



HAL
open science

Etude expérimentale et rationnelle de la dégradation des couches de surfaces de chaussées

Yamina Oubahdou

► **To cite this version:**

Yamina Oubahdou. Etude expérimentale et rationnelle de la dégradation des couches de surfaces de chaussées. Génie civil. Université de Limoges, 2022. Français. NNT : 2022LIMO0054 . tel-03771553

HAL Id: tel-03771553

<https://theses.hal.science/tel-03771553v1>

Submitted on 7 Sep 2022

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

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

Thèse de doctorat

**ED 609 - Sciences et Ingénierie des Matériaux, Mécanique,
Énergétique (SIMME)
GC2D**

Thèse pour obtenir le grade de
Docteur de l'Université de Limoges
Mécanique & Génie Civil

Présentée et soutenue par
OUBAHDOU Yamina

Le 19 mai 2022

**Etude expérimentale et rationnelle de la dégradation des couches
de surfaces**

Thèse dirigée par Christophe Petit

JURY :

Président du jury
M.

Rapporteurs
Mme. Armelle Chabot
M. Cédric Sauzéat

Examineurs
M. Eshan Dave
M. Philippe Reynaud
M. Daniel Nelias
M. Christophe Petit

Invités
M. Martin Arraigada
M. Alain Beghin

Épigraphe (citation d'un auteur que vous souhaitez mettre en exergue de votre thèse)
Nom de l'auteur

Remerciements

Droits d'auteurs

Cette création est mise à disposition selon le Contrat :

« **Attribution-Pas d'Utilisation Commerciale-Pas de modification 3.0 France** »

disponible en ligne : <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/fr/>



Table des matières

Remerciements	3
Droits d'auteurs	4
Table des matières	5
Table des illustrations	7
Table des tableaux	13
Introduction	14
Chapitre I. Etat de l'art.....	17
I.1. Compréhension des champs mécaniques en couche de surface.....	17
I.1.1. Généralités sur les couches de surface	17
I.1.2. Matériaux utilisés pour la couche de surface	19
I.1.3. Comportement mécanique des matériaux bitumineux	20
I.1.4. Caractérisation du comportement viscoélastique linéaire	21
I.2. Caractérisation du comportement à long terme des couches de surface	25
I.2.1. Top-Down Cracking (TDC)	26
I.2.2. Orniéage des couches de surfaces	31
I.2.3. Nature et origine de l'orniéage	32
I.2.4. Facteurs influant l'orniéage	35
I.2.5. Orniéage lié au contact pneu - chaussée	38
I.2.6. Les modèles de prédiction de l'orniéage	39
I.3. Caractérisation expérimentale du comportement de la couche de surface.....	42
I.3.1. Essais en laboratoire	43
I.3.2. Essais en vraies grandeurs	48
I.4. Sollicitations induites par le trafic dans la couche de surface	52
I.5. Outils de calcul et de modélisation utilisés	63
I.5.1. Alizé	63
I.5.2. ViscoRoute 2.0	64
I.5.3. Modélisation en éléments finis (FEM)	64
I.5.4. Modélisation Semi-Analytique (SAM).....	65
I.6. Entretien et maintenance des couches de surface	67
I.7. Conclusion du chapitre premier.....	71
Chapitre II. Présentation des essais réalisés et dispositifs expérimentaux utilisés.....	72
II.1. Présentation et objectifs.....	72
II.2. Caractéristiques de la planche d'essai	72
II.2.1. Construction de l'assise.....	73
II.2.2. Caractéristiques de la couche de base (GB).....	74
II.3. Matériaux de la couche de surface.....	75
II.3.1. Couche de roulement de référence (BBSG)	76
II.3.2. Couche de roulement en béton bitumineux à l'émulsion (Agreco)	79
II.3.3. Couche de roulement en Béton Bitumineux Anti-Orniérant (BBAO).....	79
II.3.4. Couche de roulement en Béton Bitumineux Anti-Orniérant modifié (BBAO+)	80
II.4. Méthodes et moyens.....	80
II.4.1. Capteur à fibre optique (FBG : fibre bragg grating)	81
II.4.2. Jauges de déformations	82

