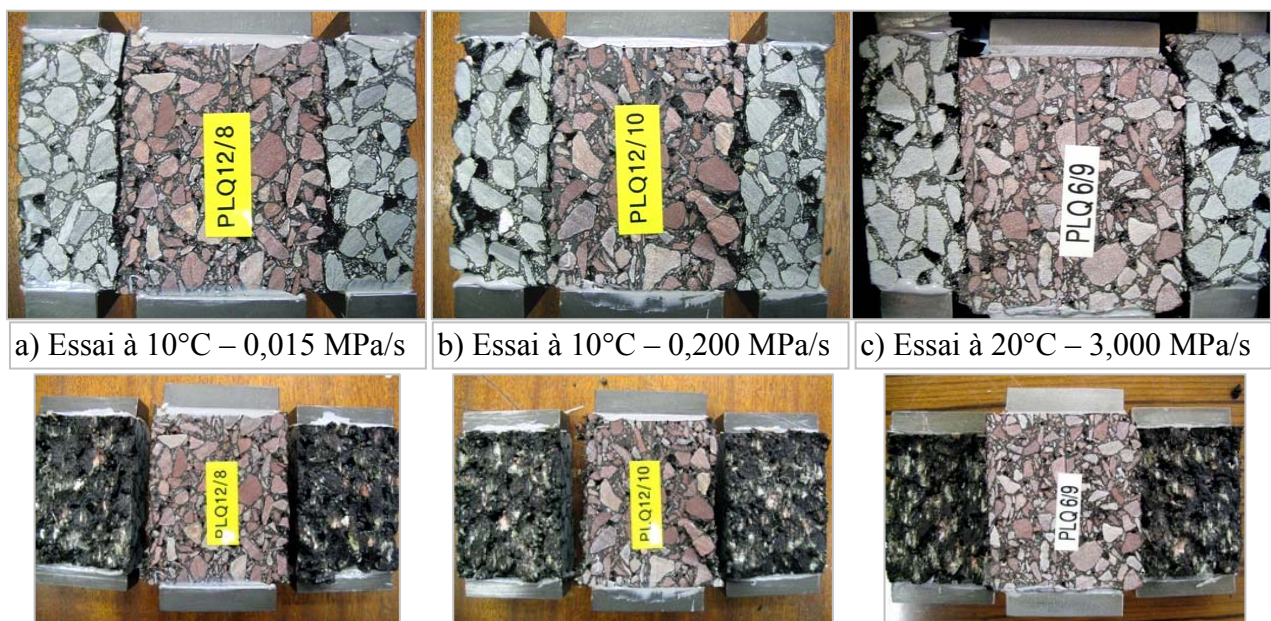


Figure IV.5-1. Cisaillement monotone : modes de rupture (représentatifs) des éprouvettes

IV.5.2. Traitement des résultats de l'essai

Pour chaque essai monotone de double cisaillement, vis-à-vis de la sollicitation mécanique, le fichier des résultats d'acquisition contient les valeurs de la consigne de pilotage et celles mesurées (force et déplacement) pendant l'essai. Les valeurs de déplacement sont celles mesurées par l'extensomètre et le capteur LVDT. Par ailleurs, vis-à-vis de la sollicitation thermique, un fichier d'acquisition restitue les valeurs du champ thermique au voisinage de l'éprouvette. Le traitement de ces fichiers est effectué avec le logiciel Microsoft Excel[®].

Le traitement des fichiers d'acquisition permet de juger de la qualité des régulations thermique et mécanique, et de caractériser la courbe de comportement en cisaillement monotone du produit testé.

IV.5.2.1. Contrôle du pilotage

La presse hydraulique impose une vitesse de sollicitation constante en force. Pour quatre essais réalisés à 10°C (respectivement, à 20°C), et à des vitesses de sollicitation différentes, la **Figure IV.5-2** (respectivement, la **Figure IV.5-3**) présente les évolutions des valeurs de force imposées et mesurées au cours de l'essai. Ces courbes d'évolution sont représentatives de ce qu'on observe après traitement des fichiers d'acquisition.

Les résultats graphiques montrent que, jusqu'à une valeur maximale de la force mesurée, les valeurs de force imposées et mesurées sont identiques et évoluent linéairement avec le temps d'essai. Ces résultats traduisent la bonne régulation de la presse, et la perte de régulation (mesure différente de la consigne) peut être associée à la rupture des interfaces de l'éprouvette.

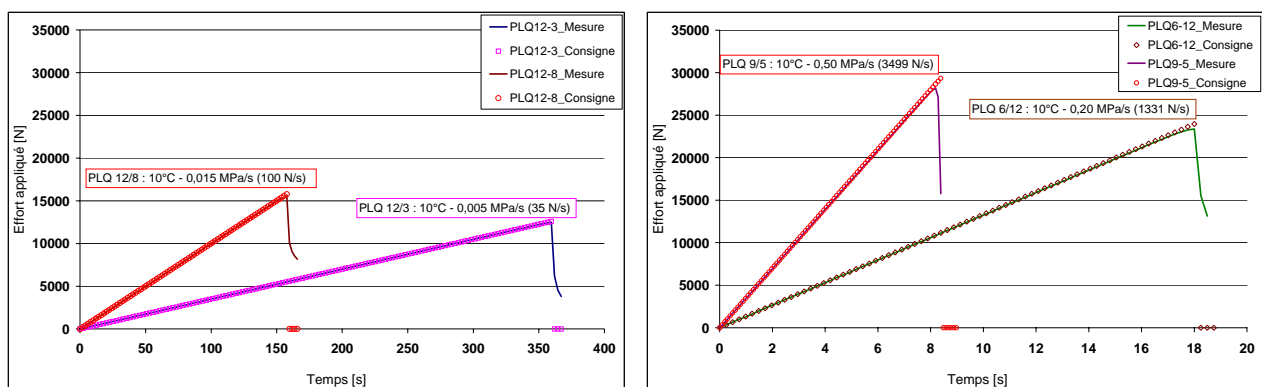


Figure IV.5-2. Evolution de la force (mesure et consigne) pendant l'essai (4 essais à 10°C)

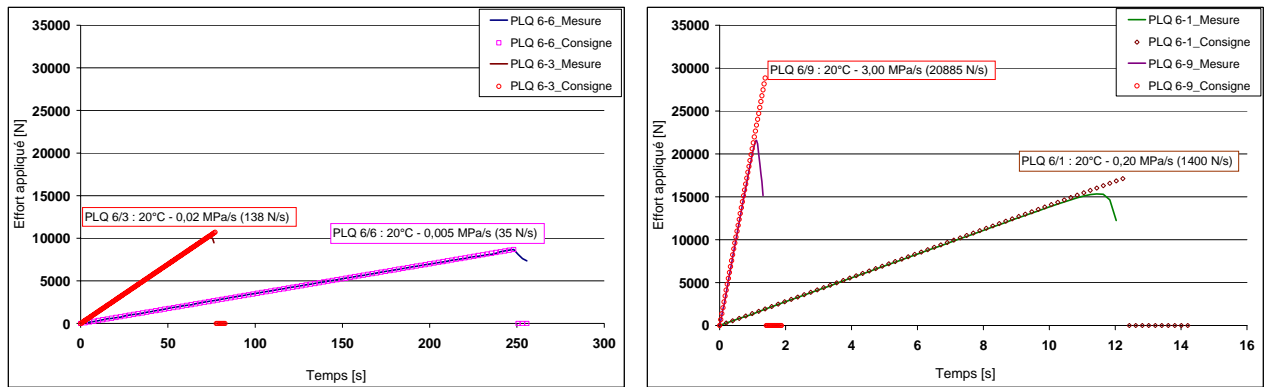


Figure IV.5-3. Evolution de la force (mesure et consigne) pendant l'essai (4 essais à 20°C)

IV.5.2.2. *Champ thermique au voisinage de l'éprouvette*

Le traitement du fichier d'acquisition des valeurs du champ thermique dans le caisson permet de restituer la courbe d'évolution des valeurs de température mesurées au voisinage de l'éprouvette pendant la phase de stabilisation (homogénéisation) thermique précédant la réalisation de l'essai. Le temps d'essai (6 minutes au plus, **Figure IV.5-3**) est négligeable devant la durée de stabilisation (6 heures). Pour rappel, on doit s'assurer que la température de l'éprouvette reste constante pendant l'essai, et donc, que les caractéristiques mécaniques des couches d'enrobés le sont également.

Pour deux essais représentatifs réalisés à 10 et 20°C, la **Figure IV.5-4** donne une représentation graphique du champ thermique mesuré pendant la phase de stabilisation. La phase de stabilisation de l'éprouvette PLQ 6-3 n'a duré que 4 heures. Pour cause, elle a été préalablement conditionnée à 20°C, et sa mise en place dans le dispositif d'essai n'a pris que 5 minutes. De ce fait, on considère que seule la température en surface des couches est modifiée.

Les résultats montrent que la stabilisation du champ thermique est plus rapide à 20°C qu'à 10°C. Aussi bien à 10°C qu'à 20°C, on note une bonne régulation thermique au voisinage de l'éprouvette.

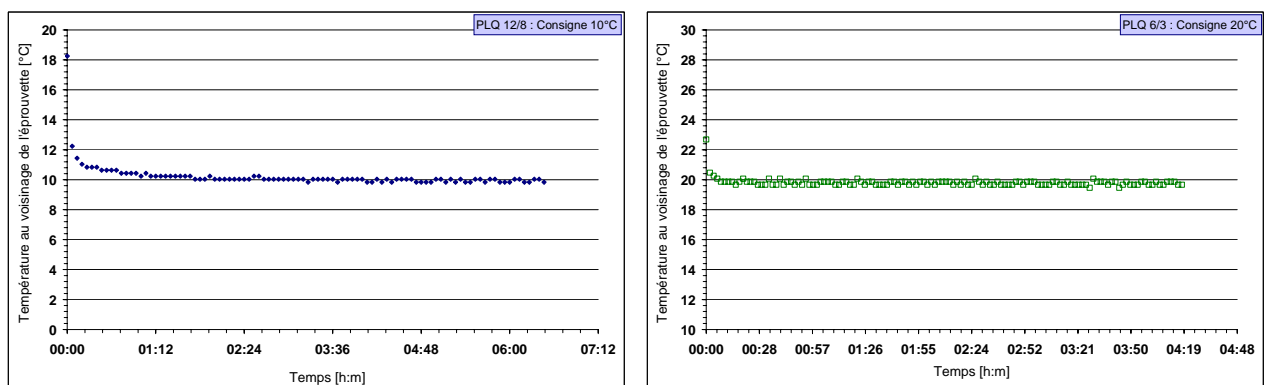


Figure IV.5-4. Température mesurée au voisinage de l'éprouvette pendant la phase de stabilisation

IV.5.2.3. *Contrainte de cisaillement à l'interface*

Dans la détermination de la contrainte de cisaillement à l'interface, on fait l'hypothèse que les deux interfaces de l'éprouvette sont identiques et se comportent de la même manière pendant l'essai (chargement et déplacement tangentiel). De ce fait, on définit la valeur nominale « moyenne » de la contrainte de cisaillement à l'interface τ (**Equation IV.5-1**) comme étant le rapport entre l'effort de cisaillement mesuré et la somme des sections initiales des interfaces (**Figure IV.3-1, Equation IV.3-1**). Par cette méthode de calcul, on néglige l'effet du déplacement relatif tangentiel sur la valeur de la section réelle cisailée pendant l'essai.

$$\tau = \frac{F}{S_{IG} + S_{ID}} \tag{Equation IV.5-1}$$

En complément du traitement des essais présenté dans le paragraphe IV.5.2.1 (**Figure IV.5-2 et Figure IV.5-3**), la **Figure IV.5-5** et la **Figure IV.5-6** présentent les évolutions des valeurs calculées de contrainte de cisaillement en fonction des valeurs de déplacement tangentiel relatif mesurées pendant l'essai. Celles-ci sont celles mesurées par le capteur LVDT, et représentent donc le déplacement global de l'ensemble du dispositif d'essai. La course de l'extensomètre (± 1 mm) ne permet pas de reproduire l'évolution complète du déplacement vertical de la couche centrale de l'éprouvette.

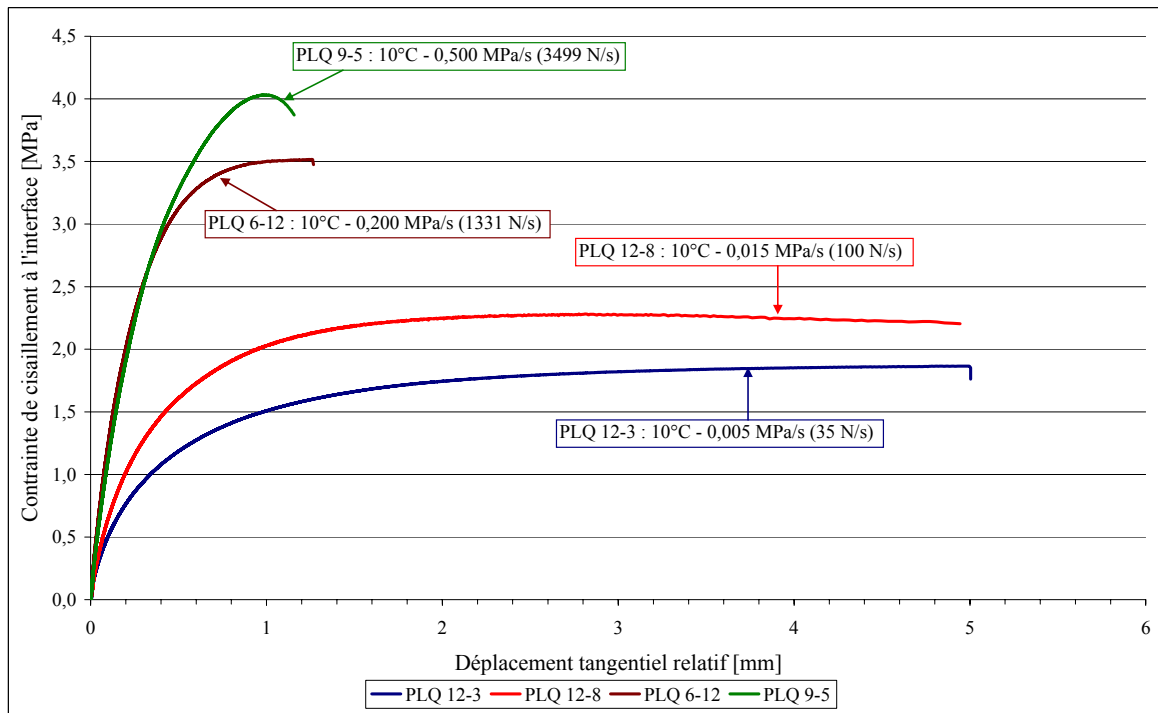


Figure IV.5-5. Contrainte de cisaillement à l'interface en fonction du déplacement relatif (10°C)

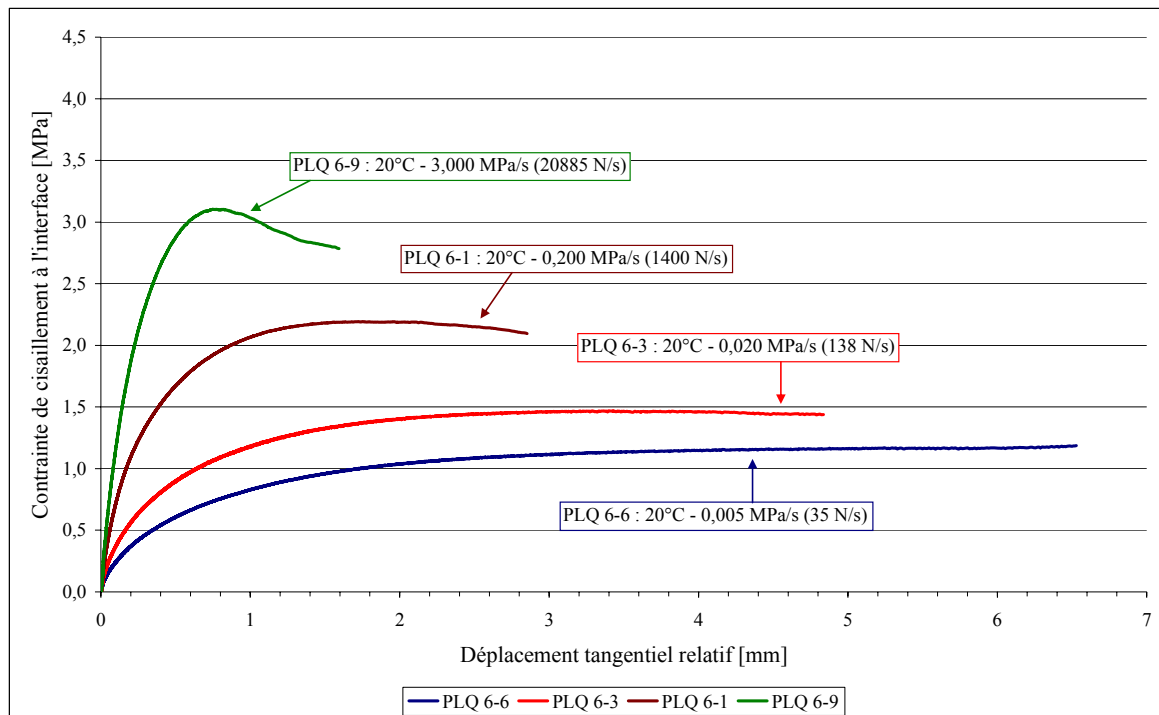


Figure IV.5-6. Contrainte de cisaillement à l'interface en fonction du déplacement relatif (20°C)

Sur la base des résultats présentés, leur représentation graphique montre que, globalement, on passe d'un comportement ductile à un comportement fragile lorsque la vitesse de sollicitation croît. On note également qu'à vitesses de sollicitation identiques, la valeur de la contrainte de cisaillement est plus élevée à 10 qu'à 20°C. On fait apparaître, à travers ces comparaisons, le caractère thermo-susceptible du produit testé.

IV.5.3. Paramètres de la courbe de comportement obtenue

Lors de l'essai de double cisaillement, la rupture de l'éprouvette se produit aux interfaces BBSG / BBTM. De ce fait, on parlera de comportement en cisaillement monotone de l'interface. Celui-ci sera caractérisé par trois paramètres : la résistance au cisaillement du collage, le temps de rupture de l'interface et sa raideur au cisaillement.

IV.5.3.1. Résistance au cisaillement du collage

Comme nous l'avons vu dans le Chapitre II (§ II.2.2.), la résistance au cisaillement est souvent utilisée comme paramètre pour traduire la performance mécanique d'un collage. Cette résistance au cisaillement, notée τ^{\max} , est définie comme étant la valeur maximale de la contrainte de cisaillement à l'interface (obtenue à partir de la valeur maximale de la force dans **Equation IV.5-1**). Dans le cas d'essais à vitesses de sollicitation lentes, la définition de la valeur de la résistance au cisaillement est moins nette que pour les essais réalisés à vitesses très rapides (**Figure IV.5-5**).

IV.5.3.2. Temps de rupture de l'interface

A la valeur de la résistance au cisaillement, on associe le temps de rupture de l'interface. Celui-ci représente le temps d'essai écoulé lorsque la contrainte de cisaillement atteint sa valeur maximale. On remarque, à travers la **Figure IV.5-5** et la **Figure IV.5-6**, que le temps de rupture de l'interface est d'autant plus court que la vitesse de sollicitation est élevée. Comme dans le cas de l'essai de torsion, le temps de rupture peut être utilisé comme critère de classement des performances mécaniques de différents collages.

IV.5.3.3. Raideur au cisaillement de l'interface

Comme nous l'avons vu dans le Chapitre II (§ II.2.2.), la raideur au cisaillement de l'interface est un paramètre qui permet de modéliser le comportement en cisaillement de l'interface. Pour de petits déplacements tangentiels relatifs, la valeur (tangente) K_{STG} de la raideur au cisaillement permet d'estimer la contrainte de cisaillement. On choisit d'estimer cette valeur tangente K_{STG} sur une portion pseudo linéaire de la courbe ($\tau - \Delta u$) (**Equation IV.5-2**). Dans cette portion pseudo linéaire, les valeurs de déplacement tangentiel sont celles mesurées par l'extensomètre placé au plus près de la couche centrale de l'éprouvette. Les valeurs de déplacement mesurées par le LVDT sont affectées par la déformabilité du dispositif.

$$K_{STG} = \frac{\tau_{\max/3} - \tau_{\max/10}}{\Delta u(\tau_{\max/3}) - \Delta u(\tau_{\max/10})} \quad \text{Équation IV.5-2}$$

Avec :

- τ_{\max} : valeur de la résistance au cisaillement du collage ;
- $\Delta u(\tau_{\max/n})$: valeur du déplacement tangentiel relatif à $\frac{\tau_{\max}}{n}$.

IV.5.4. Bilan des essais monotones de double cisaillement

Pour les deux natures d'interface étudiées en cisaillement monotone (suivant le grade du bitume pur utilisé dans la fabrication de l'émulsion bitumineuse, 35/50 ou 70/100), le **Tableau IV.5-2** et le **Tableau IV.5-3** présentent les résultats d'essais obtenus après traitement des fichiers d'acquisition. Le traitement complémentaire de ces résultats est abordé en Chapitre V.

Tableau IV.5-2. Conditions et résultats d'essais monotones de double cisaillement (C65B4-35/50)

Produit testé	N° Eprouvette	Sollicitations (thermique et mécanique)			Résultats expérimentaux			
		Température [°C]	$\dot{\tau}$ [MPa/s]	\dot{F} [N/s]	F^{\max} [N]	τ^{\max} [MPa]	T_R [s]	K_{STG} [MPa/mm]
Emulsion à base de bitume pur 35/50	PLQ 12/3	10	0,005	34	12511	1,87	361,0	4,53
	PLQ 8/1		0,015	100	16214	2,44	162,7	6,24
	PLQ 12/8		0,015	101	15366	2,28	155,0	7,21
	PLQ 12/12		0,100	674	20173	2,99	30,4	14,09
	PLQ 12/6		0,100	677	23384	3,45	35,6	12,72
	PLQ 12/7		0,100	679	20862	3,07	31,7	14,23
	PLQ 9/6		0,101	680	20961	3,10	31,3	16,32
	PLQ 12/11		0,194	1327	22985	3,36	17,7	17,51
	PLQ 6/12		0,200	1331	23346	3,51	17,9	21,82
	PLQ 12/10		0,200	1359	23079	3,40	17,7	16,75
	PLQ 9/7		0,200	1367	22146	3,24	16,5	20,28
	PLQ 9/5		0,500	3499	28215	4,03	8,2	25,57
	Emulsion à base de bitume pur 35/50		PLQ 6/6	20	0,005	35	8136	1,17
PLQ 6/3		0,020	138		10148	1,47	74,4	2,75
PLQ 6/11		0,020	140		9488	1,35	69,2	2,79
PLQ 6/2		0,020	142		9145	1,29	65,3	2,71
PLQ 6/8		0,070	473		12707	1,88	27,8	5,23
PLQ 4/10		0,200	1327		13704	2,07	10,6	5,77
PLQ 6/1		0,200	1400		15344	2,19	11,4	8,59
PLQ 6/10		1,000	6793		17790	2,62	2,8	13,48
PLQ 6/4		1,000	6882		18812	2,73	2,9	13,69
PLQ 6/5		1,000	7067		20718	2,93	3,1	14,15
PLQ 6/9		3,000	20885		21612	3,10	1,1	21,61
PLQ 6/7		3,000	21617		26168	3,63	1,3	21,20

Tableau IV.5-3. Conditions et résultats d'essais monotones de double cisaillement (C65B4-70/100)

Produit testé	N° Eprouvette	Sollicitations (thermique et mécanique)			Résultats expérimentaux			
		Température [°C]	$\dot{\tau}$ [MPa/s]	\dot{F} [N/s]	F^{\max} [N]	τ^{\max} [MPa]	T_R [s]	K_{STG} [MPa/mm]
Emulsion à base de bitume pur 70/100	PLQ 19/10	10	0,015	100	14478	2,16	144,4	6,02
	PLQ 19/9		0,015	103	15040	2,20	148,7	5,35
	PLQ 19/2		0,100	686	22488	3,28	33,4	14,08
	PLQ 19/11		0,100	687	20914	3,04	31,2	12,46
	PLQ 19/3		0,100	697	21426	3,08	31,5	12,30
	PLQ 19/4		0,200	1353	23966	3,54	18,3	16,88
	PLQ 19/5		0,200	1363	24236	3,56	18,1	15,16
	PLQ 19/6		0,200	1369	22463	3,28	17,0	16,30
	PLQ 19/8		0,500	3377	25344	3,75	7,7	24,14
	PLQ 19/7		0,500	3417	25745	3,77	7,8	21,80
	Emulsion à base de bitume pur 70/100		PLQ 20/7	20	0,020	132	8132	1,22
PLQ 20/8		0,020	133		8700	1,31	68,1	2,69
PLQ 20/2		0,200	1315		11506	1,75	9,2	6,90
PLQ 20/1		0,200	1323		13750	2,08	10,8	5,13
PLQ 20/3		0,200	1325		11842	1,79	9,4	6,37
PLQ 20/9		0,200	1328		13251	2,00	10,4	8,25
PLQ 20/6		1,000	6592		16975	2,58	2,7	14,31
PLQ 20/5		1,000	6603		17547	2,66	2,8	13,31
PLQ 20/10		1,000	6655		17549	2,64	2,8	13,52
PLQ 20/12		3,000	19773		20289	3,08	1,1	16,36
PLQ 20/11		3,000	19898		18934	2,85	1,0	19,03

IV.6. Analyse de l'essai de fatigue en double cisaillement

Ce paragraphe est consacré à la présentation des différentes étapes de traitement de l'essai de fatigue en double cisaillement. Tout comme dans le cas de l'essai monotone de double cisaillement, aucun effort normal à l'interface n'est appliqué.

Tout comme dans le cas des essais monotones, l'interface testée en fatigue est celle entre deux couches d'enrobés dont l'un est représentatif d'un BBTM, et l'autre d'un BBSG. La variante est la méthode de réalisation de l'interface : avec (C65B4-70/100) ou sans couche d'accrochage (SCA).

L'essai de fatigue est réalisé à la fréquence de 10 Hz, aux températures d'essai de 10 et 20°C, et son mode de pilotage est à amplitude de force constante. Les niveaux de sollicitation appliqués visent à couvrir une large gamme de rupture de l'interface (**Tableau IV.6-1**).

Le traitement vise à proposer différents outils permettant l'interprétation de l'essai de fatigue et la caractérisation des lois de fatigue et d'endommagement de l'interface (traitée au Chapitre V).

Tableau IV.6-1. Nombre d'essais réalisés sur les produits testés BBTM / émulsion / BBSG

Emulsion et température d'essai		Découpage suivant le nombre de cycles de chargement N_{Ap} appliqués (10 Hz)				
		Phase 1	Phase 2	Phase 3	Phase 4	Phase 5
		$5 \leq N_{Ap} \leq 5.10^2$	$5.10^2 \leq N_{Ap} \leq 5.10^3$	$5.10^3 \leq N_{Ap} \leq 5.10^4$	$5.10^4 \leq N_{Ap} \leq 5.10^5$	$5.10^5 \leq N_{Ap} \leq 5.10^6$
C65B4 70/100	10°C	5	4	8	4	5
	20°C	4	1	3	2	2
SCA	10°C	2	0	3	2	3
	20°C	-	-	-	-	-

IV.6.1. Modes de rupture de l'éprouvette

Tout comme dans le cas de l'essai monotone, préalablement à l'analyse des résultats d'essai, une première étape consiste à observer le mode de rupture macroscopique de l'éprouvette. De cette première phase d'analyse, on peut décider de la validation ou non de l'essai. A titre d'exemple, dans le cas où un décollement de casque métallique est observé au niveau de la surface d'appui ou de la surface de chargement, on considère que l'essai n'est pas valide. En effet, dans ce cas de figure, la couche latérale de l'éprouvette n'est plus maintenue fixe pendant l'essai, ce qui perturbe la régulation en force et peut déclencher l'arrêt prématuré de l'essai.

En analyse visuelle des éprouvettes testées, la rupture macroscopique n'est pas repérable à l'arrêt de l'essai. Les couches d'enrobés ne peuvent être séparées à la main (sauf dans le cas d'un essai testé à 10 cycles de chargement). Cependant, avant l'arrêt de l'essai, on distingue très nettement, sous sollicitation de fatigue, le déplacement vertical alterné de la couche centrale, et l'immobilité

des couches latérales de l'éprouvette. De cette observation, on conclut que la rupture de l'éprouvette se produit aux interfaces BBTM / BBSG. De plus, quelques heures après essai, un relâchement des contraintes à l'interface permet d'observer les surfaces de rupture (**Figure IV.6-1**).

Sauf dans le cas d'une éprouvette (PLQ 16/8) testée en conditions oligocycliques (10 cycles de chargement), l'observation des surfaces de rupture des interfaces ne fait pas apparaître des signes de frottement entre granulats puisque les couches d'enrobés ne peuvent être séparées à la main après essai. On peut penser que c'est le film de bitume enrobant les granulats (interface sans couche d'accrochage) ou apporté par l'émulsion qui est sollicité.

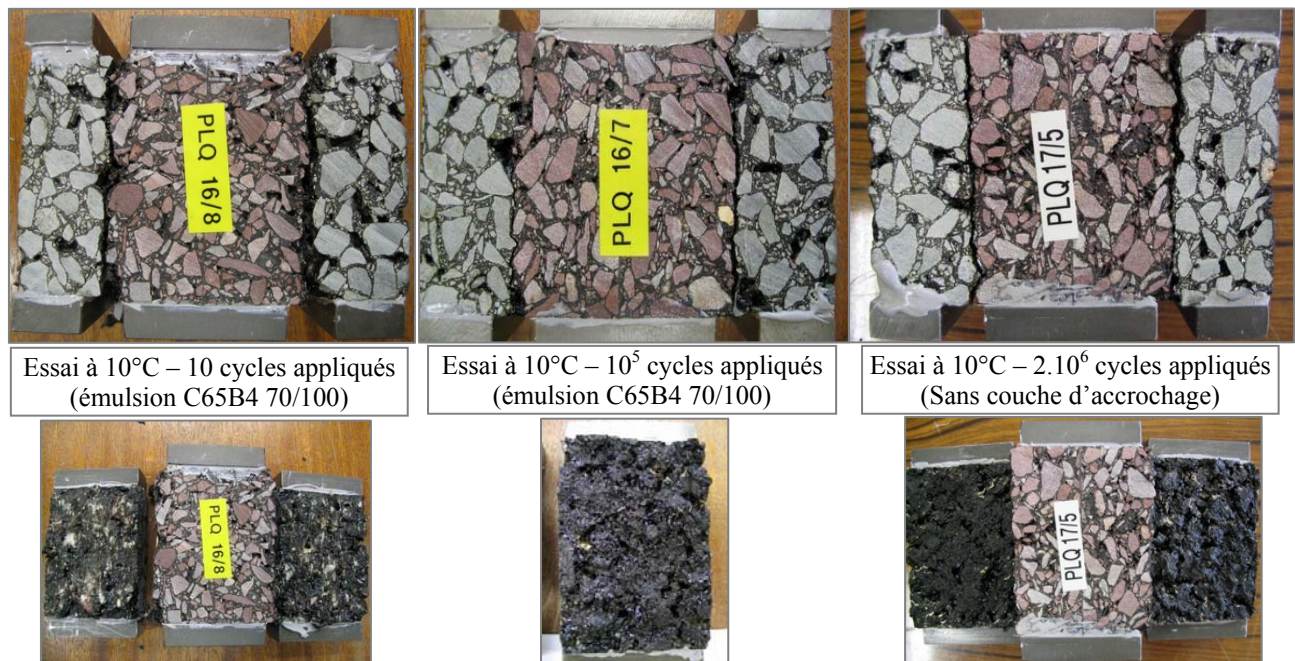


Figure IV.6-1. Modes de rupture (représentatifs) des essais testés en fatigue par cisaillement

IV.6.2. Traitement des résultats de l'essai

Pour chaque essai de fatigue par cisaillement, vis-à-vis de la sollicitation mécanique appliquée, le fichier des résultats d'acquisition contient les valeurs de la consigne de pilotage (signal sinusoïdal de force) et celles mesurées (force et déplacement) pendant l'essai. Les valeurs de déplacement sont celles mesurées par l'extensomètre et le capteur LVDT. Vis-à-vis de la sollicitation thermique imposée, un fichier d'acquisition restitue les valeurs du champ de température relevées au voisinage de l'éprouvette. Le traitement de ces fichiers est effectué dans l'environnement Microsoft Excel[®].

Le traitement des fichiers d'acquisition permet de juger de la qualité des régulations thermique et mécanique, et de déterminer les paramètres mécaniques caractérisant le comportement en fatigue par cisaillement des produits testés.

IV.6.2.1. Champ thermique au voisinage de l'éprouvette

Le traitement du fichier d'acquisition des valeurs du champ thermique dans le caisson permet de restituer la courbe d'évolution des valeurs de température mesurées au voisinage de l'éprouvette pendant les phases de stabilisation (homogénéisation) thermique et d'essai.

Pour deux essais représentatifs réalisés à 10 et 20°C, on porte sur la **Figure IV.6-2** les valeurs du champ thermique mesurées avant et pendant l'essai de fatigue. Les résultats graphiques traduisent une bonne régulation thermique, les valeurs mesurées fluctuent, au plus, de $\pm 0,2^\circ\text{C}$ autour de la consigne (10 ou 20°C).

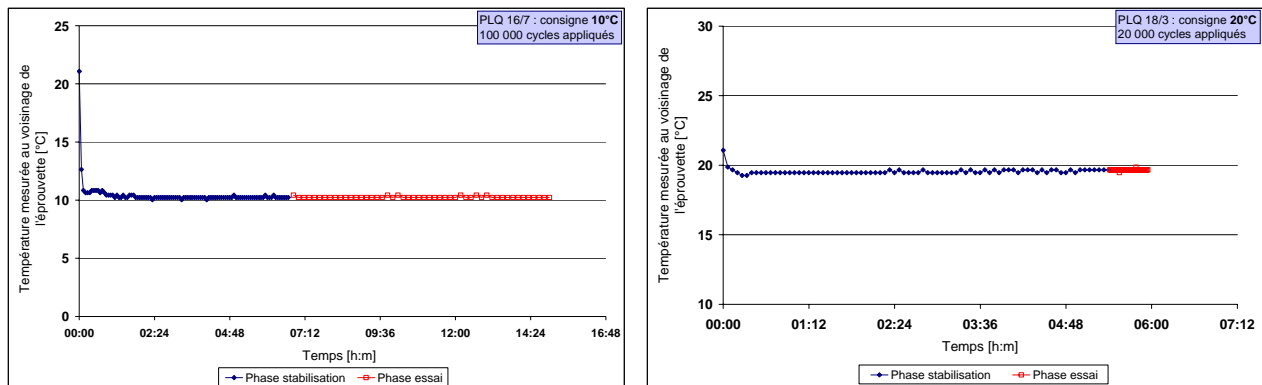


Figure IV.6-2. Température mesurée au voisinage de l'éprouvette pendant la stabilisation et l'essai

IV.6.2.2. Signaux de force et de déplacement

Le traitement du fichier d'acquisition des valeurs de sollicitations mécaniques mesurées pendant l'essai de fatigue permet d'observer les signaux bruts de force et de déplacement. L'essai de fatigue met en jeu de faibles amplitudes de déplacement. On n'exploitera alors que les valeurs mesurées par l'extensomètre traduisant le déplacement tangentiel relatif entre la couche centrale et les couches latérales de l'éprouvette. Par la suite, le terme déplacement abrège celui de déplacement tangentiel relatif.

Afin d'observer les formes des signaux de force et de déplacement en début d'essai, les valeurs mesurées (brutes) pendant les cinq premiers cycles de quatre essais représentatifs sont présentées sur la **Figure IV.6-3**. Deux essais par température (10°C et 20°C) reproduisent les formes observées au début des essais oligocycliques et des essais de fatigue à grand nombre de cycles.

Les représentations graphiques montrent que les valeurs de force mesurées reproduisent de façon satisfaisante le signal sinusoïdal imposé à la fréquence de 10 Hz. Dans la plupart des essais, les valeurs acquises montrent que la fréquence d'essai est générée avec une bonne précision à partir du deuxième cycle de chargement. Le signal de force est symétrique et centré autour de zéro.

Les valeurs de déplacement mesurées reproduisent également un signal sinusoïdal alterné. Au démarrage de l'essai, la position initiale de l'extensomètre n'est pas forcément fixée à zéro. De plus cette position initiale est légèrement modifiée pendant la phase de stabilisation thermique (effet de raccourcissement de l'éprouvette), surtout à 10°C. Ces éléments expliquent le fait que le signal de déplacement ne soit pas centré autour de zéro.

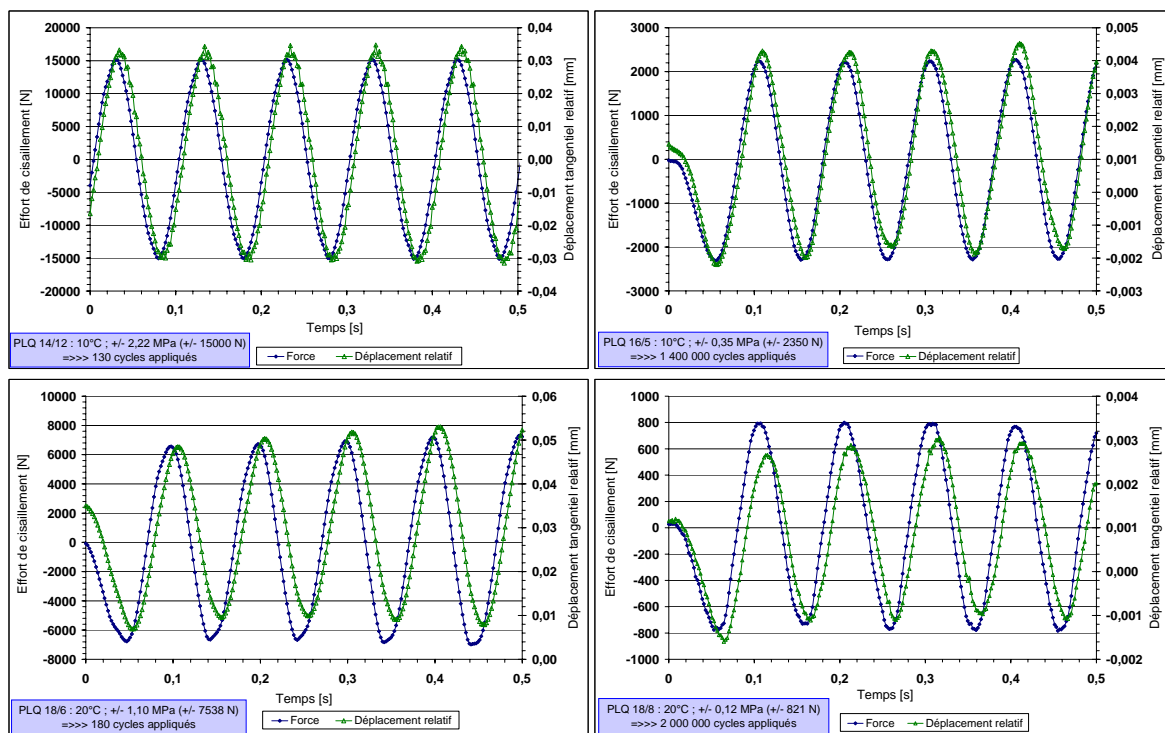


Figure IV.6-3. Signaux de force et de déplacement pendant les 5 premiers cycles (10 et 20°C)

La qualité de la régulation de la presse est analysée en portant sur la **Figure IV.6-4** l'évolution, pendant l'essai, de l'amplitude crête-à-crête et de la moyenne des signaux de déplacement et de force. Les représentations graphiques montrent que la mesure parvient à suivre la consigne de pilotage au bout de quelques cycles de chargement. Ceci traduit le bon réglage des paramètres d'asservissement (gains P.I.D.F) de la machine d'essai. L'évolution de l'amplitude de la force reste constante et suit parfaitement celle de la consigne de pilotage jusqu'à l'approche de la rupture brutale de l'éprouvette symbolisée par une perturbation de la régulation de la presse.

Le pilotage en force des essais de fatigue explique la dérive du déplacement relatif à l'interface (amplitude et moyenne) observée en **Figure IV.6-4**.

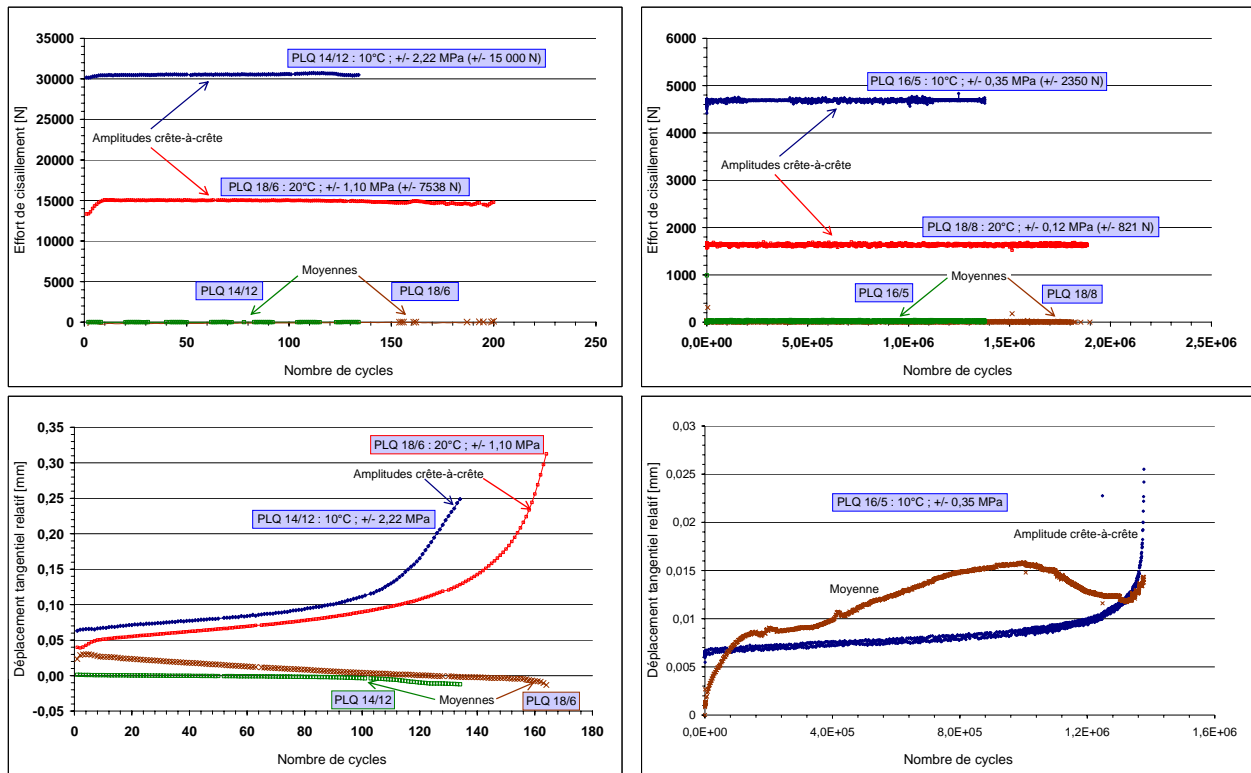


Figure IV.6-4. Amplitude et moyenne des signaux de force et de déplacement pendant l'essai

IV.6.2.3. Courbes d'hystérésis

Pour un cycle de chargement donné, la courbe d'hystérésis est la représentation des valeurs de force en fonction de celles de déplacement. Pour quatre essais réalisés à 10 et 20°C, et représentatifs des essais testés en oligocyclique et en fatigue à grand nombre de cycles, la **Figure IV.6-5** présente l'évolution de la forme des courbes d'hystérésis pendant les essais.

En début d'essai, quelle que soient l'amplitude de la force appliquée et la température d'essai, la forme de la boucle d'hystérésis est elliptique. Au cours de l'essai, l'allure elliptique est conservée, mais sa surface augmente progressivement. On note également une rotation progressive des axes principaux de ces ellipses. L'augmentation de la surface résulte de l'augmentation de l'amplitude du signal de déplacement tangentiel relatif. De ce fait, l'évolution de la forme de l'hystérésis traduit la variation de la raideur de l'éprouvette, et l'évolution de l'angle de phase entre les signaux de force et de déplacement. A l'approche de l'arrêt de l'essai, la forme des boucles d'hystérésis n'est plus parfaitement elliptique et une forme particulière est observée dans les tous derniers cycles de l'essai (à titre d'exemples, les essais PLQ 14/3 et PLQ 18/11 présentés en **Figure IV.6-5**), et peut traduire, à un niveau plus ou moins important, l'effet de frottement entre granulats aux interfaces. Il faut noter, qu'à ce stade de l'essai, le signal de déplacement n'est plus parfaitement sinusoïdal.

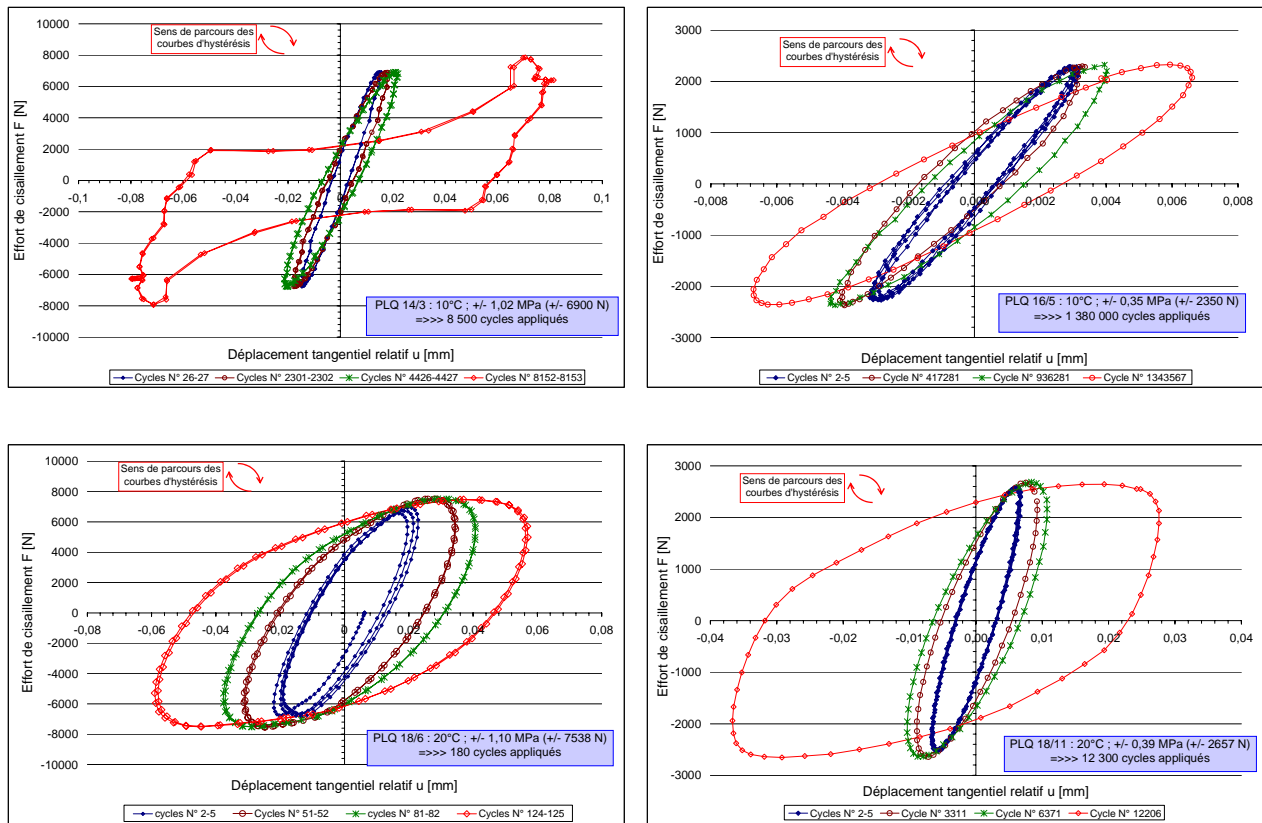


Figure IV.6-5. Courbes d'hystérésis (effort – déplacement) de 4 essais représentatifs (10 et 20°C)

IV.6.2.4. Angle de déphasage

Lors de l'essai de fatigue, le signal de déplacement accuse un retard par rapport au signal de force (**Figure IV.6-3**). Ce retard est à associer au comportement viscoélastique des matériaux testés. L'angle de déphasage traduit le décalage entre les signaux de déplacement et de force. Sa valeur, comprise entre 0 et 90°, peut renseigner sur la prédominance élastique ou visqueuse du matériau. Pour un matériau parfaitement élastique, l'angle de déphasage est nul.

Préalablement au calcul de l'angle de déphasage, il importe d'effectuer un centrage du signal de déplacement (u) autour de zéro. Ce traitement sera également effectué sur le signal de force (F). En effet, en début d'essai, il arrive que sa valeur moyenne soit légèrement différente de zéro. Ce traitement permet d'obtenir, pour chaque cycle, les caractéristiques mécaniques suivantes :

- F_{B-moy} et u_{B-moy} : valeurs moyennes des données brutes des 2 signaux F et u ;
- F_{B-max} et u_{B-max} : valeurs maximales des données brutes des 2 signaux F et u ;
- F_{B-min} et u_{B-min} : valeurs minimales des données brutes des 2 signaux F et u ;
- $\Delta F = (F_{B-max} - F_{B-moy}) = -(F_{B-min} - F_{B-moy})$: amplitude du signal de force F ;

- $\Delta u = (u_{B-\max} - u_{B-\text{moy}}) = -(u_{B-\min} - u_{B-\text{moy}})$: amplitude du signal de déplacement u.

Pour chaque cycle i, le centrage du signal de déplacement consiste à corriger les données brutes du signal en prenant en compte la valeur moyenne $u_{B-\text{moy}}$ (même procédure pour réajuster le signal de force). Au cycle i, les nouvelles valeurs de déplacement et de force se situent sur des courbes sinusoïdales centrées autour de zéro et d'expressions (**Equation IV.6-1**) :

$$\begin{cases} F_i(t) = \Delta F_i \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_{Fi}) \\ u_i(t) = \Delta u_i \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi_{ui}) \\ \varphi_i = \varphi_{Fi} - \varphi_{ui} \end{cases} \quad \text{Équation IV.6-1}$$

Dans ces expressions, les seules inconnues restent les valeurs de φ_{Fi} et φ_{ui} . Pour plus de précision, chaque terme est calculé à partir des valeurs de deux signaux consécutifs (i et i+1), et en utilisant la méthode des moindres carrées. Au cycle N^oi, ce traitement permet d'évaluer l'angle de déphasage φ_i entre les signaux de force et de déplacement.

En complément du traitement des essais présenté en IV.6.2.3 (**Figure IV.6-5**), la **Figure IV.6-6** présente l'évolution, pendant l'essai, de l'angle de déphasage entre les signaux de déplacement et de force. Afin de comparer ces courbes d'évolution, le nombre de cycles de chargement est normalisé par rapport au nombre maximal de cycles. Les éprouvettes PLQ17/2, PLQ14/3, PLQ16/5 et PLQ18/11 ont respectivement subi 7280, 8300, 1380000 et 12500 cycles de chargement.

Les représentations graphiques montrent que l'angle de déphasage croît au cours de l'essai. Cette évolution peut être décomposée en trois phases. En début d'essai, on note une croissance très rapide de quelques degrés de l'angle de déphasage. S'ensuit une deuxième phase pendant laquelle l'angle de déphasage augmente modérément. Dans une troisième phase, on observe une augmentation très rapide de l'angle. Cependant, cette dernière phase semble être moins mise en évidence dans le cas de l'essai réalisé à 20°C (**Figure IV.6-6**).

Les résultats montrent également que l'angle de déphasage est plus important à 20°C qu'à 10°C. Ceci pourrait s'expliquer par le fait que le comportement viscoélastique des matériaux étudiés soit plus marqué lorsque la température d'essai augmente. Les trois essais réalisés à 10°C mettent en jeu trois niveaux de sollicitation et deux natures d'interface. Cependant, les résultats montrent que l'angle de déphasage semble évoluer dans les mêmes ordres de grandeurs.