II.4.3. Capteurs de température.....	87
II.5. Essais non destructifs	88
II.5.1. Mesure de la déflexion	88
II.5.2. Mesure de l'orniérage par profilomètre	89
II.5.3. Le simulateur de trafic MLS10	91
II.6. Déroulement des essais.....	94
II.7. Sensibilité et répétabilité des mesures	95
II.7.1. Reproductibilité de la réponse des jauges de déformation en surface	95
II.7.2. Répétabilité des mesures issue de l'instrumentation à l'interface	100
II.8. Conclusion du chapitre deux	108
Chapitre III. Analyse du comportement à proximité du contact pneu chaussée	109
III.1. Présentation et objectifs.....	109
III.2. Réponse mécanique en surface.....	109
III.2.1. Déformations transversales hors de la zone de roulement	110
III.2.2. Analyse de la déformation transversale dans la zone de roulement	124
III.3. Réponse mécanique sous la couche de surface	129
III.4. Réponse mécanique à l'interface	134
III.5. Cas particulier d'un virage (Oubadhou et al., 2021)	139
III.5.1. Protocole expérimental.....	140
III.5.2. Analyse des différences de pressions de contact	140
III.5.3. Etude du cisaillement	144
III.6. Conclusion du chapitre trois	148
Chapitre IV. Etude de l'orniérage.....	150
IV.1. Présentations et objectifs.....	150
IV.2. Suivi de l'ornière des enrobés bitumineux à chaud	150
IV.2.1. Contrôle de la température.....	150
IV.2.2. Profil transversal de l'orniérage	152
IV.2.3. Profondeur de l'orniérage.....	156
IV.3. Suivi de l'orniérage sur l'enrobé à froid (Agreco)	160
IV.1. Modèle prédictif de l'orniérage basé sur les essais à grande échelle	162
IV.1.1. Modélisation des performances d'orniérage	163
IV.1.2. Discussion des modèles et analyse des paramètres	166
IV.1.3. Principe d'équivalence temps - température appliqué à l'orniérage.....	167
IV.2. Conclusion du chapitre IV	173
Conclusion générale et perspectives	174
Références bibliographiques	177
Annexes	192
Annexe 1. Analyse de la répétabilité des mesures.....	193
Annexe 1.1. Jauges de surface (BBAO).....	193
Annexe 2. Suivi de température journalier	194

Table des illustrations

Figure I-1 : Representation d'une structure de chaussée ([NF-P-98-086-2011]).	17
Figure I-2 : Types de revêtements utilisés en couches de roulement.	20
Figure I-3 : Comportement type des enrobes bitumineux à température fixée (d'après Di Benedetto & Corté, 2005).	21
Figure I-4 : (a) Module complexe Cole-Cole, (b) Module complexe dans l'espace de Black.	22
Figure I-5 : Figure I-6 : Courbes isothermes et courbe maîtresse de la norme du module complexe pour une température de référence de 10 °C (d'après (Juliette Sohm 2011)).	23
Figure I-7 : Résultats de l'essai uniaxial sous chargements répétés à trois températures différentes (à gauche), Courbe maîtresse des déformations permanente à Tref = 20°C (à droite).	24
Figure I-8: Isotherme du coefficient de Poisson en fonction de la fréquence de mesure (Graziani et al., 2014).	25
Figure I-9 : Différents aspects des fissures descendantes (d'après Freitas et al., 2003).	27
Figure I-10 : Illustration de l'orniérage d'une chaussée (Ali, B. 2006).	31
Figure I-11 : Différents types d'ornières (d'après White, 2002).	33
Figure I-12: Etapes de la formation d'un ornière (d'après Witczak, 2002).	34
Figure I-13 : Distributions de la contrainte de cisaillement sous le bord extérieur du pneu.	35
Figure I-14 : Influence de la nature du liant (d'après Vanelstraete & Francken, 1995).	36
Figure I-15 : Evolution de l'ornière en fonction du nombre de cycles (d'après Wasage et al., 2010).	37
Figure I-16 : Evolution de l'orniérage pour une piste d'aéroport pour différentes pressions de gonflage (d'après Ling et al., 2020).	39
Figure I-17 : Evolution de l'ornière en fonction de nombre de cycles (T=50°C).	41
Figure I-18 : Evolution de l'ornière en fonction de nombre de cycles (T=55°C) (d'après Zhu, 2015).	42
Figure I-19 : Comparaison des coûts et des performances des essais en vraies grandeurs avec d'autres techniques (d'après Kozel et al., 2016).	43
Figure I-20 : Ornièreur LPC (Source : IFSTTAR.fr).	44
Figure I-21 : L'évolution des déformations axiales en fonction du temps pour trois essais de fluage uniaxiaux (d'après Sohm et al., 2011).	45
Figure I-22 : Tribomètre pour Revêtement Routier (T2R) ou LCPC Raveling tester.	46
Figure I-23 : Les différents phases de l'essai (d'après Hammoum, 2010).	47
Figure I-24 : Utilisation du simulateur sur un échantillon de chaussée non revêtue.	47
Figure I-25 : Simulateurs de trafic lourd linéaires. 1) Afrique du Sud - 2) Texas - 3) Japon - 4) Chine- 5) Ohio- 6) Australie - 7) Corée du Sud- 8) Norvège - 9) Danemark - 10) France- 11) Suisse -12) Louisiane - 13) Pays-Bas - 14) Brésil -15) Kansas 16) (AFD40), s. d.)	49