Lorsqu'on se réfère à la bibliographie sur la fatigue des enrobés, la thèse de Soltani [ASH 98] à titre d'exemple, on remarque que les valeurs de l'angle de déphasage obtenues à partir de nos essais (**Figure IV.6-6**) sont plus proches de celles d'un enrobé que de celles d'un film de bitume.

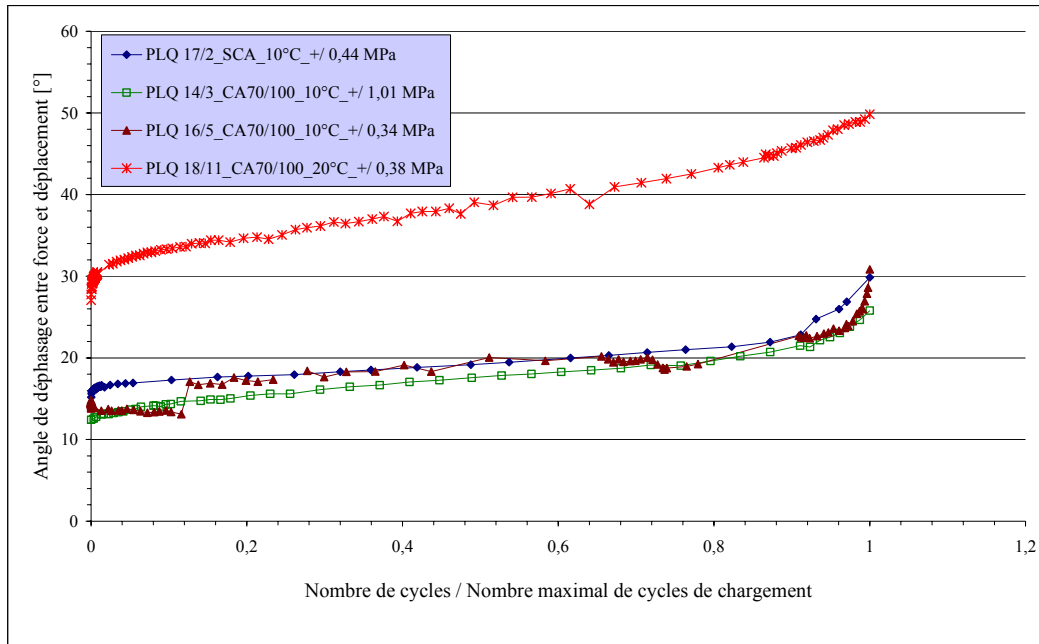


Figure IV.6-6. Angle de déphasage entre les signaux de force et de déplacement (10 et 20°C)

IV.6.2.5. Raideur de l'éprouvette

Dans le cadre de nos essais de fatigue, on définit la raideur de l'éprouvette comme le rapport du signal de force sur le signal de déplacement (**Equation IV.6-2**). Dans cette expression, $u_k^*(t)$ et $F_k^*(t)$ sont considérées comme des fonctions à "évolution lente" par rapport à la pulsation ω . Dans l'analyse de l'évolution de la raideur de l'éprouvette pendant l'essai, on s'intéresse plutôt à celle de son module ΔR_k à chaque cycle $N^\circ k$ (**Equation IV.6-2**).

$$\begin{cases} R_k^*(i\omega) = \frac{\text{Re}(F_k^*(t)e^{i\omega t})}{\text{Re}(u_{k1}^*(t)e^{i\omega t + \phi_k} + u_{k2}^*(t))} = \frac{\Delta F_k}{\Delta u_k} \cdot e^{i\phi_k} \\ \Delta R_k = |R_k^*(i\omega)| = \frac{\Delta F_k}{\Delta u_k} \end{cases} \quad \text{Équation IV.6-2}$$

Afin de comparer les courbes d'évolution du module de la raideur de l'éprouvette obtenues à travers quatre essais réalisés à différents niveaux de sollicitation, et aux températures 10 et 20°C, le module de la raideur au cycle $N^\circ k$ est normalisé par rapport à celui calculé au cycle $N^\circ 1$. Des exemples sont représentés graphiquement sur la **Figure IV.6-7**.

Les représentations graphiques montrent que, quels que soient les niveaux de sollicitation et de température, le module de la raideur de l'éprouvette diminue au cours de l'essai. Dans le cas d'un essai de fatigue à grand nombre de cycles, deux principales phases décrivent la courbe d'évolution du module de la raideur de l'éprouvette. Dans une première phase, on remarque une décroissance

modérée de ce module. On est dans le cas de l'endommagement progressif de l'éprouvette. Une seconde phase décrit une décroissance très rapide du module de la raideur. La décomposition en deux principales phases de la courbe d'évolution du module de la raideur est moins marquée dans le cas des essais oligocycliques.

Dans le cas d'essais de fatigue à grand nombre de cycles, les courbes d'évolution obtenues à 10 et 20°C semblent présenter les mêmes valeurs de pentes pour les deux phases. Une comparaison des valeurs de pentes des courbes d'évolution du module de la raideur est abordée dans le Chapitre V.

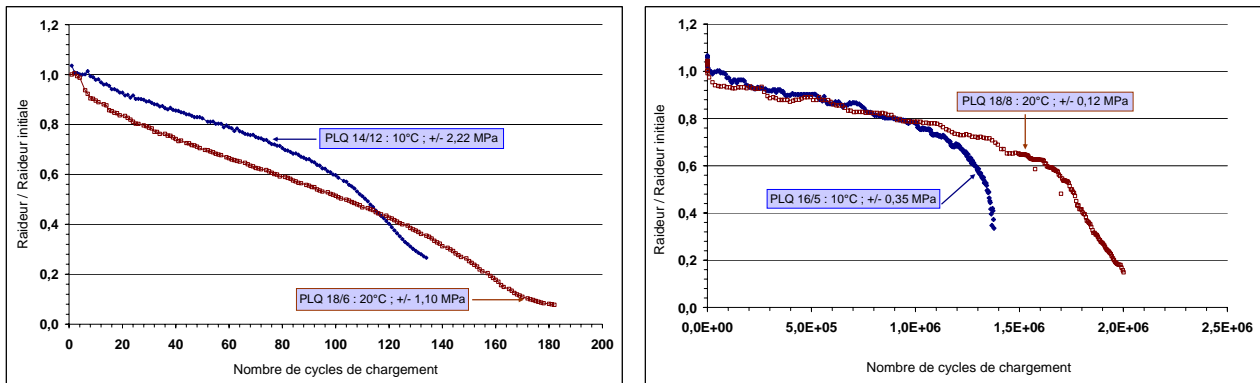


Figure IV.6-7. Evolution du module de la raideur de l'éprouvette pendant l'essai (10 et 20°C)

IV.6.2.6. *Contrainte de cisaillement et raideur au cisaillement de l'interface*

Vis-à-vis de la détermination de la contrainte de cisaillement à l'interface des couches d'enrobés, on fait l'hypothèse que les deux interfaces de l'éprouvette sont identiques et se comportent de la même manière pendant l'essai (solicitation et réponse). De cette hypothèse, on définit la contrainte de cisaillement à l'interface τ comme étant le rapport de la force appliquée sur la somme des sections initiales des interfaces (Figure IV.3-1, Equation IV.3-1).

Appliqué à nos essais de fatigue, le calcul de la contrainte de cisaillement conduit à un signal sinusoïdal comparable à celui de la force. Au cycle N° k, l'équation du signal de la contrainte de cisaillement s'écrit (Equation IV.6-3) :

$$\begin{cases} \tau_k(t) = \frac{\Delta F_k}{S_{IG} + S_{ID}} \cdot \sin(w \cdot t + \varphi_{Fk}) \\ \Delta \tau_k = \frac{\Delta F_k}{S_{IG} + S_{ID}} \end{cases} \quad \text{Équation IV.6-3}$$

Comme caractéristique mécanique du comportement en fatigue par cisaillement de l'interface, on s'intéresse à l'amplitude de la contrainte de cisaillement à chaque cycle k. Lorsqu'on parlera de niveau initial de sollicitation, on fera allusion à l'amplitude initiale de la contrainte de cisaillement.

Un des objectifs de ces essais est de caractériser le comportement en fatigue de l'interface et de prendre en compte ce comportement mécanique dans la modélisation par éléments finis d'une structure de chaussée.

A travers les essais monotones de cisaillement, la modélisation du comportement mécanique de l'interface passe par la détermination de la raideur au cisaillement de l'interface. Cette raideur au cisaillement K_S lie la contrainte de cisaillement au déplacement tangentiel relatif à l'interface. Dans le cadre de nos essais de fatigue, au cycle $N^\circ k$, la raideur au cisaillement est alors le rapport de la contrainte de cisaillement τ au déplacement tangentiel relatif u (**Equation IV.6-4**).

$$\begin{cases} K_{S,k}^*(i\omega) = \frac{\text{Re}(F_k^*(t) \cdot e^{i\omega t})}{(S_{IG} + S_{ID}) \times \text{Re}(u_{k1}^*(t) \cdot e^{(i\omega t + \varphi_k)} + u_{k2}^*(t))} = \frac{\Delta \tau_k}{\Delta u_k} \cdot e^{i\varphi_k} \\ \Delta K_{S,k} = |K_{S,k}^*(i\omega)| = \frac{\Delta \tau_k}{\Delta u_k} \end{cases} \quad \text{Équation IV.6-4}$$

A travers ces expressions, on note que l'évolution, pendant l'essai, du module de la raideur au cisaillement de l'interface est identique à celui de la raideur de l'éprouvette (**Figure IV.6-7**). Si l'on caractérise la performance du collage à l'interface à travers le module de la raideur au cisaillement de l'interface, on observe bien un endommagement progressif du collage.

IV.6.2.7. *Energie dissipée*

Dans le cas d'un matériau à comportement viscoélastique, chaque cycle de chargement génère de l'énergie dissipée. Dans le cas de nos essais de fatigue, à chaque cycle de chargement parfaitement sinusoïdal, l'énergie dissipée par unité de surface W_D [J/m²] est donnée par la relation :

$$W_{D,k} = \pi \cdot \Delta \tau_k \cdot \Delta u_k \cdot \sin(\varphi_k) \quad \text{Équation IV.6-5}$$

Où $\Delta \tau_k$, Δu_k et φ_k sont respectivement l'amplitude de la contrainte de cisaillement, l'amplitude du déplacement tangentiel relatif et l'angle de déphasage au cycle $N^\circ k$.

L'énergie dissipée représente la surface de la courbe d'hystérésis représentée dans le plan contrainte de cisaillement – déplacement tangentiel. Elle augmente pendant l'essai pour différentes raisons :

- l'angle de déphasage, compris entre 0 et 90°, est une fonction croissante du nombre de cycles ;
- l'essai étant contrôlé en force, l'amplitude du déplacement augmente pendant l'essai.

Dans l'interprétation des essais de fatigue, certaines approches se basent sur l'énergie dissipée cumulée au cycle N (**Equation IV.6-6**). Ces approches sont présentées dans le paragraphe IV.6.3.

$$W_D(N) = \sum_{k=1}^N W_{D,k}$$

Équation IV.6-6

Sur le même matériau, pour deux essais réalisés à 10°C, l'un représentatif d'un essai de fatigue à grand nombre de cycles (PLQ 16/5 – 1,4.10⁶ cycles) et l'autre d'un essai de fatigue à faible nombre de cycles (PLQ 14/3 – 8000 cycles), la **Figure IV.6-8** présente les courbes d'évolution, pendant l'essai, de l'énergie dissipée par cycle et de l'énergie dissipée cumulée.

Les représentations graphiques confirment l'augmentation, pendant l'essai, de l'énergie dissipée par cycle. En comparant les deux courbes d'évolution de l'énergie dissipée cumulée (PLQ 14/3 et PLQ 16/5), on remarque que celle-ci est plus importante dans le cas d'un essai de fatigue à grand nombre de cycles que dans le cas d'un essai à faible nombre de cycles, bien que la tendance soit inversée, et facilement explicable, en comparant les courbes d'évolution de l'énergie dissipée par cycle. Pour des angles de déphasage comparables, les amplitudes de contrainte de cisaillement et de déplacement sont beaucoup plus importantes dans le cas de l'essai oligocyclique.

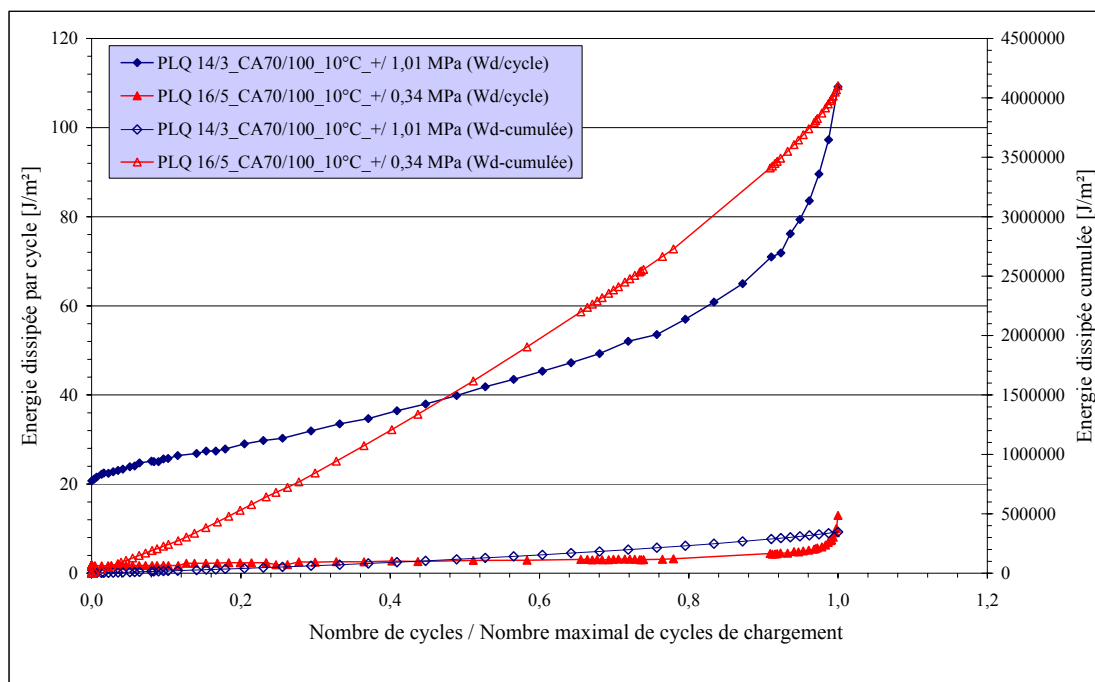


Figure IV.6-8. Evolution de l'énergie dissipée (par cycle et cumulée) pendant l'essai

IV.6.3. Détermination du nombre de cycles à la rupture

Dans ce paragraphe, on s'intéresse à différentes méthodes pouvant permettre l'évaluation de la résistance à la fatigue des produits testés en fatigue par cisaillement. On se base sur les méthodes proposées dans la littérature et utilisées dans le cadre des essais de fatigue sur enrobé bitumineux. On rencontre les méthodes classiques qui se basent sur l'évolution de la raideur de l'éprouvette. En

complément de ces méthodes classiques, d'autres approches se basent sur l'évolution de l'énergie dissipée pendant l'essai. Les durées de vie évaluées à travers ces méthodes permettent de construire la loi du comportement en fatigue (Chapitre V) des matériaux testés dans le cadre de ce travail.

IV.6.3.1. Critère classique sur la diminution de la raideur

Dans la méthode rationnelle de dimensionnement des chaussées en France, vis-à-vis de la tenue à la fatigue des enrobés bitumineux, la durée de vie du matériau est définie conventionnellement comme le nombre de cycles de chargement nécessaires pour provoquer une diminution de 50% de la raideur initiale de l'éprouvette trapézoïdale sollicitée en flexion.

Dans le cadre de nos essais de fatigue par cisaillement, on se base sur la courbe d'évolution de l'amplitude de la raideur au cisaillement de l'interface pour estimer le nombre de cycles à la rupture noté $N_{Ks50\%}$ (**Figure IV.6-9**).

Dans le chapitre V consacré à l'interprétation des essais monotones et de fatigue, on comparera différentes lois de fatigue obtenues en faisant varier le pourcentage de chute de la valeur initiale de la raideur au cisaillement de l'interface.

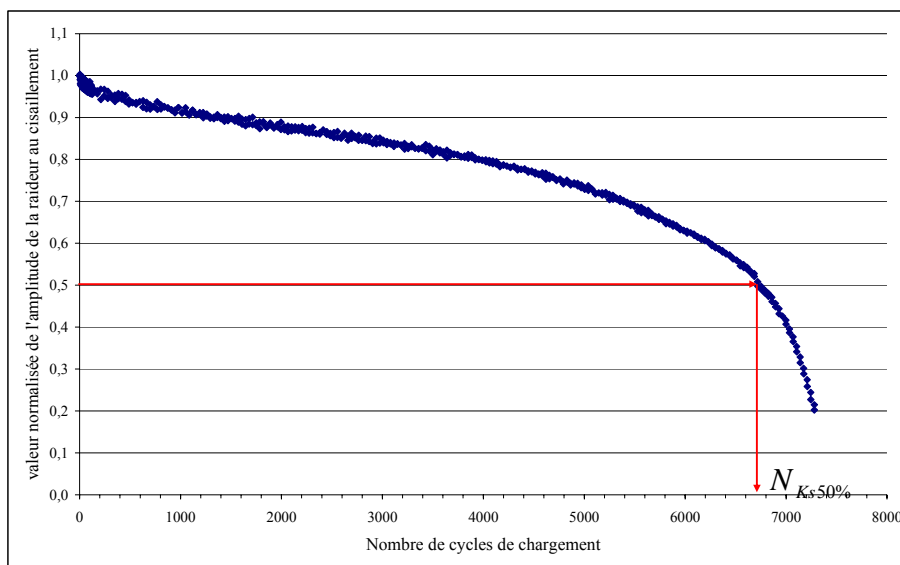


Figure IV.6-9. Détermination du nombre de cycles à la rupture $N_{Ks50\%}$ (essai PLQ 17/2)

IV.6.3.2. Critère de changement de pentes de la raideur

La courbe d'évolution de l'amplitude de la raideur au cisaillement peut être décomposée en deux principales phases : phase I et phase II. Ces deux phases peuvent être formalisées à travers deux valeurs de pentes différentes. On suppose que la rupture de l'éprouvette se produit au nombre de cycles de chargement, noté $N_{Ks-pentes}$, et donné par l'intersection des deux droites (**Figure IV.6-10**).

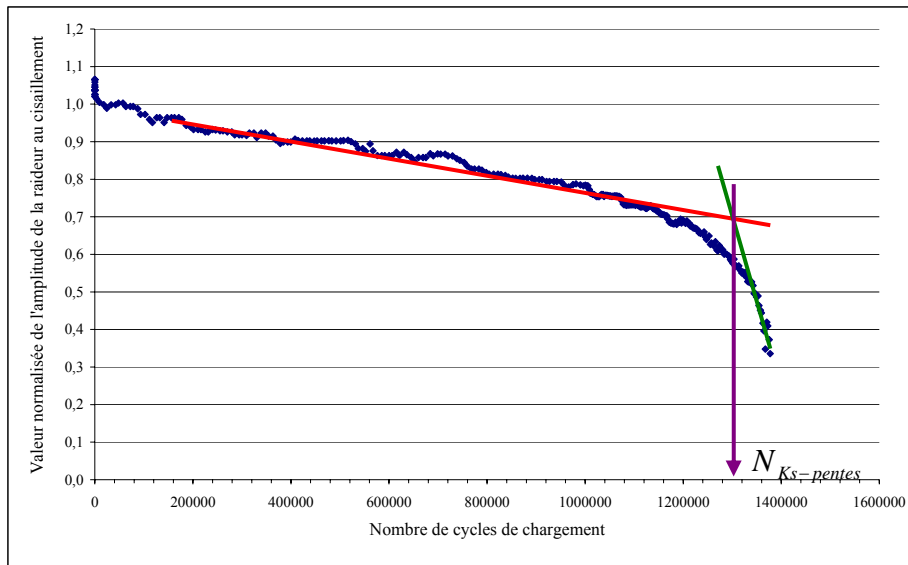


Figure IV.6-10. Détermination du nombre de cycles à la rupture $N_{Ks-pentes}$ (essai PLQ 16/5)

IV.6.3.3. Critère de perte de régulation

Les essais de fatigue étant réalisés en contrôle force, l'évolution des caractéristiques de raideur de l'éprouvette génère une modification (dégradation) des performances de la boucle de régulation de la presse, et conduit à une perte de qualité en maintien force. On suppose que la rupture de l'éprouvette se produit lorsque la force mesurée dépasse de 10% la consigne de pilotage. Le nombre de cycles correspondant à ce critère de rupture est noté N_{Force} (**Figure IV.6-11**).

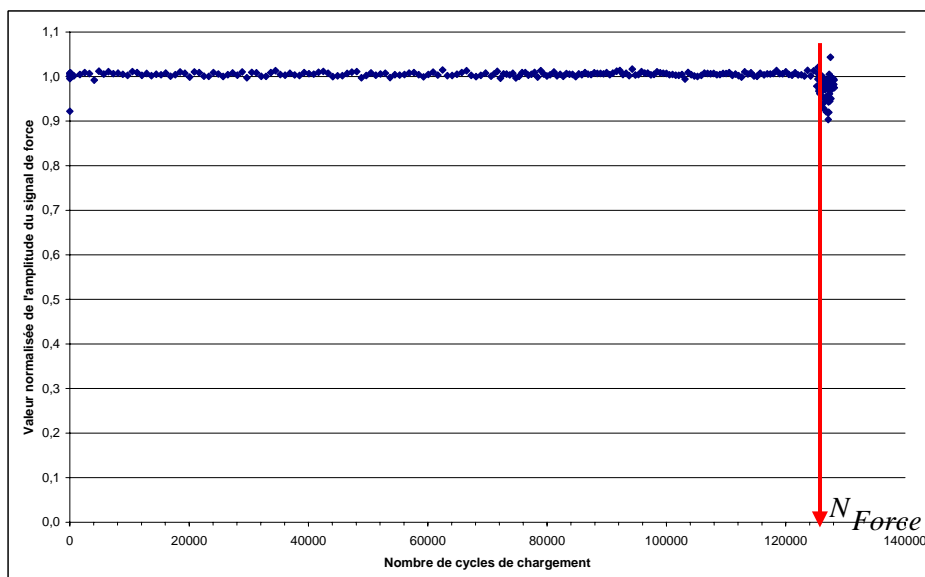


Figure IV.6-11. Détermination du nombre de cycles à la rupture N_{Force} (essai PLQ 16/7).

IV.6.3.4. Critères sur l'énergie dissipée

Certaines méthodes d'interprétation des essais de fatigue sur éprouvettes en enrobés bitumineux consistent à établir une relation entre la durée de vie du matériau et l'énergie dissipée au cours de l'essai. Vis-à-vis de la détermination du nombre de cycles à la rupture de l'éprouvette, 2 méthodes sont exploitées suivant que l'on analyse la courbe d'évolution de l'énergie dissipée par cycle ou que l'on interprète l'évolution pendant l'essai d'un taux d'énergie dissipée.

Lorsqu'on exploite les deux principales phases décrivant la courbe d'évolution de l'énergie dissipée par cycle $W_{D,k}$ (**Figure IV.6-8**), on peut définir un nombre de cycles à la rupture, noté N_{wd} , correspondant à la bifurcation de la courbe. Cette méthode de détermination de N_{wd} est appliquée pour l'évaluation des nombres de cycles à la rupture de deux essais dont l'un est soumis à un faible nombre de cycles de chargement (PLQ 17/2), et l'autre à un grand nombre de cycles (PLQ 16/5) (**Figure IV.6-12** et **Figure IV.6-13**). Vis-à-vis de la détermination du nombre de cycles à la rupture de l'éprouvette PLQ 17/2, lorsqu'on compare la **Figure IV.6-9** avec la **Figure IV.6-12**, on note que les résultats obtenus sont du même ordre de grandeur sur l'échelle logarithmique. On tire la même conclusion en comparant la **Figure IV.6-10** avec **Figure IV.6-13** sur la valeur du nombre de cycles à la rupture de l'éprouvette PLQ 16/5.

Sur la base de l'énergie dissipée par cycle pendant l'essai, une autre approche adoptée par ROWE [ROW 96] consiste à analyser la courbe d'évolution, pendant l'essai, du taux d'énergie ER (**Equation IV.6-7**). Il admet qu'une brusque bifurcation de la courbe d'évolution de ER peut être associée à l'amorçage d'une fissure macroscopique. ROWE définit alors le nombre de cycles à la rupture de l'éprouvette, noté N_{ER} , comme étant celui correspondant à cette bifurcation.

$$ER = \frac{n \cdot W_{D,1}}{W_{D,n}} \quad \text{Équation IV.6-7}$$

Où n désigne le numéro du cycle de chargement, $W_{D,1}$ l'énergie dissipée au premier cycle, et $W_{D,n}$ l'énergie dissipée au cycle n .

A titre d'application, la courbe d'évolution du taux ER est déterminé à partir des résultats des essais PLQ 17/2 et PLQ 16/5 pour l'évaluation des nombres de cycles à la rupture correspondants (**Figure IV.6-12** et **Figure IV.6-13**).

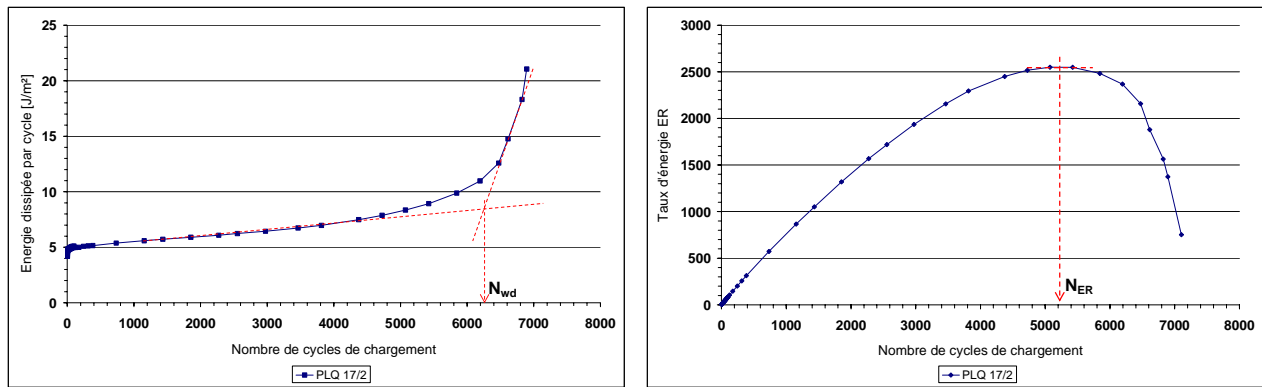


Figure IV.6-12. Détermination des nombres de cycles à la rupture N_{wd} et N_{ER} (Essai PLQ 17/2)

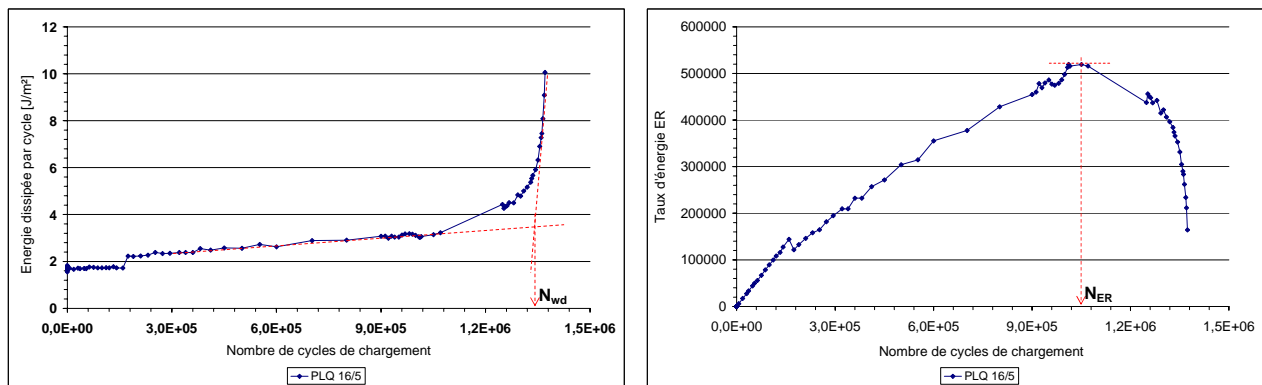


Figure IV.6-13. Détermination des nombres de cycles à la rupture N_{wd} et N_{ER} (Essai PLQ 16/5)

Les représentations graphiques montrent que les durées de vie (N_{ER}) obtenues sont beaucoup plus petites que celles calculées avec les précédentes méthodes. En effet, en comparant la **Figure IV.6-9** avec la **Figure IV.6-12**, on remarque que la durée de vie N_{ER} correspond à une chute de 30% de l'amplitude initiale de la raideur au cisaillement de l'interface. Dans le cas de l'essai PLQ 16/5 (**Figure IV.6-10** et **Figure IV.6-13**), la durée de vie N_{ER} correspond à une chute de 25% de l'amplitude initiale de la raideur au cisaillement de l'interface.

IV.6.4. Bilan des essais de fatigue en double cisaillement

Dans ce paragraphe IV.6 consacré à l'exploitation de l'essai de fatigue, une dizaine de courbes sont utilisées pour présenter les différentes phases de traitement des résultats. Ces représentations graphiques permettent, entre autres, de juger de la qualité des régulations mécanique et thermique avant de procéder au traitement du fichier d'acquisition des résultats.

La finalité de traitement vise à caractériser le comportement en fatigue du matériau à travers des lois de fatigue et d'endommagement. La loi de fatigue permet de relier l'amplitude initiale de la sollicitation appliquée et le nombre de cycles de chargement conduisant à la rupture de l'éprouvette.

Vis-à-vis de la détermination de cette durée de vie, la littérature propose, dans le cas des enrobés bitumineux, plusieurs critères de rupture basés sur l'analyse soit de la raideur de l'éprouvette, soit sur l'énergie dissipée pendant l'essai. La comparaison des résultats des différents essais de fatigue est abordée en Chapitre V.

IV.7. Conclusions

Ce chapitre est consacré à la présentation de la méthodologie suivie pour l'étude en laboratoire du comportement mécanique de l'interface entre deux couches d'enrobés bitumineux. Cette étude vise à couvrir toute la gamme de nombres de cycles à la rupture d'une interface entre deux couches d'enrobés bitumineux en réalisant des essais monotones, oligocycliques et de fatigue. Ces essais visent à caractériser, à deux températures (10 et 20°C), le comportement mécanique de l'interface.

L'un des enrobés sélectionnés est représentatif d'un béton bitumineux très mince (BBTM), et l'autre, d'un béton bitumineux semi grenu (BBSG). Trois conditions de réalisation d'interface sont sélectionnées : une sans couche d'accrochage et deux comportant une émulsion bitumineuse à base de bitume pur de grade soit 35/50, soit 70/100.

La phase de traitement de l'essai monotone de torsion vise à obtenir l'information sur la performance mécanique du collage à l'interface à travers les valeurs de résistance au cisaillement.

La phase de traitement de l'essai monotone de double cisaillement vise également à obtenir l'information sur la performance mécanique du collage à l'interface. Cette performance est évaluée à travers les valeurs de résistance et de raideur au cisaillement.

Vis-à-vis du traitement des résultats de l'essai de fatigue, une dizaine de courbes peuvent être présentées. Le traitement de chaque essai de fatigue vise à apporter un point de la droite de fatigue qui lie le niveau initial de la sollicitation appliquée au nombre de cycles à la rupture caractérisant la durée de vie du collage. Quatre critères de rupture sont proposés pour déterminer la durée de vie du collage à l'interface (Echelle éprouvette). On remarque que le critère énergétique conduit à des valeurs de durée de vie assez différentes de celles obtenues avec les autres critères. Ainsi, dans la détermination de la loi de fatigue du collage, le critère énergétique ne sera pas retenu.

Pour ces différents types d'essais, l'interprétation des résultats obtenus est abordée au Chapitre V. Cette interprétation conduira aux lois de comportement mécanique des configurations de collage étudiées.

CHAPITRE V. INTERPRETATION DES ESSAIS

V.1. Comportement du collage en fatigue par double cisaillement.....	145
V.1.1. Sollicitation appliquée – amplitude initiale du déplacement à l’interface	145
V.1.2. Analyse de la courbe d’évolution du module de la raideur au cisaillement.....	147
V.1.2.1. Valeur initiale du module de la raideur au cisaillement.....	148
V.1.2.2. Valeurs des pentes de la courbe d’évolution du module de la raideur.....	150
V.1.2.3. Chute du module de la raideur – nombre de cycles appliqués.....	156
V.1.3. Lois de fatigue selon les critères de rupture proposés.....	159
V.1.4. Evolution de l’endommagement du collage à l’interface : modèle bilinéaire.....	164
V.1.5. Conclusions.....	168
V.2. Comportement du collage en double cisaillement monotone.....	170
V.2.1. Analyse des valeurs de résistance au cisaillement.....	172
V.2.1.1. Analyse en vitesse de sollicitation	172
V.2.1.2. Analyse en temps de rupture de l’interface ou en fréquence équivalente.....	174
V.2.2. Analyse des valeurs de raideur au cisaillement.....	175
V.2.2.1. Analyse en vitesse de sollicitation	176
V.2.2.2. Analyse en temps de rupture de l’interface ou en fréquence équivalente.....	177
V.2.3. Conclusions.....	178
V.3. Comportement du collage en torsion monotone.....	180
V.3.1. Analyse des valeurs de résistance au cisaillement.....	180
V.3.1.1. Analyse en vitesse de sollicitation	180
V.3.1.2. Analyse en temps de rupture de l’interface.....	181
V.3.2. Conclusions.....	182
V.4. Corrélation entre essais monotones de torsion et de cisaillement	184
V.4.1. Analyse en vitesse de sollicitation.....	184
V.4.2. Analyse en temps de rupture de l’interface.....	186
V.4.3. Conclusions.....	188
V.5. Détermination de la loi de fatigue à partir des essais monotones.....	189
V.5.1. Comparaison des lois de comportement du collage en monotone et en fatigue.....	189
V.5.2. Relation entre vitesse de sollicitation et nombre de cycles à la rupture.....	191
V.5.3. Conclusions.....	192

V.6. Conclusions 193

L'objectif de ce chapitre est de proposer une analyse du comportement mécanique en cisaillement direct et par torsion du collage à l'interface BBTM/BBSG dans les conditions expérimentales présentées au Chapitre IV (solllicitations monotones (torsion et cisaillement direct) et de fatigue (cisaillement direct), et températures d'essai de 10 et 20°C).

Le premier paragraphe de ce chapitre est consacré à l'étude des résultats obtenus lors des essais de fatigue par double cisaillement réalisés à 10 et 20°C sur deux types d'interfaces : sans couche d'accrochage (SCA) et avec une émulsion à base de bitume pur 70/100 (C65B4-70/100). Cette analyse vise à étudier l'influence de la température et de la présence ou non de couche d'accrochage sur la tenue à la fatigue de l'interface BBTM/BBSG, à déterminer les lois de fatigue de ces complexes, et à proposer des lois d'endommagement du collage qui serviront à analyser l'influence de celui-ci sur la durabilité de la structure de chaussée (Chapitre VI).

Le second paragraphe est axé sur la formulation, à 10 et 20°C, des lois de comportement en cisaillement monotone de deux systèmes de collage mis en œuvre à l'interface BBTM/BBSG : une émulsion à base de bitume pur 35/50 (C65B4-35/50) et une émulsion C65B4-70/100. L'analyse porte sur l'influence de la température, de la nature de l'émulsion et de la vitesse de sollicitation sur la performance du collage en cisaillement monotone.

Le troisième paragraphe aborde la tenue en torsion monotone du collage à l'interface comportant une émulsion C65B4-35/50. Tout comme dans le cas de l'analyse des essais monotones de double cisaillement, l'influence de la température et de la vitesse de sollicitation sur la performance du collage est étudiée.

Le quatrième paragraphe traite de la corrélation entre les performances mécaniques du collage issues de l'analyse des essais monotones de torsion et de double cisaillement.

Le dernier paragraphe présente la méthode permettant la détermination de la loi (prévisionnelle) de fatigue du collage à l'interface à partir des résultats d'essais monotones de double cisaillement.

V.1. Comportement du collage en fatigue par double cisaillement

Ce paragraphe traite de l'interprétation des résultats d'essais de fatigue en double cisaillement, et vise à proposer d'une part, des lois opérationnelles qui permettent d'estimer la durée de vie du collage à l'interface BBTM/BBSG connaissant le niveau de sollicitation appliqué, et d'autre part, des paramètres qui traduisent l'évolution de l'endommagement progressif du collage. C'est sur la base des conclusions de ce paragraphe que le concepteur de structures de chaussée pourra prendre en compte le comportement mécanique en cisaillement de l'interface BBTM/BBSG.

Dans une première phase d'analyse des résultats d'essais, on s'intéresse à la corrélation entre le niveau de sollicitation appliqué et l'amplitude initiale du déplacement tangentiel relatif à l'interface. Dans une seconde phase d'analyse (§ V.1.2), on s'intéresse aux paramètres de la courbe d'évolution du module de la raideur au cisaillement de l'interface, et leurs corrélations avec l'amplitude de la sollicitation appliquée. Une troisième phase d'analyse (§ V.1.2.3) est consacrée à la comparaison des lois de fatigue obtenues selon les critères de rupture proposés (Chapitre IV). Une dernière phase de traitement (§ V.1.4) est axée sur la modélisation de l'évolution de l'endommagement par fatigue du collage à l'interface BBTM/BBSG.

V.1.1. Sollicitation appliquée – amplitude initiale du déplacement à l'interface

Dans le Chapitre II (§ II.1.2.1), nous avons vu que l'essai d'ovalisation permet de quantifier, sous l'effet d'un chargement normalisé, l'amplitude du déplacement tangentiel relatif entre deux couches d'enrobés d'une structure de chaussée, et donc d'avoir une mesure de la performance du collage à l'interface.

Dans cette étape d'analyse des résultats d'essais de fatigue, on cherche à établir une corrélation entre l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée et la valeur initiale de l'amplitude du signal de déplacement tangentiel relatif à l'interface BBTM/BBSG. Un récapitulatif des résultats des essais réalisés sur les systèmes de collage (avec et sans couche d'accrochage) à 10 et 20°C est présenté dans le **Tableau V.1-1**. Une représentation graphique de ces résultats est donnée en **Figure V.1-1**. Cette corrélation vise à faire correspondre, sous réserve d'une corrélation entre les essais de laboratoire et ceux in situ, et dans le cas d'une interface BBTM/BBSG neuve, le déplacement relatif mesuré à la contrainte de cisaillement appliquée à l'interface.

Pour chaque configuration de collage (SCA et C65B4-70/100), la **Figure V.1-1** montre que, dans un repère bilogarithmique, la valeur initiale de l'amplitude du déplacement relatif augmente linéairement avec l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée. A 10 et 20°C, et dans la gamme des amplitudes de sollicitation appliquées, ces évolutions sont décrites de manière

satisfaisante par des lois puissances. Le caractère viscoélastique des matériaux étudiés justifie, pour un même niveau de sollicitation, l'augmentation du déplacement relatif avec la température d'essai.

Dans le cas de l'interface comportant une émulsion C65B4-70/100, les lois puissances obtenues à 10 et 20°C présentent des coefficients comparables. Les droites issues des ajustements sont quasiment parallèles. A partir de ces lois de corrélation (**Figure V.1-1**), on peut, dans cette gamme d'amplitudes de contrainte de cisaillement, évaluer l'amplitude initiale du déplacement relatif pour une température comprise entre 10 et 20°C.

Lorsqu'on compare les réponses (amplitudes initiales du déplacement relatif) des deux systèmes de collage (C65B4-70/100 et SCA) obtenues à 10°C, on remarque (**Figure V.1-1**) que les lois de corrélation semblent être comparables. Et donc, à cette température, pour une même amplitude de contrainte de cisaillement, l'information sur l'amplitude initiale du déplacement relatif à l'interface ne permet pas de distinguer l'interface sans couche d'accrochage de celle comportant une émulsion C65B4-70/100.

Tableau V.1-1. Valeur initiale de l'amplitude (Δu_1) du signal de déplacement tangentiel relatif

C65B4-70/100 – essais à 10°C			C65B4-70/100 – essais à 20°C			Sans couche d'accrochage – 10°C		
Eprouvette	$\Delta \tau$ [MPa]	Δu_1 [mm]	Eprouvette	$\Delta \tau$ [MPa]	Δu_1 [mm]	Eprouvette	$\Delta \tau$ [MPa]	Δu_1 [mm]
PLQ 16-6	0,25	0,0024	PLQ 18-8	0,11	0,0020	PLQ 17-5	0,13	0,0015
PLQ 16-4	0,30	0,0029	PLQ 18-12	0,16	0,0030	PLQ 17-7	0,20	0,0021
PLQ 16-5	0,33	0,0031	PLQ 18-7	0,17	0,0028	PLQ 17-9	0,27	0,0032
PLQ 16-1	0,39	0,0036	PLQ 18-5	0,17	0,0030	PLQ 17-12	0,27	0,0035
PLQ 16-2	0,39	0,0038	PLQ 18-2	0,38	0,0065	PLQ 17-11	0,28	0,0031
PLQ 15-9	0,47	0,0044	PLQ 18-3	0,38	0,0067	PLQ 17-6	0,43	0,0044
PLQ 15-8	0,49	0,0047	PLQ 18-11	0,38	0,0069	PLQ 17-2	0,43	0,0059
PLQ 16-3	0,49	0,0046	PLQ 18-1	0,66	0,0117	PLQ 17-3	0,44	0,0048
PLQ 16-7	0,57	0,0054	PLQ 18-4	1,03	0,0182	PLQ 17-4	1,30	0,0170
PLQ 15-6	0,67	0,0061	PLQ 18-9	1,08	0,0241	PLQ 17-1	1,31	0,0197
PLQ 15-3	0,74	0,0068	PLQ 18-6	1,09	0,0261			
PLQ 15-2	0,74	0,0072	PLQ 18-10	1,78	0,0409			
PLQ 15-1	0,75	0,0071						
PLQ 15-5	0,87	0,0082						
PLQ 14-1	0,91	0,0098						
PLQ 14-3	1,01	0,0151						
PLQ 14-2	1,03	0,0138						
PLQ 14-4	1,11	0,0133						
PLQ 14-5	1,12	0,0125						
PLQ 14-6	1,33	0,0170						
PLQ 14-7	1,61	0,0199						
PLQ 14-9	1,92	0,0238						
PLQ 14-8	1,93	0,0280						
PLQ 14-10	2,23	0,0320						
PLQ 14-12	2,25	0,0329						
PLQ 16-8	3,55	0,0613						

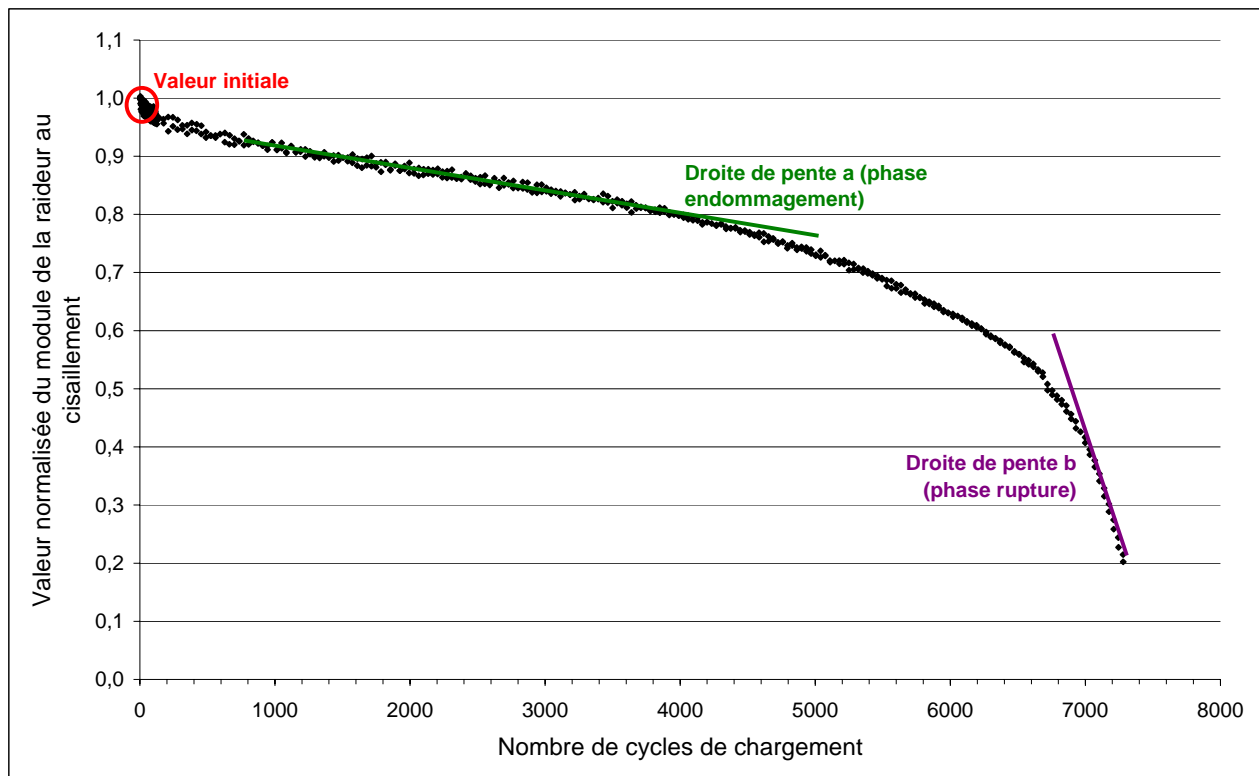


Figure V.1-2. Exemple de courbe d'évolution du module (normalisé) de la raideur au cisaillement

V.1.2.1. Valeur initiale du module de la raideur au cisaillement

Calculée de manière identique pour tous les essais de fatigue, la valeur initiale du module de la raideur au cisaillement ($\Delta K_{s,1}$) représente la valeur obtenue au premier cycle de chargement.

Pour les deux configurations de collage étudiées à 10 et 20°C, le **Tableau V.1-2** récapitule les valeurs initiales de raideur obtenues pour différentes amplitudes de contrainte de cisaillement.

Dans un repère semi-logarithmique, la représentation graphique des valeurs initiales du module de la raideur en fonction des amplitudes de contrainte de cisaillement appliquées (**Figure V.1-3**) montre une évolution bilinéaire. On note cependant une dispersion plus marquée des valeurs de raideur obtenues dans le cas de l'interface sans couche d'accrochage.

Dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100, les valeurs initiales de la raideur obtenues à 10°C sont du même ordre de grandeur (105 MPa/mm) pour des amplitudes de contrainte de cisaillement inférieures à 0,87 MPa. Au-delà de ce niveau de sollicitation, la valeur initiale du module décroît. On observe la même évolution bilinéaire en analysant les valeurs initiales de la raideur obtenues à 20°C. La raideur initiale est de l'ordre de 57 MPa/mm pour des amplitudes de contrainte de cisaillement inférieures à 1 MPa (**Figure V.1-3**).

Lorsqu'on compare, globalement, les valeurs initiales du module de la raideur au cisaillement obtenues à 10°C (**Figure V.1-3**), on remarque que celles obtenues dans le cas de l'interface sans émulsion (SCA) sont toujours inférieures à celles de l'interface avec émulsion. Si la mesure de l'amplitude initiale du déplacement relatif à l'interface semble être insuffisante pour distinguer, à 10°C, les configurations de collage étudiées, la valeur initiale du module de la raideur au cisaillement semble montrer une différence de performance (**Figure V.1-3**). Cette remarque nécessite des essais complémentaires, compte tenu de la dispersion des valeurs obtenues.

Tableau V.1-2. Valeur initiale du module ($\Delta K_{S,1}$) de la raideur au cisaillement de l'interface

C65B4-70/100 – essais à 10°C			C65B4-70/100 – essais à 20°C			Sans couche d'accrochage – 10°C		
Eprouvette	$\Delta\tau$ [MPa]	$\Delta K_{S,1}$ [MPa/mm]	Eprouvette	$\Delta\tau$ [MPa]	$\Delta K_{S,1}$ [MPa/mm]	Eprouvette	$\Delta\tau$ [MPa]	$\Delta K_{S,1}$ [MPa/mm]
PLQ 16-6	0,25	104	PLQ 18-8	0,11	56	PLQ 17-5	0,13	89
PLQ 16-4	0,30	104	PLQ 18-12	0,16	53	PLQ 17-7	0,20	97
PLQ 16-5	0,33	107	PLQ 18-7	0,17	59	PLQ 17-9	0,27	82
PLQ 16-1	0,39	107	PLQ 18-5	0,17	57	PLQ 17-12	0,27	78
PLQ 16-2	0,39	102	PLQ 18-2	0,38	58	PLQ 17-11	0,28	89
PLQ 15-9	0,47	108	PLQ 18-3	0,38	57	PLQ 17-6	0,43	98
PLQ 15-8	0,49	104	PLQ 18-11	0,38	56	PLQ 17-2	0,43	74
PLQ 16-3	0,49	107	PLQ 18-1	0,66	57	PLQ 17-3	0,44	91
PLQ 16-7	0,57	106	PLQ 18-4	1,03	57	PLQ 17-4	1,30	76
PLQ 15-6	0,67	110	PLQ 18-9	1,08	45	PLQ 17-1	1,31	66
PLQ 15-3	0,74	108	PLQ 18-6	1,09	42			
PLQ 15-2	0,74	103	PLQ 18-10	1,78	44			
PLQ 15-1	0,75	106						
PLQ 15-5	0,87	106						
PLQ 14-1	0,91	93						
PLQ 14-3	1,01	67						
PLQ 14-2	1,03	75						
PLQ 14-4	1,11	83						
PLQ 14-5	1,12	90						
PLQ 14-6	1,33	78						
PLQ 14-7	1,61	81						
PLQ 14-9	1,92	81						
PLQ 14-8	1,93	69						
PLQ 14-10	2,23	70						
PLQ 14-12	2,25	68						
PLQ 16-8	3,55	58						

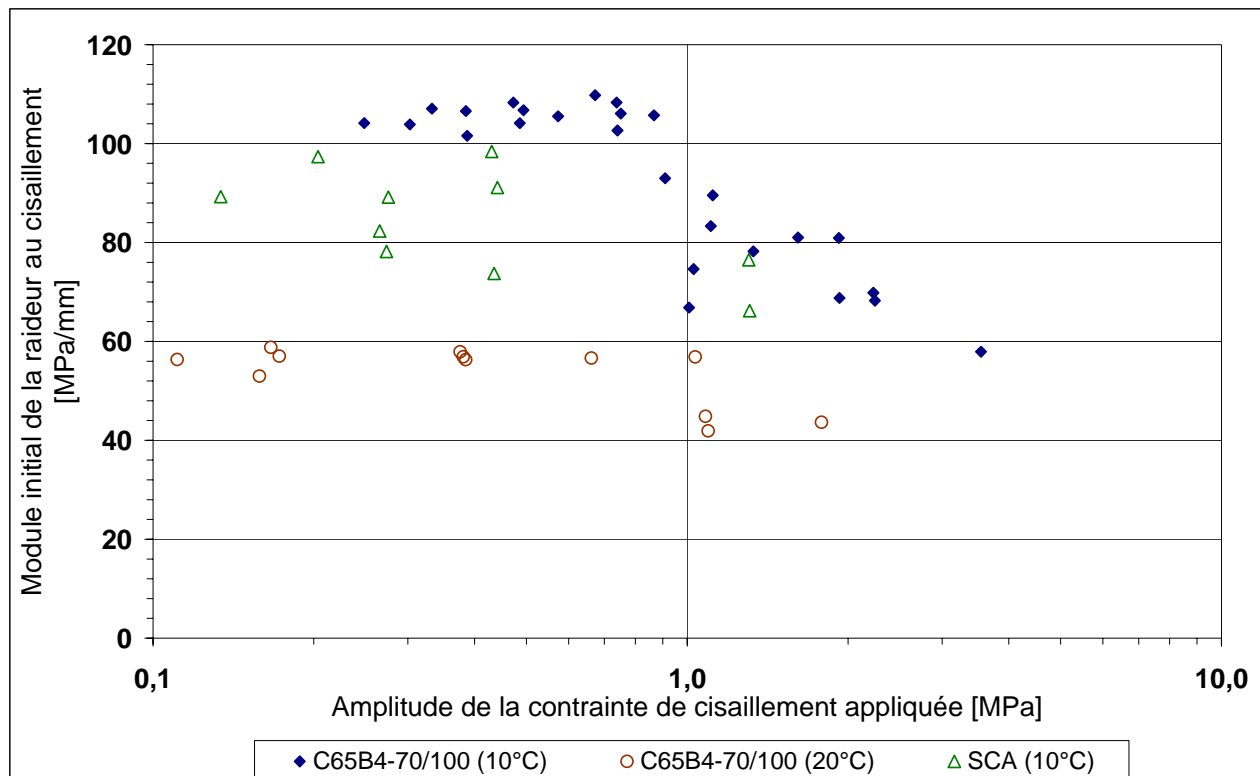


Figure V.1-3. Module initial de la raideur au cisaillement en fonction de la sollicitation appliquée

V.1.2.2. Valeurs des pentes de la courbe d'évolution du module de la raideur

Comme annoncé dans l'introduction du paragraphe V.1.2, deux valeurs de pentes sont associées à la courbe d'évolution du module de la raideur en fonction du nombre de cycles. Ces valeurs de pentes, a et b , sont celles des droites qui décrivent partiellement les deux principales phases de la courbe d'évolution (**Figure V.1-2**). Sur cette figure, les valeurs du module de la raideur au cycle N^o_i ($\Delta K_{s,i}$) sont normalisées par rapport à la valeur initiale ($\Delta K_{s,1}$).

Lorsqu'on observe l'évolution du module de la raideur au cisaillement, on note que le passage de la phase d'endommagement à la phase de rupture est matérialisé par une bifurcation. Le rayon de la zone de transition varie suivant que l'on est dans le cas des essais de fatigue à grand nombre de cycles ou dans le cas des essais oligocycliques. Pour tous les essais de fatigue, on choisit de calculer la valeur de la pente a dans la plage $[0,85 \Delta K_{s,1} ; 0,65 \Delta K_{s,1}]$, et celle de la pente b dans la plage $[0,40 \Delta K_{s,1} ; 0,20 \Delta K_{s,1}]$.

Les valeurs des pentes a et b (calculées après normalisation du module de la raideur), et du coefficient de détermination R^2 de la régression linéaire sont données dans les **Tableaux V.1-3 à V.1-5**. Les valeurs absolues des pentes obtenues pour chaque amplitude de contrainte de cisaillement sont représentées sur les **Figures V.1-4 à V.1-6**.

Dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100, les valeurs de pentes obtenues des essais réalisés à 10°C sont regroupées dans le **Tableau V.1-3**. Dans certains essais, les données acquises pendant l'essai sont insuffisantes ou absentes pour effectuer le calcul des valeurs de pentes (cellules avec le symbole #N/A) dans les plages sélectionnées.

Dans un repère bilogarithmique, la **Figure V.1-4** montre qu'il existe une bonne corrélation entre la valeur absolue de chaque pente et l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée. Des lois puissances décrivent ces corrélations à 10°C. On note que chaque valeur absolue de pente augmente avec l'amplitude de la contrainte de cisaillement, i.e. que les droites de régression associées aux phases d'évolution du module de la raideur au cisaillement sont plus raides dans le cas de l'essai de fatigue à petits nombre de cycles que dans le cas de l'essai à grand nombre de cycles. On note également que la pente b est supérieure à la pente a. Ceci est en conformité avec le fait que la diminution de la raideur au cisaillement est plus rapide dans la phase rupture que dans la phase endommagement.

On aboutit aux mêmes conclusions formulées précédemment en analysant les valeurs de pentes obtenues à partir des essais réalisés à 20°C sur une interface comportant l'émulsion C65B4-70/100. Dans un repère bilogarithmique (**Figure V.1-5**), des ajustements par des lois puissances conduisent à de bonnes corrélations entre la valeur absolue de chaque pente et le niveau de sollicitation appliqué. Il en est de même pour les valeurs des pentes obtenues à partir des essais réalisés à 10°C sur une interface sans couche d'accrochage (**Figure V.1-6**).

Tableau V.1-3. Valeurs des pentes (a & b) de la courbe d'évolution du module (ΔK_s) de la raideur au cisaillement (C65B4-70/100, essais à 10°C)

C65B4-70/100 – 10°C		Pente a		Pente b	
Eprouvette	$\Delta\tau$ [MPa]	Valeur	Coeff. R ²	Valeur	Coeff. R ²
PLQ 16-6	0,25	- 1,00.10 ⁻⁷	0,944	#N/A	#N/A
PLQ 16-4	0,30	- 2,16.10 ⁻⁷	0,915	#N/A	#N/A
PLQ 16-5	0,33	- 2,83.10 ⁻⁷	0,965	- 1,40.10 ⁻⁵	0,953
PLQ 16-1	0,39	- 7,73.10 ⁻⁷	0,940	#N/A	#N/A
PLQ 16-2	0,39	- 6,74.10 ⁻⁷	0,960	#N/A	#N/A
PLQ 15-9	0,47	- 1,07.10 ⁻⁶	0,959	- 4,74.10 ⁻⁵	0,965
PLQ 15-8	0,49	- 8,74.10 ⁻⁷	0,966	#N/A	#N/A
PLQ 16-3	0,49	- 2,26.10 ⁻⁶	0,958	- 3,80.10 ⁻⁵	0,982
PLQ 16-7	0,57	- 3,37.10 ⁻⁶	0,983	- 4,95.10 ⁻⁵	0,998
PLQ 15-6	0,67	- 7,32.10 ⁻⁶	0,985	- 1,21.10 ⁻⁴	0,975
PLQ 15-3	0,74	- 9,35.10 ⁻⁶	0,983	- 1,80.10 ⁻⁴	0,974
PLQ 15-2	0,74	- 1,09.10 ⁻⁵	0,959	- 2,98.10 ⁻⁴	0,506
PLQ 15-1	0,75	- 8,73.10 ⁻⁶	0,961	- 1,76.10 ⁻⁴	0,820
PLQ 15-5	0,87	- 3,00.10 ⁻⁵	0,995	- 2,83.10 ⁻⁴	0,969
PLQ 14-1	0,91	- 1,95.10 ⁻⁵	0,987	- 3,43.10 ⁻⁴	0,968
PLQ 14-3	1,01	- 6,45.10 ⁻⁵	0,991	- 6,52.10 ⁻⁴	0,985
PLQ 14-2	1,03	- 1,21.10 ⁻⁴	0,991	- 9,88.10 ⁻⁴	0,982
PLQ 14-4	1,11	- 1,08.10 ⁻⁴	0,986	- 1,13.10 ⁻³	0,966
PLQ 14-5	1,12	- 7,36.10 ⁻⁵	0,989	- 7,64.10 ⁻⁴	0,996
PLQ 14-6	1,33	- 2,75.10 ⁻⁴	0,985	- 1,53.10 ⁻³	0,985
PLQ 14-7	1,61	- 4,54.10 ⁻⁴	0,991	- 3,38.10 ⁻³	0,998
PLQ 14-9	1,92	- 1,03.10 ⁻³	0,983	- 6,88.10 ⁻³	0,996
PLQ 14-8	1,93	- 1,55.10 ⁻³	0,995	- 1,08.10 ⁻²	0,987
PLQ 14-10	2,23	- 2,37.10 ⁻³	0,997	- 1,30.10 ⁻²	0,996
PLQ 14-12	2,25	- 3,98.10 ⁻³	0,992	- 1,11.10 ⁻²	0,996
PLQ 16-8	3,55	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A

#N/A : données insuffisantes pour effectuer le calcul

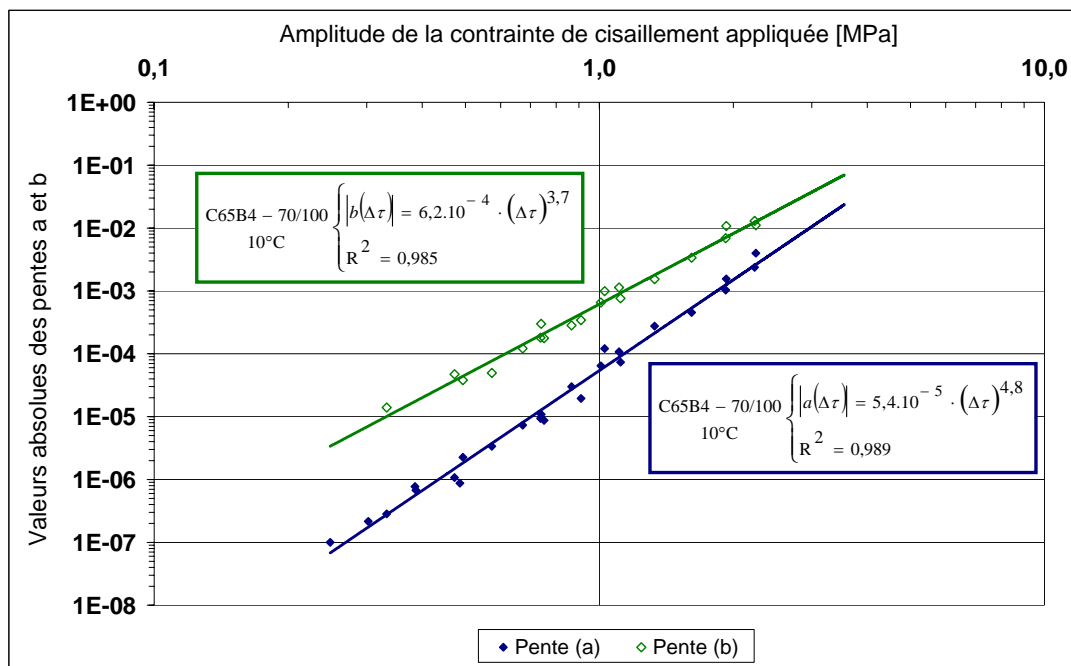


Figure V.1-4. Valeurs absolues des pentes de la courbe d'évolution de la raideur au cisaillement en fonction de la sollicitation appliquée (C65B4-70/100_10°C)

Tableau V.1-4. Valeurs des pentes (a & b) de la courbe d'évolution du module (ΔK_s) de la raideur au cisaillement (C65B4-70/100, essais à 20°C)

C65B4-70/100 – 20°C		Pente a		Pente b	
Eprouvette	$\Delta\tau$ [MPa]	Valeur	Coeff. R ²	Valeur	Coeff. R ²
PLQ 18-8	0,11	- 1,78.10 ⁻⁷	0,892	- 1,34.10 ⁻⁶	0,988
PLQ 18-12	0,16	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 18-7	0,17	- 8,00.10 ⁻⁷	0,981	- 1,55.10 ⁻⁵	0,987
PLQ 18-5	0,17	- 9,54.10 ⁻⁷	0,966	#N/A	#N/A
PLQ 18-2	0,38	- 3,11.10 ⁻⁵	0,981	- 1,48.10 ⁻⁴	0,968
PLQ 18-3	0,38	- 1,97.10 ⁻⁵	0,986	- 2,35.10 ⁻⁴	0,946
PLQ 18-11	0,38	- 3,49.10 ⁻⁵	0,989	- 1,70.10 ⁻⁴	0,966
PLQ 18-1	0,66	- 2,68.10 ⁻⁴	0,988	#N/A	#N/A
PLQ 18-4	1,03	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 18-9	1,08	- 2,98.10 ⁻³	0,926	- 7,98.10 ⁻³	0,840
PLQ 18-6	1,09	- 4,19.10 ⁻³	0,999	- 7,75.10 ⁻³	0,998
PLQ 18-10	1,78	- 2,02.10 ⁻²	0,990	- 3,29.10 ⁻²	0,998

#N/A : données insuffisantes pour effectuer le calcul

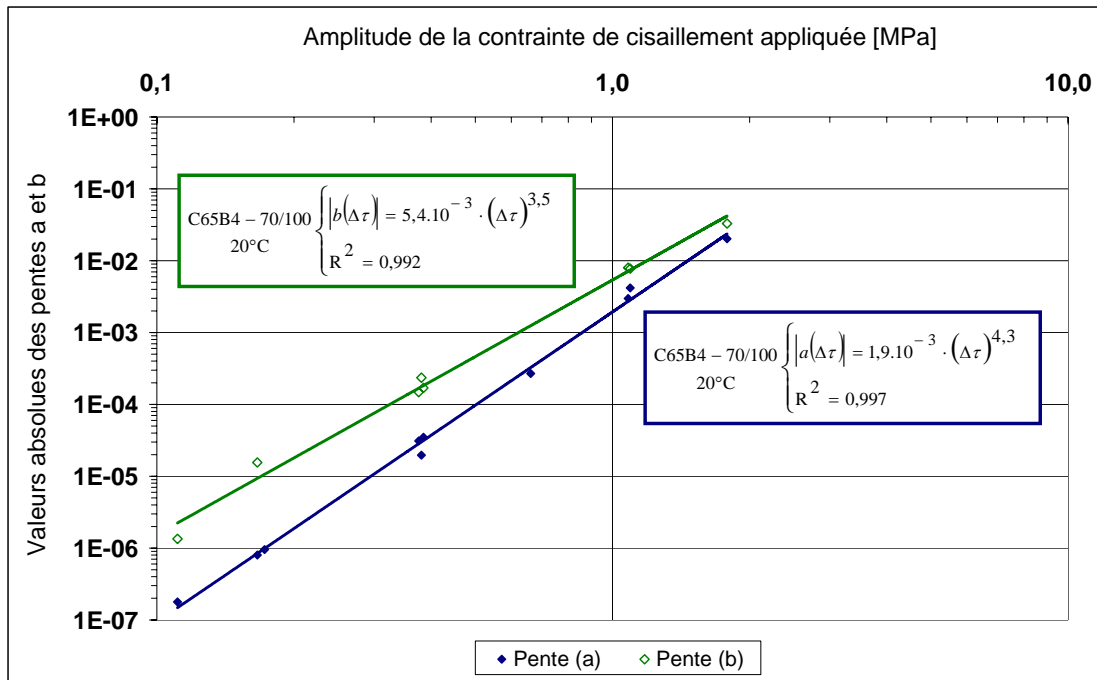


Figure V.1-5. Valeurs absolues des pentes de la courbe d'évolution de la raideur au cisaillement en fonction de la sollicitation appliquée (C65B4-70/100_20°C)

Tableau V.1-5. Valeurs des pentes (a & b) de la courbe d'évolution du module (ΔK_s) de la raideur au cisaillement (SCA, essais à 10°C)

SCA – 10°C		Pente a		Pente b	
Eprouvette	$\Delta\tau$ [MPa]	Valeur	Coeff. R ²	Valeur	Coeff. R ²
PLQ 17-5	0,13	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 17-7	0,20	- 4,74.10 ⁻⁷	0,993	- 1,15.10 ⁻⁵	0,957
PLQ 17-9	0,27	- 5,35.10 ⁻⁷	0,973	- 1,36.10 ⁻⁵	0,976
PLQ 17-12	0,27	- 1,94.10 ⁻⁶	0,910	- 3,26.10 ⁻⁵	0,730
PLQ 17-11	0,28	- 2,77.10 ⁻⁶	0,973	- 3,40.10 ⁻⁵	0,899
PLQ 17-6	0,43	- 1,59.10 ⁻⁵	0,988	#N/A	#N/A
PLQ 17-2	0,43	- 6,21.10 ⁻⁵	0,970	- 7,47.10 ⁻⁴	0,988
PLQ 17-3	0,44	- 2,77.10 ⁻⁵	0,975	- 1,73.10 ⁻⁴	0,993
PLQ 17-4	1,30	- 6,40.10 ⁻³	0,984	- 1,33.10 ⁻²	0,990
PLQ 17-1	1,31	- 6,27.10 ⁻³	0,993	- 1,71.10 ⁻²	0,985

#N/A : données insuffisantes pour effectuer le calcul

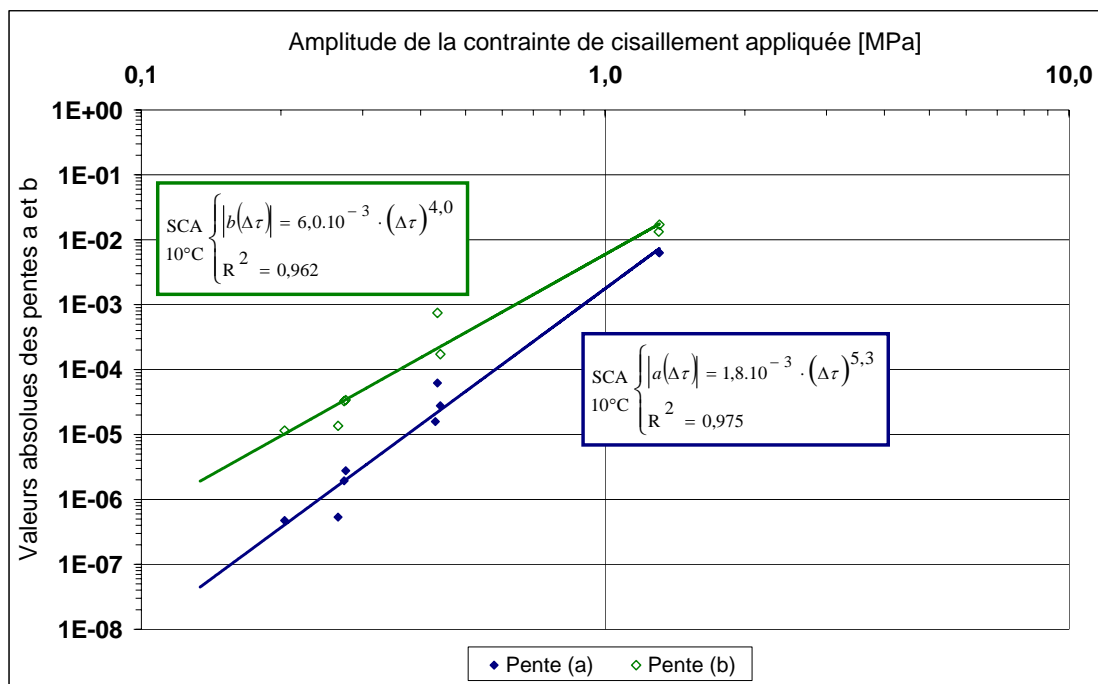


Figure V.1-6. Valeurs absolues des pentes de la courbe d'évolution de la raideur au cisaillement en fonction de la sollicitation appliquée (SCA_10°C)

Dans le cas de l'interface comportant une émulsion, lorsqu'on analyse l'effet de la température d'essai sur les valeurs absolues des pentes (Figure V.1-7 et Figure V.1-8), on remarque que les valeurs obtenues à 20°C sont supérieures à celles à 10°C. Ceci traduit une dégradation du collage plus rapide à 20 qu'à 10°C. De plus, les lois de corrélation obtenues à ces températures présentent des coefficients comparables. On pourra alors estimer, pour une température entre 10 et 20°C, et dans cette gamme d'amplitudes de sollicitation, les valeurs des pentes a et b.

Sur ces mêmes figures, lorsqu'on analyse l'effet de la nature de l'interface (avec ou sans couche d'accrochage), on remarque qu'à 10°C, les valeurs absolues des pentes dans le cas de l'interface

SCA sont supérieures à celles de l'interface avec émulsion. En d'autres termes, l'absence d'émulsion conduit à une dégradation plus rapide du collage à l'interface BBTM/BBSG.

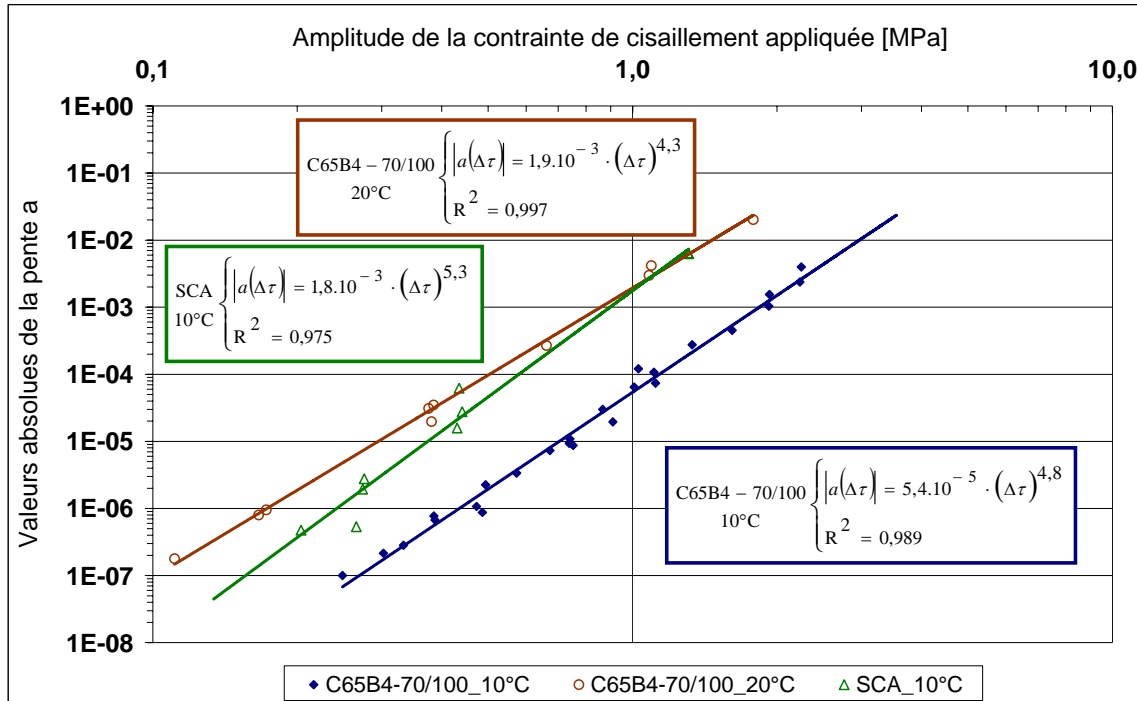


Figure V.1-7. Effet de la température, de la nature de l'interface et du niveau de sollicitation sur la valeur absolue de la pente a

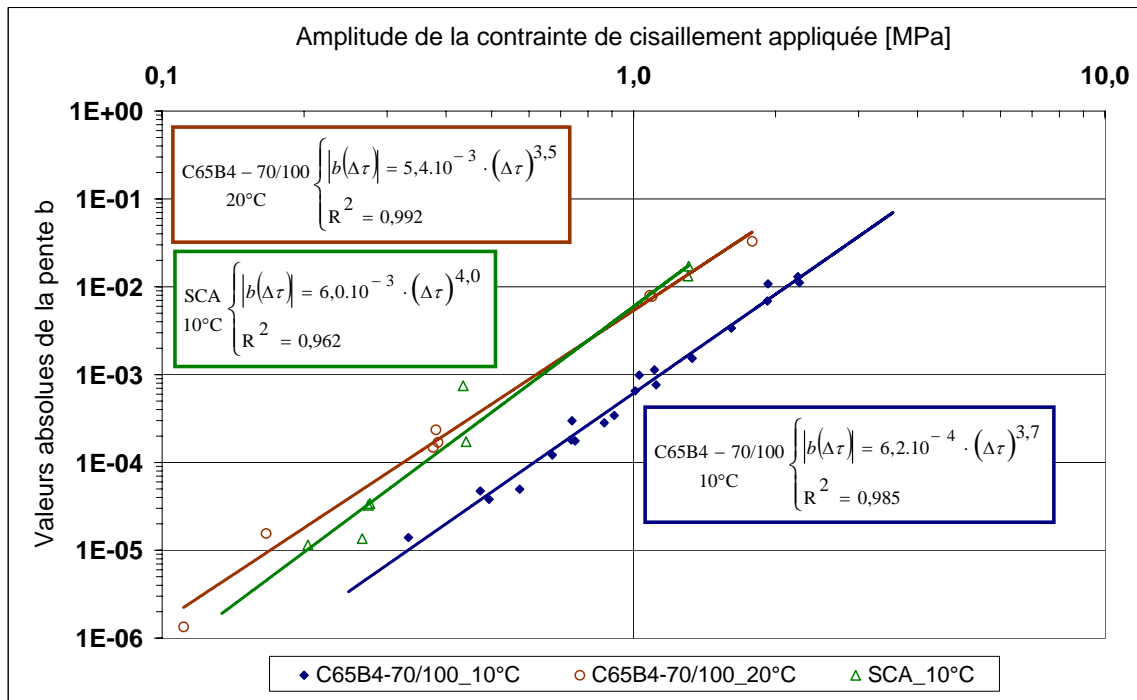


Figure V.1-8. Effet de la température, de la nature de l'interface et du niveau de sollicitation sur la valeur absolue de la pente b

V.1.2.3. Chute du module de la raideur – nombre de cycles appliqués

Dans ce paragraphe, on s'intéresse à l'établissement de lois qui relient, chacune, 3 paramètres :

- l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée ;
- un pourcentage de chute du module initial de la raideur au cisaillement (on choisit de faire varier ce pourcentage de 5 à 85 avec un pas de 5) ;
- le nombre de cycles de chargement qui conduit à ce pourcentage de chute de la raideur.

Cette analyse vise à proposer des lois (de fatigue) correspondant à différents pourcentages de chute du module initial de la raideur au cisaillement. La loi de fatigue conventionnelle des enrobés est celle correspondant à une chute de 50% de la raideur initiale des éprouvettes trapézoïdales.

A titre d'exemple, pour une amplitude de contrainte de cisaillement donnée, la **Figure V.1-9** illustre la correspondance entre une chute de x% du module initial de la raideur au cisaillement et le nombre de cycles de chargement correspondant, noté $N_{Kx\%}$.

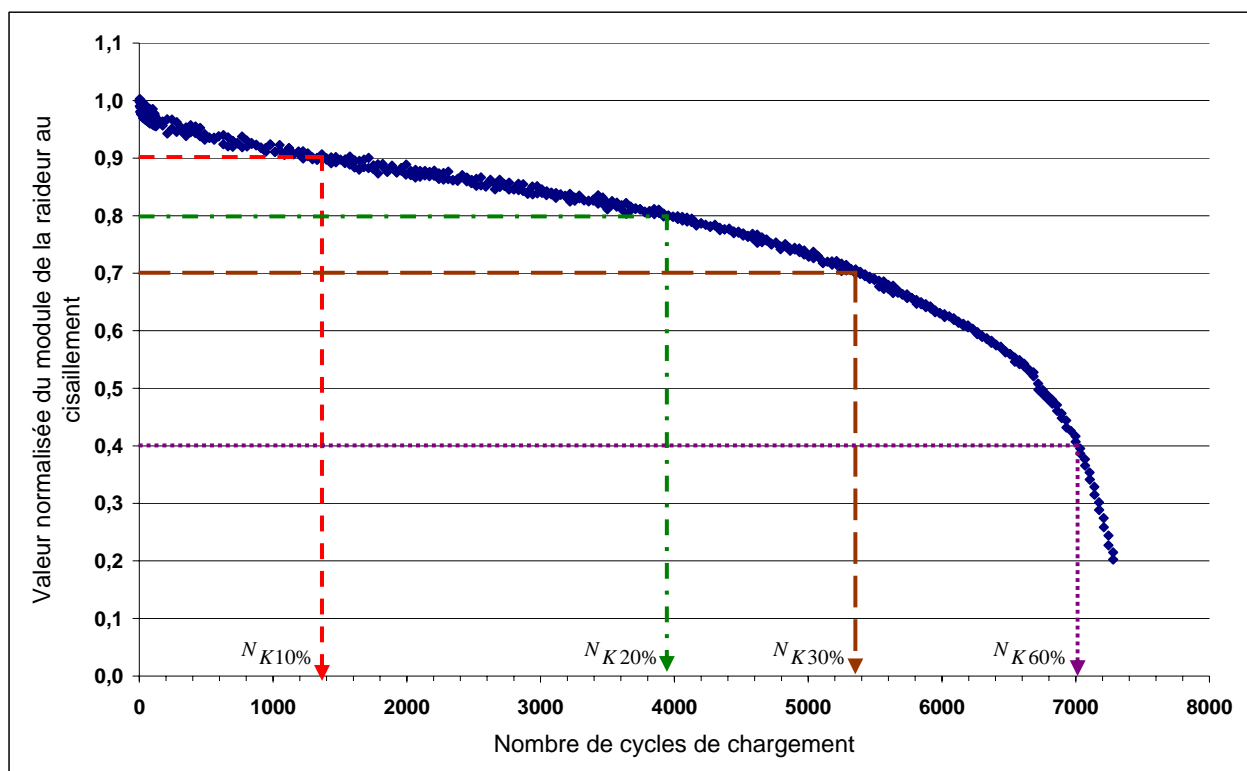


Figure V.1-9. Pourcentage de chute du module initial de la raideur au cisaillement – nombre de cycles de chargement correspondant

Pour les différents types de collage étudiés à 10 et 20°C, les valeurs du nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ correspondant à une chute de x% du module initial de la raideur au cisaillement de l'interface sont données dans les **Tableaux V.1-6 à V.1-8**.

Tableau V.1-6. Chute de x% du module initial de la raideur – nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ (C65B4-70/100, essais à 10°C)

Eprouvette	Δ_r [MPa]	Nombre de cycles de chargement conduisant à une chute de x% du module de la raideur au cisaillement de l'interface																
		5%	10%	15%	20%	25%	30%	35%	40%	45%	50%	55%	60%	65%	70%	75%	80%	85%
PLQ 16-6	0,25	1267282	2163280	2674282	3346281	3948282	4326282	4534517	4725518	4850517	4912517	4960518	4989517	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 16-4	0,30	336281	845531	1254424	1573566	1823565	1944064	2009065	2044066	2062565	2070566	2075565	2078065	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 16-5	0,33	96281	289780	532782	796781	1002425	1132067	1224568	1268067	1314567	1341567	1359067	1367568	1372567	1375567	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 16-1	0,39	66281	152280	271281	369281	432282	478281	510281	535282	557280	568281	576281	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 16-2	0,39	39280	133281	239281	345281	416281	471282	503783	521783	538283	546283	552281	554283	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 15-9	0,47	11101	70101	136100	209852	261353	296852	326852	342352	347851	351102	353103	354602	355602	356852	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 15-8	0,49	16282	84281	182281	248130	315130	360130	393881	415380	428381	436630	441130	#N/A	442879	442880	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 16-3	0,49	11481	37381	71157	101981	125580	141681	152980	160380	164281	167881	170781	172280	173281	174281	175781	177480	178381
PLQ 16-7	0,57	9681	25781	43181	60081	76787	90372	100576	107141	113121	116827	118842	120336	121377	122287	123392	124367	124951
PLQ 15-6	0,67	1282	6031	13032	21781	29781	35782	40282	43883	47181	49283	50981	51782	52381	52582	52982	#N/A	#N/A
PLQ 15-3	0,74	1282	4032	6781	11531	17030	23031	26532	28782	30657	31407	32231	32681	32981	33281	33581	33732	33882
PLQ 15-2	0,74	1282	2281	6282	10281	17781	20281	25280	26280	28282	29281	30281	#N/A	30282	30583	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 15-1	0,75	1001	5001	9001	14001	22500	26999	30999	33000	34000	35000	35999	36000	#N/A	36999	#N/A	37000	#N/A
PLQ 15-5	0,87	35	732	2231	3731	5381	7032	8682	10181	11081	11833	12432	12732	13031	13182	13332	13483	13633
PLQ 14-1	0,91	1389	3989	6790	9840	12702	14802	16453	17951	19115	19864	20440	20789	21015	21164	21276	21378	21539
PLQ 14-3	1,01	602	1339	2214	3014	3778	4528	5289	6064	6901	7465	7840	8027	8128	8253	8327	8414	
PLQ 14-2	1,03	176	477	977	1377	1790	2203	2564	2889	3103	3340	3514	3626	3689	3739	3790	3827	3877
PLQ 14-4	1,11	147	516	1002	1483	1944	2387	2792	3117	3387	3578	3707	3789	3857	3897	3938	3962	3998
PLQ 14-5	1,12	446	1033	1693	2426	3088	3777	4368	4897	5352	5693	5907	6042	6122	6182	6247	6312	6363
PLQ 14-6	1,33	182	392	558	753	957	1122	1286	1399	1487	1543	1582	1613	1652	1694	1721	1732	1753
PLQ 14-7	1,61	74	197	324	434	556	661	740	799	837	857	870	881	896	909	924	941	#N/A
PLQ 14-9	1,92	20	52	95	155	201	245	282	310	328	340	352	360	368	375	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 14-8	1,93	13	32	68	103	133	164	192	217	234	248	260	268	275	279	283	287	#N/A
PLQ14-10	2,23	7	22	41	62	82	105	124	138	151	161	169	174	177	181	185	189	#N/A
PLQ14-12	2,25	14	27	42	58	71	82	92	100	106	111	116	120	124	129	134	#N/A	#N/A
PLQ 16-8	3,55	#N/A	4	#N/A	#N/A	#N/A	6	#N/A	7	9	11	12	13	15	17	19	23	25

Tableau V.1-7. Chute de x% du module initial de la raideur – nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ (C65B4-70/100, essais à 20°C)

Eprouvette	Δ_r [MPa]	Nombre de cycles de chargement conduisant à une chute de x% du module de la raideur au cisaillement de l'interface																
		5%	10%	15%	20%	25%	30%	35%	40%	45%	50%	55%	60%	65%	70%	75%	80%	85%
PLQ 18-8	0,11	16281	74281	322282	720281	1028281	1264281	1470280	1612033	1703532	1759782	1792033	1820532	1852783	1886533	1924782	1968283	1996032
PLQ 18-7	0,17	117	38781	82282	143781	217282	276781	324380	362879	392280	409079	422730	430430	434630	437779	440578	442964	442984
PLQ 18-5	0,17	2781	13280	47281	89281	152280	199780	242280	279781	303228	319127	331727	337678	342228	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 18-2	0,38	86	641	1331	2441	4121	5801	7631	9251	10631	11741	12521	13151	13541	13781	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 18-3	0,38	312	788	2151	4050	6538	9263	11952	14188	15764	17164	18102	18765	19133	19371	19539	19639	19698
PLQ 18-11	0,38	102	581	1421	2636	3986	5546	6956	8335	9386	10369	10957	11495	11895	12157	12291	#N/A	#N/A
PLQ 18-1	0,66	13	39	127	256	418	616	839	1043	1226	1389	1521	1597	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 18-9	1,08	16	27	40	54	80	94	106	122	144	150	166	171	177	182	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 18-6	1,09	20	28	38	48	60	73	85	96	107	117	126	135	142	148	155	160	166

Tableau V.1-8. Chute de x% du module initial de la raideur – nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ (SCA, essais à 10°C)

Eprouvette	Δ_r [MPa]	Nombre de cycles de chargement conduisant à une chute de x% du module de la raideur au cisaillement de l'interface																
		5%	10%	15%	20%	25%	30%	35%	40%	45%	50%	55%	60%	65%	70%	75%	80%	85%
PLQ 17-7	0,20	181799	480428	650528	782378	884529	987129	1064078	1122579	1175229	1213929	1237328	1248129	1255328	1259378	1262078	1264778	1266313
PLQ 17-9	0,27	14399	67499	163349	261899	368826	447577	473227	497527	516427	523176	527227	529477	531276	533076	537128	540802	#N/A
PLQ 17-12	0,27	17999	87599	171880	213280	236080	248080	254681	258281	260681	263080	264280	265480	267880	269921	270022	270121	270197
PLQ 17-11	0,28	13500	45750	78750	100500	120000	134250	146250	153750	159750	163499	164999	166499	167999	169499	#N/A	#N/A	#N/A
PLQ 17-6	0,43	2070	6150	11128	15228	18392	21166	23315	26508	27037	26604	27565	27729	27503	27853	27716	27974	28022
PLQ 17-2	0,43	349	1348	2765	3955	4777	5372	5827	6247	6562	6720	6895	7033	7104	7174	7210	7280	#N/A
PLQ 17-3	0,44	823	3097	5879	8329	10230	11700	12645	13321	13756	14100	14356	14580	14820	15076	15376	15736	15965
PLQ 17-4	1,30	9	20	29	40	48	55	60	63	68	71	75	80	85	89	92	95	101
PLQ 17-1	1,31	13	24	36	46	54	61	68	72	75	79	82	87	90	94	96	99	102

Pour chaque type de collage étudié (Tableaux V.1-6 à V.1-8), on peut représenter, pour une chute de x% du module initial de la raideur au cisaillement, les nombres de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ en fonction des amplitudes de contrainte de cisaillement appliquées. Pour une clarté de

présentation, on se limite à quatre exemples de lois de corrélation obtenues pour des chutes de raideur de 10, 20, 50 et 70% (**Figure V.1-10**). Cette figure montre que dans un repère bilogarithmique, des ajustements par des lois puissance conduisent à de bonnes corrélations entre l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée et le nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$. On remarque que ces droites de corrélations présentent la même valeur de pente ($D = -0,20$) et sont parallèles. On remarque également que les lois de corrélation obtenues pour des pourcentages de chute entre 50 et 70 sont quasiment identiques. Notons que ces pourcentages sont presque atteints pendant la phase de rupture accélérée du collage, et donc, que les nombres de cycles correspondants sont très proches.

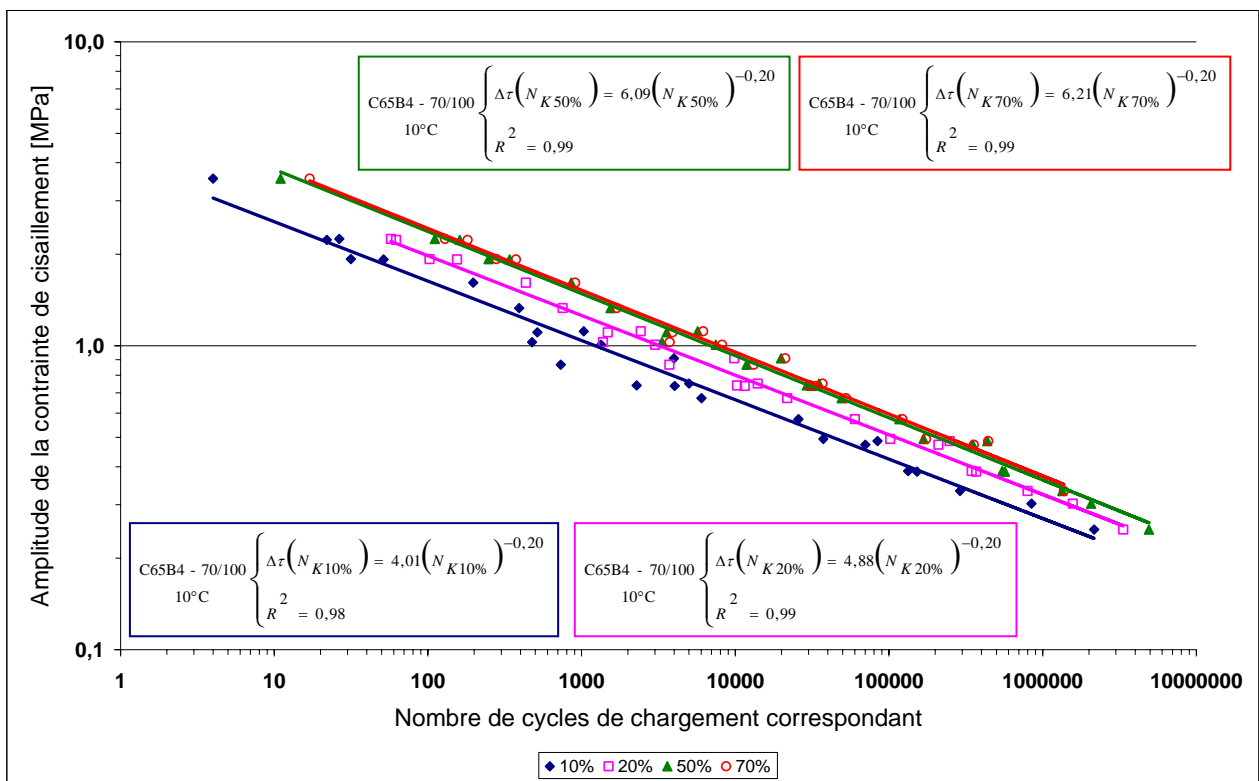


Figure V.1-10. Nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ en fonction de l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée (C65B4-70/100, essais à 10°C)

Le **Tableau V.1-9** récapitule les lois de corrélation obtenues à partir de l'analyse des essais de fatigue réalisés sur les systèmes de collage à 10 et 20°C. Dans la lecture du tableau, les valeurs C et D représentent les paramètres de chaque loi de corrélation (**Equation V.1-1**). R^2 désigne le coefficient de détermination de la loi de corrélation.

$$\Delta\tau(N_{Kx\%}) = C \cdot (N_{Kx\%})^D \tag{Equation V.1-1}$$

La lecture du **Tableau V.1-9** montre qu’au-delà de 10% de chute du module initial de la raideur, on obtient de bonnes corrélations entre le niveau de sollicitation appliqué et le nombre de cycles de chargement correspondant.

Tableau V.1-9. Nombre de cycles de chargement $N_{Kx\%}$ en fonction du niveau de sollicitation : paramètres des différentes lois de corrélation

Produit	Paramètres	Chute de x% du module initial de la raideur au cisaillement de l'interface																
		5%	10%	15%	20%	25%	30%	35%	40%	45%	50%	55%	60%	65%	70%	75%	80%	85%
70/100 10°C	Valeur C	2,974	4,013	4,460	4,882	5,216	5,387	5,757	5,748	5,935	6,085	6,180	6,290	6,129	6,213	6,385	6,603	6,776
	Valeur D	-0,185	-0,195	-0,194	-0,196	-0,198	-0,198	-0,202	-0,201	-0,203	-0,204	-0,205	-0,207	-0,203	-0,204	-0,207	-0,210	-0,213
	Coeff. R ²	0,937	0,980	0,988	0,990	0,991	0,991	0,992	0,992	0,992	0,992	0,992	0,992	0,995	0,992	0,990	0,988	0,984
70/100 20°C	Valeur C	1,992	2,199	2,628	2,789	2,985	3,172	3,326	3,475	3,612	3,707	3,830	3,903	3,925	3,982	4,085	4,168	4,231
	Valeur D	-0,323	-0,262	-0,253	-0,243	-0,239	-0,239	-0,239	-0,240	-0,241	-0,242	-0,244	-0,245	-0,245	-0,246	-0,247	-0,248	-0,249
	Coeff. R ²	0,795	0,970	0,989	0,994	0,996	0,997	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998	0,998
SCA 10°C	Valeur C	2,322	2,469	2,552	2,617	2,675	2,710	2,744	2,772	2,804	2,847	2,880	2,913	2,912	2,936	3,218	2,322	2,469
	Valeur D	-0,184	-0,185	-0,185	-0,185	-0,186	-0,186	-0,187	-0,187	-0,188	-0,189	-0,190	-0,191	-0,190	-0,190	-0,198	-0,184	-0,185
	Coeff. R ²	0,980	0,982	0,981	0,980	0,980	0,980	0,981	0,981	0,981	0,980	0,980	0,980	0,979	0,979	0,998	0,980	0,982

V.1.3. Lois de fatigue selon les critères de rupture proposés

Ce paragraphe traite de la détermination de la loi opérationnelle de fatigue représentative du comportement en fatigue par cisaillement de chaque système de collage étudié. Les critères de rupture proposés au Chapitre IV (chute de 50% du module initial de la raideur, changement de pentes et perte de régulation), permettent d’obtenir différentes lois de fatigue. Une comparaison de ces lois de fatigue permettra de sélectionner un modèle adapté à la description du comportement en fatigue du collage.

L’application de chaque critère de rupture conduit à un nombre de cycles à la rupture.

Dans le cas du critère « classique » qui correspond à une chute de 50% du module initial de la raideur au cisaillement, il suffit de se référer aux **Tableaux V.1-6 à V.1-8** pour avoir les nombres de cycles à la rupture ($N_{Ks50\%}$).

Dans le cas du critère « perte de régulation », le nombre de cycles à la rupture (N_{Force}) correspond au nombre de cycles de chargement atteint lorsque l’amplitude du signal de force appliquée dépasse de 10% la consigne de pilotage.

Dans le cas du critère « changement de pentes », on a vu au § V.1.2 que deux droites de pentes a et b (**Figure V.1-2**) décrivent partiellement les deux principales phases de la courbe d’évolution du module de la raideur au cisaillement. L’intersection de ces deux droites conduit à un nombre de cycles à la rupture ($N_{Ks-pentes}$). Ces deux droites ont pour expression (**Equation V.1-2**) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Droite de pente } a : \frac{\Delta K_s(N)}{\Delta K_{s,1}} = 0,85 + a(N - N_{K15\%}) \\ \text{Droite de pente } b : \frac{\Delta K_s(N)}{\Delta K_{s,1}} = 0,40 + b(N - N_{K60\%}) \end{array} \right. \quad \text{Équation V.1-2}$$

Avec :

- $\Delta K_{s,1}$ et $\Delta K_s(N)$, le module de la raideur au cisaillement, respectivement au cycle 1 (initial) et au cycle N ;
- $N_{K15\%}$ et $N_{K60\%}$, le nombre de cycles correspondant à une chute du module initial de la raideur, respectivement, de 15% et de 60% (**Tableaux V.1-3 à V.1-5**) ;
- a et b, les valeurs algébriques des pentes des droites (**Tableaux V.1-6 à V.1-8**) ;
- 0,85 et 0,40, les bornes supérieures des plages de calcul des pentes a et b (§ V.1.2.2).

Ces équations de droites permettent de déterminer le nombre de cycles à la rupture $N_{Ks-pentes}$ à travers l'expression (**Equation V.1-3**) :

$$N_{Ks-pentes} = \frac{1}{b-a} (0,45 - a \cdot N_{K15\%} + b \cdot N_{K60\%}) \quad \text{Équation V.1-3}$$

Les nombres de cycles à la rupture tirés de l'application des trois critères de rupture sont donnés dans les **Tableaux V.1-10 à V.1-11**.

Pour chaque type d'interface étudié à 10 ou 20°C, la représentation graphique des valeurs de nombre de cycles à la rupture en fonction de l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée montre que, dans un repère bilogarithmique, un ajustement par une loi puissance traduit de manière satisfaisante le comportement du collage en fatigue par cisaillement (**Figures V.1-11 à V.1-13**).

Sur chaque figure, on remarque que les lois fatigue issues de l'application des critères de rupture présentent des coefficients presque identiques. En d'autres termes, dans la gamme des sollicitations sélectionnées dans ce travail, le choix de l'un ou l'autre des critères de rupture sélectionnés conduit à la même loi de fatigue en cisaillement du collage étudié (C65B4-70/100 ou SCA).