Figure I-26 : Simulateurs de trafic lourd circulaires. 1) Roumanie - 2) Suisse - 3) Minnesota	50
Figure I-27 : Evolution de l'ornièrè en fonction du nombre de cycles (d'après Suh & Cho, 2014)	51
Figure I-28 : Essais en vrai grandeur effectués dans des conditions de températures contrôlées (d'après Ling et al., 2020)	51
Figure I-29 : Profils transversaux d'ornièrè issue des essais en vrai grandeur	52
Figure I-30 : Sollicitation d'une structure de chaussée souple au passage d'une charge	54
Figure I-31 : Chemins de contraintes à différentes profondeurs dans une couche bitumineuse	55
Figure I-32 : (a) Déformation principale en surface ($z = 0$) pour un roulement libre. (b) Déformation principale en surface ($z = 0$) pour un roulement tractive. (d'après Manyo et al., 2021)	55
Figure I-33 : Variation de la déformation longitudinale en fonction de la vitesse	56
Figure I-34 : Déflexion sous la roue en fonction des conditions de chargement à $\theta = 20^\circ\text{C}$	57
Figure I-35 : Réponse mécanique du matériau au bas de la couche surface sous le centre de la charge du pneumatique, pour différentes températures (Souza & Castro, 2012)	58
Figure I-36 : Variation de l'énergie dissipée en fonction de la température à la base de la couche de surface (d'après Souza & Castro, 2012)	58
Figure I-37 : Surface de contact : (a) mesures Tekscan à 35kN ,(b) modèle SAM à 35kN,	60
Figure I-38 : Glissement et adhérence sur la zone de contact pneu-chaussée (d'après (Niskanen & Tuononen, 2014)	61
Figure I-39 : Pression de contact longitudinale (à gauche) et transversale (à droite)	62
Figure I-40 : Contact pneu - chaussée sous un effort normal P ; élément surfacique de taille $dx \times dy$.	66
Figure I-41 : Facteurs contribuant à la décision d'entretien de la chaussée (AIPCR, 2013)	67
Figure I-42 : Transversoprofilomètres à ultrason	69
Figure I-43 : Analyseur de profil en long	70
Figure I-44 : Poutre de Benkelman (d'après Picoux & al., 2017)	70
Figure I-45 : Le Falling Weight Deflectometer (d'après Picoux & al., 2017)	71
Figure I-46 : Essai Colibri (d'après Simonin & Geffard, 2015)	71
Figure II-1 : Hall recherche (avril 2017)	72
Figure II-2 : chaussée pendant son remplissage	72
Figure II-3 : Mise en oeuvre du gravier de drainage dans la fosse	73
Figure II-4 : Essai de plaque exécuté sur la plateforme de la fosse	73
Figure II-5 : Structure de chaussée de la plateforme support de classe PF2	74
Figure II-6 : Courbe granulométrique (GB)	74
Figure II-7 : Mise en œuvre de la couche de GB dans la fosse	75

Figure II-8 : Couches de surface testées	75
Figure II-9 : Courbe de granulometrie du mélange.....	76
Figure II-10 : Mise en oeuvre de la couche d'accrochage.....	77
Figure II-11 : Compactage de la couche de roulement	77
Figure II-12 : Implantation des mesure sur la surface de la fosse	78
Figure II-13 : Courbe granulométrique du mélange	79
Figure II-14 : Mise en œuvre de l'Agreco sur la fosse.....	79
Figure II-15 : Compactage de la couche d'Agreco	79
Figure II-16: Courbe granulométrique du BBAO	80
Figure II-17 : Mise en oeuvre du BBAO	80
Figure II-18 : Principe du fonctionnement du réseau de Bragg (d'après Dupont, s. d.)	81
Figure II-19 : a) Plan de l'implantation de l'instrumentation au niveau de l'interface de l'Agreco	82
Figure II-20 : spécifications des jauges de déformations	82
Figure II-21 : Plan d'implantation des jauges de deformation.....	83
Figure II-22 : Plan de l'implantation de l'instrumentation au niveau de l'interface de BBAO	84
Figure II-23 : Mis en place de l'extensomètre FO	84
Figure II-24 : Implantation des jauges au niveau de l'interface	85
Figure II-25 : Positionnement de l'extensometre en fibre optique.....	86
Figure II-26 : Coupe transversale de l'implantation des jauges.....	86
Figure II-27 : Conditionneur de signal Quantum X	87
Figure II-28 : Positionnement des sondes de temperature dans la fosse (à gauche), Mise en place de la sonde de temperature au sommet de la GB (à droite)	88
Figure II-29 : Système d'acquisition des températures (ALMEMO 2890-9).....	88
Figure II-30: Principe de fonctionnement du FWD (WURCKLER, 2010) et essais FWD sur le sol de la fosse	89
Figure II-31 :Système de mesure de l'orniérage (Profilomtre).....	90
Figure II-32 : Le simulateur de trafic MLS10	91
Figure II-33 :Détail du système du chargement du MLS10	92
Figure II-34 : Capteur de pression TekScan	92
Figure II-35 : Calibrage de la charge à l'aide du capteur de pression TekScan	93
Figure II-36 : Système de chauffage posé sur la surface de la fosse	93
Figure II-37 : Protocole expérimental pour chaque campagne de mesures	95
Figure II-38 : Analyse de la reproductibilité des signaux mesurés dans la couche de surface	97

Figure II-39 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale situé à l'extérieur de la bande de roulement.....	98
Figure II-40 : Analyse de la reproductibilité des signaux mesurés au centre du jumelage....	99
Figure II-41 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale situé au centre du jumelage.....	99
Figure II-42 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux à l'interface (Aggreo)	101
Figure II-43: Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge longitudinale situé à l'interface (Aggreo)	101
Figure II-44 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux à l'interface (BBAO)	102
Figure II-45 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge longitudinale à l'interface (BBAO).....	103
Figure II-46 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux à l'interface (BBAO+ / GB).....	104
Figure II-47 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux relevés au dessus de la couche résiduelle.....	104
Figure II-48 : Analyse de la reproductibilité des signaux transversaux l'interface (Agreco) .	105
Figure II-49 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale à l'interface (Agreco)	106
Figure II-50 : Analyse de la reproductibilité des signaux transversaux l'interface (BBAO)...	106
Figure II-51 : Analyse de la reproductibilité des signaux transversaux à l'interface (BBAO)	107
Figure II-52 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale à l'interface (BBAO).....	108
Figure III-1: Déformations générées dans la structure au passage d'une charge.....	110
Figure III-2 : Plan d'implantation des jauges de deformation.....	110
Figure III-3 : Déformations transversales mesurées en surface à 20°C	111
Figure III-4 : Signaux de déformations transversales en surface (à h=0 et y=0,60m) pour les matériaux BBAO et BBAO+.....	112
Figure III-5 : Variation de la déformation transversale maximale en fonction de la température (BBAO et BBAO+)	113
Figure III-6 : Variation de la déformation transversale maximale corrigée à la température de référence de 25°C en fonction du nombre de cycles	113
Figure III-7 : Signaux de déformations transversales en surface (à h=0 ;y=60cm) pour l'Agreco	114
Figure III-8 : Variation de la déformation transversale maximale corrigée à la température de référence de 15°C en fonction de nombre de cycles (Agreco)	115
Figure III-9 : Bassin de déflexion mesuré (Agreco)	116