Tableau V.1-10. Nombre de cycles à la rupture selon 3 critères de rupture (C65B4-70/100_10°C)

N° Eprouvette	$\Delta \tau$ [MPa]	Nombres de cycles à la rupture		
		$N_{Ks-pentes}$	$N_{Ks50\%}$	N_{Force}
PLQ 16-6	0,25	#N/A	4912517	4942517
PLQ 16-4	0,30	#N/A	2070566	2078564
PLQ 16-5	0,33	1351990	1341567	1377567
PLQ 16-1	0,39	#N/A	568281	576281
PLQ 16-2	0,39	#N/A	546283	555283
PLQ 15-9	0,47	349944	351102	357102
PLQ 15-8	0,49	#N/A	436630	442880
PLQ 16-3	0,49	166069	167881	179981
PLQ 16-7	0,57	116220	116827	125212
PLQ 15-6	0,67	50323	49283	52982
PLQ 15-3	0,74	31466	31407	34332
PLQ 15-2	0,74	29624	29281	30583
PLQ 15-1	0,75	34719	35000	38000
PLQ 15-5	0,87	12197	11833	13783
PLQ 14-1	0,91	20241	19864	21226
PLQ 14-3	1,01	7898	7465	8228
PLQ 14-2	1,03	3477	3340	3778
PLQ 14-4	1,11	3642	3578	3942
PLQ 14-5	1,12	5853	5693	6281
PLQ 14-6	1,33	1486	1543	1731
PLQ 14-7	1,61	814	857	943
PLQ 14-9	1,92	330	340	376
PLQ 14-8	1,93	253	248	279
PLQ 14-10	2,23	161	161	184
PLQ 14-12	2,25	100	111	134
PLQ 16-8	3,55	#N/A	11	#N/A

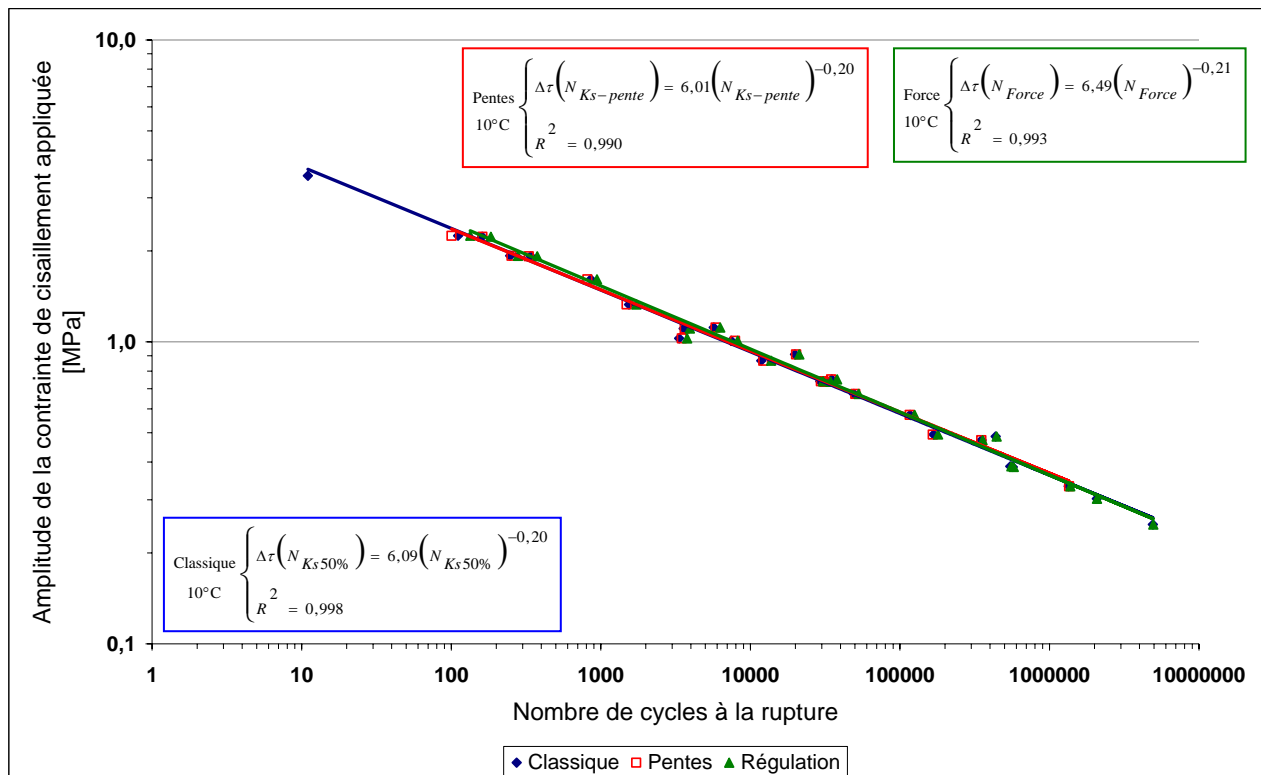


Figure V.1-11. Lois de fatigue selon trois critères de rupture (C65B4-70/100, essais à 10°C)

Tableau V.1-11. Nombre de cycles à la rupture selon 3 critères de rupture (C65B4-70/100_20°C)

N° Eprouvette	$\Delta \tau$ [MPa]	Nombres de cycles à la rupture		
		$N_{Ks-pentes}$	$N_{Ks50\%}$	N_{Force}
PLQ 18-8	0,11	1663634	1759782	2001283
PLQ 18-12	0,16	#N/A	#N/A	720000
PLQ 18-7	0,17	418802	409079	443200
PLQ 18-5	0,17	#N/A	319127	343843
PLQ 18-2	0,38	12444	11741	13781
PLQ 18-3	0,38	18194	17164	19700
PLQ 18-11	0,38	10765	10369	12291
PLQ 18-1	0,66	#N/A	1389	1601
PLQ 18-9	1,08	159	150	185
PLQ 18-6	1,09	122	117	170
PLQ 18-10	1,78	30	25	39

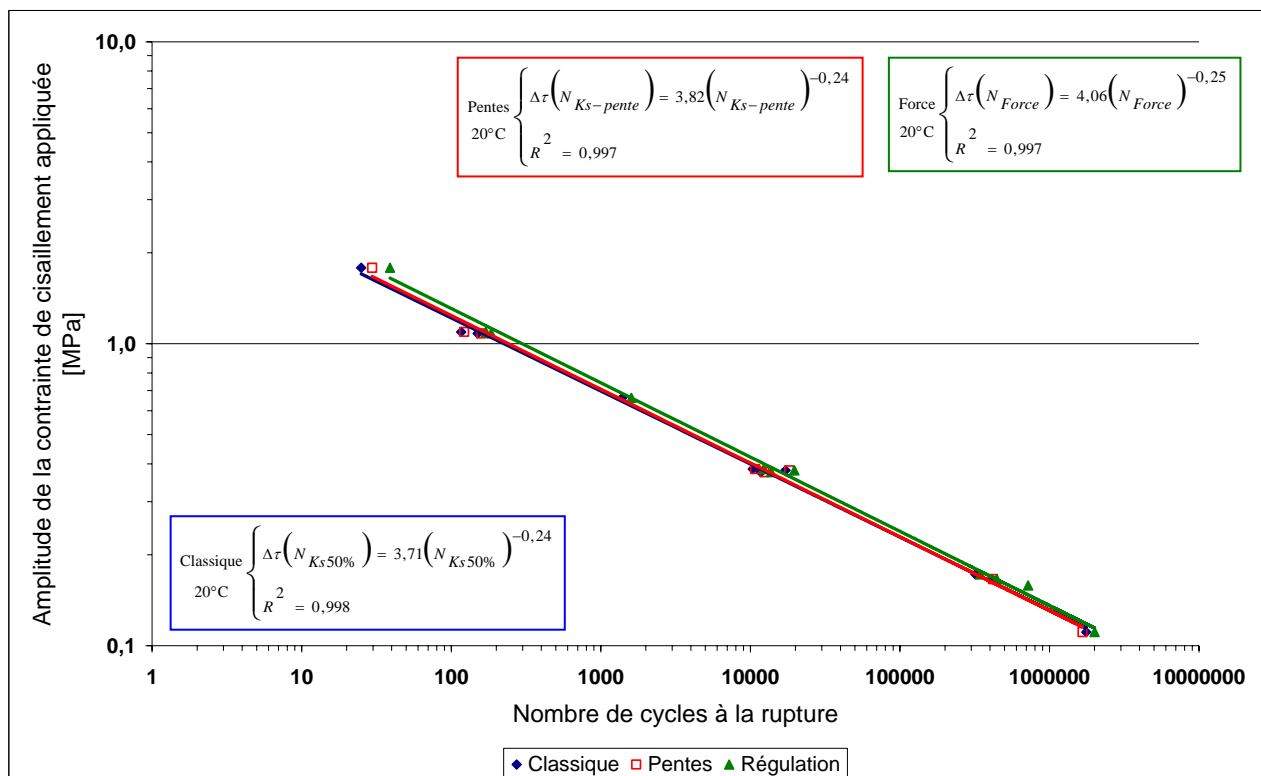


Figure V.1-12. Lois de fatigue selon trois critères de rupture (C65B4-70/100, essais à 20°C)

Tableau V.1-12. Nombre de cycles à la rupture selon 3 critères de rupture (SCA_10°C)

N° Eprouvette	$\Delta \tau$ [MPa]	Nombres de cycles à la rupture		
		$N_{Ks-pentes}$	$N_{Ks50\%}$	N_{Force}
PLQ 17-5	0,13	#N/A	#N/A	2233764
PLQ 17-7	0,20	1232999	1213929	1266342
PLQ 17-9	0,27	510030	523176	540970
PLQ 17-12	0,27	256715	263080	270272
PLQ 17-11	0,28	159871	163499	169500
PLQ 17-6	0,43	#N/A	26604	28089
PLQ 17-2	0,43	6763	6720	7280
PLQ 17-3	0,44	13140	14100	15965
PLQ 17-4	1,30	62	71	95
PLQ 17-1	1,31	75	79	94

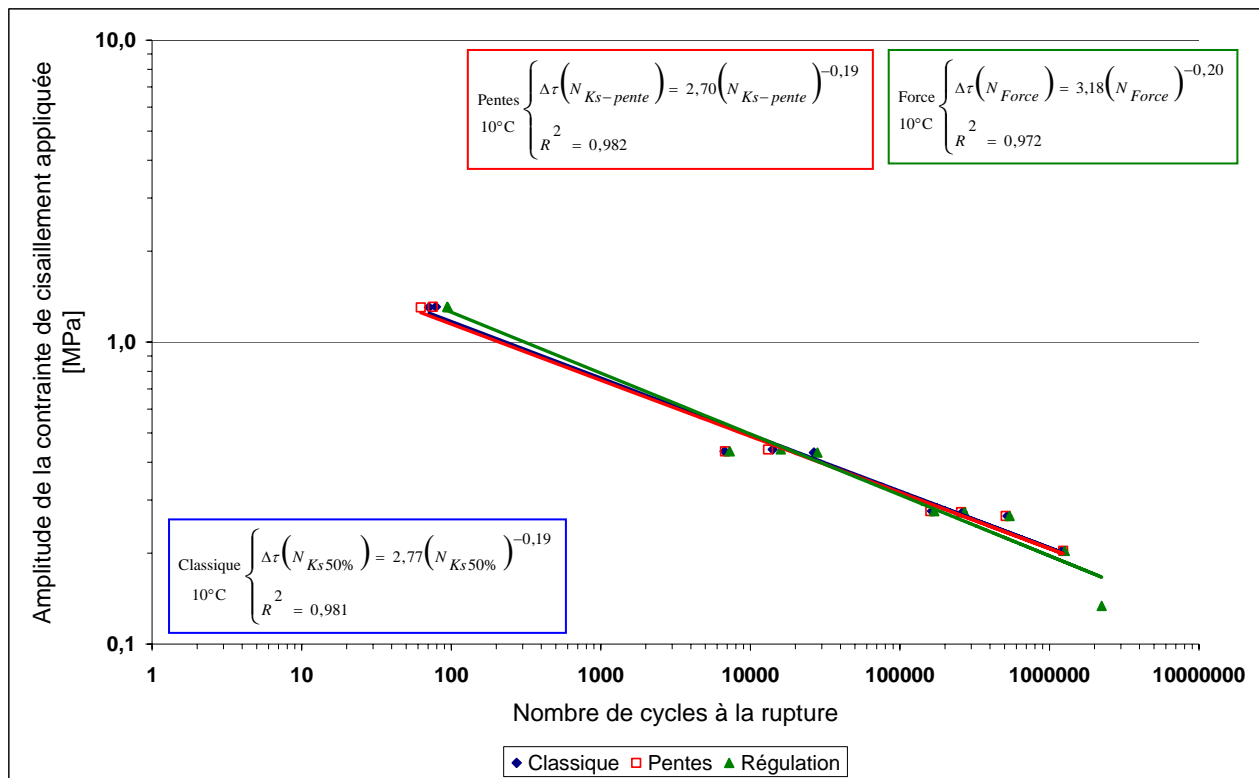


Figure V.1-13. Lois de fatigue selon trois critères de rupture (SCA, essais à 10°C)

Dans ce qui suit, la loi de fatigue du collage étudié sera la loi correspondant au critère de rupture classique. Une comparaison des lois de fatigue obtenues pour les différentes configurations de collage étudiées est présentée en **Figure V.1-14**.

Dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100, les lois de fatigue obtenues à 10 et 20°C (**Figure V.1-14**) présentent des coefficients comparables. De ce fait, on peut estimer la loi de fatigue de ce matériau dans une gamme de températures comprises entre 10 et 20°C.

A 10°C, on note également que l'interface sans couche d'accrochage présente une tenue à la fatigue moins importante que celle de l'interface avec émulsion (**Figure V.1-14**). Cette observation est cohérente avec les conclusions formulées dans les précédents paragraphes. Lorsqu'on compare les lois de fatigue des deux natures d'interface étudiées à 10°C, on remarque que le paramètre D (**Equation V.1-1**) semble ne pas être influencé par la présence ou non d'émulsion et vaut -0,20. Les essais conventionnels de fatigue par flexion (25 Hz, 10°C, amplitude constante de déplacement) sur éprouvette de forme trapézoïdale en enrobé conduisent à une loi de fatigue dans laquelle le paramètre D vaut également -0,20.

A 20°C, la loi de fatigue obtenue (**Figure V.1-14**) laisse penser que la valeur du paramètre D sera également indépendante de la présence ou non d'une émulsion à l'interface BBTM/BBSG, et vaudra -0,24.

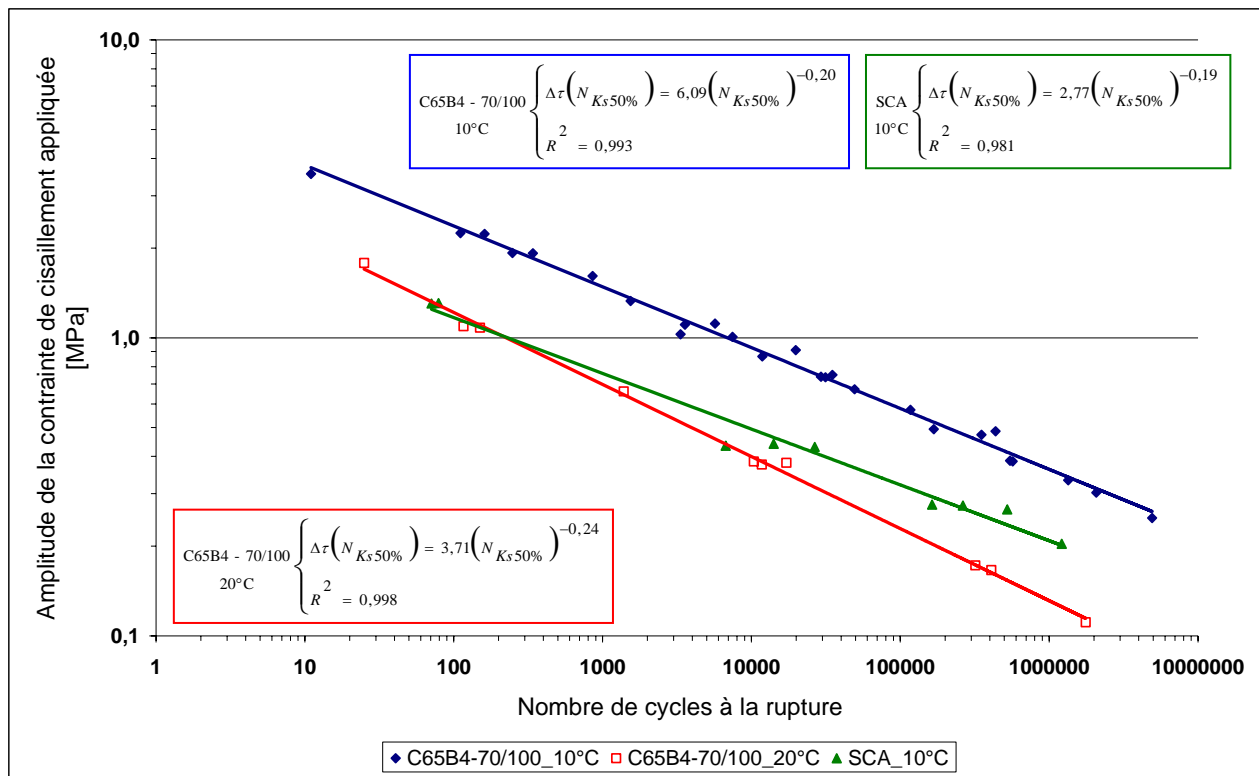


Figure V.1-14. Lois opérationnelles de fatigue en fonction du type d’interface et de la température

V.1.4. Evolution de l’endommagement du collage à l’interface : modèle bilinéaire

Dans le précédent paragraphe l’objectif était de déterminer une loi de fatigue du collage à l’interface BBTM/BBSG pour une température donnée et une sollicitation sinusoïdale à amplitude constante de contrainte de cisaillement.

Ce paragraphe se veut être une synthèse des paramètres nécessaires à la prédiction de l’évolution de l’endommagement du collage à l’interface pour une température donnée, et sous l’hypothèse que la sollicitation sinusoïdale de cisaillement soit à amplitude constante.

L’endommagement du collage à l’interface est quantifié à travers l’évolution du module de la raideur au cisaillement de l’interface. Nous avons vu au § V.1.2, **Figure V.1-2**, que cette courbe d’évolution du module de la raideur peut être partiellement décrite par la valeur initiale du module et deux droites de pentes a et b. Cependant, la bifurcation symbolisant le passage de la phase « endommagement progressif » à la phase « rupture accélérée » n’est pas modélisable sur la base de ces 3 paramètres surtout dans le cas des essais oligocycliques. L’information sur le module de la raideur au cisaillement au niveau de cette bifurcation est donnée par le couple de valeurs (nombre de cycles à la rupture, 50% du module initial de la raideur). En bilan, quatre paramètres permettent de décrire l’évolution du module de la raideur au cisaillement (**Figure V.1-15**).

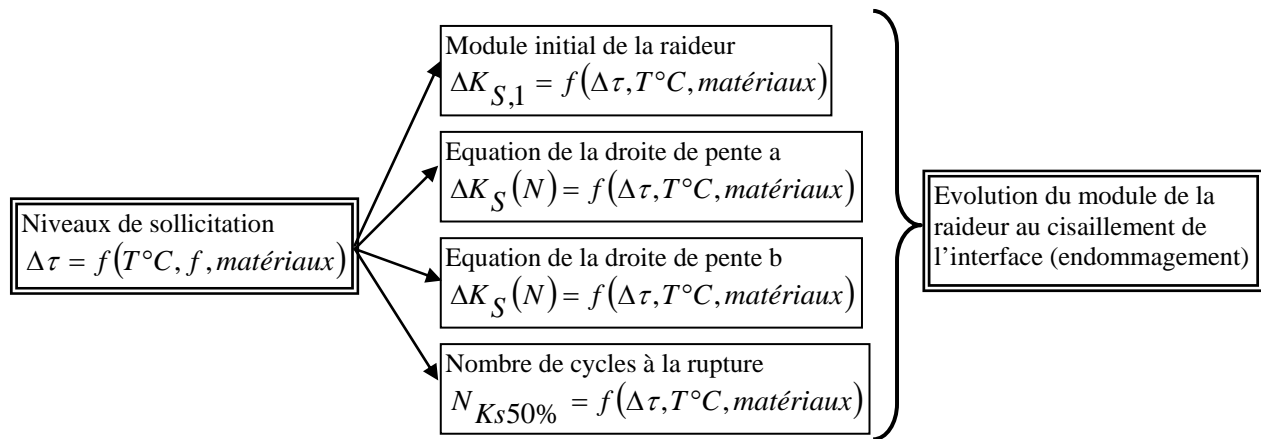


Figure V.1-15. Simulation de la courbe d'évolution du module de la raideur au cisaillement

Dans cet organigramme, les différents paramètres de la courbe d'évolution de la raideur sont déterminés en se référant à certaines figures, tableaux ou équations de ce document.

- Détermination du **module initial de la raideur** : **Figure V.1-3** ;
- Détermination des **équations des droites de pentes a et b** : **Equation V.1-2, Equation V.1-1, Tableau V.1-9, Figure V.1-7 et Figure V.1-8** ;
- Détermination du **nombre de cycles à la rupture** : **Figure V.1-14**.

A titre d'application, l'organigramme donné en **Figure V.1-15** a été suivi pour prédire l'évolution du module de la raideur au cisaillement de quatre essais. Les courbes prévisionnelles obtenues sont comparées avec celles tirées de l'expérimentation (**Figures V.1-16 à V.1-19**). Cette application met en jeu deux natures d'interface (C65B4-70/100 et SCA), deux températures d'essai (10 et 20°C), différentes amplitudes de contrainte de cisaillement (essais oligocycliques et essais de fatigue à grand nombre de cycles).

Les **Figures V.1-16 à V.1-19** montrent une bonne corrélation entre les courbes obtenues par simulation et celles tirées de l'analyse des essais de fatigue. Dans le cas de l'essai PLQ16/5 (**Figure V.1-17**), dans la phase d'endommagement, l'écart maximal entre la simulation et l'expérimentation est de 6%.

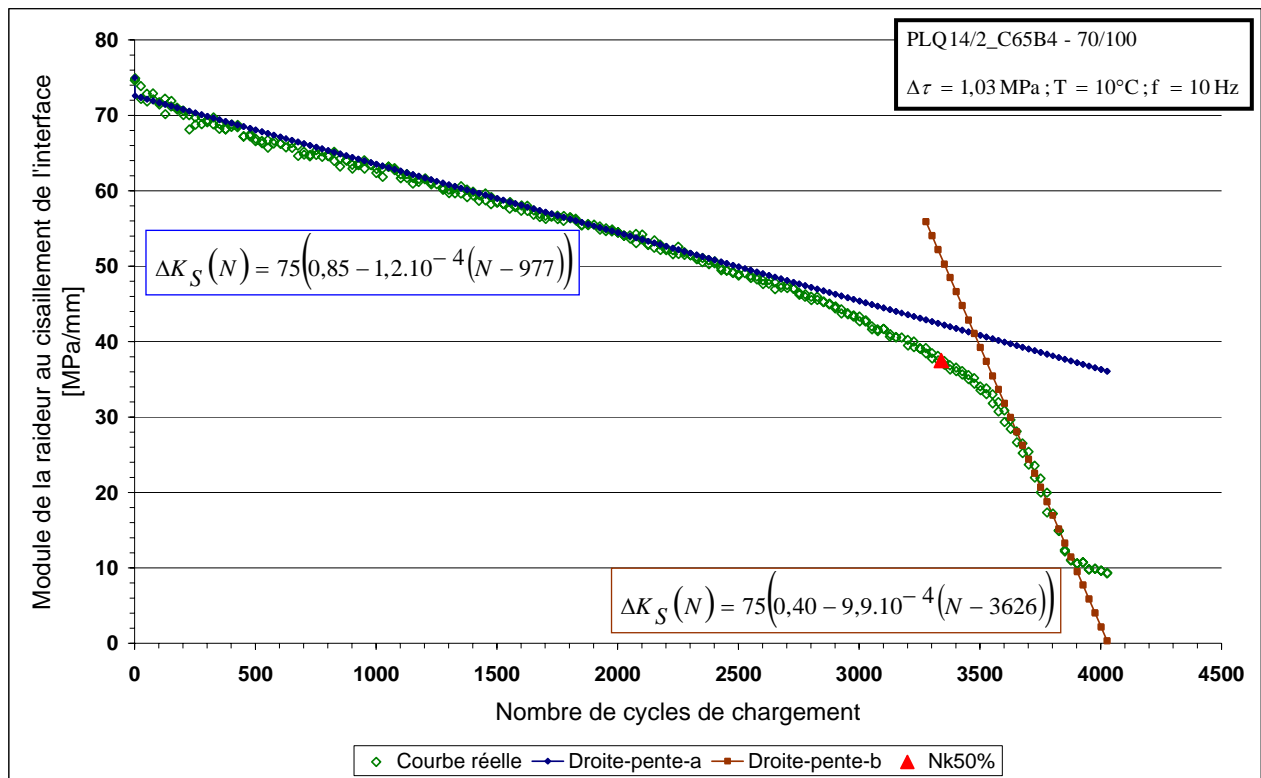


Figure V.1-16. Evolution du module de la raideur au cisaillement (simulation et expérimentation)

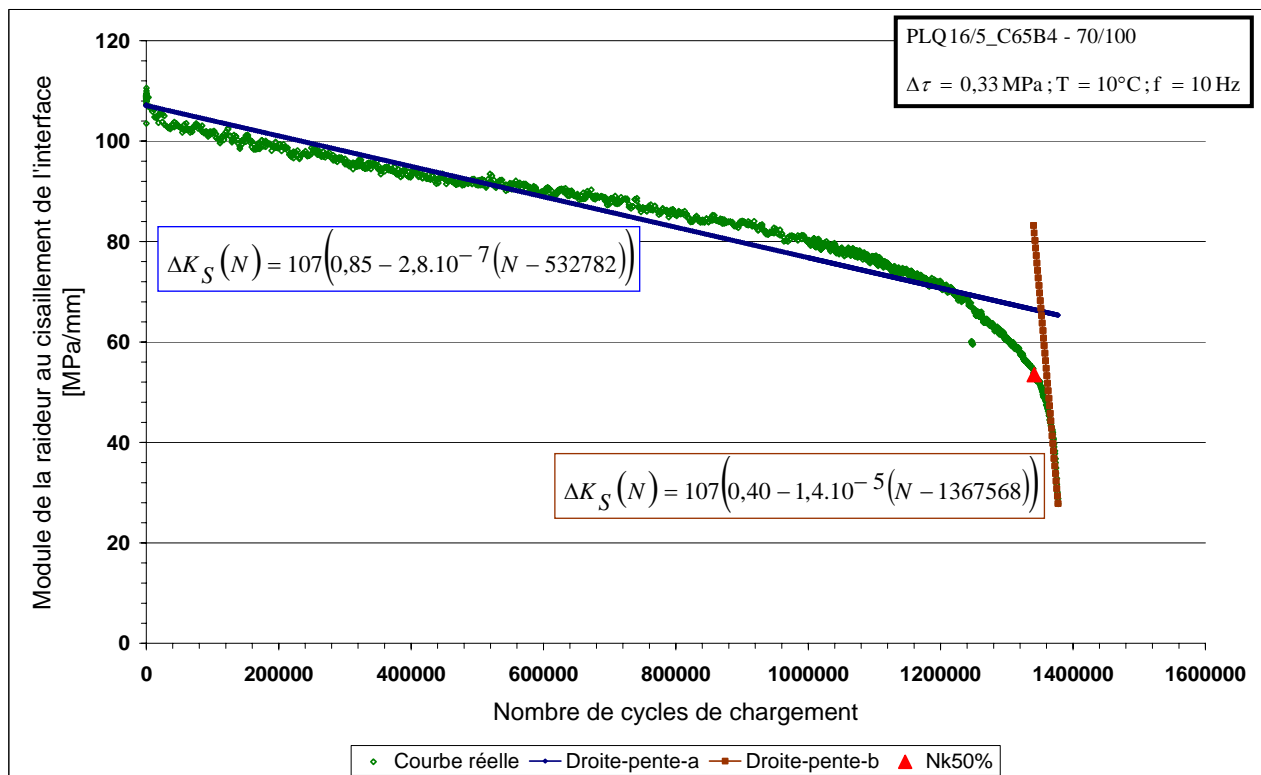


Figure V.1-17. Evolution du module de la raideur au cisaillement (simulation et expérimentation)

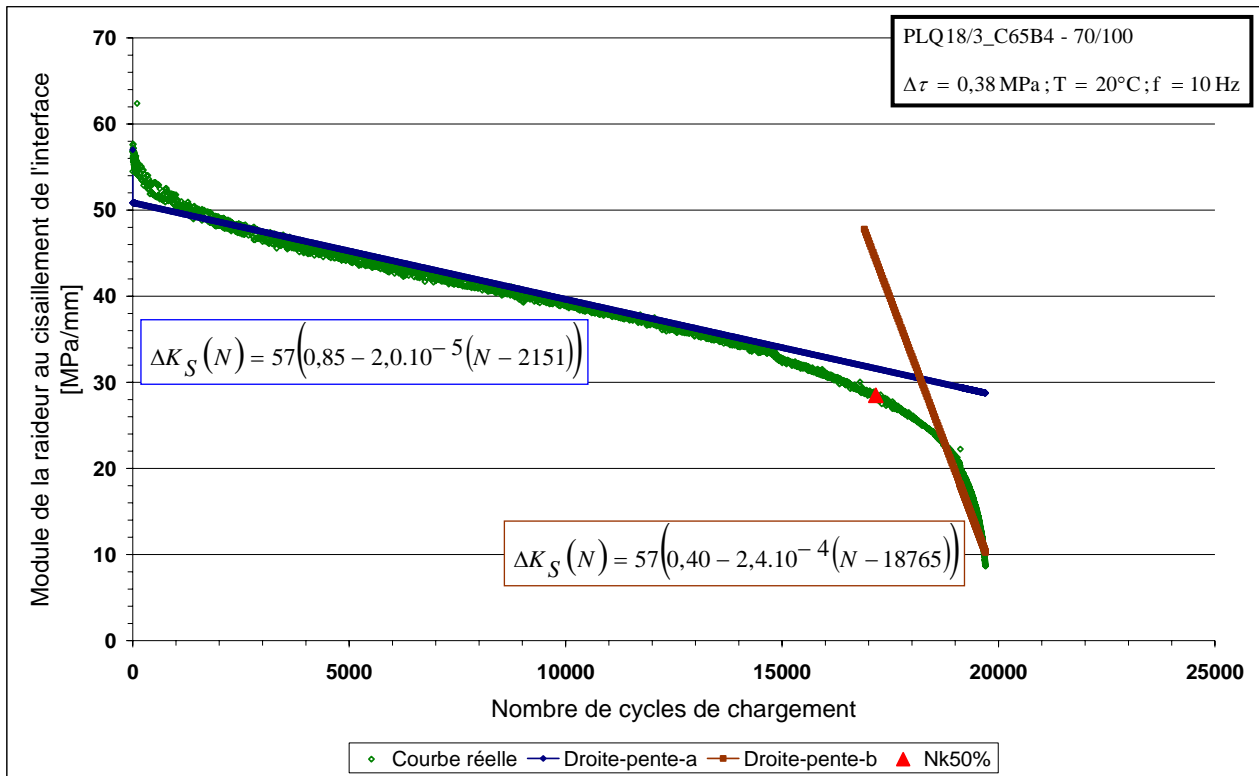


Figure V.1-18. Evolution du module de la raideur au cisaillement (simulation et expérimentation)

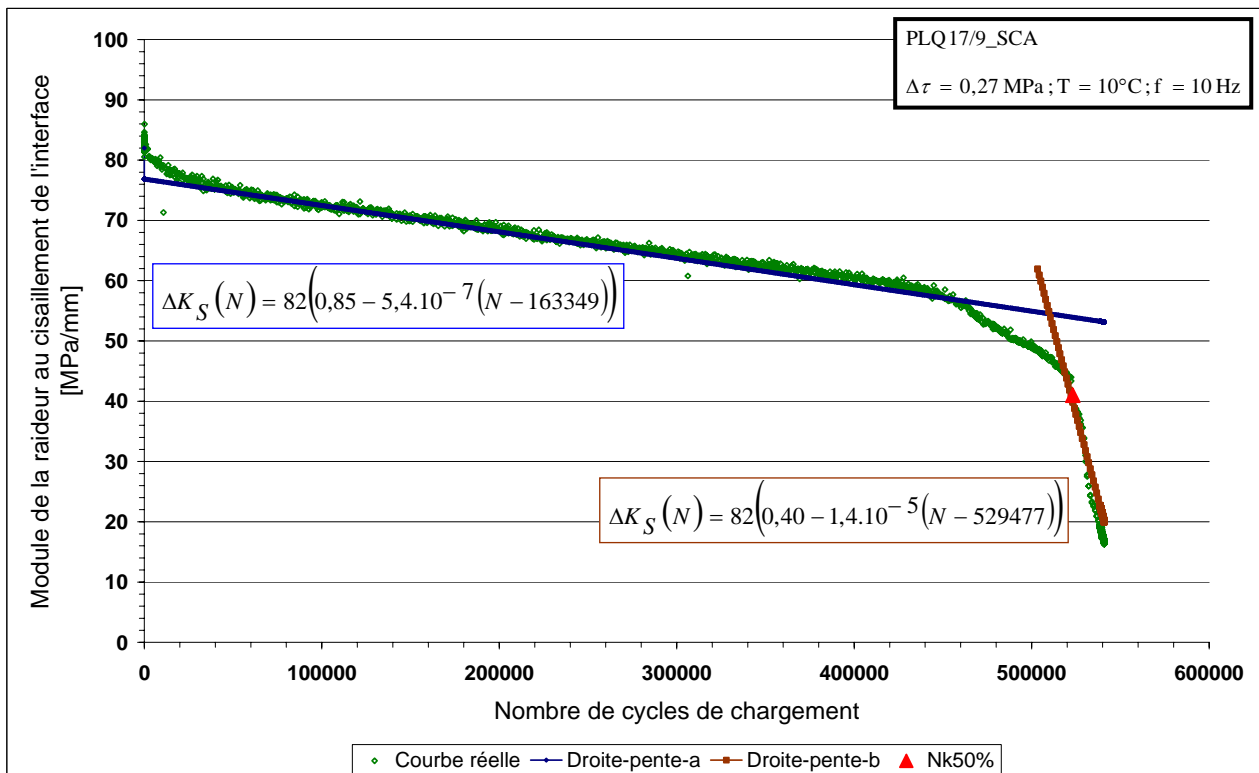


Figure V.1-19. Evolution du module de la raideur au cisaillement (simulation et expérimentation)

V.1.5. Conclusions

A partir de l'interprétation des résultats d'essais de fatigue, le paragraphe V.1 propose, d'une part, des lois opérationnelles qui permettent d'estimer la tenue à la fatigue du collage à l'interface BBTM/BBSG connaissant le niveau de sollicitation appliqué, et d'autre part, des paramètres qui traduisent l'évolution de l'endommagement progressif du collage à l'interface.

Dans une première analyse des résultats, on observe que, dans un repère bilogarithmique, une loi puissance décrit, de manière satisfaisante, l'évolution de l'amplitude initiale du déplacement tangentiel relatif à l'interface avec l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée. Cette amplitude initiale traduit le niveau de glissement entre couches d'enrobés résultant de la présence ou non de couche d'accrochage à l'interface. Comme on peut s'y attendre, cette amplitude initiale de déplacement augmente avec la contrainte de cisaillement appliquée et la température d'essai. On remarque également, qu'à 10°C, l'amplitude initiale de déplacement dans le cas de l'interface sans couche d'accrochage est légèrement supérieure, voire identique, à celle de l'interface avec émulsion.

Dans un repère semi-logarithmique, l'analyse des valeurs initiales du module de la raideur au cisaillement montre une évolution bilinéaire de celles-ci avec l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée. A 10°C, et dans le cas de l'interface comportant une émulsion, le module initial de la raideur est constant (≈ 105 MPa/mm) pour des amplitudes de contrainte de cisaillement inférieures à 0,9 MPa. Au-delà de cette valeur, la valeur initiale du module de la raideur suit une évolution linéaire décroissante. On observe ces mêmes évolutions à 20°C, mais à des niveaux différents (raideur et contrainte de cisaillement). Dans le cas de l'interface sans émulsion, le module initial de la raideur au cisaillement calculé à 10°C est légèrement inférieur à celui de l'interface avec émulsion calculé à la même température.

Au cours de l'essai, l'évolution du module de la raideur au cisaillement peut être décomposée en deux principales phases : endommagement progressif et rupture. Deux droites de pentes a et b sont associées à ces phases. Pour chaque système de collage, l'analyse des résultats à 10 et 20°C montre que, dans un repère bilogarithmique, chacune des deux valeurs de pentes est corrélée, de manière satisfaisante, à l'amplitude de la contrainte de cisaillement. Cette corrélation permet de reproduire partiellement, dans la gamme des amplitudes de contrainte de cisaillement appliquées, l'évolution du module de la raideur au cisaillement de l'interface.

Pour chaque système de collage, la loi de fatigue du collage à 10 et 20°C est évaluée selon trois critères de rupture : critère classique correspondant à une chute de 50% du module initial de la raideur au cisaillement, critère de changement de pentes (évolution du module de la raideur)

décrivant le passage de la phase endommagement à la phase rupture, et le critère perte de régulation qui traduit une augmentation de 5% de l'amplitude du signal de force appliquée par rapport à la consigne de pilotage. Les trois lois de fatigue issues de l'application des critères de rupture sont comparées dans un repère bilogarithmique. Cette représentation graphique montre que les lois de fatigue sont très comparables. Ce résultat conduit à opter pour le critère classique pour la détermination de la loi de fatigue du collage à l'interface. A 10°C, la comparaison de lois de fatigue montrent que l'interface sans émulsion présente une tenue à la fatigue beaucoup moins intéressante que celle de l'interface avec émulsion.

La loi opérationnelle de fatigue issue de l'application du critère classique est comparée avec d'autres lois de « fatigue » obtenues en considérant différents pourcentages de chute du module initial de la raideur au cisaillement. Les résultats montrent, qu'à partir de 35% de chute du module initial de la raideur, les lois de fatigue obtenues sont assez comparables.

Dans l'hypothèse d'une amplitude constante de contrainte de cisaillement, l'endommagement du collage à l'interface est quantifié à travers l'évolution du module de la raideur au cisaillement de l'interface. Cette évolution peut être reproduite à partir de quatre paramètres : le module initial de la raideur au cisaillement, les valeurs des deux pentes a et b, et le nombre de cycles à la rupture. Une procédure de simulation de l'évolution de l'endommagement est appliquée sur quelques éprouvettes et les résultats sont comparés avec ceux de l'expérimentation. La corrélation est satisfaisante.

V.2. Comportement du collage en double cisaillement monotone

Ce paragraphe est consacré à l'analyse des résultats d'essais monotones de double cisaillement, et vise à proposer des lois de comportement mécanique qui permettent d'évaluer la performance du collage à l'interface BBTM/BBSG connaissant les niveaux de sollicitation mécanique et thermique. La performance du collage à l'interface est quantifiée à partir des valeurs de résistance et de raideur au cisaillement. On s'intéressera également à l'interprétation des valeurs de temps de rupture de l'interface.

Dans l'analyse des résultats d'essais, on introduit la notion de fréquence « équivalente » de sollicitation. L'analyse en fréquence équivalente vise à proposer des éléments pour la corrélation entre les résultats d'essais monotones et ceux de fatigue. Dans la définition de la fréquence équivalente de sollicitation, on suppose que l'amplitude d'une sollicitation cyclique de période T qui provoquerait une rupture en cisaillement de l'interface au bout d'un quart de cycle de chargement, serait du même ordre de grandeur que celle provoquant la rupture en cisaillement monotone en un temps T_R (**Figure V.2-1**), tel que (**Equation V.2-1**).

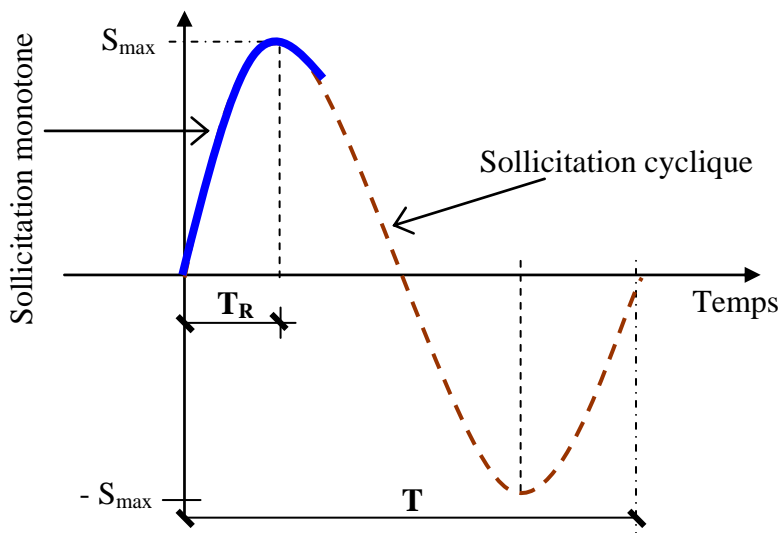


Figure V.2-1. Comparaison entre essai monotone et essai cyclique alterné

$$\begin{cases} T_R = \frac{1}{4} \cdot T \\ f_{eq} = \frac{1}{4 \cdot T_R} \end{cases} \quad \text{Équation V.2-1}$$

Pour chaque essai monotone de double cisaillement, la fréquence équivalente de sollicitation associée (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.2-2**) est calculée avec l'expression **Equation V.2-1**.

Tableau V.2-1. Résultats (τ^{\max} , K_{STG} , T_R) des essais monotones de double cisaillement (C65B4-35/50)

Produit testé	N° Eprouvette	Sollicitations thermique et mécanique			Résultats expérimentaux			Fréquence équivalente [Hz]
		Température [°C]	$\dot{\tau}$ [MPa/s]	\dot{F} [N/s]	τ^{\max} [MPa]	K_{STG} [MPa/mm]	T_R [s]	
Emulsion à base de bitume pur 35/50	PLQ 12/3	10	0,005	34	1,87	4,53	361,0	0,0007
	PLQ 8/1		0,015	100	2,44	6,24	162,7	0,0015
	PLQ 12/8		0,015	101	2,28	7,21	155,0	0,0016
	PLQ 12/12		0,100	674	2,99	14,09	30,4	0,0082
	PLQ 12/6		0,100	677	3,45	12,72	35,6	0,0070
	PLQ 12/7		0,100	679	3,07	14,23	31,7	0,0079
	PLQ 9/6		0,101	680	3,10	16,32	31,3	0,0080
	PLQ 12/11		0,194	1327	3,36	17,51	17,7	0,0141
	PLQ 6/12		0,200	1331	3,51	21,82	17,9	0,0140
	PLQ 12/10		0,200	1359	3,40	16,75	17,7	0,0141
	PLQ 9/7		0,200	1367	3,24	20,28	16,5	0,0152
	PLQ 9/5		0,500	3499	4,03	25,57	8,2	0,0304
	Emulsion à base de bitume pur 35/50		PLQ 6/6	20	0,005	35	1,17	1,52
PLQ 6/3		0,020	138		1,47	2,75	74,4	0,0034
PLQ 6/11		0,020	140		1,35	2,79	69,2	0,0036
PLQ 6/2		0,020	142		1,29	2,71	65,3	0,0038
PLQ 6/8		0,070	473		1,88	5,23	27,8	0,0090
PLQ 4/10		0,200	1327		2,07	5,77	10,6	0,0236
PLQ 6/1		0,200	1400		2,19	8,59	11,4	0,0218
PLQ 6/10		1,000	6793		2,62	13,48	2,8	0,0895
PLQ 6/4		1,000	6882		2,73	13,69	2,9	0,0863
PLQ 6/5		1,000	7067		2,93	14,15	3,1	0,0810
PLQ 6/9		3,000	20885		3,10	21,61	1,1	0,2249
PLQ 6/7		3,000	21617		3,63	21,20	1,3	0,1939

Tableau V.2-2. Résultats (τ^{\max} , K_{STG} , T_R) des essais monotones de double cisaillement (C65B4-70/100)

Produit testé	N° Eprouvette	Sollicitations thermique et mécanique			Résultats expérimentaux			Fréquence équivalente [Hz]
		Température [°C]	$\dot{\tau}$ [MPa/s]	\dot{F} [N/s]	τ^{\max} [MPa]	K_{STG} [MPa/mm]	T_R [s]	
Emulsion à base de bitume pur 70/100	PLQ 19/10	10	0,015	100	2,16	6,02	144,4	0,0017
	PLQ 19/9		0,015	103	2,20	5,35	148,7	0,0017
	PLQ 19/2		0,100	686	3,28	14,08	33,4	0,0075
	PLQ 19/11		0,100	687	3,04	12,46	31,2	0,0080
	PLQ 19/3		0,100	697	3,08	12,30	31,5	0,0079
	PLQ 19/4		0,200	1353	3,54	16,88	18,3	0,0137
	PLQ 19/5		0,200	1363	3,56	15,16	18,1	0,0138
	PLQ 19/6		0,200	1369	3,28	16,30	17,0	0,0147
	PLQ 19/8		0,500	3377	3,75	24,14	7,7	0,0323
	PLQ 19/7		0,500	3417	3,77	21,80	7,8	0,0319
Emulsion à base de bitume pur 70/100	PLQ 20/7	20	0,020	132	1,22	1,88	62,5	0,0040
	PLQ 20/8		0,020	133	1,31	2,69	68,1	0,0037
	PLQ 20/2		0,200	1315	1,75	6,90	9,2	0,0273
	PLQ 20/1		0,200	1323	2,08	5,13	10,8	0,0232
	PLQ 20/3		0,200	1325	1,79	6,37	9,4	0,0266
	PLQ 20/9		0,200	1328	2,00	8,25	10,4	0,0240
	PLQ 20/6		1,000	6592	2,58	14,31	2,7	0,0923
	PLQ 20/5		1,000	6603	2,66	13,31	2,8	0,0890
	PLQ 20/10		1,000	6655	2,64	13,52	2,8	0,0898
	PLQ 20/12		3,000	19773	3,08	16,36	1,1	0,2282
	PLQ 20/11		3,000	19898	2,85	19,03	1,0	0,2437

V.2.1. Analyse des valeurs de résistance au cisaillement

Une première analyse des résultats d'essais (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.2-2**) permet d'aboutir, pour chaque température, à des lois mécaniques reliant la résistance au cisaillement du collage (BBTM/C65B4 (35/50 ou 70/100)/BBSG) à la vitesse de sollicitation. Les paramètres T_R et f_{eq} sont identiques à un facteur près. Ainsi, dans une seconde analyse, on propose une corrélation entre la résistance au cisaillement et le temps de rupture de l'essai. A titre d'information, on donnera les lois de corrélation entre la résistance au cisaillement et la fréquence équivalente de sollicitation.

V.2.1.1. Analyse en vitesse de sollicitation

Dans cette phase d'analyse, on représente graphiquement, pour chaque type de collage étudié, l'effet de la vitesse de sollicitation et de la température d'essai sur la valeur de la résistance au cisaillement du collage.

A chaque température, la représentation graphique des valeurs de résistance au cisaillement et de vitesse de sollicitation (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.2-2**) dans un repère bilogarithmique (**Figure**

V.2-2) montre d'une part, que la résistance au cisaillement est une fonction croissante de la vitesse de sollicitation, et d'autre part, que cette résistance décroît lorsque la température d'essai passe de 10 à 20°C. A chaque température, un ajustement par une loi puissance permet de décrire, de manière satisfaisante, l'évolution de la résistance au cisaillement en fonction de la vitesse de sollicitation.

Les lois puissances proposées à 10 et 20°C (**Figure V.2-2**) représentent les lois de comportement mécanique des configurations de collage étudiées sous sollicitation monotone de cisaillement. Pour chaque type de collage testé (C65B4-35/50 ou C65B4-70/100), la **Figure V.2-2** montre que les lois obtenues à 10 et 20°C sont comparables. Ceci permet d'obtenir une bonne estimation, dans cette gamme de vitesses de sollicitation, de la résistance au cisaillement du collage pour une température d'essai comprise entre 10 et 20°C. Pour chaque système de collage, la valeur de la pente de la loi de comportement obtenue à 20°C est légèrement supérieure à celle de la loi de comportement à 10°C. Cette remarque traduit le caractère viscoélastique des matériaux plus marqué à 20°C qu'à 10°C.

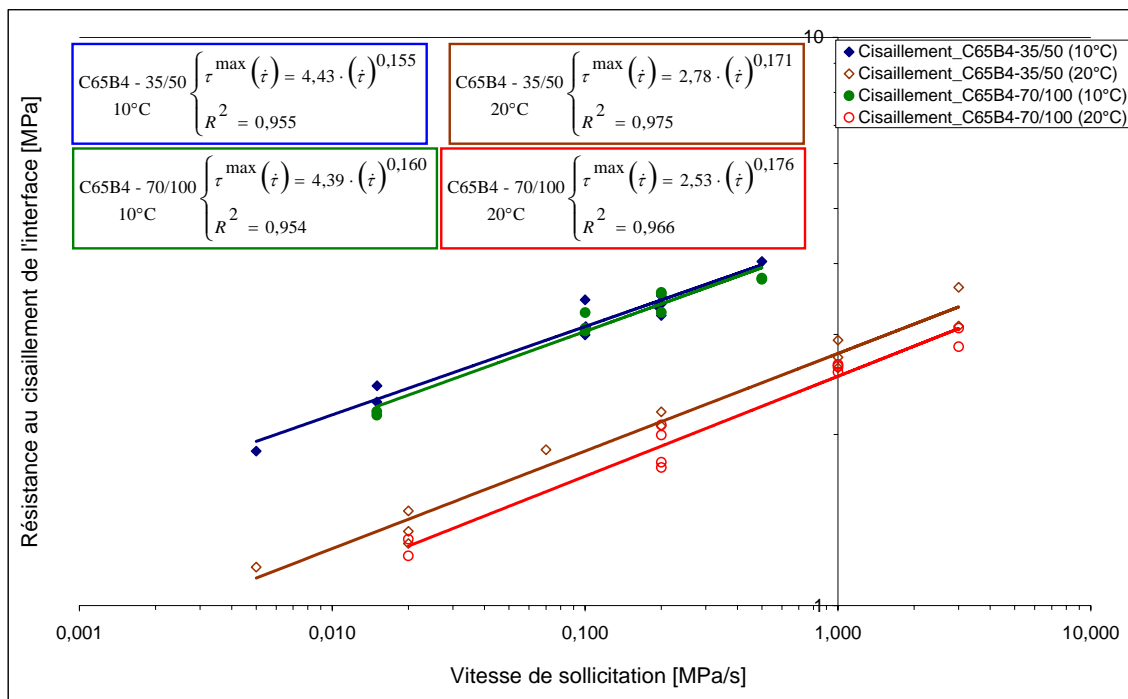


Figure V.2-2. Influence de la température d'essai et de la vitesse de sollicitation sur la résistance au cisaillement de l'interface (C65B4-35/50 et C65B4-70/100)

Pour une même vitesse de sollicitation, lorsqu'on compare les résistances au cisaillement obtenues à 10°C (**Figure V.2-2**), on note que l'effet du grade du bitume pur (35/50 ou 70/100) utilisé dans la formulation de la couche d'accrochage est peu mis en évidence. Les deux systèmes de collage semblent conduire à la même performance mécanique en terme de résistance au

cisaillement. Cependant, les résistances obtenues à 20°C sont sensiblement différentes, le grade du bitume pur semble avoir un effet sur la performance du collage. Ces observations laissent penser qu'une couche d'accrochage formulée avec un bitume pur plus dur conduit à une meilleure performance du collage à l'interface quand la température augmente.

V.2.1.2. Analyse en temps de rupture de l'interface ou en fréquence équivalente

Dans cette seconde phase d'analyse des résultats d'essais monotones de double cisaillement (Tableau V.2-1 et Tableau V.2-2) on s'intéresse à la corrélation entre la résistance au cisaillement et le temps de rupture de l'interface pour les systèmes de collage étudiés. Cette corrélation vise à permettre à l'opérateur d'évaluer la performance du collage à partir de la valeur du temps de rupture de l'interface.

Pour les systèmes de collage étudiés, la représentation graphique des valeurs de résistance au cisaillement en fonction de celles du temps de rupture correspondant est donnée en Figure V.2-3.

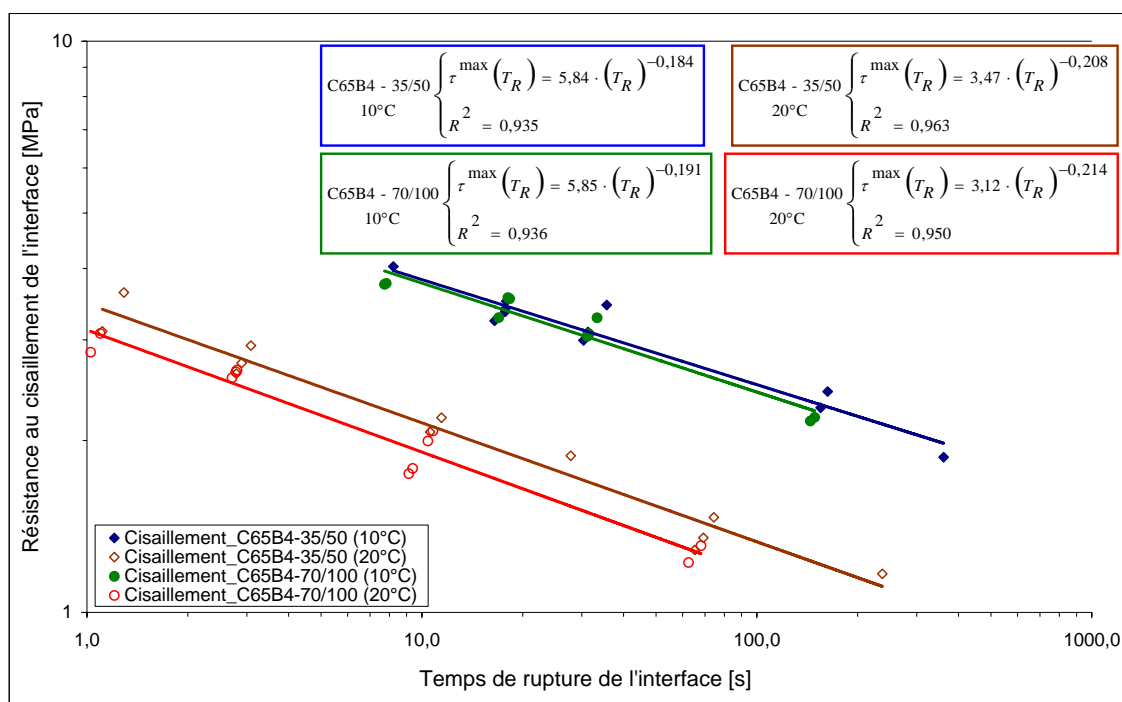


Figure V.2-3. Corrélation entre résistance au cisaillement et temps de rupture de l'interface (C65B4-35/50 et C65B4-70/100)

Dans un repère bilogarithmique, des ajustements par des lois puissances conduisent, pour chaque système de collage, à des corrélations satisfaisantes entre la résistance au cisaillement et le temps de rupture à 10 et 20°C. Pour chaque système de collage, les droites de corrélation obtenues à 10 et 20°C sont parallèles. La Figure V.2-3 montre qu'à 10°C, l'effet du système de collage sur la loi de

corrélation (loi puissance) est négligeable. On aboutit ainsi à des conclusions similaires à celles tirées de l'analyse en vitesse de sollicitation. En effet, la résistance au cisaillement est le produit de la vitesse de sollicitation et du temps de rupture.

A titre d'information, lorsqu'on analyse en fréquence équivalente, les précédentes lois (**Figure V.2-3**) permettent d'aboutir aux lois de corrélation entre la résistance au cisaillement et la fréquence équivalente de sollicitation (**Figure V.2-4**).

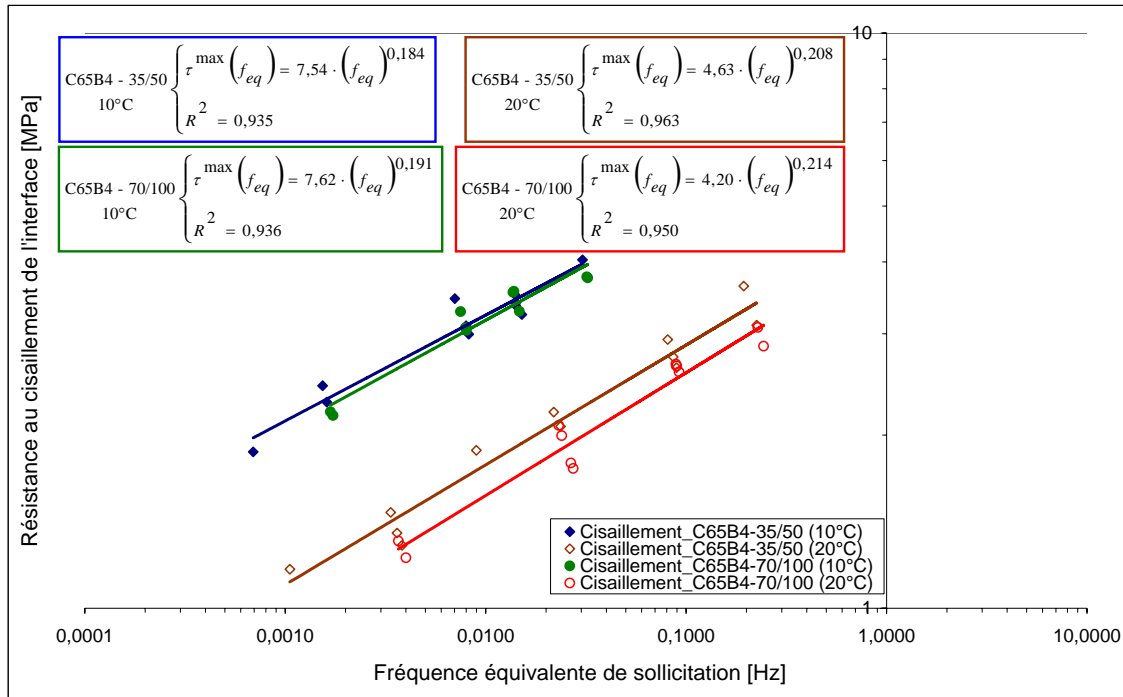


Figure V.2-4. Corrélation entre résistance au cisaillement et fréquence équivalente de sollicitation (C65B4-35/50 et C65B4-70/100)

V.2.2. Analyse des valeurs de raideur au cisaillement

Dans ce paragraphe, on évalue la performance du collage à l'interface dans le domaine de petits déplacements tangentiels relatifs entre les couches d'enrobés. Dans ce domaine, l'efficacité du collage est pilotée par la valeur (tangente) de la raideur au cisaillement de l'interface qui permet des valeurs de déplacements tangentiels relatifs plus ou moins importantes.