Figure III-10 : ALIZE - module « rétro-calcul » : (a) Calage entre le bassin calculé et mesuré,	117
Figure III-11 : Modélisation sous ViscoRoute des pneus jumelés avec une empreinte rectangulaire	118
Figure III-12 : a) Empreinte d'un seul pneu mesurée avec le capteur Tekscan , b) Empreinte équivalente intégrée sur ViscoRoute	119
Figure III-13 : Essai de caractérisation du pneu.....	120
Figure III-14 : Calage entre les résultats du modèle et les relevés expérimentaux.....	121
Figure III-15 : Calage entre le modèle analytique et les valeurs calculées	121
Figure III-16 : Profil du pneu reconstitué	122
Figure III-17 : Pression de contact résultant de l'essieu intégré dans SAM.....	122
Figure III-18 : Signaux de déformations transversales à 20 °C (à h = 0 ; y = 60).	123
Figure III-19 : a) Composantes des contraintes, b) contribution des contraintes dans la déformation transversale (h=0 ; y=0) à différentes températures	127
Figure III-20 : Variation de la déformation en fonction du coefficient de Poisson	127
Figure III-21 : Signaux de déformations transversales calculés et mesurés à 20 °et 25°C (à h = 0 et y = 0).	127
Figure III-22 : Signal Calculé et mesuré à 25°C (à h = 0 et y = 0)	129
Figure III-23 : a) Emplacement du point de mesures, b) Déformation longitudinale mesurée	130
Figure III-24 : Profil vertical de déformation longitudinale calculée.....	131
Figure III-25 : Signaux de déformation longitudinales mesurés et calculés (h = 9 cm et y=0)	132
Figure III-26 : Signaux de déformation longitudinale mesurés et estimés par un calcul viscoélastique.....	132
Figure III-27 : Signal calculé et mesuré avec une interface viscoélastique (h = 9 cm ; y = 0) à 25°C	133
Figure III-28 : a) Emplacement du point de mesure, b) Déformation longitudinale mesurée à l'interface (à h = 4cm et y = 0) au passage d'un essieu pneus jumelés (15°C)	134
Figure III-29 : a) Evolution de la déformation longitudinale en fonction de la température, b) Evolution de la déformation en fonction du nombre de cycles	135
Figure III-30 : a) Emplacement du point de mesure, b) Déformation transversale mesurée à l'interface (à h = 4cm et y = 0) au passage d'un essieu pneus jumelés (15°C)	135
Figure III-31 : a) Evolution de la déformation transversale en fonction de la température, b) Evolution de la déformation en fonction du nombre de cycles	136
Figure III-32 : Comparaison modèles/mesures : a) déformations longitudinales ; b) déformations transversales	137

Figure III-33 : a) Emplacement du point de mesure, b) Déformation transversale mesurée à l'interface (à $h = 6$ cm et $y = 30$ cm) au passage d'un essieu de pneus jumelés (22°C).....	137
Figure III-34 : Signaux de déformations transversales en surface (à $h = 60$ cm et $y = 30$ cm) pour BBAO et BBAO+	138
Figure III-35 : Signaux mesurés et calculés à 15°C , 1hz (BBAO et BBAO+).....	139
Figure III-36 : Protocole expérimental de pneu incliné sous la presse	140
Figure III-37 : Résultats pour des inclinaisons à 0° , mesure TekScan (à droite) et simulation SAM (à gauche)	141
Figure III-38 : Pression de contact à plusieurs angles d'inclinaison	143
Figure III-39 : Angle d'inclinaison du pneu : contrainte verticale maximale	143
Figure III-40 : (gauche) Freinage roue par application du couple C, (droite) Roue libre en virage	144
Figure III-41 : Contrainte de cisaillement de surface transversale (droite) contrainte de cisaillement de surface longitudinale (gauche)($z=0$)	146
Figure III-42 : Déformation principale à a) 0° , b) 2° , c) 4° et d) 5° ($z=0$)	147
Figure III-43 : Directions principales de déformation de surface ($z = 0$) en virage à 4° d'inclinaison.....	148
Figure IV-1 : Evolution de la température en fonction de nombre de cycles.....	151
Figure IV-2 : Evolution de la température en fonction du nombre de cycles.....	152
Figure IV-3 : Schéma type du profil transversal (Simpson, 1999)	152
Figure IV-4 : Profils transversaux relevés après 100.000 Cycles	153
Figure IV-5 : Profils transversaux pour le BBSG issus des trois techniques.....	154
Figure IV-6 : Aires de déformations calculées pour les trois matériaux.....	155
Figure IV-7 : Courbes d'orniérage jusqu'à 100.000 cycles.....	157
Figure IV-8 : Paramètres d'analyse des courbes d'orniérage (d'après Walubita et al., 2014)	158
Figure IV-9 : a) Courbes d'orniérage après 100.000 cycles, b) Ornière BBAO à 160000 cycles	160
Figure IV-10 : Courbe de l'orniérage de l'Agreco	161
Figure IV-11 : Profondeur de l'orniérage en fonction du nombre de cycle.....	163
Figure IV-12: Comparaison entre l'orniérage calculé et mesuré pour les quatre matériaux	166
Figure IV-13 : Étude paramétrique sur α	166
Figure IV-14 : Étude paramétrique sur β	167
Figure IV-15 : Étude paramétrique du paramètre δ	167