Une première analyse des résultats d'essais (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.2-2**) permet d'obtenir des lois de comportement mécanique reliant la raideur au cisaillement de l'interface BBTM/BBSG à la vitesse de sollicitation. Tout comme dans le cas de l'analyse des résistances au cisaillement, une seconde analyse vise à estimer la corrélation entre le temps de rupture et la raideur au cisaillement de l'interface.

V.2.2.1. Analyse en vitesse de sollicitation

Dans cette étape d'analyse, on représente graphiquement, pour chaque système de collage étudié, l'effet de la température d'essai et de la vitesse de sollicitation sur la raideur au cisaillement de l'interface.

Pour chaque système de collage, la représentation graphique, à chaque température, des valeurs de raideur au cisaillement et de vitesse de sollicitation (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.2-2**) dans un repère bilogarithmique (**Figure V.2-5**) permet d'observer d'une part, une évolution croissante de la raideur au cisaillement avec la vitesse de sollicitation, et d'autre part, une décroissance de cette raideur lorsque la température d'essai passe de 10 à 20°C. A chaque température d'essai, des ajustements par des lois puissances permettent de décrire, de manière satisfaisante, l'évolution de la raideur au cisaillement en fonction de la vitesse de sollicitation.

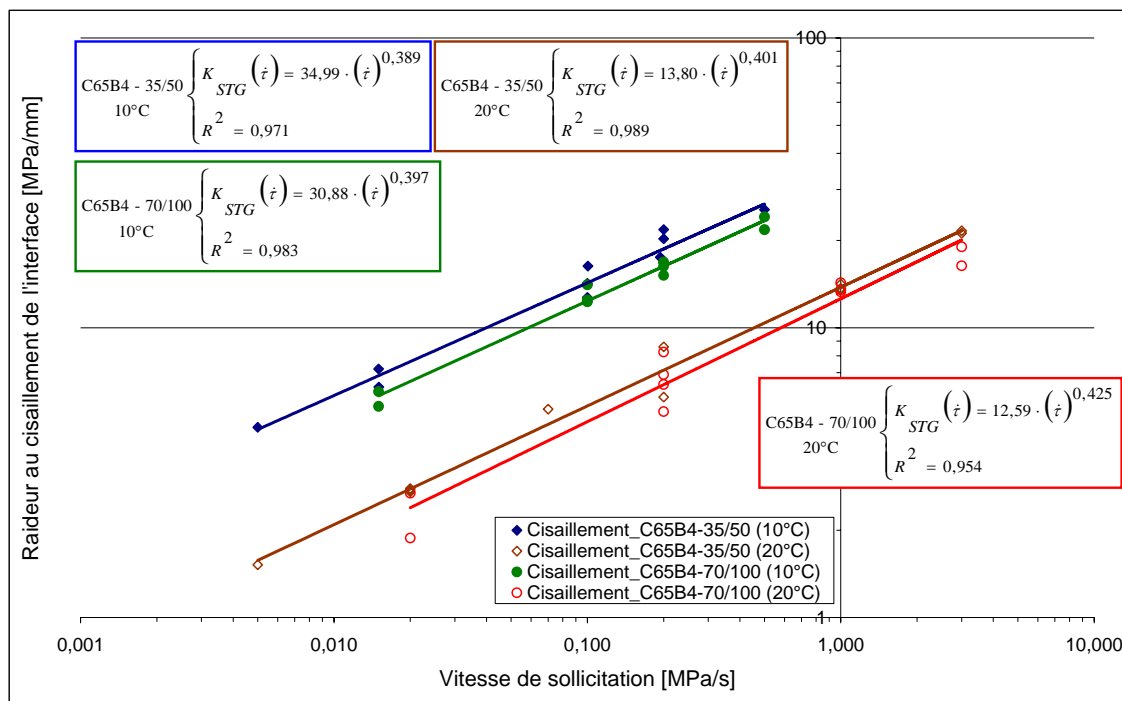


Figure V.2-5. Influence de la température d'essai et de la vitesse de sollicitation sur la raideur au cisaillement de l'interface (C65B4-35/50 et C65B4-70/100)

La **Figure V.2-5** montre que, pour chaque système de collage, les droites de corrélation obtenues à 10 et 20°C sont parallèles. Tout comme dans le cas de l'analyse des valeurs de résistance au cisaillement, cette observation permet d'obtenir une bonne estimation, dans cette gamme de vitesses de sollicitation, de la raideur au cisaillement de l'interface pour une température d'essai comprise entre 10 et 20°C.

Lorsqu'on compare l'efficacité des systèmes de collage à travers les valeurs de raideur obtenues à 10 et 20°C (**Figure V.2-5**), on remarque qu'une couche d'accrochage formulée avec un bitume plus dur tend à conduire à une valeur plus grande de la raideur au cisaillement de l'interface et donc, à un meilleur collage. Cependant, pour une même vitesse de sollicitation, et à chaque température, la différence de performance entre les systèmes de collage est peu significative, et semble être dans la zone de dispersion des résultats.

V.2.2.2. *Analyse en temps de rupture de l'interface ou en fréquence équivalente*

Dans cette seconde étape d'analyse des essais (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.2-2**), on s'intéresse à la corrélation entre la raideur au cisaillement et le temps de rupture de l'interface pour les systèmes de collage étudiés.

Pour chaque système de collage étudié à 10 et 20°C, la représentation graphique des valeurs de raideur au cisaillement en fonction de celles du temps de rupture correspondant est donnée en **Figure V.2-6**. Cette représentation graphique montre que, dans un repère bilogarithmique, des ajustements par des lois puissances conduisent, pour chaque système de collage, à des corrélations satisfaisantes entre la raideur au cisaillement et le temps de rupture de l'interface à 10 et 20°C. On note également, à partir de la **Figure V.2-6**, que pour chaque système de collage, les lois corrélation obtenues à 10 et 20°C sont comparables.

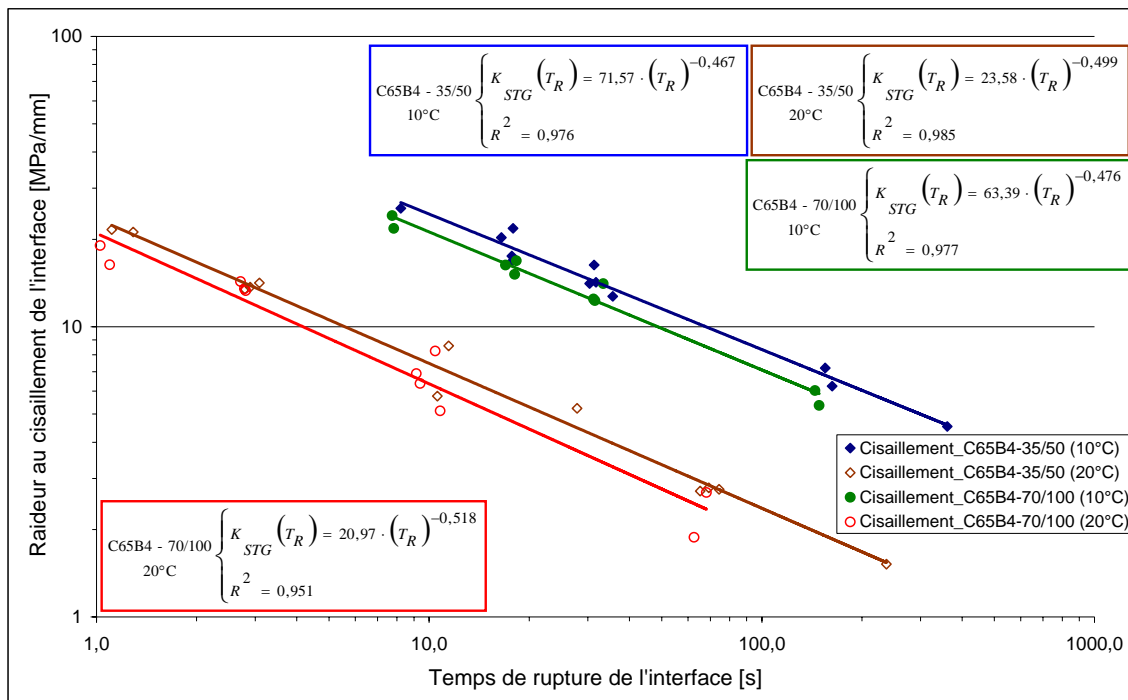


Figure V.2-6. Corrélation entre raideur au cisaillement et temps de rupture de l'interface (C65B4-35/50 et C65B4-70/100)

A titre d'information, lorsqu'on analyse en fréquence équivalente de sollicitation, on obtient les lois de comportement présentées en **Figure V.2-7**.

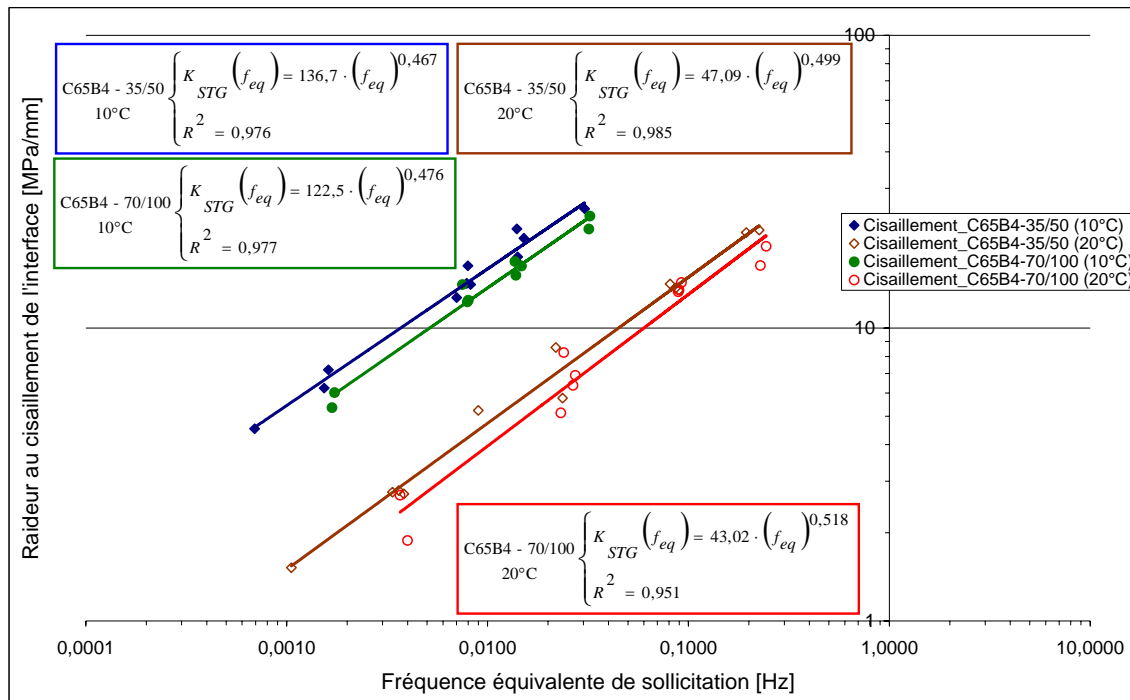


Figure V.2-7. Corrélation entre raideur au cisaillement et fréquence équivalente de sollicitation (C65B4-35/50 et C65B4-70/100)

V.2.3. Conclusions

Dans le paragraphe V.2, on s'appuie sur l'analyse des résultats d'essais de double cisaillement pour formuler, à 10 et 20°C, des lois de comportement en cisaillement monotone des interfaces comportant les émulsions C65B4-35/50 et C65B4-70/100.

Pour chaque interface, la loi mécanique vise à décrire l'évolution de la résistance au cisaillement du collage avec, soit la vitesse de sollicitation appliquée, soit le temps de rupture de l'interface. Sur la base de ce temps de rupture, on introduit la notion de fréquence équivalente de sollicitation. Les résultats de l'analyse en fréquence équivalente de sollicitation seront utilisés dans la recherche de la méthode de passage monotone – fatigue (V.5). D'autres lois de comportement permettent de décrire l'évolution de la raideur au cisaillement avec, soit la vitesse de sollicitation, soit le temps de rupture de l'interface.

Les résultats de l'interprétation des essais monotones de double cisaillement montrent que, dans un repère bilinéaire, des ajustements par des lois puissances à 10 et 20°C conduisent à une bonne description de l'évolution croissante de la résistance au cisaillement avec la vitesse de

sollicitation appliquée. A 10 et 20°C, la corrélation entre la résistance au cisaillement et le temps de rupture est également décrite à travers des lois de type puissance.

Les représentations graphiques des résultats d'essais montrent que les droites de corrélation obtenues à 10 et 20°C sont parallèles. De ce fait, on pourra estimer, dans la gamme de vitesses de sollicitation appliquées, la droite de corrélation pour une température d'essai entre 10 et 20°C.

Les lois de comportement traduisant l'évolution de la résistance au cisaillement avec, soit la vitesse de sollicitation, soit le temps de rupture, soit la fréquence équivalente de sollicitation seront utilisées dans l'analyse de la corrélation cisaillement – torsion ou monotone – fatigue.

V.3. Comportement du collage en torsion monotone

Dans ce paragraphe, on propose, sur la base des résultats d'essais monotones de torsion, des lois de comportement mécanique qui permettent d'évaluer la performance du collage à l'interface BBTM/BBSG connaissant les niveaux de sollicitations mécanique et thermique. La performance du collage est quantifiée à partir de la valeur de la résistance au cisaillement. On s'intéressera aussi à l'interprétation des valeurs de temps de rupture de l'interface (**Tableau V.3-1**).

Tableau V.3-1. Résultats (τ_R^{\max} et T_R) des essais monotones de torsion (C65B4-35/50)

Produit testé	N° Eprouvette	Température [°C]	Sollicitation mécanique		Résultats expérimentaux	
			$\dot{\tau}_R$ [MPa/s]	\dot{F} [N/s]	τ_R^{\max} [MPa]	T_R [s]
Emulsion à base de bitume pur 35/50	PLQ 10/8	10	0,002	5	1,27	811,5
	PLQ 5/7		0,024	75	2,65	110,2
	PLQ 5/8		0,027	85	2,49	92,8
	PLQ 5/6		0,032	100	2,55	79,4
	PLQ 5/5		0,161	500	3,36	20,9
	PLQ 11/5		0,282	900	3,52	12,5
	PLQ 11/6		0,312	1000	3,70	11,9
	PLQ 5/1		1,023	3272	3,87	3,8
	PLQ 5/4		3,127	10000	4,53	1,5
	PLQ 11/4		3,265	10000	4,93	1,5
Emulsion à base de bitume pur 35/50	PLQ 11/2	20	0,010	30	0,72	74,9
	PLQ 11/7		0,023	75	1,01	43,5
	PLQ 11/3		0,175	550	1,69	9,8
	PLQ 10/1		1,000	3272	2,63	2,7
	PLQ 10/3		1,000	3272	2,56	2,7
	PLQ 10/4		1,000	3272	2,71	2,9
	PLQ 10/5		1,000	3272	2,59	2,7
	PLQ 10/6		1,000	3272	2,65	2,7
	PLQ 3AR/2		1,000	3272	2,63	2,8
	PLQ 3AR/3		1,000	3272	2,58	2,7
	PLQ 3AR/1		1,000	3272	2,34	2,4
	PLQ 11/1		4,808	15000	3,16	0,7

V.3.1. Analyse des valeurs de résistance au cisaillement

Une première analyse des résultats d'essais (**Tableau V.3-1**) permet d'aboutir à des lois mécaniques reliant la résistance au cisaillement du collage à la vitesse de sollicitation et à la température d'essai. Une seconde analyse est orientée vers la corrélation, à chaque température, entre la résistance au cisaillement et le temps de rupture de l'interface.

V.3.1.1. Analyse en vitesse de sollicitation

Dans cette phase d'analyse, on représente graphiquement l'effet de la vitesse de sollicitation et de la température d'essai sur la résistance au cisaillement du collage.

A chaque température, la représentation graphique des valeurs de résistance au cisaillement et de vitesse de sollicitation (**Tableau V.3-1**) dans un repère bilogarithmique (**Figure V.3-1**) permet d'observer d'une part, une évolution croissante et linéaire de la résistance au cisaillement avec la vitesse de sollicitation, et d'autre part, une décroissance de la résistance au cisaillement lorsque la température d'essai passe de 10 à 20°C. Ces observations soulignent le caractère viscoélastique de la combinaison de matériaux étudiée. A chaque température, un ajustement par une loi puissance conduit à une bonne description de l'évolution de la résistance au cisaillement en fonction de la vitesse de sollicitation.

Les lois puissances proposées à 10 et 20°C (**Figure V.3-1**) représentent les lois de comportement mécanique du système de collage étudié sous sollicitation monotone de torsion. Lorsqu'on compare ces deux lois de comportement, et particulièrement les valeurs de pentes associées (0,16 et 0,25), on note le caractère viscoélastique beaucoup plus marqué à 20°C qu'à 10°C.

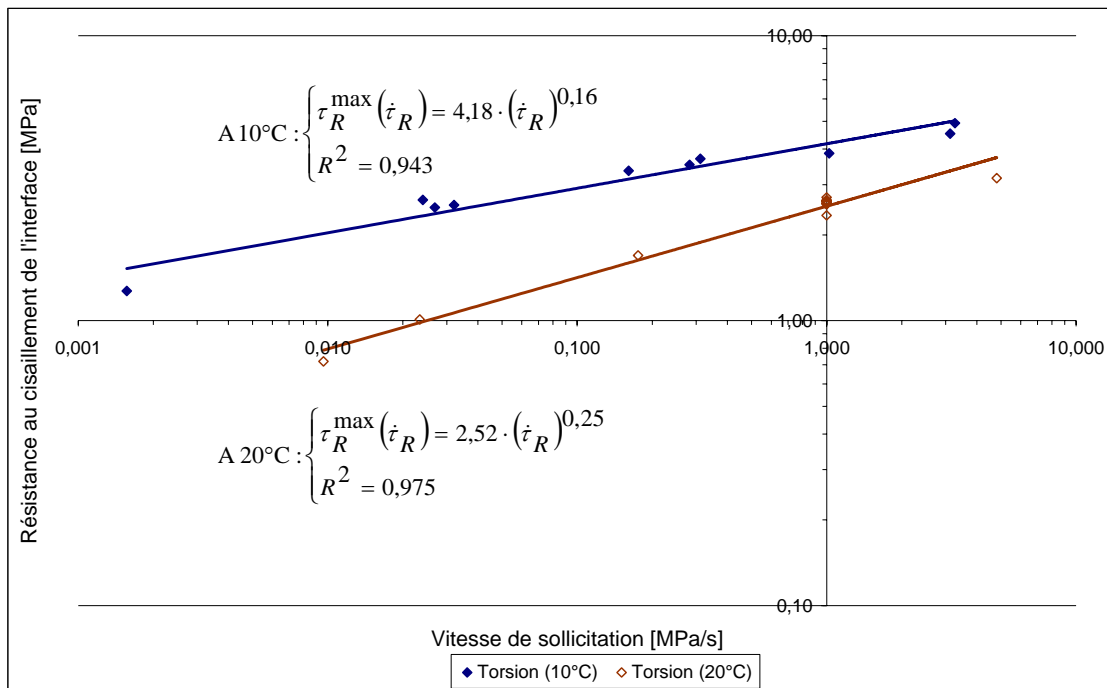


Figure V.3-1. Influence de la température d'essai et de la vitesse de sollicitation sur la résistance au cisaillement de l'interface (C65B4-35/50)

V.3.1.2. Analyse en temps de rupture de l'interface

Dans cette seconde phase d'analyse des résultats d'essais monotones de torsion (**Tableau V.3-1**) on s'intéresse à la corrélation entre le temps de rupture de l'interface et la résistance au cisaillement du collage. Cette corrélation vise à permettre à l'opérateur d'évaluer la performance du collage par la donnée du temps de rupture. En effet, vis-à-vis de la pratique de l'essai de torsion sur chantier, il

est plus aisé d'évaluer le temps de rupture de l'interface que la vitesse de sollicitation. Cependant, il est nécessaire d'évaluer la corrélation entre les essais de torsion in situ et en laboratoire.

A chaque température, la représentation graphique des valeurs de résistance au cisaillement en fonction de celles du temps de rupture correspondant est donnée en **Figure V.3-2**. Dans un repère bilogarithmique, des ajustements par des lois puissances conduisent à des corrélations satisfaisantes entre la résistance au cisaillement et le temps de rupture à 10 et 20°C.

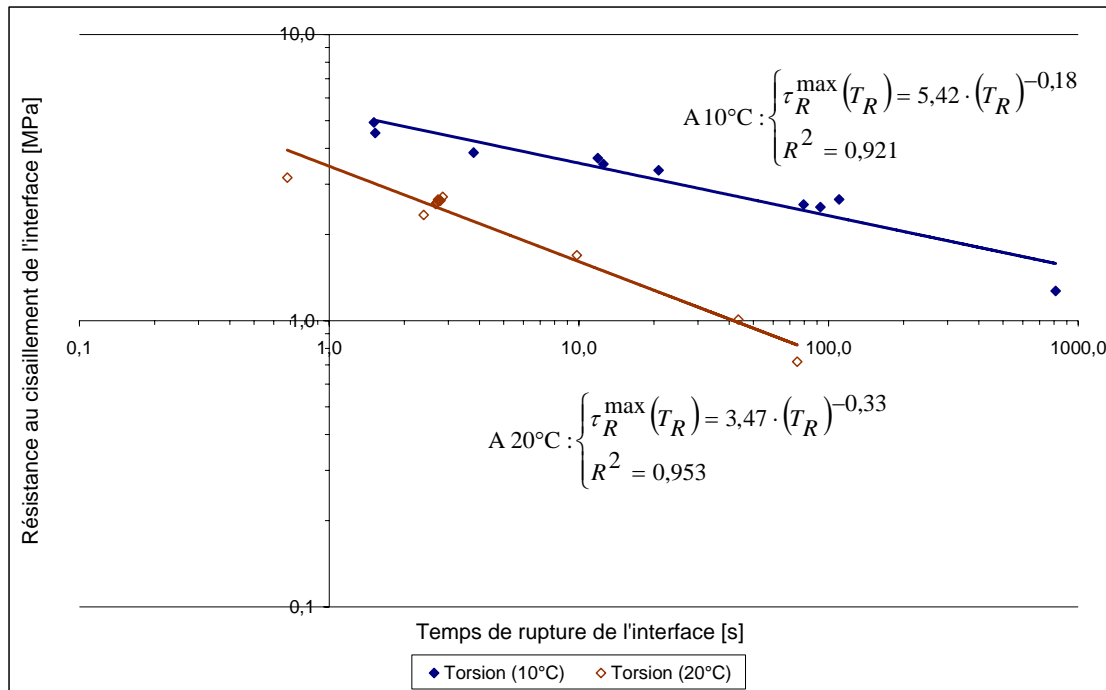


Figure V.3-2. Corrélation entre résistance au cisaillement et temps de rupture de l'interface (C65B4-35/50)

V.3.2. Conclusions

Dans le paragraphe V.3, on s'appuie sur l'analyse des résultats d'essais de torsion pour formuler, à 10 et 20°C, des lois de comportement qui décrivent l'évolution de la résistance au cisaillement du collage à l'interface avec, soit la vitesse de sollicitation, soit le temps de rupture de l'interface comportant l'émulsion C65B4-35/50.

L'analyse des résultats montre que, dans un repère bilogarithmique, des ajustements par des lois puissances traduisent de manière satisfaisante l'évolution croissante de la résistance au cisaillement avec la vitesse de sollicitation appliquée. Ces lois de corrélation montrent également la diminution de la résistance au cisaillement lorsque la température d'essai passe de 10 à 20°C.

Lorsqu'on compare les lois de comportement obtenues à 10 et 20°C, on remarque que la valeur de la pente de la droite à 20°C est supérieure à celle obtenue à 10°C ($0,25 > 0,16$). Cette remarque traduit le fait que, dans le cas de l'essai de torsion, le caractère viscoélastique des matériaux étudiés soit beaucoup plus marqué à 20°C qu'à 10°C.

Le paragraphe V.4 se basera sur ces lois de comportement pour l'étude de la corrélation entre les essais monotones de torsion et ceux de double cisaillement.

V.4. Corrélation entre essais monotones de torsion et de cisaillement

Dans ce paragraphe, on s'intéresse à la corrélation entre les résultats des essais monotones de torsion et ceux des essais monotones de double cisaillement. L'essai de double cisaillement présente l'avantage de permettre l'application d'une vitesse de sollicitation constante et quasi uniforme dans le plan de l'interface entre couches d'enrobé, ce qui n'est pas le cas de l'essai de torsion. La pratique de ce dernier met en jeu une vitesse de sollicitation variable dans le plan de l'interface, mais qui est supposée constante et uniforme lors de l'analyse au premier ordre des résultats d'essais. Cependant l'essai de torsion présente l'avantage d'être plus rapide à réaliser (comparaison, pour chaque type d'essai, des phases d'obtention et de préparation des éprouvettes). L'objectif de cette corrélation est donc de pouvoir estimer la performance du collage à l'interface (qu'on obtiendrait en réalisant des essais de double cisaillement) à partir des essais monotones de torsion.

Cette phase de corrélation est limitée à la comparaison des valeurs de résistance au cisaillement obtenues des deux types d'essais, et dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-35/50. Cette corrélation sera analysée en vitesse de sollicitation et en temps de rupture de l'interface.

V.4.1. Analyse en vitesse de sollicitation

Dans cette étape, il s'agit d'évaluer l'effet combiné du type d'essai, de la vitesse de sollicitation et de la température d'essai sur la résistance au cisaillement de l'interface. A chaque température, 10 et 20°C, les lois d'évolution (**Figure V.2-2** et **Figure V.3-1**) sont comparées et présentées en **Figure V.4-1** et en **Figure V.4-2**.

Dans un repère bilogarithmique (**Figure V.4-1**), les lois de comportement mécanique obtenues à 10°C présentent des coefficients identiques. La valeur de la résistance au cisaillement obtenue à partir de l'essai de double cisaillement semble être légèrement supérieure à celle issue de l'essai de torsion. Cependant les écarts constatés se situent dans la zone de dispersion des résultats d'essais. Cette comparaison montre alors qu'à 10°C et pour cette gamme de vitesses de sollicitation, la loi de comportement en cisaillement monotone du collage à l'interface BBTM/BBSG appréhendée à partir d'essais de torsion est identique à celle qu'on obtiendrait à partir d'essais de double cisaillement.

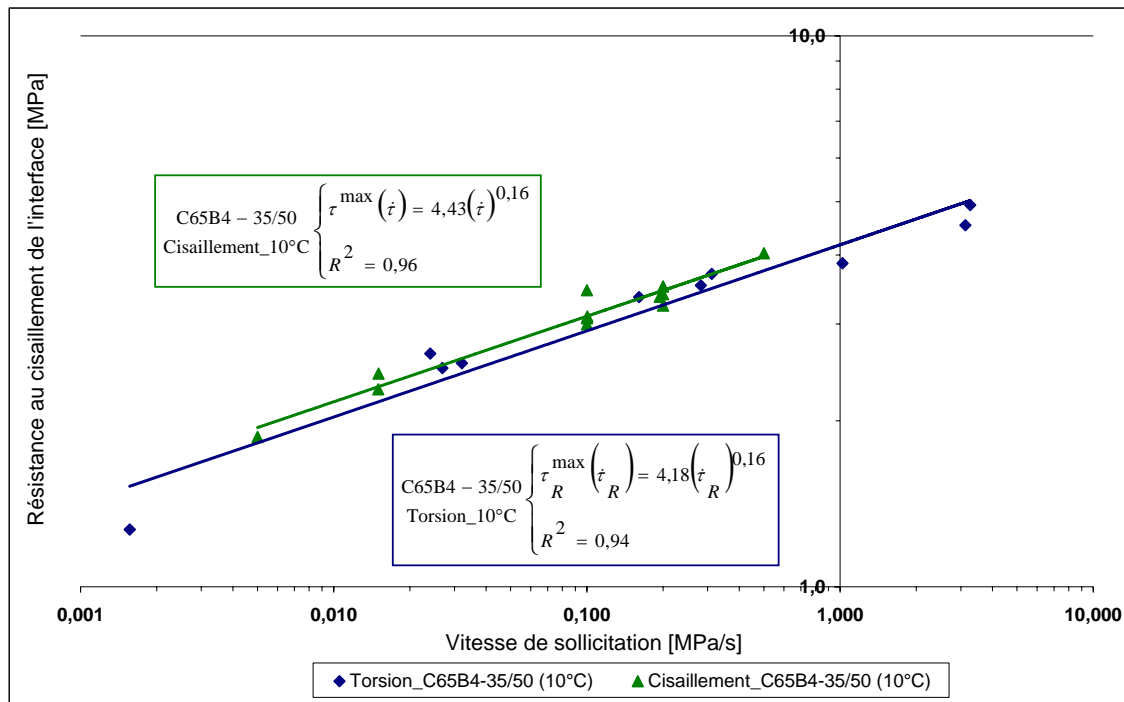


Figure V.4-1. Résistance au cisaillement de l'interface en fonction du type d'essai et de la vitesse de sollicitation (C65B4-35/50, essais à 10°C)

Lorsque les essais sont réalisés à 20°C, la **Figure V.4-2** montre que les lois de comportement mécanique présentent des coefficients différents. Pour une vitesse de sollicitation inférieure à 1 MPa/s, la résistance au cisaillement obtenue de l'essai de double cisaillement est nettement supérieure à celle tirée de l'essai de torsion. Pour des vitesses comprises entre 1 et 5 MPa/s, les valeurs de résistance au cisaillement sont comparables.

A la température de 20°C, plusieurs hypothèses peuvent être avancées pour tenter d'expliquer les écarts entre les lois d'évolution. La vitesse de sollicitation considérée dans le cas de l'essai de torsion est surestimée (valeur maximale atteinte à la circonférence, et comparée à une vitesse uniforme et constante dans le plan de l'interface). Ainsi, la loi d'évolution devrait être légèrement traduite vers la gauche, et alors, se rapprocher de celle issue des essais de double cisaillement.

Toutefois, à travers cette corrélation, on retiendra que la loi de comportement tirée de l'analyse des essais de torsion réalisés à 10°C est identique à celle tirée de l'analyse des essais monotones de double cisaillement, et qu'à 20°C, ces lois de comportement ne sont comparables que pour des vitesses de sollicitation supérieures à 1 MPa/s. Des coefficients de correction, fonction de la vitesse de sollicitation, sont nécessaires pour corriger les valeurs de résistance au cisaillement tirées des essais de torsion à 20°C. Ces coefficients ne sont pas proposés dans ce mémoire.

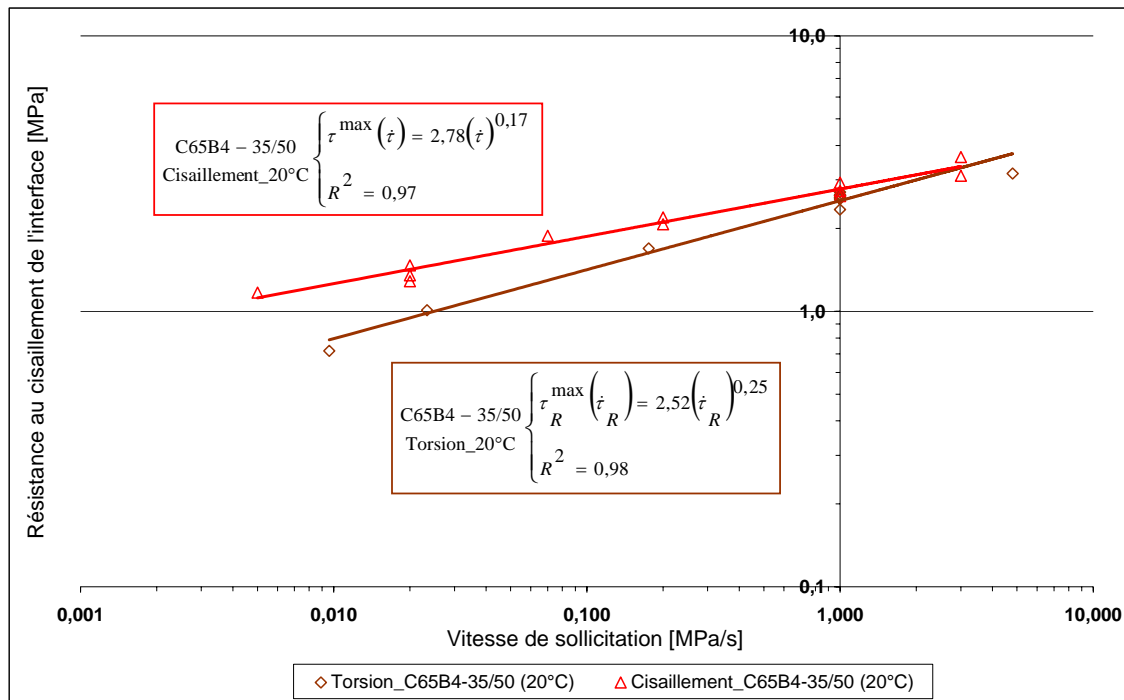


Figure V.4-2. Résistance au cisaillement de l’interface en fonction du type d’essai et de la vitesse de sollicitation (C65B4-35/50, essais à 20°C)

V.4.2. Analyse en temps de rupture de l’interface

Dans cette étape, on s’intéresse à l’analyse de l’effet combiné du temps de rupture de l’interface, du type d’essai et de la température sur la résistance au cisaillement du collage à l’interface. A chaque température, les lois de corrélation liant la résistance au cisaillement au temps de rupture de l’interface (**Figure V.2-3** et **Figure V.3-2**) sont comparées et présentées en **Figure V.4-3** et en **Figure V.4-4**.

Tout comme dans le cas de la précédente analyse, on remarque qu’à 10°C, les lois de corrélation sont comparables. Dans cette gamme de vitesses de sollicitation, les résultats de l’essai de torsion peuvent être directement utilisés pour formuler la loi de comportement donnant la résistance au cisaillement de l’interface connaissant le temps de rupture de l’interface.

A 20°C, la **Figure V.4-4** montre que les valeurs de résistance ne sont comparables que dans le cas où les temps de rupture sont inférieurs à 3 secondes (temps de rupture correspondants à des vitesses de sollicitation supérieures à 1 MPa/s (**Tableau V.2-1** et **Tableau V.3-1**)).

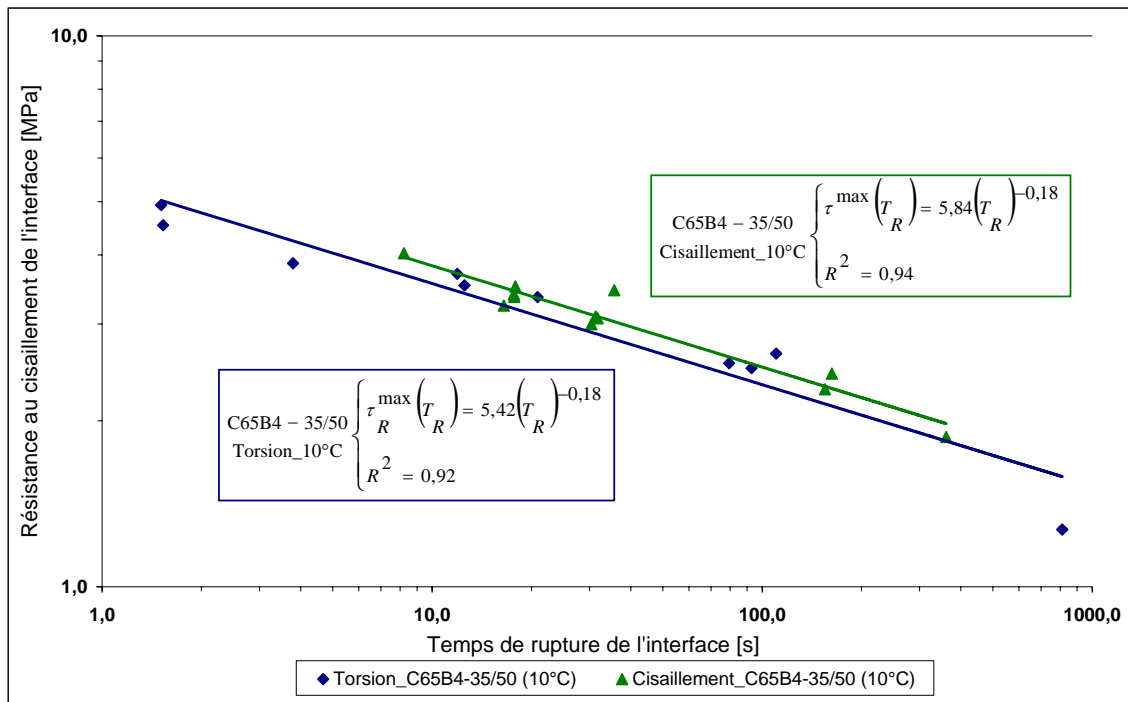


Figure V.4-3. Résistance au cisaillement de l'interface en fonction du type d'essai et du temps de rupture de l'interface (C65B4-35/50, essais à 10°C)

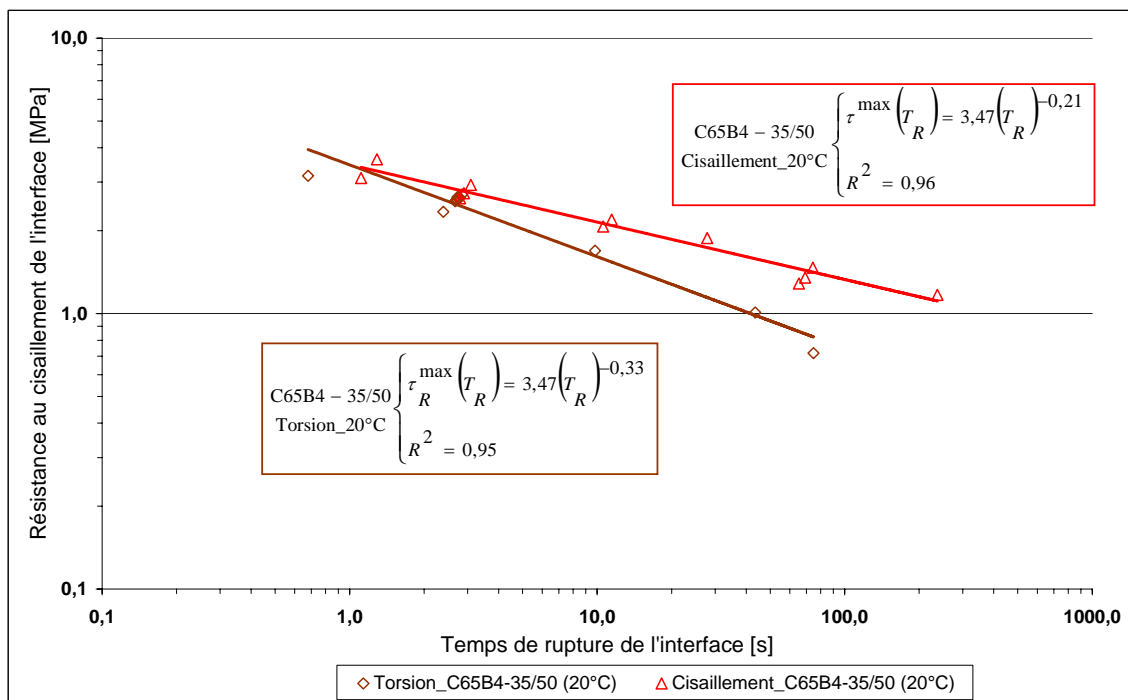


Figure V.4-4. Résistance au cisaillement de l'interface en fonction du type d'essai et du temps de rupture de l'interface (C65B4-35/50, essais à 20°C)

V.4.3. Conclusions

Le paragraphe V.4 aborde la corrélation des résultats d'essais monotones de double cisaillement avec ceux des essais monotones de torsion. L'essai de double cisaillement permet l'application d'une vitesse de sollicitation constante et uniforme dans le plan de l'interface contrairement à l'essai de torsion, mais ce dernier est plus rapide à réaliser (obtention des éprouvettes), et applicable sur chantier.

Cette corrélation vise à comparer les valeurs de résistance au cisaillement tirées de l'analyse en vitesse de sollicitation et en temps de rupture des résultats d'essais monotones obtenus à 10 et 20°C.

Les lois de comportement en cisaillement et en torsion de l'interface comportant l'émulsion C65B4-35/50 sont comparées dans un repère bilogarithmique. On aboutit aux mêmes conclusions en effectuant une analyse, soit en vitesse de sollicitation, soit en temps de rupture de l'interface. Les représentations graphiques montrent, qu'à 10°C, et pour des vitesses de sollicitation comprises entre 0,005 et 0,5 MPa/s, les valeurs de résistance au cisaillement obtenues des essais de torsion sont identiques à celles tirées des essais de double cisaillement. A 20°C, ces valeurs de résistance au cisaillement ne sont comparables que pour des vitesses de sollicitation supérieures à 1 MPa/s. En deçà de cette vitesse de sollicitation, la résistance au cisaillement obtenue de l'analyse standard de l'essai de torsion est nettement inférieure à celle issue de l'essai de double cisaillement.

Notons que dans l'analyse standard de l'essai de torsion, la vitesse de sollicitation considérée est la vitesse maximale à la circonférence. Cette vitesse de sollicitation est alors surestimée. Une translation de la loi de comportement vers des vitesses de sollicitation plus petites tend à faire correspondre les valeurs de résistance au cisaillement. En somme, à 20°C et pour des vitesses de sollicitation inférieures à 1 MPa/s, un coefficient correcteur, dépendant au moins de la vitesse de sollicitation, devrait être pris en compte. Cette étape de correction des résultats d'essais de torsion n'est pas abordée dans ce mémoire.

V.5. Détermination de la loi de fatigue à partir des essais monotones

Ce paragraphe vise à apporter une réponse ou à ouvrir une piste sur la détermination de la loi de fatigue du collage à l'interface entre couches d'enrobés à partir des résultats d'essais monotones. Ce passage entre essais monotones et essais de fatigue permettra l'estimation rapide de la tenue à la fatigue d'un système de collage. Si nécessaire, cette prédiction de tenue à la fatigue sera vérifiée à travers quelques essais de fatigue qui nécessiteront un temps d'essai beaucoup plus réduit que dans le cas d'une procédure classique.

Dans ce paragraphe, les résultats d'essais sur l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100 seront utilisés pour rechercher la méthode de passage monotone – fatigue.

Dans une première tentative de corrélation, on s'appuie sur la notion de fréquence équivalente de sollicitation (§ V.2) pour positionner la valeur de la résistance au cisaillement sur le graphe de la droite de fatigue.

La seconde tentative de corrélation est tirée de la comparaison des résultats d'essais et permet de relier le temps de rupture de l'interface, la résistance au cisaillement du collage, le nombre de cycles à la rupture et l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée.

V.5.1. Comparaison des lois de comportement du collage en monotone et en fatigue

Dans cette première étape de corrélation, on compare la valeur de la résistance au cisaillement qui correspondrait à une fréquence équivalente de 10 Hz à l'amplitude de la contrainte de cisaillement qui conduirait à une rupture de l'interface au bout d'un cycle de chargement. Pour cela, on compare les lois d'évolution données en **Figure V.5-1**. Pour une clarté de la présentation, les expressions des lois d'évolution sont données en **Equation V.5-1** et **Equation V.5-2**. Les valeurs à comparer (**Equation V.5-3**) sont obtenues par extrapolation. La **Figure V.5-1** et l'**Equation V.5-3** montrent clairement que les valeurs à comparer ne correspondent pas, et donc, que cette méthode d'analyse ne permet pas de prédire la tenue à la fatigue de l'interface à partir des résultats des essais monotones de double cisaillement.

Il serait intéressant de compléter les séries d'essais de fatigue pour analyser l'évolution de la loi de fatigue dans la gamme de nombres de cycles à la rupture inférieurs à 10 cycles, et voir si la linéarité (repère bilogarithmique) y est toujours maintenue.

$$\left. \begin{array}{l} \text{Lois de comportement} \\ \text{cisaillement monotone} \end{array} \right\} \begin{cases} 10^{\circ}\text{C} : \tau^{\max}(f_{eq}) = 7,62 \cdot (f_{eq})^{0,19} \\ 20^{\circ}\text{C} : \tau^{\max}(f_{eq}) = 4,20 \cdot (f_{eq})^{0,21} \end{cases} \quad \text{Équation V.5-1}$$

Lois de comportement fatigue par cisaillement $\begin{cases} 10^{\circ}\text{C} : \Delta\tau(N_{Ks50\%}) = 6,09 \cdot (N_{Ks50\%})^{-0,20} \\ 20^{\circ}\text{C} : \Delta\tau(N_{Ks50\%}) = 3,71 \cdot (N_{Ks50\%})^{-0,24} \end{cases}$ **Équation V.5-2**

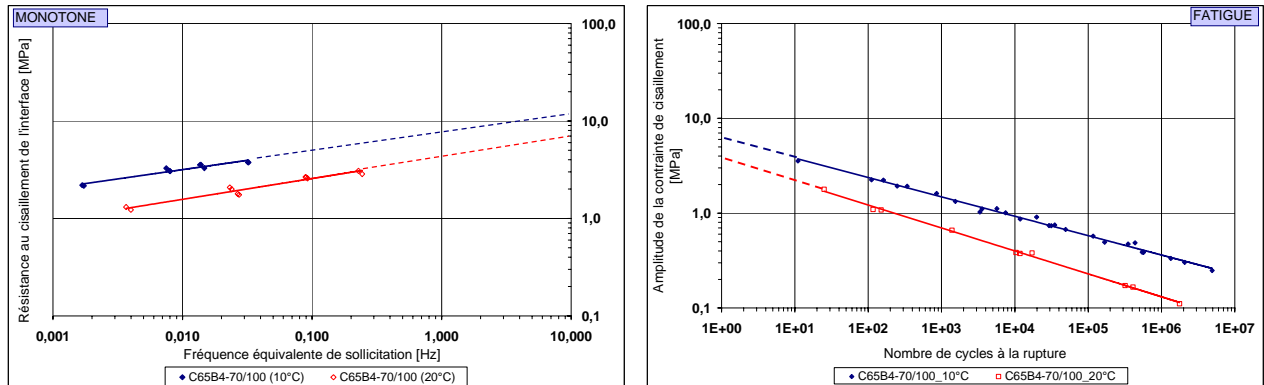


Figure V.5-1. Comparaison des lois de comportement du collage en monotone et en fatigue (C65B4-70/100, essais à 10 et 20°C)

$\begin{cases} 10^{\circ}\text{C} \begin{cases} \text{Monotone} : \tau^{\max}(10 \text{ Hz}) = 11,80 \text{ MPa} \\ \text{Fatigue} : \Delta\tau(1 \text{ cycle}) = 6,09 \text{ MPa} \end{cases} \\ 20^{\circ}\text{C} \begin{cases} \text{Monotone} : \tau^{\max}(10 \text{ Hz}) = 6,51 \text{ MPa} \\ \text{Fatigue} : \Delta\tau(1 \text{ cycle}) = 3,71 \text{ MPa} \end{cases} \end{cases}$ **Équation V.5-3**

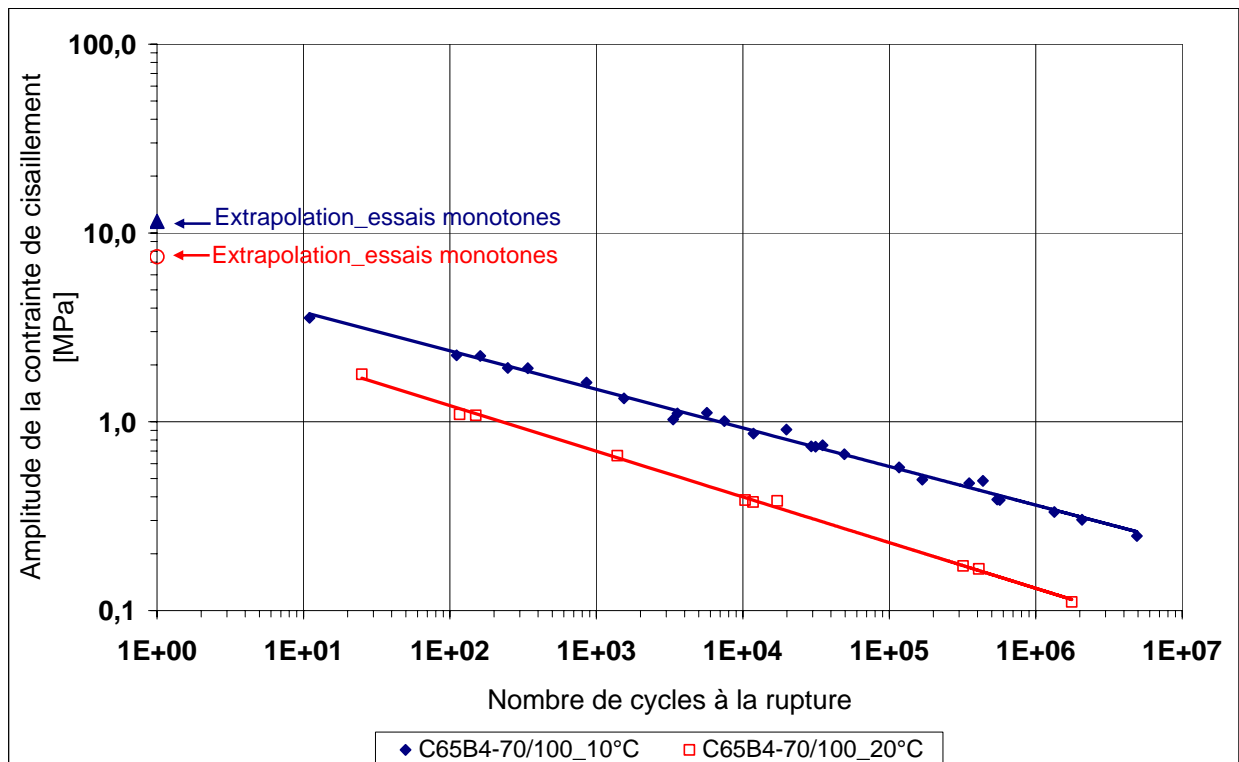


Figure V.5-2. Relation monotone – fatigue : analyse en fréquence équivalente de sollicitation (C65B4-70/100, essais à 10 et 20°C)

V.5.2. Relation entre vitesse de sollicitation et nombre de cycles à la rupture

Ce paragraphe présente une autre méthode d’interprétation des résultats d’essais monotones de double cisaillement qui permet d’estimer la tenue à la fatigue du collage à l’interface BBTM/BBSG.

La procédure inverse est la suivante :

- Pour un nombre de cycles $N_{Ks50\%}$, on détermine l’amplitude de la contrainte de cisaillement $\Delta\tau$;
- A partir des lois d’évolution en monotone, on écrit $\Delta\tau = \tau^{\max}$ et on détermine soit T_R , soit $\dot{\tau}$;

Les expressions (**Equation V.5-4**) sont utilisées pour évaluer les valeurs du **Tableau V.5-1**.

Tableau V.5-1

$$\text{A } 10^{\circ}\text{C} : \begin{cases} T_R = \left(\frac{\tau^{\max}}{5,85} \right)^{-1}_{0,19} \\ \dot{\tau} = \left(\frac{\tau^{\max}}{4,39} \right)^{\frac{1}{0,16}} \end{cases} \quad \text{et} \quad \text{A } 20^{\circ}\text{C} : \begin{cases} T_R = \left(\frac{\tau^{\max}}{3,12} \right)^{-1}_{0,214} \\ \dot{\tau} = \left(\frac{\tau^{\max}}{2,53} \right)^{\frac{1}{0,176}} \end{cases} \quad \text{Équation V.5-4}$$

Tableau V.5-1. Exemples d’application, **C65B4-70/100**

Température	Essais de fatigue		Essais monotones		
	N [cycles]	$\Delta\tau_1$ [MPa]	τ^{\max} [MPa]	T_R [s]	$\dot{\tau}$ [MPa/s]
10°C	10	3,80	3,80	9,7	0,41
20°C	10	2,13	2,13	5,9	0,38

L’indice « 1 » de $\Delta\tau$ résulte du calcul $\log(N)$: $N = 10$ cycles

Dans le **Tableau V.5-1**, on choisit de faire les calculs pour $N = 10$ cycles de manière à ne pas obtenir les résultats de T_R et de $\dot{\tau}$ par extrapolation.

On fait l’hypothèse que la pente de la droite de fatigue est de (-0,20) à 10°C, et de (-0,24) à 20°C. Ainsi, à partir des valeurs du **Tableau V.5-1**, on remarque, qu’à 10°C, en réalisant un essai monotone de double cisaillement à la vitesse de 0,41 MPa/s, la loi de fatigue prévisionnelle du collage s’écrit (**Equation V.5-5**) :

$$\begin{cases} \text{A } 10^{\circ}\text{C} : \Delta\tau(N_{Ks50\%}) = \tau^{\max}_{(\dot{\tau}=0,41 \text{ MPa/s})} \cdot \left(\frac{N_{Ks50\%}}{10} \right)^{-0,20} \\ \text{A } 20^{\circ}\text{C} : \Delta\tau(N_{Ks50\%}) = \tau^{\max}_{(\dot{\tau}=0,38 \text{ MPa/s})} \cdot \left(\frac{N_{Ks50\%}}{10} \right)^{-0,24} \end{cases} \quad \text{Équation V.5-5}$$

Une représentation graphique de ces lois prévisionnelles (**Equation V.5-5**) est donnée en **Figure V.5-3**. Cette figure montre, qu'à 10°C, la loi de fatigue prévisionnelle est bien représentative de la réalité (expérimentation), et qu'à 20°C, la loi de fatigue prévisionnelle conduit à une estimation de la tenue à la fatigue très satisfaisante.

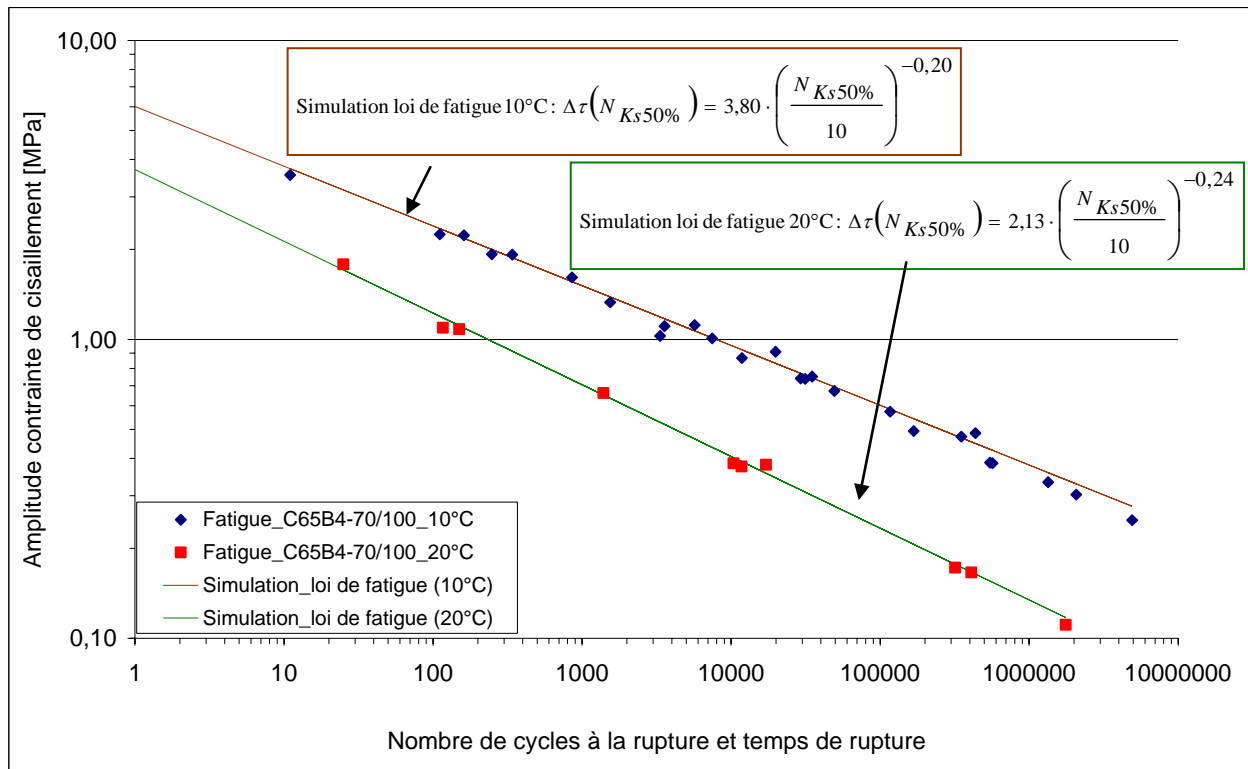


Figure V.5-3. Lois de fatigue du collage : simulation et expérimentation (C65B4-70/100, essais à 10 et 20°C)

V.5.3. Conclusions

Dans ce paragraphe, deux méthodes d'analyse des résultats d'essais monotones sont explorées pour la détermination de la tenue à la fatigue du collage à l'interface à partir des résultats d'essais monotones. Dans la première méthode, on s'appuie sur la notion de la fréquence équivalente de sollicitation (appliquée aux essais monotones) pour comparer la résistance au cisaillement qui correspondrait à une fréquence équivalente de 10 Hz à l'amplitude de la contrainte de cisaillement qui conduirait à la rupture de l'interface au bout d'un cycle de chargement. Dans la deuxième méthode, on cherche à déterminer la vitesse de sollicitation (essais monotones) qui conduirait à une résistance au cisaillement égale à l'amplitude de cisaillement qui provoquerait une rupture au bout de 100 cycles de chargement. De plus, on fait l'hypothèse que la pente de la droite de fatigue est de (-0,20) à 10°C et de (-0,24) à 20°C.

L'application de la première méthode conduit à des valeurs à comparer différentes.

L'application de la seconde méthode conduit à une loi de fatigue prévisionnelle du collage très proche de celle obtenue à partir de l'analyse des essais de fatigue.

Cette méthode de passage monotone – fatigue n'a pu être appliquée que dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100 (étudiée aussi bien en monotone qu'en fatigue). Les essais de fatigue sur l'interface comportant l'émulsion C65B4-35/50 permettront de vérifier l'efficacité de cette méthode.

V.6. Conclusions

Ce chapitre V, consacré à l'interprétation des résultats d'essais monotones et de fatigue (Chapitre IV), vise à proposer des lois de comportement représentatives du comportement mécanique en cisaillement et en torsion du collage à l'interface BBTM/BBSG dans les conditions expérimentales présentées au Chapitre IV. L'interface est réalisée avec ou sans couche d'accrochage.

L'interprétation des résultats d'essais de fatigue par double cisaillement, abordée au paragraphe V.1, a abouti à la proposition de lois opérationnelles de fatigue caractéristiques de la tenue à la fatigue des différents systèmes de collage étudiés à 10 et à 20°C. Dans un repère bilogarithmique, ces lois de comportement décrivent, de manière satisfaisante, la relation entre l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée et le nombre de cycles à la rupture. Vis-à-vis de la présence ou non de couche d'accrochage à l'interface, la comparaison des lois de comportement à 10°C montre que la mise en œuvre d'une émulsion (C65B4-70/100 dans cette étude) améliore considérablement la tenue à la fatigue du collage à l'interface BBTM/BBSG.

La courbe d'évolution du module de la raideur au cisaillement de l'interface est décomposée en deux principales phases : endommagement progressif et rupture accélérée. Quatre paramètres permettent d'obtenir une bonne simulation de cette courbe d'évolution : la valeur initiale du module de la raideur au cisaillement, le nombre de cycles à la rupture et deux valeurs de pentes associées aux deux principales phases citées précédemment. Sur la base des résultats d'essais, une corrélation est établie entre l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée et les quatre paramètres de la courbe d'évolution du module de la raideur au cisaillement. Cette corrélation permet d'aboutir à une loi bilinéaire assez représentative de l'évolution du module de la raideur au cisaillement.

L'interprétation des essais monotones de torsion et de double cisaillement a également abouti à la proposition de lois d'évolution qui relie, à 10 et à 20°C, la résistance ou la raideur au cisaillement avec la vitesse de sollicitation. Ces lois sont établies dans un repère bilogarithmique.

L'analyse des résultats d'essais monotones de double cisaillement a montré que la performance du collage (résistance ou raideur au cisaillement) est peu influencée par le grade du bitume pur utilisé dans la formulation de la couche d'accrochage.

Lorsqu'on compare les résultats d'essais monotones de torsion avec ceux des essais monotones de double cisaillement, on remarque qu'à 10°C, les valeurs de résistance au cisaillement ne sont pas influencées par le mode de sollicitation. Cependant, à 20°C et pour des vitesses de sollicitation inférieures à 1 MPa/s, l'essai de double cisaillement conduit à une résistance au cisaillement plus élevée que celle donnée par l'essai de torsion.

La dernière partie de ce chapitre porte sur le développement d'une méthode d'analyse des résultats d'essais monotones permettant d'aboutir à la loi de fatigue prévisionnelle du collage à l'interface. Une méthode est proposée et est tirée de la comparaison des lois de comportement en monotone et en fatigue dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100. A chaque température d'essai, Il existe une bonne corrélation entre la résistance au cisaillement, le temps de rupture, le nombre de cycles à la rupture et l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée. Cette corrélation nécessite d'être testée sur d'autres systèmes de collage.

CHAPITRE VI. ECHELLE STRUCTURE : PRISE EN COMPTE DU COMPORTEMENT EN FATIGUE DU COLLAGE A L'INTERFACE

VI.1.	Présentation des structures de chaussée étudiées	197
VI.2.	Etude d'une section courante de la chaussée.....	198
VI.2.1.	<i>Dimensionnement par la méthode classique LCPC – SETRA</i>	<i>198</i>
VI.2.1.1.	Hypothèses de calcul.....	199
VI.2.1.2.	Evaluation de la durée de vie de la structure	199
VI.2.2.	<i>Dimensionnement en intégrant le comportement en fatigue des interfaces.....</i>	<i>203</i>
VI.2.2.1.	Hypothèses de calcul.....	203
VI.2.2.2.	Evaluation de la durée de vie de la structure	204
VI.2.3.	<i>Bilan.....</i>	<i>210</i>
VI.3.	Etude d'une section particulière de la chaussée : influence des sollicitations tangentiels répétées	210
VI.3.1.	<i>Contexte de l'étude.....</i>	<i>211</i>
VI.3.2.	<i>Modélisation en 3D par éléments finis de la structure de chaussée.....</i>	<i>211</i>
VI.3.2.1.	Construction du modèle éléments finis.....	212
VI.3.2.2.	Conditions aux limites	213
VI.3.2.3.	Validation des résultats numériques	214
VI.3.3.	<i>Dimensionnement en intégrant le comportement du collage aux interfaces</i>	<i>217</i>
VI.3.3.1.	Hypothèses de calcul.....	217
VI.3.3.2.	Evaluation de la durée de vie de la structure	217
VI.3.4.	<i>Influence de l'endommagement du collage aux interfaces</i>	<i>226</i>
VI.3.4.1.	Hypothèses de calcul.....	226
VI.3.4.2.	Evaluation de la durée de vie de la structure	226
VI.3.5.	<i>Bilan.....</i>	<i>229</i>
VI.4.	Conclusions	230

Dans ce Chapitre VI, on présente une série d'applications numériques dans lesquelles on s'intéresse à l'effet que peut engendrer la prise en compte ou non du comportement en fatigue du collage à l'interface entre couches de matériaux sur le dimensionnement de la structure de chaussée.

Dans le cas de la prise en compte du comportement en fatigue du collage à l'interface, on analysera également l'effet de la pris en compte ou non des sollicitations tangentielles induites par le trafic à la surface de la couche de roulement. Lors du dimensionnement de la structure de chaussée, on vérifie la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé, et la tenue à la fatigue par cisaillement du collage à l'interface.

Le premier paragraphe est consacré à la présentation des trois structures de chaussée proposées à l'étude, ainsi que les caractéristiques du sol support et du trafic prévisionnel. Les structures étudiées sont de la famille des chaussées bitumineuses épaisses de types GB3/GB3. A défaut de valeurs expérimentales, et pour les besoins des calculs effectués dans ce chapitre, on fait l'hypothèse que le comportement mécanique du collage à l'interface des couches de BBTM et de BBSG (**Chapitres IV et V**) est similaire au comportement mécanique du collage à l'interface BBSG/GB3.

Dans le paragraphe VI.2, on se propose de dimensionner les trois structures de chaussée dans le cas où elles sont réalisées pour constituer une section courante de la chaussée. Sur cette section, on suppose que seule la composante verticale de la sollicitation de trafic est appliquée à la surface de la couche de roulement. Le modèle 2D éléments finis, construit et présenté au Chapitre II, est utilisé pour évaluer la réponse mécanique de chaque structure sous l'effet du chargement mécanique. Deux niveaux initiaux de collage aux interfaces seront étudiés : le cas où l'interface est considérée comme parfaitement collée, et celui où le niveau initial de collage est déterminé à partir des résultats des essais de fatigue (Chapitre V). Ainsi, on compare l'effet du niveau initial de collage sur la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé.

Dans le paragraphe VI.3, on s'intéresse au dimensionnement des trois structures de chaussée dans le cas où elles sont réalisées au niveau d'une section particulière de la chaussée. Par section particulière, il faut comprendre, section de la chaussée où, en plus de la composante verticale de la sollicitation de trafic, l'essieu standard applique un effort tangentiel à la surface de la couche de roulement. On étudie le cas d'un giratoire où la force centrifuge applique l'effort tangentiel. Les interfaces sont collées (niveau défini à partir des résultats d'essais, Chapitre V). Ainsi, on étudie l'effet de l'application simultanée d'un effort normal et d'un effort tangentiel à la surface de la couche de roulement sur la tenue à la fatigue des couches d'enrobé et du collage aux interfaces. Un modèle 3D éléments finis, construit et présenté dans ce paragraphe, sera utilisé pour analyser les réponses structurales des chaussées sélectionnées. On s'intéresse aussi à l'effet de la dégradation du collage sur la tenue à la fatigue des couches d'enrobé.

VI.1. Présentation des structures de chaussée étudiées

En France, le catalogue des structures types de chaussées neuves [LCP 98] propose un recueil de structures de chaussée prédimensionnées (matériaux et épaisseurs des couches) en fonction de la classe de trafic poids lourds (TCi), de la classe de portance du sol support (PFi) et de la catégorie de la voie. Le réseau routier français est composé de deux catégories de voies [LCP 98] :

- les voies du réseau structurant, notées VRS, sont constituées d'autoroutes et de routes express. Sur ces voies, le nombre cumulé de poids lourds est évalué sur une durée de dimensionnement initiale de la chaussée de trente ans ;
- les voies du réseau non structurant, notées VRNS, sont constituées d'artères interurbains et autres routes. Sur ces voies, le nombre cumulé de poids lourds est évalué sur une durée de dimensionnement de vingt ans.

Dans ce chapitre, les trois structures bitumineuses épaisses sélectionnées pour l'étude sont tirées des fiches N°2 (VRNS et VRS) du catalogue [LCP 98]. Ces structures sont composées d'une couche de surface bitumineuse (béton bitumineux semi grenu, BBSG) sur une assise en matériaux traités aux liants hydrocarbonés (grave-bitume de classe 3, GB3).

Les caractéristiques mécaniques et géométriques des structures de chaussée sélectionnées sont données dans les **Tableaux VI.1-1 à VI.1-3**.

Chacune des structures de chaussées étudiées est construite sur une plate-forme support de chaussée de classe de portance PF2 (Chapitre I). Les données mécaniques des plates-formes supports de chaussée ainsi que les niveaux de trafic associés à chaque structure de chaussée sont récapitulés dans le **Tableau VI.1-4**. Ces niveaux de trafic, exprimés en nombre d'essieux standard équivalents (Chapitre I, **Tableau I.3-1**), sont calculés dans l'hypothèse qu'un collage parfait se développe aux interfaces des couches de chaussée.

Tableau VI.1-1. Données géométriques et mécaniques de la structure **GB3/GB3/PF2-TC3₂₀**

Référence	Désignation	Matériau	Epaisseur	E (15°C, 10 Hz)	ν
VRNS fiche N°2 [LCP 98]	Couche de surface	BBSG	60 mm	5400 MPa	0,35
	Couche de base	GB3	80 mm	9300 MPa	0,35
	Couche de fondation	GB3	80 mm	9300 MPa	0,35

Tableau VI.1-2. Données géométriques et mécaniques de la structure **GB3/GB3/PF2-TC5₂₀**

Référence	Désignation	Matériau	Epaisseur	E (15°C, 10 Hz)	ν
VRNS fiche N°2 [LCP 98]	Couche de surface	BBSG	80 mm	5400 MPa	0,35
	Couche de base	GB3	100 mm	9300 MPa	0,35
	Couche de fondation	GB3	110 mm	9300 MPa	0,35

Tableau VI.1-3. Données géométriques et mécaniques de la structure **GB3/GB3/PF2-TC5₃₀**

Référence	Désignation	Matériau	Epaisseur	E (15°C, 10 Hz)	v
VRS	Couche de surface	BBSG	80 mm	5400 MPa	0,35
fiche N°2	Couche de base	GB3	130 mm	9300 MPa	0,35
[LCP 98]	Couche de fondation	GB3	130 mm	9300 MPa	0,35

Tableau VI.1-4. Plate-forme support et trafics associés aux structures de chaussée

Désignation de la structure	Plate-forme support de chaussée			Nombre d'essieux équivalents (NE) d'après les fiches [LCP 98]
	Classe de portance	E	v	
GB3/GB3/PF2-TC3 ₂₀	PF2	50 MPa	0,35	$0,2 \cdot 10^6 < NE \leq 0,6 \cdot 10^6$
GB3/GB3/PF2-TC5 ₂₀				$1,3 \cdot 10^6 < NE \leq 3,2 \cdot 10^6$
GB3/GB3/PF2-TC5 ₃₀				$4,5 \cdot 10^6 < NE \leq 11,3 \cdot 10^6$

VI.2. Etude d'une section courante de la chaussée

Le modèle éléments finis 2D, construit à l'aide du code de calcul Cast3M et présenté au Chapitre II, § II.4.1, est utilisé pour analyser la réponse mécanique de chaque structure de chaussée sollicitée par une roue simple de l'essieu standard français. Pour rappel, le chargement induit par la roue est modélisé par une pression verticale de 0,662 MPa uniformément répartie sur un disque de rayon 125 mm. L'épaisseur de la couche de sol support est de trois mètres. La réponse mécanique de la structure de chaussée sollicitée par un essieu standard est obtenue par superposition des résultats obtenus avec la roue simple.

Vis-à-vis de la modélisation du comportement de l'interface entre couches de matériaux, le modèle éléments finis 2D permet d'intégrer, en plus des cas parfaitement collé ou glissant, au sens de la méthode française de dimensionnement, le comportement en fatigue du collage à l'interface.

VI.2.1. Dimensionnement par la méthode classique LCPC – SETRA

Dans cette étape de calcul, on procède au dimensionnement des structures bitumineuses épaisses sélectionnées en suivant la méthode classique adoptée en France. On se limite à la vérification de la tenue à la fatigue des couches d'enrobé. Dans le cas de ces structures, le critère dimensionnant est la déformation horizontale de type allongement. En effet, c'est cette déformation horizontale qui peut provoquer la rupture en fatigue par flexion des couches d'enrobé. Ainsi, on ne s'intéressera pas aux valeurs de déformation verticale au toit de la couche de sol.

Le dimensionnement vise à déterminer le nombre d'essieux équivalents, noté NE, que peut supporter la structure de chaussée. Ce nombre d'essieux peut être converti en nombre de poids lourds en le multipliant par le coefficient d'agressivité structurelle moyenne, noté CAM.

VI.2.1.1. Hypothèses de calcul

Lorsqu'on se réfère à la méthode rationnelle de dimensionnement des structures de chaussée en France, la modélisation de la structure bitumineuse épaisse conduit à supposer qu'un collage parfait est assuré à chaque interface [LCP 94]. Dans cette modélisation, le comportement mécanique de chaque couche de matériau est considéré comme élastique, linéaire et isotrope.

Vis-à-vis du dimensionnement de la structure, le nombre d'essieux équivalents est calculé en faisant l'hypothèse que les caractéristiques mécaniques des couches de matériau restent constantes pendant la durée de vie de la chaussée. On suppose également que ces couches sont sollicitées par la même amplitude de déformation horizontale.

VI.2.1.2. Evaluation de la durée de vie de la structure

Résultats du calcul éléments finis

Sous l'effet du chargement (jumelage de roues), l'analyse de la réponse structurelle sera axée particulièrement sur l'interprétation des profils de déformation horizontale à la base des couches de matériau. On distingue la déformation horizontale longitudinale (dans le sens du trafic), notée ε_L , et la déformation horizontale transversale, notée ε_T . Dans la convention de signes adoptée, une valeur négative de la déformation horizontale traduit un allongement.

Afin de définir le profil de déformation horizontale (longitudinale ou transversale) sur laquelle on se basera pour vérifier la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé, on présente sur la **Figure VI.2-1** les valeurs de ε_L et de ε_T extraites à la base de la couche de fondation de la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀.

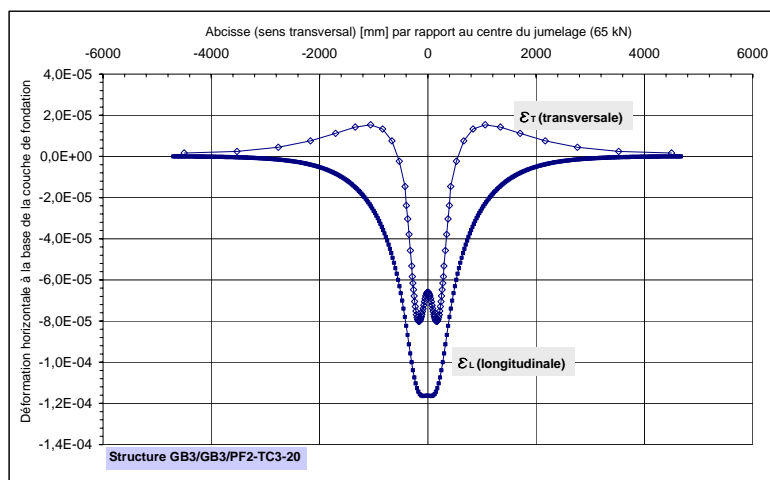


Figure VI.2-1. Profils de déformation horizontale (tangentielle et longitudinale) à la base de la couche de fondation (cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀ sollicitée par un jumelage)

Sur cette figure, la comparaison des profils montre clairement que les valeurs de déformation horizontale à considérer dans la vérification de la tenue à la fatigue des couches sont celles de ε_L .

La **Figure VI.2-2** présente, pour les structures de chaussée étudiées, et sollicitées par un essieu standard, les profils de déformation horizontale ε_L extraits à la base de la couche de fondation. On note que ces profils sont centrés par rapport à l'axe de symétrie du jumelage de roues.

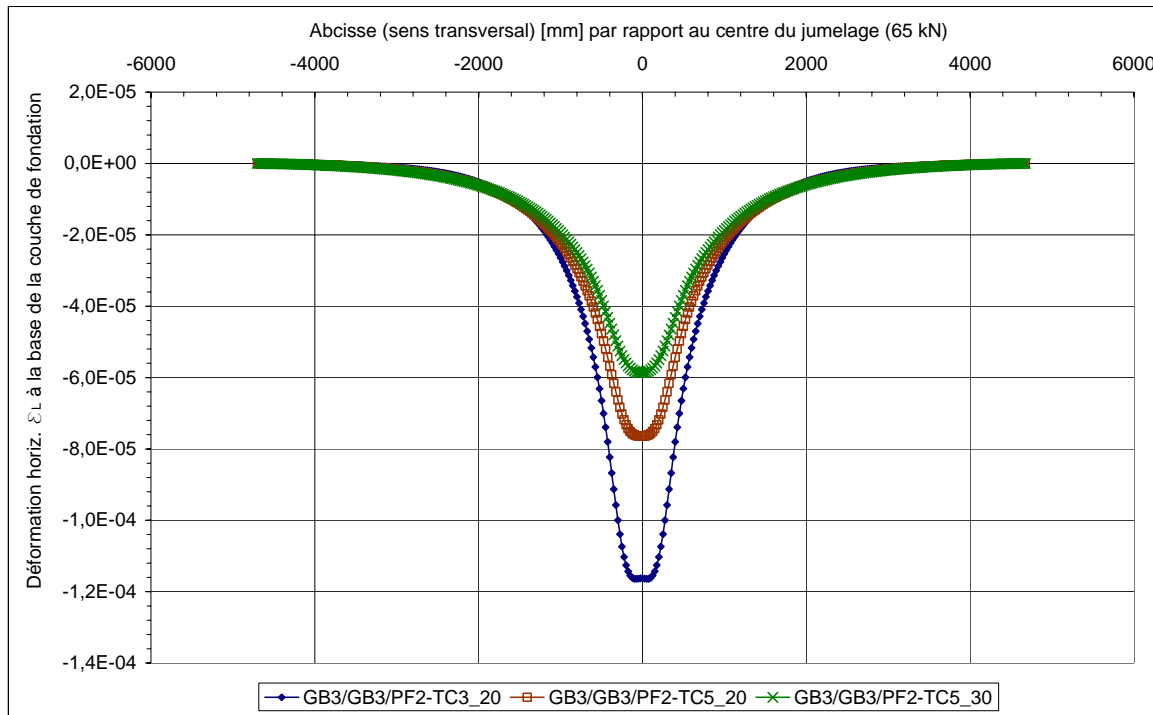


Figure VI.2-2. Profils de déformation horizontale ε_L à la base de la couche de fondation

La face inférieure de la couche de fondation est principalement sollicitée en traction. La valeur absolue maximale sur ce profil est utilisée pour vérifier la tenue à la fatigue de la structure. On note bien la diminution de la valeur maximale avec l'augmentation de la classe de trafic (TC3 ou TC5) et de la durée initiale de dimensionnement (20 ou 30 ans).

Dans l'analyse de la réponse mécanique de la structure de chaussée, on s'intéresse également aux profils de déformation horizontale ε_L sur les faces des couches de matériau. La valeur maximale sur chaque profil est reportée dans les Tableaux **VI.2-1** à **VI.2-3**. Dans ces tableaux, sont également reportées les valeurs maximales de contrainte de cisaillement (τ) relevées aux interfaces.

Les valeurs maximales de déformation horizontale ε_{Lmax} , identiques de part et d'autre de l'interface, confirment l'état parfaitement collé de l'interface.

Les résultats obtenus montrent que la contrainte de cisaillement à l'interface surface/base de la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀ est plus élevée que celles obtenues dans les autres structures. Ceci

trouve son explication dans le fait que la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀ est plus souple que les autres, et donc, se déforme plus en flexion.

Tableau VI.2-1. Valeurs maximales de ϵ_L et de τ dans la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀

Structure	Désignation	Liaison aux interfaces	Profondeur	ϵ_{Lmax}	τ_{max} [MPa]
GB3/GB3/PF2 -TC3 ₂₀	Couche de surface	-----	0	-	-
	Couche de base	Parfaitement collée	60 mm	$53,4 \cdot 10^{-6}$	0,26
			60 mm	$53,4 \cdot 10^{-6}$	
	Couche de fondation	Parfaitement collée	140 mm	$- 29,3 \cdot 10^{-6}$	0,25
			140 mm	$- 29,3 \cdot 10^{-6}$	
	Sol support	Parfaitement collée	220 mm	$- 116 \cdot 10^{-6}$	-
	220 mm		$- 116 \cdot 10^{-6}$		

Tableau VI.2-2. Valeurs maximales de ϵ_L et de τ dans la structure GB3/GB3/PF2-TC5₂₀

Structure	Désignation	Liaison aux interfaces	Profondeur	ϵ_{Lmax}	τ_{max} [MPa]
GB3/GB3/PF2 -TC5 ₂₀	Couche de surface	-----	0	-	-
	Couche de base	Parfaitement collée	80 mm	$28,7 \cdot 10^{-6}$	0,20
			80 mm	$28,7 \cdot 10^{-6}$	
	Couche de fondation	Parfaitement collée	180 mm	$- 19,4 \cdot 10^{-6}$	0,17
			180 mm	$- 19,4 \cdot 10^{-6}$	
	Sol support	Parfaitement collée	290 mm	$- 76,5 \cdot 10^{-6}$	-
	290 mm		$- 76,5 \cdot 10^{-6}$		

Tableau VI.2-3. Valeurs maximales de ϵ_L et de τ dans la structure GB3/GB3/PF2-TC5₃₀

Structure	Désignation	Liaison aux interfaces	Profondeur	ϵ_{Lmax}	τ_{max} [MPa]
GB3/GB3/PF2 -TC5 ₃₀	Couche de surface	-----	0	-	-
	Couche de base	Parfaitement collée	80 mm	$22,5 \cdot 10^{-6}$	0,20
			80 mm	$22,5 \cdot 10^{-6}$	
	Couche de fondation	Parfaitement collée	210 mm	$- 16,2 \cdot 10^{-6}$	0,14
			210 mm	$- 16,2 \cdot 10^{-6}$	
	Sol support	Parfaitement collée	340 mm	$- 58,6 \cdot 10^{-6}$	-
	340 mm		$- 58,6 \cdot 10^{-6}$		

Evaluation de la durée de vie des couches d'enrobé

La tenue à la fatigue par flexion d'une couche en matériau traité aux liants hydrocarbonés est vérifiée à travers l'expression suivante (**Equation VI.2-1**) :

$$\epsilon_{h \max} \leq \epsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25 \text{ Hz})} \cdot \left(\frac{E_{(10^\circ\text{C}, 10 \text{ Hz})}}{E_{(15^\circ\text{C}, 10 \text{ Hz})}} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{NE}{10^6} \right)^b \cdot k_r \cdot k_c \cdot k_s \tag{Equation VI.2-1}$$

Avec [LCP 94] :

- $\varepsilon_{6(10^{\circ}\text{C}, 25\text{ Hz})}$: amplitude de la déformation horizontale appliquée qui provoquerait la rupture en fatigue par flexion de l'éprouvette trapézoïdale, en matériau bitumineux, au bout d'un million de cycles de chargement ;
- $E_{(10^{\circ}\text{C}, 10\text{ Hz})}$: module de Young du matériau bitumineux évalué à 10°C et à 10 Hz ;
- $E_{(15^{\circ}\text{C}, 10\text{ Hz})}$: module de Young du matériau bitumineux évalué à 15°C et à 10 Hz ;
- NE : nombre d'essieux standard équivalents ;
- b : pente de la courbe de fatigue du matériau bitumineux ;
- k_r : coefficient qui ajuste la valeur de la déformation horizontale admissible au risque de calcul retenu en fonction des facteurs de dispersion sur l'épaisseur (écart-type Sh) et sur les résultats des essais de fatigue (écart-type SN) ;
- k_c : coefficient de calage destiné à ajuster les résultats du modèle de calcul au comportement observé de chaussées de même type ;
- k_s : coefficient minorant tenant compte de l'effet d'hétérogénéités locales de portance d'une couche de faible rigidité supportant les couches liées.

Le dimensionnement de chaque structure bitumineuse épaisse (GB3/GB3) se base sur la valeur maximale de la déformation horizontale à la base de la couche de fondation. Ainsi, les paramètres (**Equation VI.2-1**) sont ceux de la grave-bitume (valeurs données dans le **Tableau VI.2-4**).

Tableau VI.2-4. Paramètres de la tenue à la fatigue par flexion de la grave-bitume (GB3)

Matériau	$\varepsilon_{6(10^{\circ}\text{C}, 25\text{ Hz})}$	$E_{(10^{\circ}\text{C}, 10\text{ Hz})}$ [MPa]	$E_{(15^{\circ}\text{C}, 10\text{ Hz})}$ [MPa]	b	SN
GB3	90.10^{-6}	12300	9300	- 0,2	0,30

Le dimensionnement, vis-à-vis de la tenue à la fatigue des couches d'enrobé, conduit aux valeurs de nombre d'essieux équivalents données au **Tableau VI.2-5**. On vérifie bien que chaque nombre d'essieux équivalents est dans la fourchette de valeurs données au **Tableau VI.1-4**.

Tableau VI.2-5. Nombre d'essieux équivalents NEc vis-à-vis de la fatigue des couches d'enrobé

Structure	Durée initiale	Risque de calcul	Valeur du critère dimensionnant (ε_{Lmax})	k_r	k_c	k_s	Nombre d'essieux équivalents (NEc)
GB3/GB3/PF2-TC3 ₂₀	20 ans	18%	116.10^{-6}	0,847	1,300	0,909	5,70.10⁵
GB3/GB3/PF2-TC5 ₂₀		5%	$76,5.10^{-6}$	0,743			2,37.10⁶
GB3/GB3/PF2-TC5 ₃₀	30 ans		$58,6.10^{-6}$				8,97.10⁶

VI.2.2. Dimensionnement en intégrant le comportement en fatigue des interfaces

Dans cette étape de calcul, on se propose de dimensionner les structures de chaussée étudiées en modifiant les conditions de liaison aux interfaces conventionnellement admises dans la méthode classique de dimensionnement adoptée en France (§ VI.2.1).

Dans la modélisation de la structure bitumineuse, contrairement à la précédente modélisation où l'interface entre couches de structure est considérée comme parfaitement collée, on se base sur les résultats expérimentaux obtenus au cours de ce travail (Chapitres IV et V) pour définir le niveau de collage à l'interface. Le comportement en fatigue du collage à l'interface est défini par la valeur initiale du module de la raideur au cisaillement notée K_{s1} .

Tout comme dans la précédente étape de calcul, on dimensionnera la structure de chaussée vis-à-vis de la tenue à la fatigue des couches d'enrobé. Ainsi, on s'intéressera aux valeurs de déformation horizontale longitudinale ε_L à la base de chaque couche.

VI.2.2.1. Hypothèses de calcul

La valeur du module de la raideur au cisaillement de l'interface dépend de la température, de la fréquence et du niveau de sollicitation. Ainsi, à l'instar du module de Young E , la valeur de K_{s1} doit être évaluée à 15°C–10 Hz. Dans le cadre de notre étude expérimentale (Chapitres IV et V) le module de la raideur au cisaillement est évalué à la fréquence de 10 Hz et aux températures de 10 et 20°C. Lorsque l'interface comporte une couche d'accrochage C65B4-70/100, une interprétation des résultats a montré que pour une température comprise entre 10 et 20°C, la valeur de K_s peut être évaluée de manière satisfaisante (Chapitre V, § V.1.2.1.).

Les niveaux de contrainte de cisaillement extraits aux interfaces des structures précédemment modélisées sont au plus égaux à 0,26 MPa (**Tableaux VI.2-1 à VI.2-3**). De ce fait, si pendant la réalisation de la structure de chaussée on prévoit de mettre en œuvre une couche d'accrochage de type C65B4-70/100 à chaque interface, la valeur initiale du module de la raideur au cisaillement serait de 104 MPa/mm à 10°C–10 Hz ou de 57 MPa/mm à 20°C–10 Hz (Chapitre V, Figure V.1-3). Par comparaison au calcul du module de Young des couches d'enrobé (exemple, à 15°C à partir des valeurs à 10°C et 20°C) [LCP 94], on considère une évolution linéaire du module de la raideur au cisaillement en fonction de la température. La valeur initiale du module de la raideur au cisaillement à 15°C–10 Hz peut être évaluée avec l'expression (**Equation VI.2-2**), et vaut 81 MPa/mm.

$$K_{s1(15^\circ\text{C}-10\text{Hz})} = K_{s1(10^\circ\text{C}-10\text{Hz})} - \frac{K_{s1(10^\circ\text{C}-10\text{Hz})} - K_{s1(20^\circ\text{C}-10\text{Hz})}}{20 - 10} \cdot (15 - 10) \quad \text{Équation VI.2-2}$$

Le dimensionnement de la structure bitumineuse épaisse vise à déterminer le nombre d'essieux équivalents qui provoquerait la rupture en fatigue par flexion des couches d'enrobé (NEc), ainsi que le nombre d'essieux équivalents qui provoquerait la rupture en fatigue par cisaillement du collage à l'interface (NEi). On fait l'hypothèse qu'un cycle de chargement en laboratoire correspond au passage d'un essieu standard sur chaussée.

Dans l'estimation de ces nombres d'essieux équivalents, on fait également l'hypothèse que les caractéristiques mécaniques des interfaces et des couches de matériau, et les niveaux de sollicitation (déformation horizontale et contrainte de cisaillement) restent constants pendant la durée de vie de la structure de chaussée.

VI.2.2.2. Evaluation de la durée de vie de la structure

Résultats du calcul éléments finis

Sous l'effet du chargement (jumelage de l'essieu standard), l'analyse de la réponse structurelle de la chaussée est particulièrement axée sur l'interprétation des profils de déformation horizontale (ϵ_L) à la base de chaque couche de matériau, et de contrainte de cisaillement (τ) à chaque interface entre couches. Pour rappel, une valeur de déformation horizontale négative traduit un allongement.

La **Figure VI.2-3** montre, pour chaque structure de chaussée étudiée, la répartition des valeurs de déformation horizontale extraites à la base de la couche de fondation. Les profils des valeurs sont centrés par rapport à l'axe de symétrie du jumelage de deux roues, et la valeur absolue maximale de la déformation horizontale est localisée au centre du jumelage.

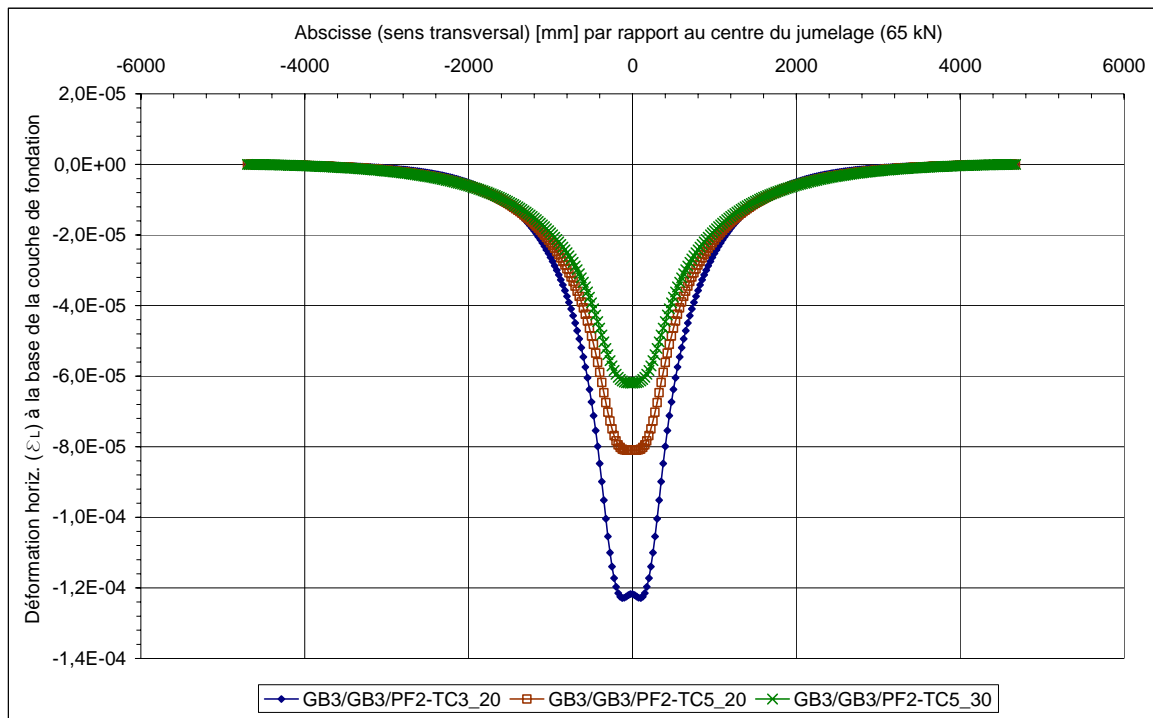


Figure VI.2-3. Profils de déformation horizontale ε_L à la base de la couche de fondation

L'influence de l'état de l'interface (parfaitement collé ou collé tel que $K_{s1} = 81$ MPa/mm) sur la réponse de la structure est analysée à travers une comparaison des valeurs de déformation ε_L à la base de la couche de fondation (**Figure VI.2-3** et **Figure VI.2-2**). On remarque que la prise en compte du comportement en fatigue du collage à l'interface (K_{s1}) conduit à une augmentation de la valeur absolue maximale de la déformation horizontale. On s'attendait bien à ce résultat puisque la rigidité structurelle diminue lorsque l'interface n'est plus parfaitement collée.

Dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀, par comparaison au cas de figure où les interfaces sont considérées parfaitement collées, la modélisation du comportement en fatigue du collage à l'interface ($K_{s1} = 81$ MPa/mm) conduit à une augmentation de 5,5% de la valeur absolue maximale de la déformation horizontale (de $116 \cdot 10^{-6}$ à $123 \cdot 10^{-6}$). Cette augmentation atteint 5,9% dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC5₂₀, et 5,7% dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC5₃₀.

L'effet de la correction de l'état de l'interface sur la valeur du critère dimensionnant des couches d'enrobé est du même ordre de grandeur (environ 6%) dans les 3 structures bitumineuses étudiées.

Pour chaque structure bitumineuse épaisse étudiée, la **Figure VI.2-4** montre la répartition des valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface entre les couches de surface et de base, i.e. entre le BBSG et la GB3.

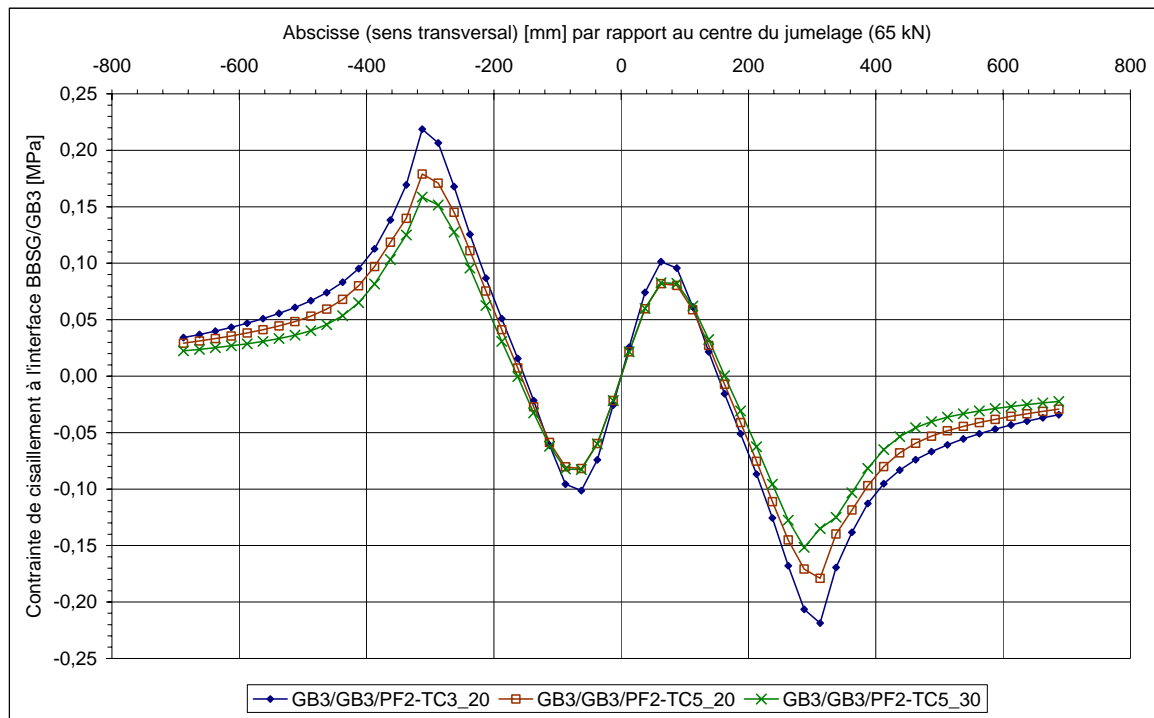


Figure VI.2-4. Profils de contrainte de cisaillement à l'interface des couches BBSG et GB3

Comme nous l'avons vu au Chapitre II (§ II.4.2.), sous l'effet du jumelage, le profil des valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface est centré par rapport au centre du jumelage, et les valeurs maximales sont localisées à la verticale des bords extérieurs des roues (**Figure VI.2-4**).

La comparaison des valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 montre que l'amplitude maximale de cisaillement est obtenue dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀ qui est moins rigide que les autres structures (**Figure VI.2-4**). Cet effet de rigidité sur l'amplitude de la contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 est également mis en évidence à travers une comparaison des structures GB3/GB3/PF2-TC5₂₀ et GB3/GB3/PF2-TC5₃₀. Dans la première, l'épaisseur des couches d'assise est de 210 mm alors qu'elle est de 260 mm dans la seconde structure ; les modules des couches de matériau étant identiques.

Dans les **Tableaux VI.2-6 à VI.2-8** sont récapitulées, pour chaque structure de chaussée étudiée, les valeurs critiques de déformation horizontale (raccourcissement et allongement) à la base de chaque couche de matériau, les valeurs maximales de contrainte de cisaillement aux interfaces BBSG/GB3 et GB3/GB3, et les valeurs maximales de déplacement horizontal relatif (glissement) à l'interface BBSG/GB3.

Tableau VI.2-6. Valeurs maximales de ϵ_L et de τ dans la structure **GB3/GB3/PF2-TC3₂₀**

Structure	Désignation	Liaison aux interfaces	Profondeur	ϵ_{Lmax}	τ_{max}	Δu_{max}
GB3/GB3/PF2 -TC3 ₂₀	Couche de surface	-----	0	-	-	
		Collée	60 mm	$43,8.10^{-6}$	0,22 MPa	$6,3.10^{-4}$ mm
	Couche de base	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	60 mm	$60,5.10^{-6}$		
		Collée	140 mm	$-42,1.10^{-6}$	0,22 MPa	-
	Couche de fondation	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	140 mm	$-16,2.10^{-6}$		
			Collée	220 mm	-123.10^{-6}	-
	Sol support	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	220 mm	-	-	-

Tableau VI.2-7. Valeurs maximales de ϵ_h et de τ dans la structure **GB3/GB3/PF2-TC5₂₀**

Structure	Désignation	Liaison aux interfaces	Profondeur	ϵ_{Lmax}	τ_{max}	Δu_{max}
GB3/GB3/PF2 -TC5 ₂₀	Couche de surface	-----	0	-	-	
		Collée	80 mm	$23,6.10^{-6}$	0,18 MPa	$3,9.10^{-4}$ mm
	Couche de base	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	80 mm	$34,6.10^{-6}$		
		Collée	180 mm	$-28,6.10^{-6}$	0,16 MPa	-
	Couche de fondation	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	180 mm	$-10,2.10^{-6}$		
			Collée	290 mm	$-81,0.10^{-6}$	-
	Sol support	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	290 mm	-	-	-

Tableau VI.2-8. Valeurs maximales de ϵ_h et de τ dans la structure **GB3/GB3/PF2-TC5₃₀**

Structure	Désignation	Liaison aux interfaces	Profondeur	ϵ_{Lmax}	τ_{max}	Δu_{max}
GB3/GB3/PF2 -TC5 ₃₀	Couche de surface	-----	0	-	-	
		Collée	80 mm	$20,8.10^{-6}$	0,15 MPa	$2,5.10^{-4}$ mm
	Couche de base	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	80 mm	$27,8.10^{-6}$		
		Collée	210 mm	$-23,6.10^{-6}$	0,13 MPa	-
	Couche de fondation	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	210 mm	$-9,4.10^{-6}$		
			Collée	340 mm	$-62,0.10^{-6}$	-
	Sol support	$K_{s1} = 81$ MPa/mm	340 mm	-	-	-

Les résultats présentés dans les **Tableaux VI.2-6 à VI.2-8** montrent que, tout comme dans le cas d'interfaces considérées parfaitement collées, la prise en compte du comportement (K_{s1}) du collage aux interfaces conduit à dimensionner la structure de chaussée, vis-à-vis de la tenue à la fatigue des couches d'enrobé, à partir de la valeur de déformation horizontale (allongement) extraite à la base de la couche de fondation.

On note également à travers ces résultats (**Tableaux VI.2-6 à VI.2-8**) que la valeur maximale de la contrainte de cisaillement aux interfaces est réduite lorsque l'état de collage à l'interface n'est plus considéré comme parfait. Ainsi, pour un niveau initial de collage tel que $K_{s1} = 81$ MPa/mm, la valeur maximale de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 est diminuée de 16,4% dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC3₂₀, de 12,2% dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC5₂₀, et de 22,5% dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC5₃₀.

Evaluation de la durée de vie des couches d'enrobé et du collage

Le dimensionnement de la structure de chaussée, vis-à-vis de la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé, permet d'évaluer le nombre d'essieux équivalents NEc au moyen de l'expression (**Equation VI.2-1**). Pour chaque structure de chaussée, les valeurs de NEc sont récapitulées dans le **Tableau VI.2-9**. Les valeurs de NEc dans le cas où les interfaces sont considérées parfaitement collées sont également rappelées (**Tableau VI.2-9**).

Tableau VI.2-9. Nombre d'essieux équivalents NEc vis-à-vis de la tenue à la fatigue des enrobés

Structure	Interfaces collées telles que $K_{s1} = 81 \text{ MPa/mm}$		Interfaces considérées parfaitement collées		Ecart entre les valeurs de NEc
	Valeur de ϵ_{Lmax}	Nombre d'essieux équivalents (NEc)	Valeur de ϵ_{Lmax}	Nombre d'essieux équivalents (NEc)	
GB3/GB3/PF2-TC3 ₂₀	123.10^{-6}	$4,25.10^5$	116.10^{-6}	$5,70.10^5$	- 25,4%
GB3/GB3/PF2-TC5 ₂₀	$81,0.10^{-6}$	$1,78.10^6$	$76,5.10^{-6}$	$2,37.10^6$	-24,9%
GB3/GB3/PF2-TC5 ₃₀	$62,0.10^{-6}$	$6,77.10^6$	$58,6.10^{-6}$	$8,97.10^6$	-24,5%

Sur la **Figure VI.2-5**, on analyse l'effet de la modélisation des états d'interface (parfaitement collées ou collées telles que $K_s = 81 \text{ MPa/mm}$) sur la durée de vie de la couche de fondation.

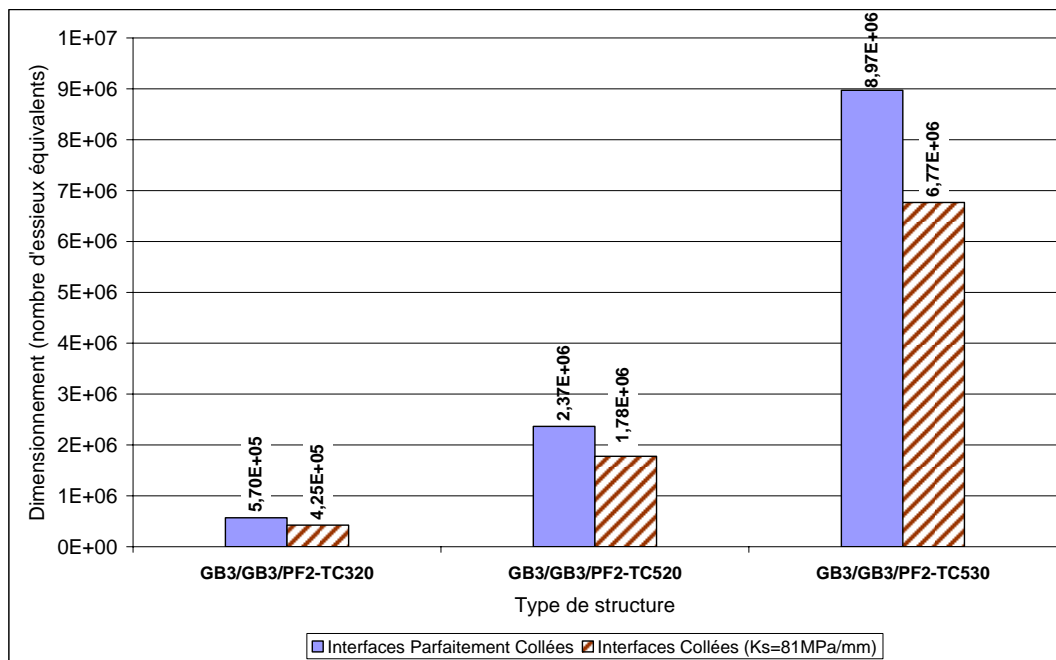


Figure VI.2-5. Influence de la modélisation des états d'interfaces sur le dimensionnement

Les nombres d'essieux équivalents NEc reportés sur la **Figure VI.2-5** montrent que la durée de vie de la couche de fondation est réduite lorsque l'état de l'interface n'est plus considéré comme parfaitement collé. Globalement, pour les structures de chaussée étudiées, la durée de vie de la couche de fondation obtenue dans le cas d'interfaces collées ($K_s = 81 \text{ MPa/mm}$) est environ 25%

inférieure à celle issue du dimensionnement de la structure avec des interfaces considérées comme parfaitement collées (**Tableau VI.2-9**).

Pour chaque structure de chaussée étudiée, le nombre d'essieux équivalents NE_i, vis-à-vis de la tenue à la fatigue par cisaillement du collage à l'interface BBSG/GB3, est évalué en exploitant les lois opérationnelles de fatigue obtenues lors de notre campagne expérimentale (Chapitre V, **Figure V.1-14**).

L'interprétation des lois de fatigue obtenues (cas de l'interface comportant une émulsion C65B4-70/100) à 10 et 20°C permet d'écrire, pour une température (θ), une relation (**Equation VI.2-3-A**) comparable à celle obtenue des essais de fatigue sur les enrobés bitumineux (**Equation VI.2-3-B**).

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{(A): Cas des enrobés bitumineux : } \varepsilon_6(\theta) \cdot [E(\theta)]^{0,5} = \text{constante} \\ \text{(B): Cas de l'émulsion C65B4 - 70/100 : } \tau_6(\theta) \cdot [K_S(\theta)]^{-1,697} = 1,4 \cdot 10^{-4} \end{array} \right. \quad \text{Équation VI.2-3}$$

Avec: $\begin{cases} 10^\circ\text{C} : \tau_6 = 0,36 \text{ MPa et } K_S = 104 \text{ MPa/mm} \\ 20^\circ\text{C} : \tau_6 = 0,13 \text{ MPa et } K_S = 57 \text{ MPa/mm} \end{cases}$

Ainsi, pour une amplitude de contrainte de cisaillement τ_{\max} donnée, la tenue à la fatigue par cisaillement du collage à l'interface, dans les conditions expérimentales de 15°C et de 10 Hz, peut être vérifiée à travers l'expression suivante (**Equation VI.2-4**) :

$$\tau_{\max} \leq \tau_{6(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})} \cdot \left(\frac{K_{S(10^\circ\text{C}-10\text{Hz})}}{K_{S(15^\circ\text{C}-10\text{Hz})}} \right)^{-1,697} \cdot \left(\frac{NE_i}{10^6} \right)^{-0,223} \quad \text{Équation VI.2-4}$$

Ainsi, pour chaque structure de chaussée, on évalue le nombre d'essieux équivalents NE_i à partir de l'expression (**Equation VI.2-4**). Les valeurs de NE_i sont données dans le **Tableau VI.2-10**.

Tableau VI.2-10. Nombre d'essieux équivalents NE_i vis-à-vis de la tenue à la fatigue du collage à l'interface BBSG/GB3

Structure	Valeur du critère dimensionnant (τ_{\max})	Nombre d'essieux équivalents (NE _i)
GB3/GB3/PF2-TC3 ₂₀	0,22 MPa	1,35.10⁶
GB3/GB3/PF2-TC5 ₂₀	0,18 MPa	3,32.10⁶
GB3/GB3/PF2-TC5 ₃₀	0,15 MPa	7,52.10⁶

Pour chaque structure de chaussée, la comparaison des nombres d'essieux équivalents NE_c et NE_i (**Tableau VI.2-9** et **Tableau VI.2-10**) montre que la couche de fondation en grave-bitume

s'endommagement beaucoup plus rapidement que le collage à l'interface BBSG/GB3. Dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC₃₀, la durée de vie du collage à l'interface est environ 3 fois supérieure à celle de la couche de fondation. Ce facteur multiplicatif est d'environ 2 dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC₅₀, et de 1,1 pour la structure GB3/GB3/PF2-TC₃₀.

VI.2.3. Bilan

Dans ce paragraphe, on se propose de dimensionner les trois structures de chaussée bitumineuses épaisses (présentées au § VI.1) dans le cas où elles sont réalisées pour constituer une section courante de la chaussée. Sur cette section, la sollicitation de trafic est matérialisée par l'application d'une pression normale à la surface de la couche de roulement. Le dimensionnement vise à vérifier la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé. L'interface entre couches de chaussée est soit parfaitement collée, soit collée telle que $K_{S1} = 81$ MPa/mm (valeur initiale du module de la raideur au cisaillement de l'interface).

Les résultats des applications numériques ont montré que, dans le cas où le niveau de collage à l'interface n'est plus parfait mais défini par $K_{S1} = 81$ MPa/mm, la durée de vie de la structure de chaussée (rupture par flexion de la couche d'enrobé) est réduite de 25% environ suite à une augmentation de l'ordre de 6% de la valeur critique de déformation horizontale à la base de la couche de fondation.

Sur la base de l'amplitude de la contrainte de cisaillement à l'interface, les lois opérationnelles de fatigue obtenues des essais de fatigue (Chapitre V) sont utilisées pour estimer la durée de vie du collage à l'interface. Pour les structures de chaussée étudiées, on remarque que la durée de vie du collage est 1,1 à 3 fois supérieure à celle de la couche de fondation. Ce facteur multiplicatif laisse penser que le niveau de collage à l'interface reste constant pendant la durée de vie de la couche de fondation. Il faut cependant garder en mémoire que la dégradation de la couche de fondation peut conduire à une augmentation de la contrainte de cisaillement à l'interface du fait de la déformabilité des couches de matériau.

VI.3. Etude d'une section particulière de la chaussée : influence des sollicitations tangentielles répétées

Nous avons vu dans le paragraphe précédent (§ VI.2) que, dans le cas du dimensionnement d'une structure de chaussée localisée sur une section courante (linéaire) de la chaussée, l'application de la méthode classique française conduit à une surestimation de la durée de vie de la structure lorsque les interfaces sont considérées parfaitement collées. Il est également montré, sur ces sections

courantes, que le niveau initial de collage (interface comportant une émulsion C65B4-70/100, et tenue à la fatigue évaluée à 15°C et à 10 Hz) reste constant pendant la durée de vie de la structure.

Ce paragraphe est consacré à l'étude d'une section particulière de la chaussée où, en plus de la sollicitation normale induite par le trafic poids lourds, la couche de roulement est sollicitée par des efforts tangentiels appliqués en surface (zones de freinage, d'accélération, de rampe, giratoire, etc.). Dans ces sections particulières, l'interface entre la couche de surface et la couche de base peut être fortement sollicitée en cisaillement. Ainsi, la tenue à la fatigue du collage à l'interface peut être un paramètre très important pour un dimensionnement plus rationnel de la structure de chaussée.

VI.3.1. Contexte de l'étude

Parmi les sections particulières de la chaussée citées précédemment, il nous en faut choisir une où la notion de sollicitation en fatigue peut être appliquée. Celle-ci n'est pas vraiment applicable sur les zones de freinage ou d'accélération. On choisit d'étudier le cas du giratoire où le passage répété des poids lourds reproduit une sollicitation en fatigue sur la chaussée.

Au niveau d'un giratoire, on considère que l'effort tangentiel appliqué à la surface de la couche de roulement représente la force centrifuge générée au passage d'un poids lourd. La force centrifuge F est estimée avec l'expression suivante (Equation VI.3-1).

$$F = M \cdot \frac{v^2}{R} \quad \text{Équation VI.3-1}$$

Où M représente la masse en kg du corps en mouvement, v sa vitesse en m/s, et R le rayon en mètre du giratoire.

Pour les besoins de notre étude, on choisit un rayon de 10 m, une vitesse de 30 km/h et une masse de 6500 kg correspondant à celle du jumelage de l'essieu standard. Notons que nous nous situons dans le cas où la masse de l'essieu (13000 kg) est symétriquement répartie sur les deux jumelages. En effet, il arrive, lors du mouvement du poids lourd, qu'un des jumelages applique plus de 6500 kg. Lorsque chaque jumelage applique une masse de 6500 kg, la force centrifuge résultante est de 45 kN, uniformément répartie sur les deux roues du jumelage.

VI.3.2. Modélisation en 3D par éléments finis de la structure de chaussée

Dans cette étape de l'étude on s'intéresse à la modélisation en 3D du modèle physique symbolisé par l'application d'un jumelage de deux roues de l'essieu standard français sur une structure de chaussée. Cette modélisation 3D présente l'avantage de pouvoir, en plus de la sollicitation normale

habituellement appliquée, permettre l'application d'une composante horizontale (effort tangentiel) de la sollicitation de trafic.

Dans une première étape de la modélisation, on cherche à déterminer la section de l'empreinte d'une roue du jumelage (65 kN). Chaque roue (32,5 kN) exerce une pression normale de 0,662 MPa uniformément répartie sur la section de son empreinte. De ces données, on peut évaluer la section de l'empreinte. On choisit une section carrée, le côté mesure alors 221,57 mm.

Dans une seconde étape, on délimite la partie du modèle physique à modéliser et qui est représentatif de l'application d'un jumelage de l'essieu sur une chaussée (**Figure VI.3-1**). Sur cette figure, on remarque que les axes de symétrie du jumelage permettent de délimiter la partie du modèle physique qu'il suffit de modéliser pour obtenir la réponse mécanique de la structure de chaussée sollicitée par un jumelage de deux roues.

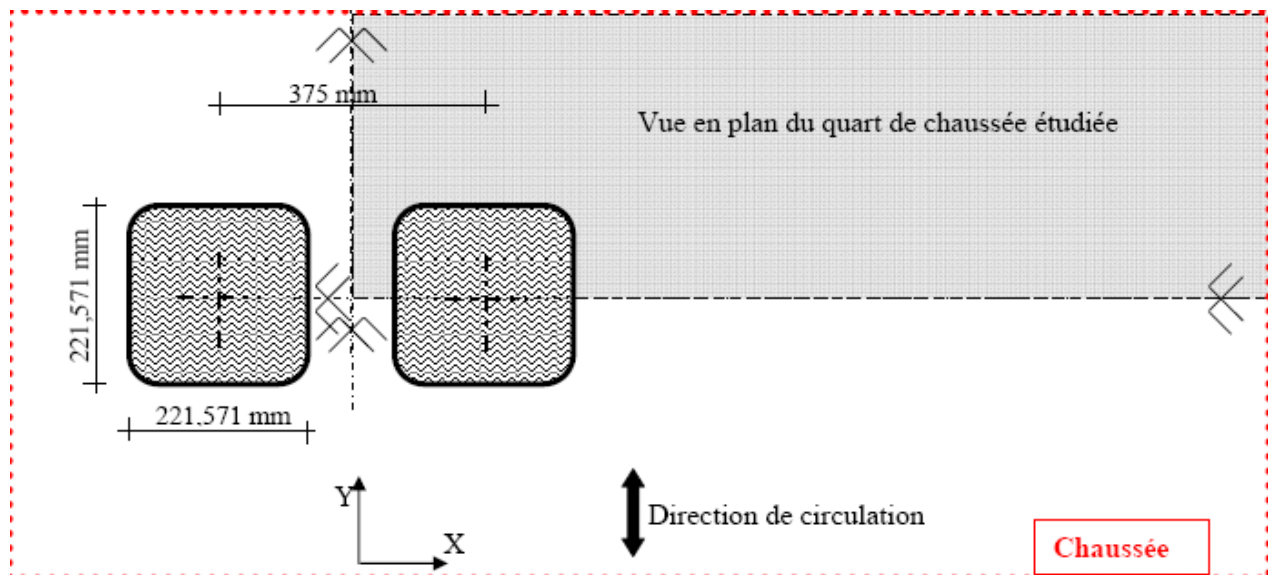


Figure VI.3-1. Empreintes des roues du jumelage et vue en plan du quart de chaussée modélisée

VI.3.2.1. Construction du modèle éléments finis

Le quart de chaussée à étudier (**Figure VI.3-1**) est modélisé en 3D en utilisant le code de calcul aux éléments finis Cast3M. Les épaisseurs des couches de chaussée et du sol sont suivant l'axe Z. Cette étape de construction du modèle 3D éléments finis est appliquée à chacune des trois structures bitumineuses (**Tableaux VI.1-1 à VI.1-3**) traitées dans les précédents paragraphes.

On se propose de découper le quart de chaussée à étudier en zones (**Figure VI.3-2**) avec des maillages constants et progressifs.

Dans la construction du modèle éléments finis, chaque couche de matériau est construite en utilisant des éléments cubiques à 8 nœuds (nommés CUB8) comme supports géométriques. Ce choix est imposé par le type d'éléments de joint disponible en 3D pour modéliser l'interface entre couches.

L'interface entre couches de matériau est modélisée avec des éléments de joints. Ainsi, comme état de liaison, on pourra choisir entre parfaitement collé, glissant ou collé (raideur au cisaillement).

Dans cette modélisation, on considère que les couches de matériau présentent un comportement élastique, linéaire et isotrope.

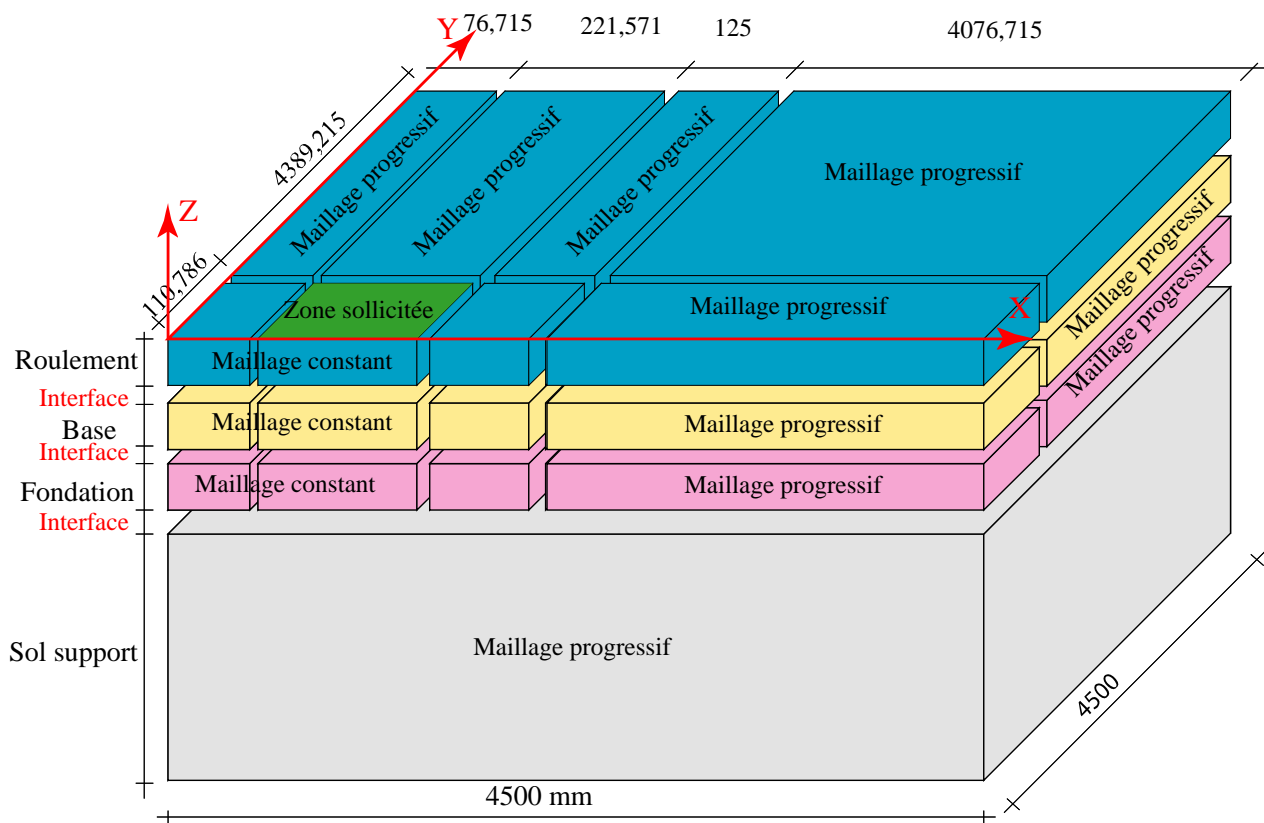


Figure VI.3-2. Découpage en zones de la chaussée (blocs espacés pour une clarté de présentation)

VI.3.2.2. Conditions aux limites

Sur la zone sollicitée (**Figure VI.3-2**) de dimensions $221,6 \times 110,8$ [mm²], une pression normale (suivant l'axe Z) de 0,662 MPa ou une pression tangentielle (suivant l'axe X) de 0,46 MPa est appliquée pour reproduire la sollicitation du jumelage de l'essieu standard français au niveau du giratoire. Pour des raisons de plans de symétrie, ces deux types de chargement ne sont pas appliqués simultanément.

Dans le cas de l'application de la pression normale suivant l'axe Z, on applique des conditions de symétrie dans le plan YZ (face latérale gauche sur la **Figure VI.3-2**). Ainsi, les déplacements des points du plan YZ bloqués suivant l'axe X (voir **Figure VI.3-3** dans le cas 2D).

Dans le cas de l'application de la pression tangentielle suivant X, on applique des conditions d'antisymétrie dans le plan YZ. Ainsi, les déplacements des points du plan YZ sont bloqués suivant l'axe Z (voir **Figure VI.3-3** dans le cas 2D).

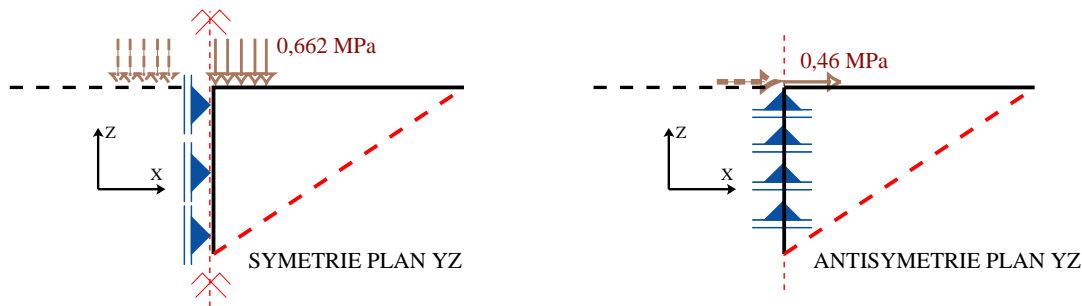


Figure VI.3-3. Conditions de symétrie et d'antisymétrie dans le plan YZ

Dans les deux cas de sollicitation, des conditions de symétrie sont appliquées dans le plan XZ (face avant sur la **Figure VI.3-2**, déplacements des points bloqués suivant l'axe Y), et le fond de la couche de sol est bloqué en déplacement, i.e. les déplacements des points de ce plan sont bloqués suivant X, Y et Z.

VI.3.2.3. Validation des résultats numériques

Dans ce paragraphe, on présente quelques résultats sur lesquels on peut s'appuyer pour valider le modèle éléments finis construit en 3D. Pour une structure de chaussée étudiée, la validation du modèle se base sur la comparaison des résultats numériques obtenus en 3D avec ceux obtenus en 2D. On s'intéressera particulièrement aux valeurs de déformation horizontale sur les faces des couches de matériau et aux valeurs de contrainte de cisaillement aux interfaces.

Tout comme dans le cas du modèle 2D éléments finis utilisé dans les précédents paragraphes, la convergence des résultats du modèle 3D est fortement dépendante de la finesse du maillage des couches. Il faut cependant rappeler qu'un maillage de plus en plus fin augmente le temps de calcul.

La convergence des valeurs de déformation horizontale dans la structure de chaussée permet de fixer la finesse du maillage. A titre d'illustration, la **Figure VI.3-4** présente une vue en perspective du maillage final du quart de structure étudiée. Le maillage comporte 25900 éléments et 28728 nœuds. Il est adaptable à la modélisation des structures de chaussée sélectionnées. Pour une clarté

de présentation, le maillage au voisinage de la zone d'application de la sollicitation mécanique est montré au **Figure VI.3-4**.

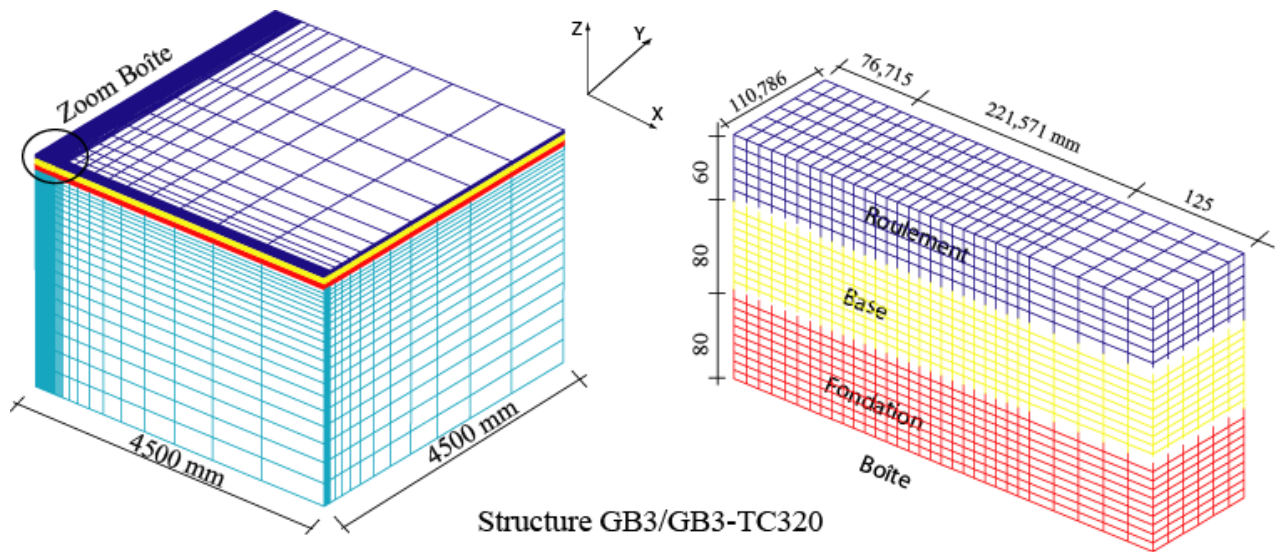


Figure VI.3-4. Vue en perspective du maillage du quart de structure de chaussée étudiée

Dans le paragraphe VI.2, nous avons vu que les structures bitumineuses sont dimensionnées vis-à-vis de la tenue à la fatigue par flexion de la couche de fondation en grave-bitume. Cette tenue à la fatigue est évaluée à partir de la valeur maximale de déformation horizontale (allongement) ε_L (suivant l'axe Y) extraite à la base de la couche de fondation. On s'intéresse également à la valeur maximale de la contrainte de cisaillement τ extraite à l'interface pour l'évaluation de la tenue à la fatigue du collage. Ainsi, dans la validation du modèle 3D, on s'appuiera sur les profils de déformation horizontale à la base de la couche de fondation et sur les profils de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3. Du fait du type de sollicitation applicable avec le modèle 2D, la comparaison des résultats 2D et 3D se fera dans le cas de l'application d'une sollicitation normale verticale. Les interfaces entre couches sont collées ($K_{s1} = 81 \text{ MPa/mm}$).

Pour chaque structure de chaussée étudiée en 2D et en 3D, la **Figure VI.3-5** donne les valeurs de contrainte de cisaillement τ_{xz} extraites au niveau de l'interface BBSG/GB3. Les résultats obtenus en 2D et en 3D sont comparables. On note tout de même une légère différence (de l'ordre de 10%) entre les valeurs absolues maximales des deux profils. La valeur maximale plus petite en 3D (calcul) qu'en 2D est due à la taille des éléments CUB8 et au type d'élément de joint utilisé (généré à l'interface de deux éléments CUB8). Projeté dans un plan, cet élément de joint comporte 4 nœuds alors que celui utilisé en 2D en comporte 6.

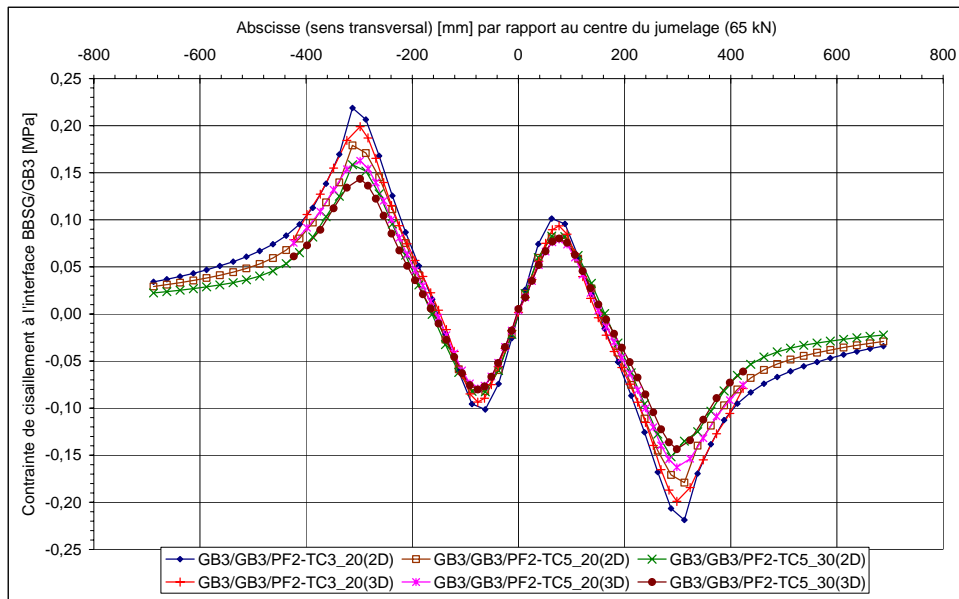


Figure VI.3-5. Profils de contrainte de cisaillement τ_{xz} à l'interface BBSG/GB3 (**interfaces collées telles que $Ks_1 = 81$ MPa/mm, sollicitation normale verticale de 0,662 MPa**)

Pour chaque structure de chaussée étudiée en 2D et en 3D, la **Figure VI.3-6** donne les valeurs de déformation horizontale ε_L extraites à la base de la couche de fondation en GB3. On remarque que les résultats obtenus en 2D et en 3D sont comparables. Ainsi, on obtiendra les mêmes durées de vie, vis-à-vis de la tenue à la fatigue par flexion de la couche de fondation, en exploitant les résultats en 2D ou en 3D.

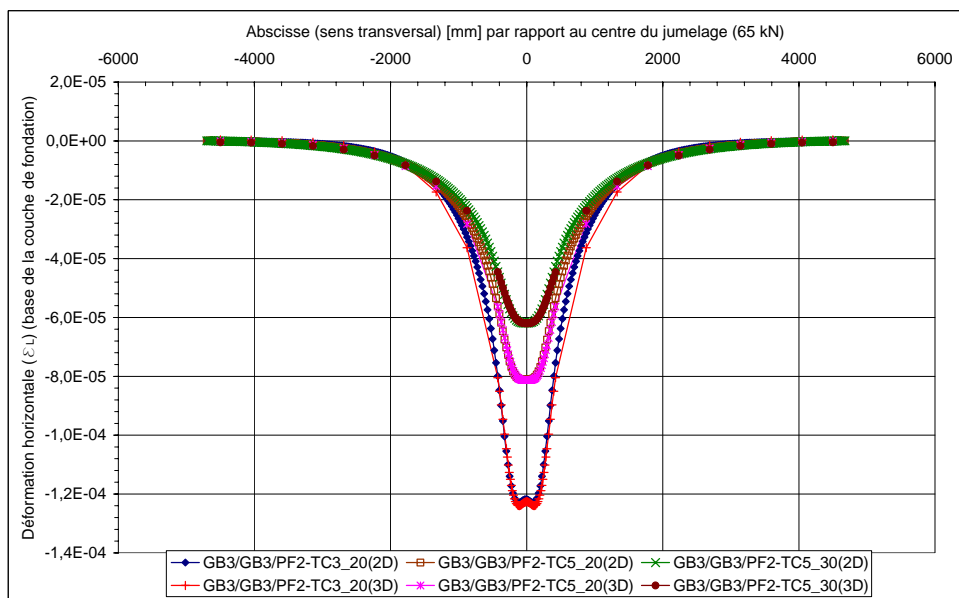


Figure VI.3-6. Profils de déformation horizontale ε_L à la base de la couche de fondation (**interfaces collées telles que $Ks_1 = 81$ MPa/mm, sollicitation normale verticale 0,662 MPa**)

Lorsqu'on se limite à l'exploitation des valeurs de déformation horizontale dans la structure et de contrainte de cisaillement aux interfaces, les résultats présentés (**Figure VI.3-5** et **Figure VI.3-6**) permettent de valider les résultats numériques donnés par le modèle 3D éléments finis.

VI.3.3. Dimensionnement en intégrant le comportement du collage aux interfaces

Dans cette étape de calcul, on se propose de dimensionner la structure de chaussée localisée au niveau d'un giratoire. Dans cette section particulière de la chaussée, la sollicitation mécanique exercée par l'essieu standard du poids lourd à la surface de la couche de roulement peut être décomposée en deux composantes : une verticale (pesanteur) et une tangentielle (force centrifuge).

La composante verticale de la sollicitation mécanique est modélisée par une contrainte de 0,662 MPa, appliquée suivant l'axe Z, et uniformément répartie sur la zone sollicitée (**Figure VI.3-2**).

La composante tangentielle de la sollicitation mécanique est modélisée par une contrainte de 0,46 MPa, appliquée suivant l'axe X, et uniformément répartie sur la zone sollicitée (**Figure VI.3-2**).

Les deux composantes (verticale et tangentielle) ne sont pas appliquées simultanément sur la structure de chaussée. Ainsi, deux calculs séparés sont conduits pour analyser la réponse mécanique de la structure sous l'effet de chaque composante de la sollicitation de trafic. Une superposition des réponses mécaniques obtenues permet de dimensionner la structure de chaussée vis-à-vis de la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé et de la tenue à la fatigue par cisaillement du collage aux interfaces.

VI.3.3.1. Hypothèses de calcul

Dans cette étape de dimensionnement, on fait les mêmes hypothèses que dans le cas de l'étude de la section courante (se référer au paragraphe VI.2.2).

VI.3.3.2. Evaluation de la durée de vie de la structure

Résultats du modèle éléments finis 3D : déformation horizontale

Dans une première étape de l'exploitation des résultats du modèle éléments finis, on s'intéresse aux valeurs de déformation horizontale transversale ε_T à la surface de la couche de roulement sous l'effet de la sollicitation tangentielle. A la surface de la couche de roulement, on évalue les valeurs de déformation horizontale (allongement) qui peuvent conduire à l'apparition de fissures de fatigue.

Dans une seconde étape de l'exploitation des résultats du modèle éléments finis, on s'intéresse aux valeurs de déformation horizontale (longitudinale et transversale) à la base de la couche de

fondation sous l'effet de la sollicitation tangentielle. La comparaison de ces valeurs de déformation horizontale permet de fixer le profil de déformation (longitudinale ou transversale) qui servira à vérifier la tenue à la fatigue par flexion des couches d'enrobé.

La **Figure VI.3-7** présente, sous l'effet de la sollicitation tangentielle, la répartition des valeurs de déformation horizontale transversale ε_T à la surface de la couche de roulement. Sur ce graphe, on remarque que la valeur maximale de déformation (allongement) est de $169 \mu\text{def}$. D'après le guide de dimensionnement des chaussées en France [LCP 94], la valeur de ε_6 (10°C -25 Hz) est de $100 \mu\text{def}$ dans le cas du BBSG. Ainsi, on remarque que sous l'effet de la sollicitation tangentielle, il est impératif de vérifier la tenue à la fatigue de la couche de roulement vis-à-vis de l'apparition des fissures en surface. Cette vérification n'est pas abordée dans ce document.

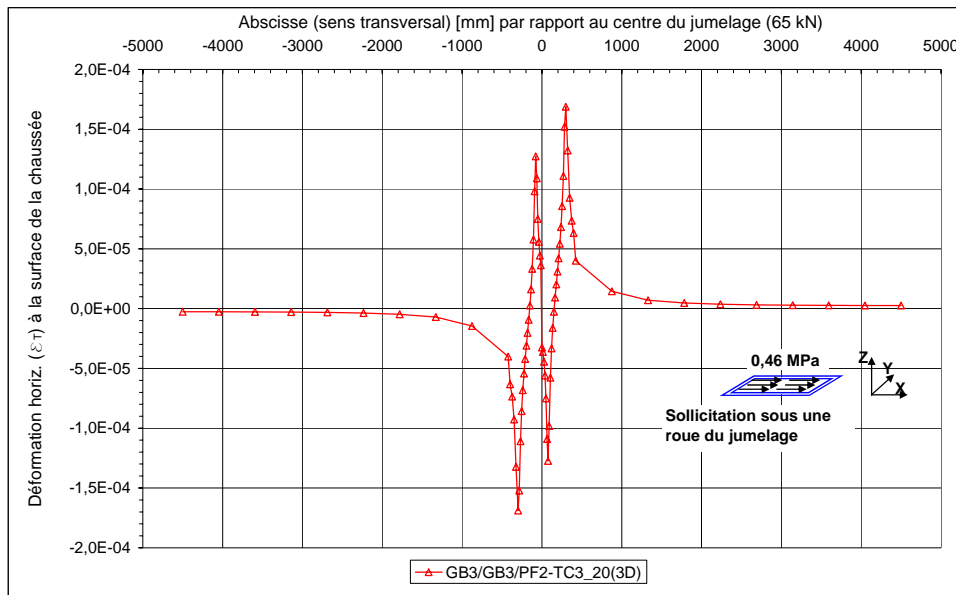


Figure VI.3-7. Valeurs de déformation horizontale ε_T à la surface de la couche de roulement (interfaces collées telles que $K_{S1} = 81 \text{ MPa/mm}$, sollicitation tangentielle de $0,46 \text{ MPa}$)

La **Figure VI.3-8** présente, sous l'effet de la sollicitation tangentielle, la répartition des valeurs de déformation horizontale (longitudinale et transversale) à la base de la couche de fondation. La comparaison de ces profils de déformation montre que la vérification de la tenue à la fatigue de la couche de fondation se fait à partir des valeurs de déformation horizontale longitudinale ε_L .

Nous avons vu dans le paragraphe VI.2 que, sous sollicitation normale, la tenue à la fatigue de la couche de fondation est également vérifiée à partir des valeurs de déformation horizontale ε_L . Ainsi, lorsque la structure de chaussée est sollicitée simultanément par une sollicitation normale et une

sollicitation tangentielle, la tenue à la fatigue de la couche de fondation se fait à partir des valeurs cumulées de déformation horizontale longitudinale ϵ_L .

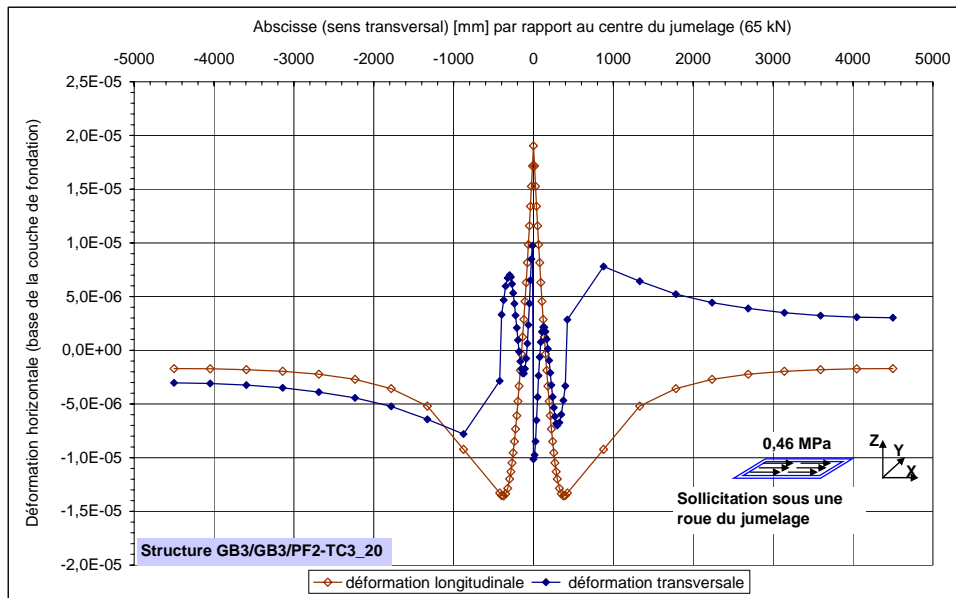


Figure VI.3-8. Valeurs de déformations horizontales ϵ_T et ϵ_L à la base de la couche de fondation (interfaces collées telles que $Ks_1 = 81 \text{ MPa/mm}$, sollicitations normale et tangentielle)

Dans l'analyse de la réponse mécanique de la structure sous l'effet de chaque composante de la sollicitation, on s'intéresse particulièrement aux valeurs de déformation horizontale ϵ_L extraites à la base de la couche de fondation, et aux valeurs de contrainte de cisaillement τ_{xz} extraites à l'interface des couches de BBSG et de GB3.

La **Figure VI.3-9** donne, sous l'effet de la composante verticale de la sollicitation, la répartition des valeurs de déformation horizontale à la base de la couche de fondation de chaque structure de chaussée étudiée. La valeur qui servira à la vérification de la tenue à la fatigue par flexion de la couche d'enrobé est localisée sur l'axe de symétrie du jumelage.

La **Figure VI.3-10** donne, sous l'effet de la composante tangentielle de la sollicitation, les valeurs de déformation horizontale à la base de la couche de fondation de chaque structure de chaussée. Pour une clarté de présentation, un graphique présente la répartition des valeurs de déformation au droit de la zone d'influence de la sollicitation tangentielle. Sur ces graphiques, on remarque que la valeur qui servira à la vérification de la tenue à la fatigue par flexion de la couche d'enrobé est localisée au voisinage du centre du jumelage.

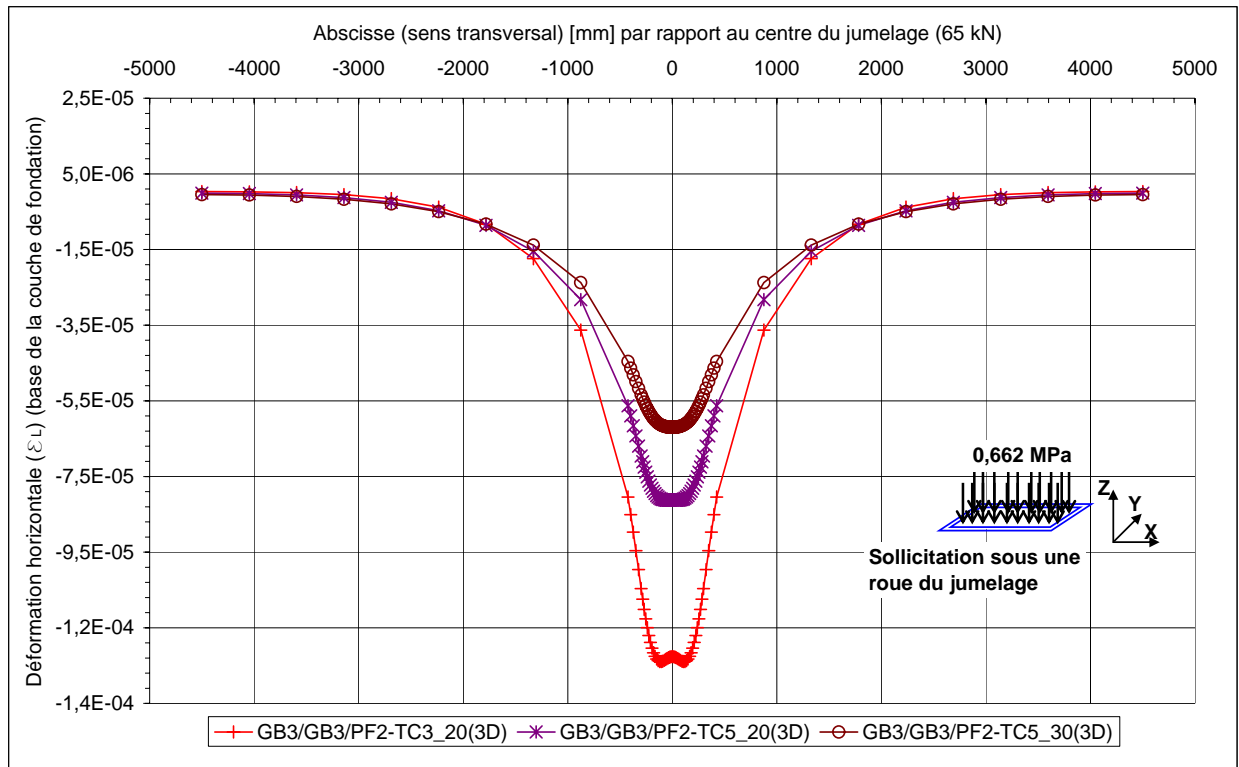


Figure VI.3-9. Valeurs de déformation horizontale à la base de la couche de fondation (**interfaces collées telles que $K_{S1} = 81$ MPa/mm, sollicitation normale verticale de 0,662 MPa**)

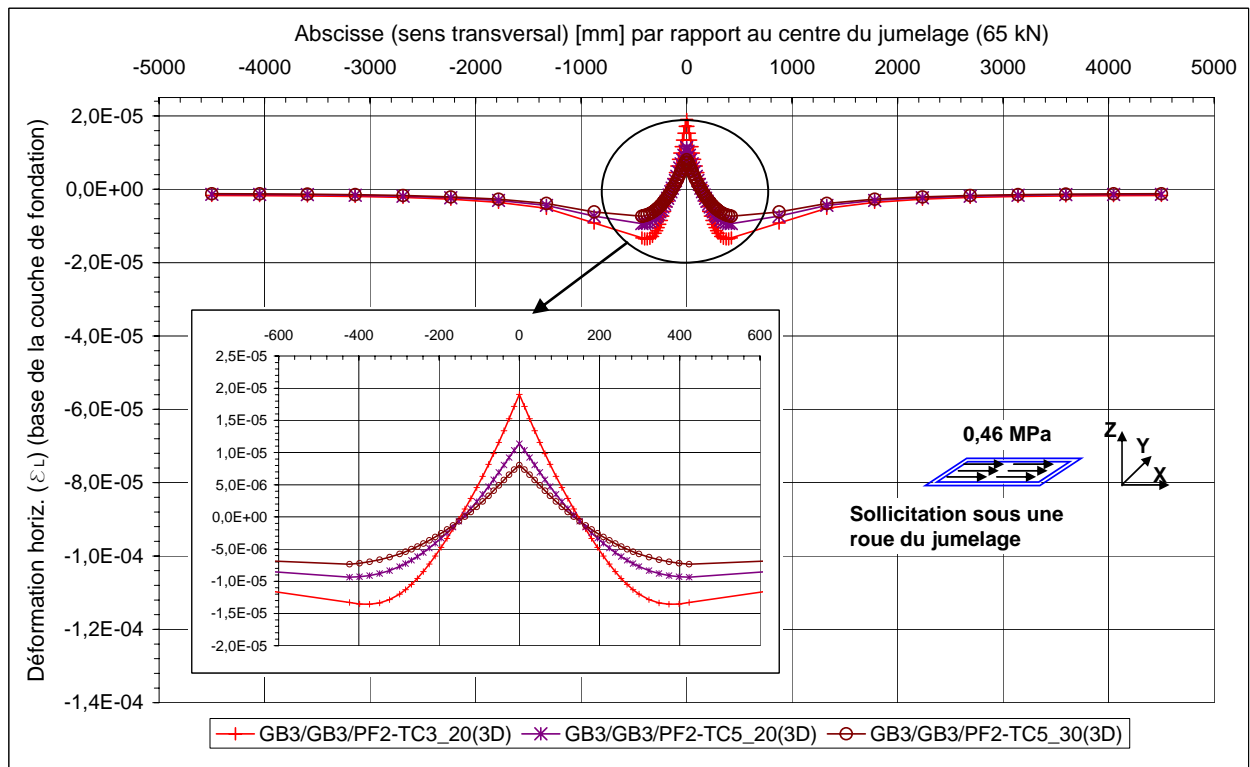


Figure VI.3-10. Valeurs de déformation horizontale à la base de la couche de fondation (**interfaces collées telles que $K_{S1} = 81$ MPa/mm, sollicitation tangentielle de 0,46 MPa**)

Pour chaque structure de chaussée étudiée, les valeurs de déformation horizontale qui résultent de l'application simultanée de la sollicitation normale et de la sollicitation tangentielle sont obtenues par superposition des résultats (**Figure VI.3-9** et **Figure VI.3-10**). Les résultats de cette superposition sont donnés (**Figure VI.3-11**). Sur cette figure, on remarque que la valeur maximale de déformation horizontale est localisée sous chaque roue du jumelage.

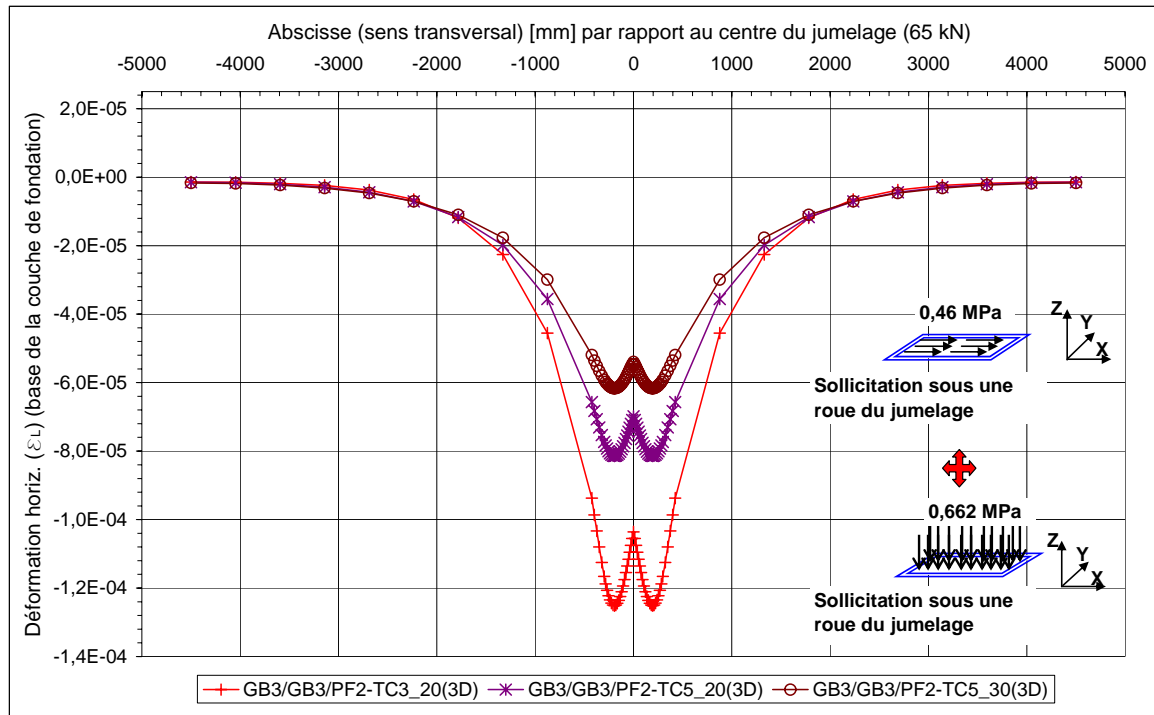


Figure VI.3-11. Valeurs de déformation horizontale à la base de la couche de fondation (**interfaces collées telles que $K_{S1} = 81 \text{ MPa/mm}$, sollicitation normale et sollicitation tangentielle**)

Evaluation de la durée de vie de la couche de fondation

Pour chaque structure de chaussée, la valeur maximale de déformation horizontale (allongement) est donnée dans le **Tableau VI.3-1**, et la durée de vie, estimée en nombre d'essieux équivalents NEC, de la couche de fondation est calculée en conséquence. Pour une facilité de comparaison entre les cas "avec" et "sans" sollicitation tangentielle, les résultats du calcul sans sollicitation tangentielle (§VI.2.2) sont rappelés dans ce Tableau.

Tableau VI.3-1. Nombre d'essieux équivalents NEC vis-à-vis de la tenue à la fatigue des enrobés

Structure	Sans sollicitation tangentielle		Avec sollicitation tangentielle		Ecart entre les valeurs de NEC
	Valeur de ϵ_{Lmax}	Nombre d'essieux équivalents (NEC)	Valeur de ϵ_{Lmax}	Nombre d'essieux équivalents (NEC)	
GB3/GB3/PF2-TC3 ₂₀	$123 \cdot 10^{-6}$	$4,25 \cdot 10^5$	$125 \cdot 10^{-6}$	$3,92 \cdot 10^5$	- 7,8%
GB3/GB3/PF2-TC5 ₂₀	$81,0 \cdot 10^{-6}$	$1,78 \cdot 10^6$	$81,4 \cdot 10^{-6}$	$1,73 \cdot 10^6$	- 2,8%
GB3/GB3/PF2-TC5 ₃₀	$62,0 \cdot 10^{-6}$	$6,77 \cdot 10^6$	$62,0 \cdot 10^{-6}$	$6,77 \cdot 10^6$	0%

Lorsqu'on compare les résultats donnés dans le **Tableau VI.3-1**, on remarque que, pour les mêmes conditions de collage aux interfaces ($K_{S1} = 81$ MPa/mm), l'effet de la prise en compte de la sollicitation tangentielle est presque négligeable sur les valeurs de déformation horizontale ε_L à la base de la couche de fondation. Pour les structures étudiées, on note que la durée de vie de la couche de fondation est réduite d'au plus 8% lorsque la sollicitation tangentielle (0,46 MPa) est prise en compte.

Rappelons que le cas de figure étudié représente celui où la masse de jumelage est de 6500 kg. Dans le cas où elle est majorée (induite par le mouvement du poids lourds au niveau du giratoire), les pourcentages de réduction des durées sont plus importants.

Résultats du modèle éléments finis 3D : contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3

La **Figure VI.3-12** donne, sous l'effet de la composante verticale de la sollicitation, les valeurs de contrainte de cisaillement τ_{xz} extraites à l'interface BBSG/GB3 de chaque structure de chaussée. Sur ces profils, on note que la valeur maximale est localisée à la verticale des bords extérieurs des roues du jumelage ($x = \pm 300$ mm).

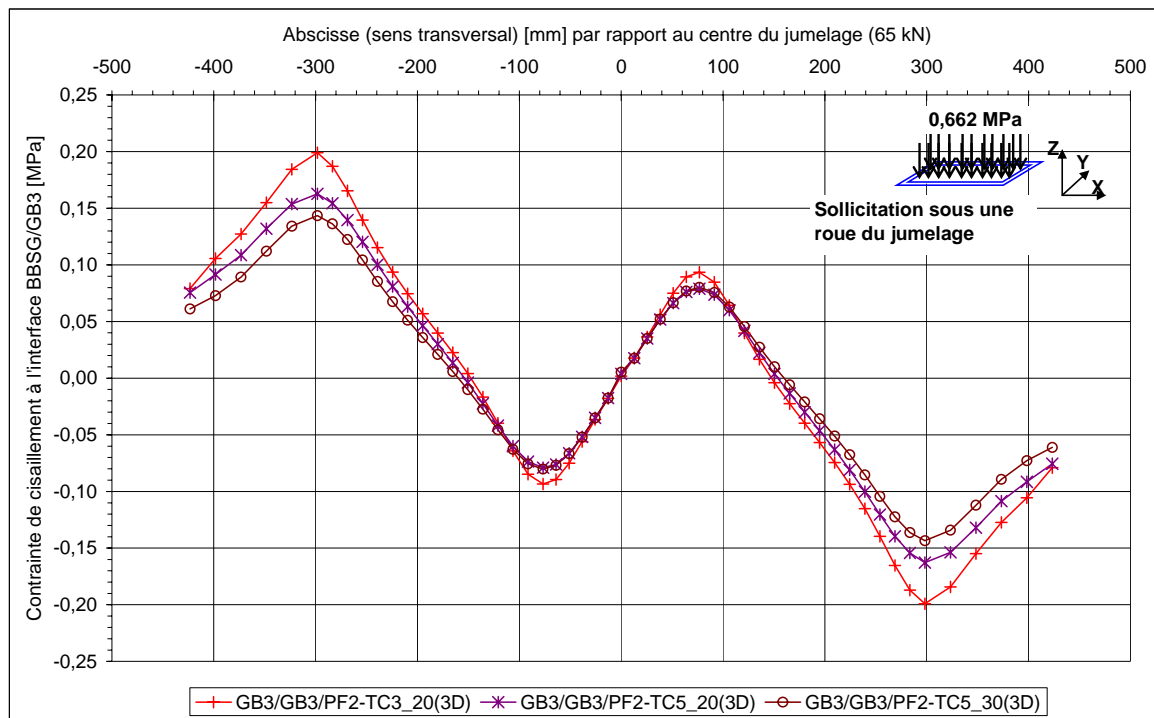


Figure VI.3-12. Valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 (**interfaces collées telles que $K_{S1} = 81$ MPa/mm, sollicitation normale verticale de 0,662 MPa**)

La **Figure VI.3-13** donne, sous l'effet de la sollicitation tangentielle, les valeurs de contrainte de cisaillement τ_{xz} extraites à l'interface BBSG/GB3 de chaque structure de chaussée.

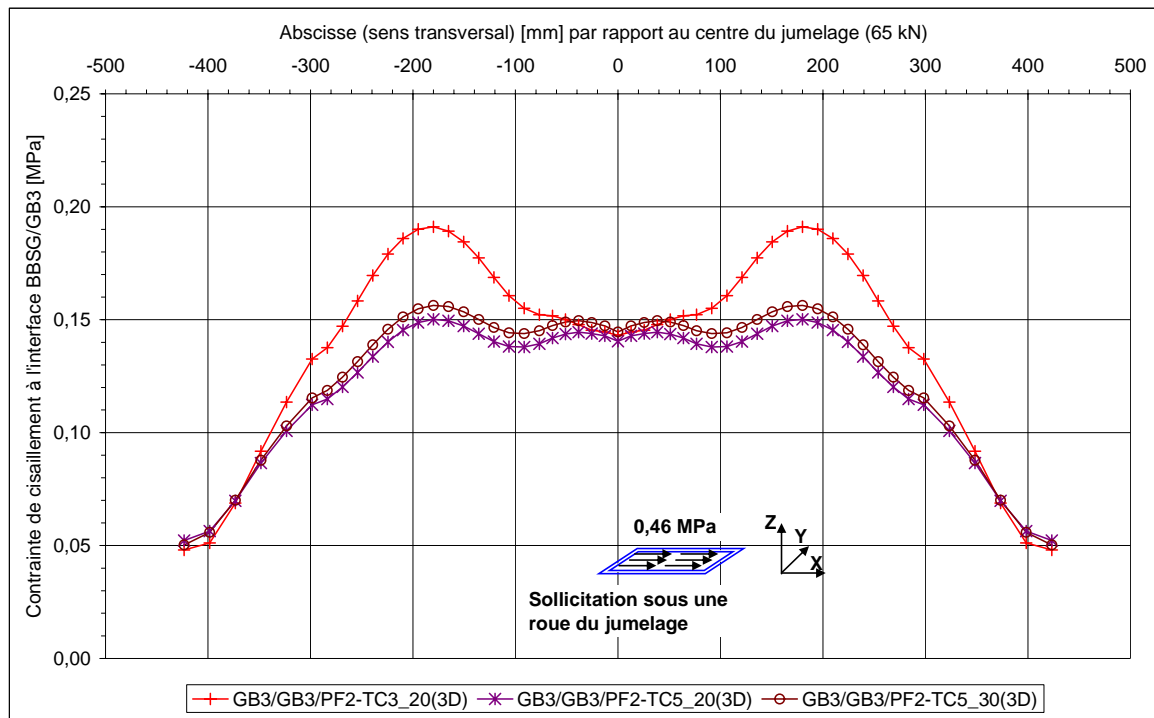


Figure VI.3-13. Valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 (**interfaces collées telles que $Ks_1 = 81 \text{ MPa/mm}$, sollicitation tangentielle de $0,46 \text{ MPa}$**)

Sur cette **Figure VI.3-13**, on remarque que la valeur maximale de la contrainte de cisaillement est localisée à la verticale du centre de chaque roue du jumelage. On remarque également que le niveau de la contrainte de cisaillement est principalement lié à l'épaisseur de la couche de surface. En effet, cette contrainte diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de la couche de surface

Sous l'effet de la sollicitation tangentielle, les niveaux de contrainte de cisaillement à l'interface GB3/GB3 sont très faibles (de l'ordre du 100^{e} de MPa) devant ceux à l'interface BBSG/GB3.

Pour chaque structure de chaussée, les valeurs de contrainte de cisaillement qui résultent de l'application simultanée de la sollicitation normale et de la sollicitation tangentielle sont obtenues par superposition des valeurs (**Figure VI.3-12** et **Figure VI.3-13**) (voir **Figure VI.3-14**).

Sur la **Figure VI.3-14**, on remarque, pour chaque structure de chaussée, que la valeur maximale de la contrainte de cisaillement à utiliser dans l'estimation de la durée de vie du collage à l'interface BBSG/GB3 est localisée à la verticale du bord extérieur d'une des roues du jumelage. Cette valeur est reportée au **Tableau VI.3-2**

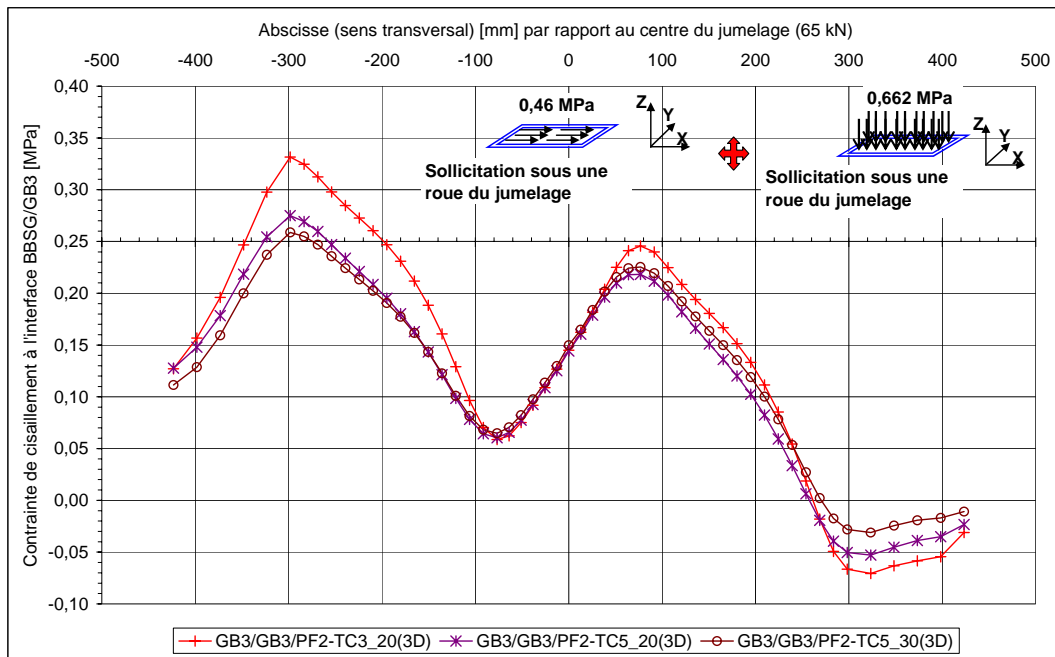


Figure VI.3-14. Valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 (interfaces collées telles que $Ks_1 = 81 \text{ MPa/mm}$, sollicitation normale et sollicitation tangentielle)

Evaluation de la durée de vie du collage à l'interface BBSG/GB3

Pour chaque structure de chaussée, sur la base de la valeur de contrainte de cisaillement (τ_{max}) donnée au **Tableau VI.3-2**, l'expression (**Equation VI.2-4**) permet d'évaluer le nombre d'essieux NE_i . Afin d'analyser l'effet de la prise en compte de la sollicitation tangentielle sur la durée de vie du collage à l'interface BBSG/GB3, les résultats du calcul sans sollicitation tangentielle (§ VI.2.2) sont rappelés dans le **Tableau VI.3-2**.

Tableau VI.3-2. Nombre d'essieux équivalents NE_i vis-à-vis de la tenue à la fatigue du collage à l'interface BBSG/GB3

Structure	Sans sollicitation tangentielle		Avec sollicitation tangentielle		Ecart entre les valeurs de NE_i
	Valeur de τ_{max}	Nombre d'essieux équivalents (NE_i)	Valeur de τ_{max}	Nombre d'essieux équivalents (NE_i)	
GB3/GB3/PF2-TC ₂₀	0,22 MPa	1,35.10⁶	0,33 MPa	2,19.10⁵	- 84%
GB3/GB3/PF2-TC ₂₀	0,18 MPa	3,32.10⁶	0,28 MPa	4,58.10⁵	-86%
GB3/GB3/PF2-TC ₃₀	0,15 MPa	7,52.10⁶	0,26 MPa	6,38.10⁵	-92%

La comparaison des nombres d'essieux équivalents NE_i donnés dans le **Tableaux VI.3-2** permet d'analyser, vis-à-vis de la tenue à la fatigue par cisaillement du collage à l'interface BBSG/GB3, l'effet de l'application d'une sollicitation tangentielle sur la durée de vie du collage. On remarque que la prise en compte de la force centrifuge réduit la valeur de NE_i dans une proportion de 84% à 92%.

Sur la **Figure VI.3-15**, on présente une comparaison des durées de vie de la couche de fondation et du collage à l'interface BBSG/GB3 de chaque structure de chaussée étudiée.

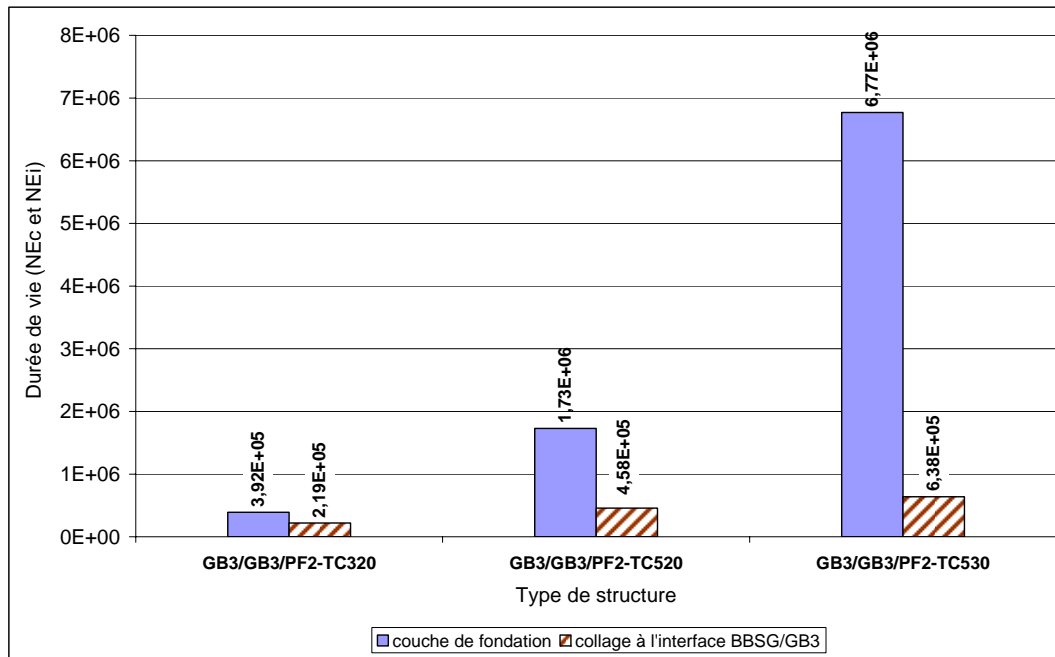


Figure VI.3-15. Comparaison des durées de vie de la couche de fondation et du collage à l'interface (application simultanée d'une sollicitation verticale et d'une sollicitation tangentielle).

Pour les trois structures de chaussées étudiées, on remarque, contrairement au cas de la section courante de la chaussée, que la prise en compte de la sollicitation tangentielle conduit à observer des durées de vie du collage à l'interface BBSG/GB3 beaucoup plus courte que celle de la couche de fondation (**Figure VI.3-15**). Ainsi, dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC₂₀, NEi est 1,8 fois inférieure à NEc. Ce facteur vaut 3,8 dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC₅₀, et 10,6 dans le cas de la structure GB3/GB3/PF2-TC₅₀.

L'interprétation des résultats obtenus (NEc/NEi) conduit à corriger l'hypothèse précédemment admise, selon laquelle, le niveau de déformation horizontale à la base de la couche de fondation était constant pendant toute la durée de vie de la structure de chaussée. En effet, l'endommagement du collage conduit à une augmentation de ce niveau de déformation.

La comparaison de ces résultats montre que, dans le cas des structures bitumineuses épaisses, la durabilité du collage à l'interface devient un paramètre important dans le cas où une composante tangentielle de la sollicitation de trafic est appliquée à la surface de la structure de chaussée. Cette importance s'accroît avec l'augmentation de la classe de trafic.

VI.3.4. Influence de l'endommagement du collage aux interfaces

Dans le précédent paragraphe (§ VI.3.3), la tenue à la fatigue par flexion de la couche d'enrobé est évaluée en faisant l'hypothèse que le niveau initial de collage ($K_{s1} = 81$ MPa/mm) à l'interface BBSG/GB3 est constant pendant toute la durée de vie de la structure de chaussée. Dans cette étape de calcul, on modifie cette hypothèse sur le collage en introduisant l'endommagement du collage. On suppose que lorsque la durée de vie du collage à l'interface BBSG/GB3 sera atteinte, le niveau de collage à cette interface sera défini par une valeur $K_s = 40$ MPa/mm (rupture suite à une diminution de moitié de la valeur initiale du module de la raideur au cisaillement). Les autres interfaces de la structure de chaussée restent collées ($K_s = 81$ MPa/mm).

Dans cette partie, on se limite à l'exemple de la structure GB3/GB3/PF2-TC5₃₀ pour l'analyse de l'effet de la prise en compte de l'endommagement du collage sur la durée de vie de la structure vis-à-vis de la tenue à la fatigue de la couche de fondation.

VI.3.4.1. Hypothèses de calcul

Dans les calculs réalisés, on suppose que les caractéristiques mécaniques des couches d'enrobé ainsi que la déformation horizontale à la base de la couche de fondation obtenue après calculs sont inchangées pendant le reste de la durée de vie de la structure. On fait également l'hypothèse que la contrainte de cisaillement à l'interface reste constante pendant le reste de la durée de vie du collage.

VI.3.4.2. Evaluation de la durée de vie de la structure

Dans le cas où le niveau de collage à l'interface BBSG/GB3 est tel que $K_s = 40$ MPa/mm, la **Figure VI.3-16** présente les valeurs de déformation horizontale ϵ_L à la base de la couche de fondation lorsque la structure de chaussée est sollicitée simultanément par une contrainte normale (0,66 MPa) et une contrainte tangentielle (0,46 MPa). Comme prédit, l'endommagement du collage augmente le niveau de déformation horizontale. La valeur absolue maximale qui résulte de la superposition des valeurs de déformation horizontale est de 62,8 μ def.

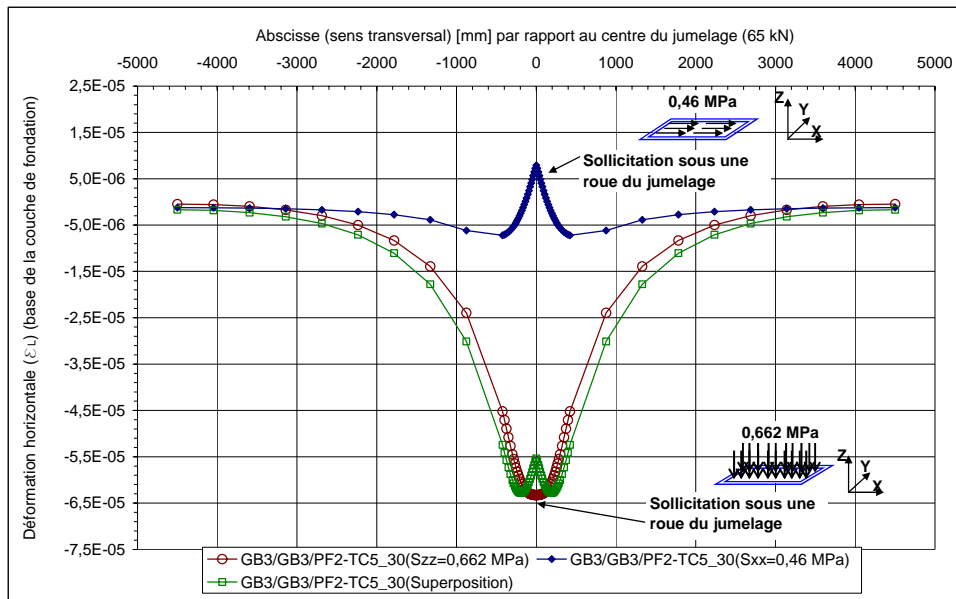


Figure VI.3-16. Valeurs de déformation horizontale à la base de la couche de fondation (**interface BBSG/GB3 collée telle que $K_{s1} = 40 \text{ MPa/mm}$, sollicitations normale et tangentielle**)

Afin d’analyser l’effet de l’endommagement du collage à l’interface BBSG/GB3 sur la tenue à la fatigue de la couche de fondation, les valeurs de NE_c sont récapitulées dans le **Tableau VI.3-3**.

Tableau VI.3-3. Nombre d’essieux équivalents NE_c vis-à-vis de la tenue à la fatigue des enrobés

Structure	$K_{s1} = 81 \text{ MPa/mm}$ (BBSG/GB3)		$K_{s1} = 40 \text{ MPa/mm}$ (BBSG/GB3)		Ecart entre les valeurs de NE_c
	Valeur de ϵ_{Lmax}	Nombre d’essieux équivalents (NE_c)	Valeur de ϵ_{Lmax}	Nombre d’essieux équivalents (NE_c)	
GB3/GB3/PF2-TC5 ₃₀	$62,0 \cdot 10^{-6}$	$6,77 \cdot 10^6$	$62,8 \cdot 10^{-6}$	$6,35 \cdot 10^6$	- 6,6%

Les résultats montrent que lorsque l’efficacité est réduite (de 81 à 40 MPa/mm), on observe une augmentation de la déformation horizontale à la base de la couche de fondation de 1,3% dans le cas de la structure GB3/GB3-TC5₃₀. Cette faible incidence sur la déformation horizontale conduit à une diminution de la durée de vie de la structure (environ 7%) en terme de tenue à la fatigue par flexion des couches d’enrobé.

La **Figure VI.3-17** donne les valeurs de contrainte de cisaillement extraites à l’interface entre les couches de BBSG et de GB3 lorsque le niveau de collage à cette interface est tel que $K_s = 40 \text{ MPa/mm}$ et que la structure de chaussée est sollicitée simultanément par une contrainte normale et une contrainte tangentielle. La valeur maximale résultant de la superposition des valeurs de contrainte de cisaillement est de 0,23 MPa. Ainsi, l’endommagement du collage conduit à une diminution de la contrainte de cisaillement de l’ordre de 11%.

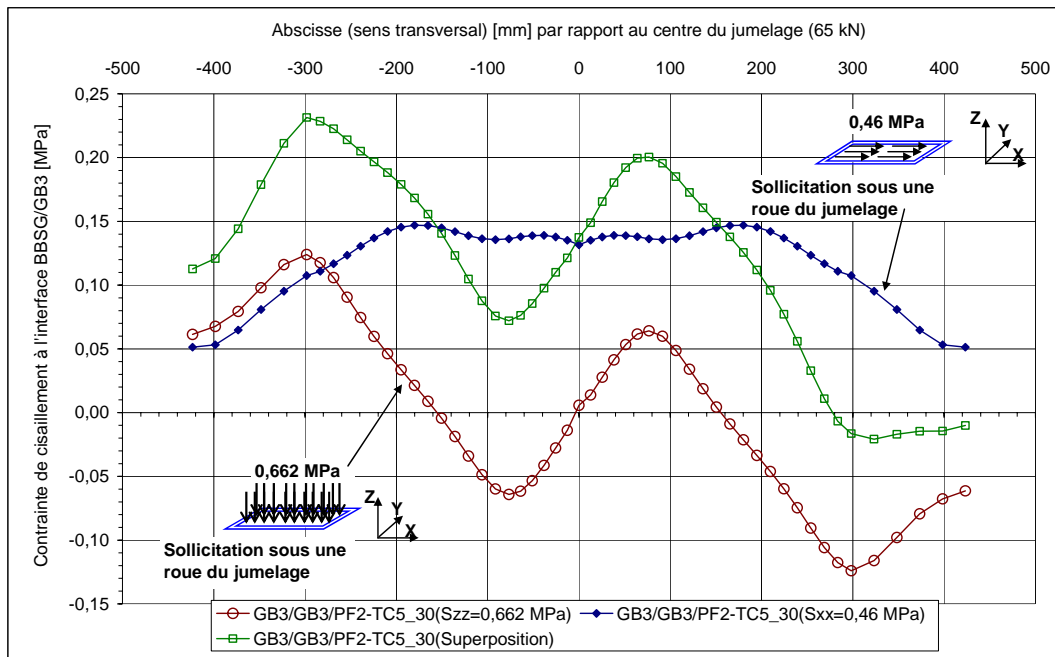


Figure VI.3-17. Valeurs de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 (**interface BBSG/GB3 collée telle que $K_s = 40 \text{ MPa/mm}$, sollicitations normale et tangentielle**)

Sur la **Figure VI.3-18**, on présente une comparaison des durées de vie de la structure de chaussée GB3/GB3-TC5₃₀ dans le cas où il y a prise en compte ou non de l'endommagement du collage à l'interface BBSG/GB3.

Si l'on considère que le niveau de collage à l'interface reste constant pendant toute la durée de vie de la couche de fondation, le nombre d'essieux équivalents NEc vis-à-vis de la tenue à la fatigue de la couche de fondation est de $6,77 \cdot 10^6$.

Lorsqu'on s'intéresse à la durée de vie du collage à l'interface BBSG/GB3, on remarque qu'une contrainte de cisaillement de 0,26 MPa conduit à une chute de 50% du niveau initial de collage au bout de $2,6 \cdot 10^6$ passages d'essieux équivalents. La prise en compte de cet endommagement du collage sur la tenue à la fatigue de la couche de fondation permet de corriger le nombre d'essieux équivalents qui conduirait à la rupture de la couche de fondation. Celui-ci est de $6,35 \cdot 10^6$.

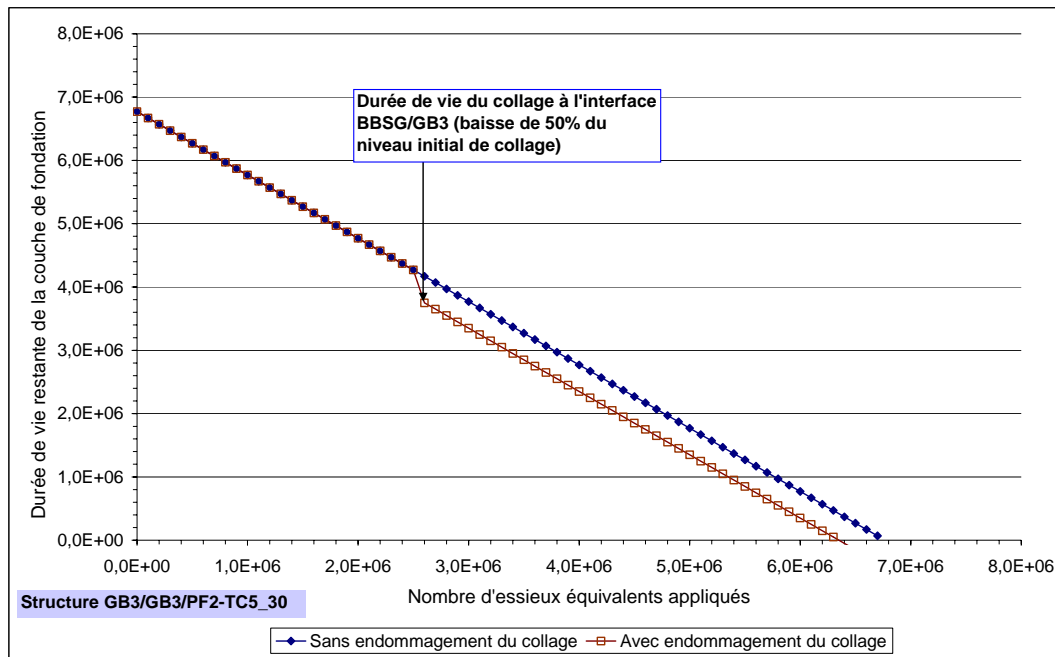


Figure VI.3-18. Influence de la prise en compte de l'endommagement du collage à l'interface BBSG/GB3 sur la tenue à la fatigue de la couche de fondation

VI.3.5. Bilan

Dans ce paragraphe, on se propose de dimensionner les trois structures de chaussée bitumineuses épaisses (présentées au § VI.1) dans le cas où elles sont réalisées au niveau d'un giratoire. Sur cette section particulière de chaussée, la surface de la couche de roulement est sollicitée, en plus de la pression normale couramment appliquée (0,662 MPa), à une pression tangentielle de 0,46 MPa générée par la force centrifuge résultante du mouvement du poids lourd. Ainsi, les calculs éléments finis réalisés permettent d'analyser l'effet de la prise en compte d'une composante tangentielle de la sollicitation de trafic sur la tenue à la fatigue des couches d'enrobé et du collage à l'interface. Dans ces calculs, le niveau de collage de l'interface est défini par une valeur du module de la raideur au cisaillement de l'interface. Un modèle 3D éléments finis est développé pour étudier la réponse de la structure de chaussée sous l'effet des sollicitations normale et tangentielle.

Les résultats ont montré que, si la sollicitation tangentielle est prise en compte, une déformation horizontale (allongement) de 169 μ def est appliquée à la surface de la couche de roulement. Cette valeur importante conduit à l'apparition de fissures de fatigue à la surface de la chaussée. Ainsi, il est impératif de vérifier la tenue à la fatigue de la couche de roulement.

On montre également que, dans le cas où il y a prise en compte à la fois de la sollicitation tangentielle et du comportement en fatigue de l'interface, la durée de vie de la couche de fondation est peu différente de celle obtenue dans les cas standards (sections courantes). Dans ces mêmes

conditions de modélisation, par comparaison au cas sans sollicitation tangentielle, le niveau de contrainte de cisaillement à l'interface BBSG/GB3 est augmenté dans une proportion de 50 à 73% suivant la structure étudiée. Ces pourcentages d'augmentation conduisent à des durées de vie du collage 2 à 11 fois inférieures à celle de la couche de fondation. Ainsi, on observera un décollement de la couche de surface avant la dégradation de la couche de fondation.

VI.4. Conclusions

Dans une première partie ce Chapitre VI, on présente une série d'applications numériques dans lesquelles on évalue l'effet de la prise en compte du comportement mécanique des interfaces sur le dimensionnement de la structure de chaussée.

Dans une seconde partie, on évalue l'effet de la prise en compte des sollicitations tangentielles répétées appliquées en surface sur la durabilité du collage à l'interface et des couches de matériaux.

Les résultats de la première partie montrent que, comparé au cas standard de dimensionnement, la prise en compte du comportement à la fatigue des interfaces conduit à une diminution de la durée de vie (fatigue des couches d'enrobés) de 25% environ. Ce n'est pas suffisamment significatif pour modifier la méthode rationnelle de dimensionnement des chaussées en France, car dans tous les cas on reste dans la même classe de trafic routier. Le niveau de collage à l'interface reste constant pendant la durée de vie de la structure.

Lorsque la sollicitation tangentielle est prise en compte dans la modélisation de la structure de chaussée, on remarque que la durée de vie des couches d'enrobés est peu différente de celle obtenue par un calcul standard. Cependant, la durée de vie du collage à l'interface couche de surface/couche de base est 2 à 11 fois inférieure à celle des couches d'enrobés. La fatigue des interfaces est alors prédominante dans le cas de structures sévèrement sollicitées par des efforts tangentiels, et dans le cas d'une couche de surface de faible épaisseur.

Ces résultats numériques qui traduisent l'effet de la prise en compte du comportement en fatigue des couches d'accrochage sur le dimensionnement de la structure de chaussée doivent être comparés avec ceux issus des retours d'expérience. Cette phase pourrait conduire à l'utilisation de facteurs correctifs comme dans le cas de l'utilisation des résultats d'essais de fatigue sur enrobé.

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Ce travail de thèse sur le thème « fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée » s'est inscrit dans le cadre d'un contrat de recherche entre le laboratoire Mécanique et Modélisation des Matériaux et Structures du Génie Civil (3MsGC) de l'université de Limoges, et EUROVIA, une société du groupe Vinci.

Les objectifs de ce travail étaient les suivants :

- développer un outil de calcul qui permet d'évaluer la durée de vie du collage à l'interface des couches de chaussée, et d'évaluer son incidence sur le dimensionnement de la structure de chaussée. Ainsi, cet outil de calcul nécessite d'être alimenté par des lois de comportement en fatigue des couches d'accrochage mises en œuvre aux interfaces ;
- proposer une "passerelle" entre les essais monotones et les essais de fatigue. Ce passage permet d'évaluer la performance en fatigue de l'interface à partir d'essais monotones qui sont simples et rapides à réaliser.

Afin de répondre à ces attentes, la démarche de travail adoptée dans cette thèse est décrite par l'enchaînement suivant :

- le choix de la méthode d'essai à suivre pour caractériser le comportement mécanique du collage à l'interface de deux couches d'enrobés bitumineux ;
- le choix de l'outil de calcul qui permet de prendre en compte ce comportement mécanique, et de dimensionner la structure de chaussée vis-à-vis de la fatigue par flexion des couches d'enrobés et de la fatigue par cisaillement des interfaces ;
- la réalisation d'un dispositif d'essai qui permet de caractériser le comportement mécanique du collage à l'interface, et la détermination d'un critère de rupture de l'interface en fatigue à partir de campagnes expérimentales.

Dans ce travail, le principe de l'essai de double cisaillement a été sélectionné pour caractériser le comportement mécanique du collage à l'interface de deux couches d'enrobés. Le principal atout de ce principe d'essai est de pouvoir appliquer une sollicitation de cisaillement quasi homogène aux interfaces d'une éprouvette constituée des trois couches d'enrobés.

Dans la structure de chaussée, l'interface entre couches de matériaux est modélisée en utilisant des éléments finis de type éléments de joints. Le comportement mécanique associé est défini par une valeur de raideur au cisaillement qui lie la contrainte de cisaillement au déplacement tangentiel relatif. Un outil de calcul permettant de prendre en compte le comportement mécanique du collage a été développé en utilisant le code aux éléments finis Cast3M.

Partant du principe de l'essai de double cisaillement, nous avons conçu et fabriqué un prototype de dispositif d'essai de laboratoire adapté à la problématique de notre campagne expérimentale. Cette dernière comprenait des essais monotones (en torsion et en double cisaillement), des essais oligocycliques (en double cisaillement) et des essais de fatigue (en double cisaillement). L'interface étudiée est celle entre une couche de BBTM et une couche de BBSG. Trois conditions de collage ont été étudiées : sans couche d'accrochage et deux types d'émulsion bitumineuse. Les essais ont été réalisés à 10 et à 20°C, et pilotés en mode de contrôle de force.

Sous sollicitations cycliques (oligocyclique et fatigue), la rupture de l'interface a été observée pour des nombres de cycles de chargement allant de 10 à quelques millions. La performance du collage est évaluée à partir du module de la raideur au cisaillement de l'interface.

Dans la détermination de la loi opérationnelle de fatigue du collage, trois critères de rupture ont été étudiés. Dans un repère bilogarithmique, et pour chaque critère, la représentation de l'amplitude de la contrainte de cisaillement appliquée en fonction du nombre de cycles à la rupture montre une très faible dispersion des résultats. Pour chaque condition de collage, les lois de fatigue obtenues sont comparables à celle correspondant au critère classique qui associe la rupture à une diminution de moitié du module initial de la raideur au cisaillement.

Les résultats d'essais de fatigue montrent, qu'à 10°C, l'interface sans couche d'accrochage présente une performance inférieure à celle de l'interface comportant une émulsion.

Sous sollicitations monotones, la performance du collage est évaluée à travers la valeur de résistance au cisaillement. Les résultats obtenus des essais monotones ont permis de proposer des lois puissances qui décrivent, de manière très satisfaisante, l'évolution de la performance du collage avec la vitesse de sollicitation appliquée.

Les résultats expérimentaux ont permis de définir des conditions d'essais dans lesquelles les valeurs de résistance au cisaillement obtenues des essais monotones de torsion et de cisaillement sont comparables. Ainsi, à 10°C, pour des vitesses de sollicitation comprises entre 0,005 et 0,5 MPa/s, les valeurs de résistance au cisaillement obtenues des essais de torsion sont identiques à

celles obtenues des essais de double cisaillement. A 20°C, ces valeurs de résistance ne sont comparables que pour des vitesses de sollicitation supérieures à 1 MPa/s.

A partir des résultats de la campagne expérimentale, nous avons également proposé une méthode d'analyse qui permet d'obtenir une loi prévisionnelle de fatigue à partir des résultats d'essais monotones. Comparée à la loi de fatigue obtenue des essais de fatigue, la loi prévisionnelle conduit à des résultats très satisfaisants.

Dans la dernière partie de ce travail, nous avons évalué, d'une part, l'effet de la prise en compte du comportement en fatigue de l'interface sur le dimensionnement de la structure de chaussée, et d'autre part l'effet de la prise en compte des sollicitations tangentielles répétées sur la tenue à la fatigue du collage à l'interface et sur le dimensionnement. Les résultats de l'outil de prédiction ont montré que, dans les cas standard de dimensionnement, la prise en compte du comportement en fatigue des couches d'accrochage conduit à une diminution de la durée de vie de l'ordre de 25%.

Dans le cas de structures de chaussée soumises à des sollicitations tangentielles répétées, on note que la surface de la couche de roulement est fortement sollicitée en traction, et que des fissures par fatigue peuvent apparaître en surface (top-down cracking). La durée de vie de la couche de fondation n'est pas affectée par la prise en compte de cette composante tangentielle du trafic. Par contre, la prise en compte des sollicitations tangentielles conduit à une durée de vie du collage inférieure à celle de la couche de fondation. Ainsi, la fatigue des interfaces devient prédominante.

En perspective de ce travail, il serait intéressant de :

- valider la méthode de passage monotone/fatigue pour d'autres produits d'entreprise. Des essais monotones peuvent être réalisés pour prédire la loi de fatigue du produit. Celle-ci sera vérifiée à travers quelques essais complémentaires de fatigue ;
- comparer les résultats de l'outil de prédiction, en terme de durée de vie du collage, avec ceux de retours d'expérience. Cette étape permettrait de voir s'il y a nécessité d'apporter un coefficient correctif aux résultats de l'outil de prédiction ;
- de comparer les résultats de l'essai de torsion pratiqué in situ avec ceux de l'essai de torsion obtenus dans ce travail (essais en laboratoire) ;
- d'intégrer, dans l'outil de prédiction, l'endommagement progressif du collage à l'interface.

BIBLIOGRAPHIE

- [AAS 93] AASHTO « American Association of State Highway and Transportation Officials », *guide for Design of pavement structures*, 1993.
- [ABR 03] ABRAHAM O., SIMONIN J.-M., ROENELLE P. « Détection de délaminage avec la méthode Impact Echo », Journées des Sciences de l'Ingénieur, Dourdan, France, décembre 2003, pp. 447 – 452.
- [ACH 03] ACHIMATOS L., POROT L. « Méthodes de dimensionnement de chaussée », *Revue Générale de Routes et Aérodrômes (RGRA)*, N° 822, 2003, pp. 49 – 56.
- [ASH 98] ASHAYER S. M. A. « Comportement en fatigue des enrobes bitumineux », Thèse de Doctorat, INSA de Lyon, 1998, 289 p.
- [AST 98] ASTM C 1383 « Test method for measuring the P-wave speed and the thickness of concrete plates using the impact echo method », *2000 Annual Book of ASTM Standards*, vol.04.02, 1998
- [AUS 99] AUSTIN S., ROBINS P., PAN Y. « Shear bond testing of concrete repairs », *Cement and Concrete Research*, 29, 1999, pp. 1067 – 1076.
- [BAT 91] BATS-VILLARD M. « Influence des défauts de liaison sur le dimensionnement et le comportement des chaussées », Thèse de doctorat, Université de Nantes, 1991.
- [BEC 65] BECHER P. « Emulsion theory and practice », *Reinhold Publishing Co.*, New York, 1965, 20 p.
- [BEE 85] BEER G. « An isoparametric joint/interface element for finite element analysis », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 21, Issue 4, 1985, pp. 585 – 600.
- [BRÜ 90] BRÜHWILER E., WITTMANN F. H. « The wedge splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics test », *Engineering Fracture Mechanics* 35(1/2/3), pp. 117 – 125.
- [BUC 04] BUCHANAN M. S., WOODS M. E. « Field tack coat evaluator (AtackerTM) », Research report N° FHWA/MS-DOT-RD-04-168, Mississippi Transportation Research Center, December 15th, 2004, 124 p.

- [BUR 43] BURMISTER D. M. « The theory of stresses and displacements in layered systems and applications of the design of airport runways », *Proceedings of the Highway Research Board* 23, 1943, pp. 126 – 148.
- [CAN 05₁] CANESTRARI F., FERROTTI G., PARTL M. N., SANTAGATA E. « Advanced testing and characterization of interlayer shear resistance », *Transportation Research Board (TRB)*, Washington D.C., USA, January 2005, 26 p.
- [CAN 05₂] CANESTRARI F., SANTAGATA E. « Temperature effects on the shear behaviour of tack coat emulsions used in flexible pavements », *International Journal of Pavement Engineering*, Vol. 6, Issue 1, March 2005, pp. 39 – 46.
- [CAN 06] CANNARD H., THAVEAU M.-P. « Le contrôle des chapes d'étanchéité par thermographie infrarouge », Journées Ouvrages d'Art, Rouen, France, 2006, 24 p.
- [CHA 01] CHAIGNON F., ROFFE J.-C. « Characterisation tests on bond coats: worldwide study, impact, tests, recommendations », *International Bitumen Emulsion Federation (IBEF)*, Bulletin N° 9, October 2001, pp. 12 – 19.
- [CHA 71] CHAN S. K., TUBA I. S. « A finite element method for contact problems of solid bodies (theory and validation) », *International Journal of Mechanical Science*, Vol. 13, Issue 7, 1971, pp.615 – 625.
- [CHA 90] CHARALAMBIDES P. G., CAO H. C., LUND J., EVANS A. G. « Development of a test method for measuring the mixed mode fracture resistance of biomaterial interfaces », *Mechanics of Materials* 8, 1990, pp. 269 – 283.
- [COL 03] COLLOP A. C., THOM N. H., SANGIORGI C. « Assessment of bond condition using the Leutner shear test », *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Transport*, 156(4), November 2003, pp. 211 – 217.
- [COU 03] COUTINHO A. L. G. A., MARTINS M. A. D., SYDENSTRICKER R. M., ALVES J. L. D., LANDAU L. « Simple zero thickness kinematically consistent interface elements », *Computers and Geotechnics* 30, 2003, pp. 347 – 374.
- [DAY 94] DAY R. A., POTTS D. M. « Zero thickness interface elements – numerical stability and application », *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 18, Issue 10, 1994, pp. 689 – 708.
- [DEB 99] DE BONDT A. H. « Anti-reflective cracking design of (reinforced) asphalt overlays », Ph.D. thesis, Delft University of Technology, ISBN 90-6464-097-1, 1999, 365 p.

- [DEB 62] DE BRUYNE N. A. « Adhesion and cohesion », *P. Weiss Ed., Elsevier, New York*, 1962, pp. 47 – 64.
- [DER 03] DEROBERT X. « Techniques RADAR appliquées au génie civil », *Etudes et Recherches des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 2003, 109 p.
- [DES 84] DESAI C. S., ZAMAN M. M., LGHTNER J. G., SIRIWARDANE H. J. « Thin-layer element for interfaces and joints », *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 8, Issue 1, 1984, pp. 19 – 43.
- [DIA 03] DIAKHATE M. « Comportement en fatigue des couches d'accrochage dans une structures de chaussée », Mémoire de D.E.A., laboratoire 3MsGC, Université de Limoges, 2003, 102 p.
- [DIA 04] DIAKHATE M., MILLIEN A., PHELIPOT A., PETIT C. « Comportement à la fatigue en cisaillement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée », *22^{èmes} rencontres universitaires de génie civil, AUGC*, Université Marne-la-vallée, juin 2004, 8 p.
- [DIA 06₁] DIAKHATE M., PHELIPOT-MARDELE A., MILLIEN A., PETIT C. « Shear fatigue behaviour of tack coats in pavements », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 7, N° 2/2006, pp. 201 – 222.
- [DIB 05] DI BENEDETTO H., CORTE J.-F. « Matériaux routiers bitumineux 2 : constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges », Hermès Sciences, Collection traité Mécanique et Ingénierie des Matériaux.
- [DMR 06] DMRB « Design Manual for Roads and Pavements », Volume 7, UK Highway Agency, Scottish Executive, Welsh Assembly Government LLYWODRAETH CYNULLIAD CYMRU, The Department for Regional Development Northern Ireland, November 2006.
- [DO 92] DO M.-T., CHANVILLARD G., LUPIEN C., AITCIN P.-C. « Etude en laboratoire de l'adhérence béton de resurfaçage – dalle de chaussée », *Canadian Journal of Civil Engineering* 19, 1992, pp. 1041 – 1048.
- [FAR 99] FARHAT H., TURATSINZE A., GRANJU J. L. « Durabilité des rechargements minces adhérents soumis à la fatigue mécanique », *14^{ème} Congrès Français de Mécanique*, Toulouse, France, 1999, 6 p.
- [FUR 72] FURR H., INGRAM L. « Concrete overlays for bridge deck repair », *Highway Research Record*, N° 400, pp. 93 – 104.

- [GOA 83] GOACOLOU H., KERYELL P., KOBISCH R., POILANE J.-P. « Utilisation de l'ovalisation en auscultation des chaussées », *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 128, 1983, pp. 65 – 75.
- [GOO 68] GOODMAN R. E., TAYLOR R. L., BREKKE T. L. « A model for the mechanics of jointed rock », *Journal of Soil Mechanics and Foundations Division ASCE* 99, 1968, pp. 637 – 659.
- [GRA 96] GRANJU J.-L. « Thin bonded overlays: about the role of fiber reinforcement on the limitation of their debonding », *Advanced cement based materials*, 4, 1996, pp. 21 – 27.
- [GUI 01] GUILLEMENET J., BISTAC S., DEPRez P., JUNGES P., SCHULTZ J. « Méthodes pour l'étude de l'effet de la mise en forme des systèmes sandwich acier/polymère/acier sur le niveau d'adhérence acier/polymère », *La Revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux*, 2001, pp. 185 – 192.
- [HAC 97] HACHIYA Y., SATO K. « Effect of tack coat on bonding characteristics at interface between asphalt concrete layers », *8th International Conference on Asphalt Pavements*, vol. 1, 1997, pp. 349 – 362.
- [HER 78] HERMANN L. R. « Finite element analysis of contact problems », *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)* 104, 1978, pp.1043 – 1059.
- [HU 02] HU C. W., SHIH J. K. C., DELPAK R., TANN D. B. « Detection of air blisters and crack propagation in FRP strengthened concrete elements using infrared thermography », *Inframation 2002, the 3rd Thermographer's Conference*, Orlando, USA, 2002, 9 p.
- [KAL 95] KALIAKIN V. N. « Insight into deficiencies associated with commonly used zero-thickness interface elements », *Computers and Geotechnics* 17, 1995, pp. 225 – 252.
- [KAL 99] KALKMAN J. « Investigation into the stability of bitumen emulsions », Ph.D. dissertation, Department of chemical engineering, University of Queensland, Australia, October 1999, 80 p.
- [KAR 99] KARABATAKIS D. A., HATZIGOGOS T. N. « A model to describe creeping behavior of thin-layer element for interfaces and joints », *Cost C7, Workshop on Soil-Structure Interaction*, Thessaloniki, Greece 1999, pp. 35 – 50.
- [KAR 02] KARABATAKIS D. A., HATZIGOGOS T. N. « Analysis of creep behaviour using interface elements », *Computers and Geotechnics* 29, 2002, pp. 257 – 277.

- [KAT 83] KATONA M. G. « A simple contact-friction interface element with applications to buried culverts », *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 7, Issue 3, 1983, pp. 371 – 384.
- [KHW 03] KHWEIR K., FORDYCE D. « Influence of layer bonding on the prediction of pavement life », *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Transport 156*, Issue TR2, May 2003, pp. 73 – 83.
- [KNA 89] KNAB L. I., SPRING C. B. « Evaluation of test methods for measuring the bond strength of Portland cement based repair materials to concrete », *Cement Concrete and Aggregates 11*, 1989, pp. 3 – 14.
- [KOB 04] KOBISH R. « Réalisation des couches d'accrochage, contrôle, auscultation », *Journées techniques Routes*, Nantes, France, Février 2004.
- [LAV 02] LAVEISSIERE D. « Modélisation de la remontée de fissure en fatigue dans les structures routières par endommagement et macro-fissuration : de l'expérimentation à l'outil de dimensionnement pour l'estimation de la durée de vie », Thèse de doctorat, laboratoire 3MsGC, Université de Limoges, Faculté des Sciences et Techniques, 2002, 262 p.
- [LCP 94] LCPC – SETRA « Conception et dimensionnement des structures de chaussée, guide technique », paris, décembre 1994.
- [LCP 95] LCPC « Ovalisation : Exécution et exploitation des mesures », *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, méthode d'essai LPC N° 41, 1995 (version 1.1), 13 p.
- [LCP 98] LCPC – SETRA « Catalogue des structures types de chaussées neuves », Ministère de l'Équipement, des Transports et du Logement, 1998, France.
- [LEU 79] LEUTNER R. « Untersuchung des schichtenverbundes beim bituminosen oberbau », *Butumen, Heft 3*, ARBIT, Hamburg, Germany, 1979.
- [LIN 86] LINSBAUER H. N., TSCHEGG E. K. « Fracture energy determination of concrete with cube shaped specimens », *Zement und Beton 31*, pp. 38 – 40.
- [LÖF 04] LÖFGREN I. « The wedge splitting test – a test method for assessment of fracture parameters of FRC? », *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, 2004, ISBN 0870311352, pp. 1155 – 1162.
- [MIL 96] MILLIEN A., PETIT C., ROSIER J. « Comportement au cisaillement des couches d'accrochage dans les chaussées, Laboratoire 3MsGC, Université de Limoges, 1996, 15 p.

- [MOH 02] MOHAMMAD L. N., RAQIB M. A., HUANG B. « Influence of asphalt tack coat materials on interface shear strength », *Transportation Research record*, N° 1789, 2002, pp. 56 – 65.
- [MOH 05] MOHAMMAD L. N., WU Z., RAQIB M. A. « Investigation of the behaviour of asphalt tack coat interface layer », LTRC, Report N° FHWA/L.A. 04/394, Baton Rouge, 2005, 126 p.
- [MOR 01] MOROPOLOU A., AVDELIDIS N. P., KOUI M., KAKARAS K. « An application of thermography for detection of delamination in airport pavements », *NDT&E International* 34, 2001, pp. 329 – 335.
- [MRA 99] MRAWIRA D., DAMUDE D. J. « Revisiting the effectiveness of tack coats in HMA overlays: the shear strength of tack coats in young overlays », *Proceedings, 44th Annual Conference of Canadian Technical Asphalt Association (CTAA), Quebec City, November 1999*, pp. 115 – 129.
- [MTQ 05] Ministère des Transports du Québec « Mesure de la force de liaison entre deux couches d'enrobé », Bulletin d'information technique, Direction du laboratoire des chaussées, Vol. 10, N° 7, juillet 2005.
- [NOD 98] NODA E., KONG Y.-J., KASAHARA Y. « Fundamental study on bonded ultra-thin white-topping », *8th International Symposium on Concrete Roads*, theme IV, 1998, pp. 67 – 76.
- [PET 02] PETIT C., LAVEISSIERE D., MILLIEN A. « Modelling of reflective cracking in pavements: fatigue under shear stresses », *Proceedings of the 3rd International Symposium on 3D Finite Element for Pavement analysis, Design and Research*, 2002, Amsterdam, pp. 111 – 123.
- [POP 05] POPINEAU S. « Durabilité en milieu humide d'assemblages structuraux collés type aluminium/composite », Thèse de doctorat, Science et Génie des Matériaux, Ecole des Mines de Paris, 2005, 238 p.
- [POU 04] POUTEAU B. « Durabilité mécanique du collage blanc sur noir », Thèse de doctorat, Ecole Centrale et Université de Nantes, décembre 2004.
- [RAA 04] RAAB C., PARTL M. N. « Interlayer shear performance : experience with different pavement structures », *3rd Eurasphalt & Eurobitume Congress*, Vienna 2004, pp. 535 – 545.
- [RAM 74] RAMOND G. « Propriétés générales des émulsions de bitume », *Bulletin de liaison, Spécial W, Laboratoire des Ponts et Chaussées*, juin 1974, pp. 23 – 94.
- [RAS 02] RASMUSSEN L. « Thin bituminous surfacing », Report on study tour, August 2002.

- [ROM 99] ROMANOSCHI A. S. « Characterization of pavement layer interfaces », Ph.D. thesis, Louisiana State University, Baton Rouge.
- [ROW 96] ROWE G. M. « Application of the dissipated energy concept to fatigue cracking in asphalt pavements », Ph.D. thesis, University of Nottingham, UK, January 1996, 448 p.
- [SAN 98] SANTAGATA M. C., CANESTRARI F. « A new laboratory test to evaluate the shear resistance at the interface of thin bonded overlays », *8th International Symposium on Concrete Roads*, 1998, Theme IV, pp. 121 – 128.
- [SET 86] SETRA – DCT « Le décollement des couches de revêtement de chaussées », Note d'information, Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes, novembre 1986, 8 p.
- [SHO 02] SHOLAR G. K., PAGE G. C., MUSSELMAN J. A., UPSHAW P. B., MOSLEY H. L. « Preliminary investigation of a test method to evaluate bond strength of bituminous tack coats », Research report N° FL/DOT/SMO/02-459, Florida, USA, October 2002, 47 p.
- [SIM 05] SIMONIN J.-M. « Contribution à l'étude de l'auscultation des chaussées par méthode d'impact mécanique pour la détection et la caractérisation des défauts d'interface », Thèse de doctorat, Université de Rennes, Ecole Doctorale Science de la matière, Mécanique appliquée, Automatique et Géo-mécanique, 2005, 142 p.
- [SOL 87] SOLOMON D. « Infrared thermography to measure bridge deck delaminations », *Alberta transportation, Research and development branch*, 1987, p. 10.
- [TSC 95] TSCHEGG E. K., KROYER G., TAN D.-M., STANZL-TSCHEGG S. E., LITZKA J. « Investigation of bonding between asphalt layers on road construction », *Journal of Transportation Engineering*, vol. 121, N° 4, July/August 1995, pp. 309 – 316.
- [UZA 78] UZAN J., LIVNEY M., ESHED Y. « Investigation of adhesion properties between asphaltic concrete layers », *Proceedings asphalt paving technology*, vol. 47, N° 1978, 1978, pp. 495 – 521.
- [VIL 96] VILLARD P. « Modelling of interface problems by the finite element method with considerable displacements », *Computers and Geotechnics*, Vol. 19, N° 1, 1996, pp. 23 – 45.
- [WAL 01] WALSH I. D., WILLIAMS J. T. « HAPAS certificates for procurement of thin surfacing », *Highways and Transportation*, UK, July/August 2001.
- [WEN 00] WENDLING L. « Chaussées béton : Etude du collage de l'interface béton sur grave bitume, essai de compression normale, essais sur corps d'épreuve mixte », Rapport technique, Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées d'Autun, 2000.

- [WES 05] WEST R. C., ZHANG J., MOORE J.** « Evaluation of bond strength between pavement layers », NCAT Report N° 05-08, Auburn University, USA, December 2005, 58 p.
- [WES 03] WESTON J.** « Tech. Notes on tack coat », Internal Report, Headquarter Materials Laboratory, Washington State Department of Transportation, March 2003, 4 p.