Table des tableaux

Tableau II-1 : Détail des essais de flexion en 2 points	74
Tableau II-2 : Resultats des mesures la PMT (BBSG)	78
Tableau II-3 : Instrumentations placées dans la couche de surface	86
Tableau II-4 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de la jauge transversale à l'extérieur de la bande de roulement.....	96
Tableau II-5 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de jauges transversales au centre du jumelage	98
Tableau II-6 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de jauges longitudinales à l'interface (Aggreo)	100
Tableau II-7 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de jauges longitudinales à l'interface (BBAO).....	102
Tableau II-8 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de l'extensomètre à l'interface (BBAO+ / GB).....	103
Tableau III-1 : Paramètres utilisés dans les modèles numériques	115
Tableau III-2 : Paramètres élastiques équivalents	117
Tableau III-3 : Paramètres du modèle de Huet-Sayegh à 20°C	118
Tableau III-4 : Paramètres du modèle de Huet-Sayegh (Grellet, 2018b)	133
Tableau IV-1 : Paramètres de caractérisation des courbes d'orniéage	159
Tableau IV-2 : Corrélations entre divers paramètres (N,T,Rd)	165
Tableau IV-3 : Résultats de l'analyse de régression multiple sur les données	165

Introduction

Le réseau routier présente un rôle très important dans le développement économique et social d'un pays, autant au niveau local qu'au niveau national. L'action du trafic, combinée aux conditions climatiques et chimiques, participe à l'endommagement progressif des routes et principalement de la couche de roulement. Les nouveaux matériaux utilisés, la diminution de l'épaisseur des couches de surface et la croissance du trafic des poids lourds provoquent de nouvelles pathologies de dégradation. Outre les problèmes d'orniérage bien connus, apparaissent désormais des fissures descendantes (nommé Top-Down Cracking TDC) ainsi que des problèmes de décohésion aux interfaces. Ces nouvelles pathologies entraînent des dépenses considérables sur l'ensemble du réseau (environ 15 milliards d'euros par an en France), particulièrement en zones urbanisées plus sujettes aux dégradations de surface. Récentes et encore peu étudiées, elles ne permettent pas d'estimer convenablement les durées de vie de la structure car le plus souvent sous-estimées dans les méthodes de dimensionnement actuelles.

Les études récentes ont montré que les mécanismes qui provoquent ces dégradations sont directement liés au contact entre le pneumatique et la couche de surface. Elles ont aussi démontré que pour apprécier ces types de dégradations, le contact pneu-chaussée doit être autrement estimé que par une répartition de pression uniforme, comme c'est le cas dans les méthodes actuelles. Le modèle français de dimensionnement propose en particulier une méthode rationnelle qui fait appel à une modélisation de la charge basée sur l'hypothèse d'une répartition uniforme de la pression de contact sur une surface circulaire. Dans cette méthode, les critères de dimensionnement utilisés incluent uniquement les mécanismes de dégradations à la base des structures et ne concernent pas l'état de sollicitation en surface ou à faible profondeur dans les zones où les sollicitations sont plus sévères et l'influence des charges est plus importantes. En conséquence, pour élaborer un outil rationnel de dimensionnement de la couche de la surface, il convient de déterminer et de modéliser précisément les sollicitations générées en surface, et de mettre au point des essais adaptés qui permettront d'estimer de manière fiable les performances des matériaux vis-à-vis de ces sollicitations particulières.

Dans ce contexte, le projet ANR MACADAM (Modélisation Avancée des Chaussées : Applications aux Dégradations et à l'Amélioration de la Maintenance) est destiné à modéliser et maîtriser la dégradation des couches de surfaces de chaussées afin d'optimiser leur maintenance.

Les dégradations de la couche de surface tel que le Top-Down Cracking (TDC) ou l'orniérage sont des détériorations complexes faisant appel à trois spécialités différentes : la mécanique des milieux continus, la mécanique des matériaux (pneumatique et chaussée) et la mécanique

de contact (Tribologie). C'est dans cette optique que le consortium du projet MACADAM est composé de deux laboratoires à compétences complémentaires : le laboratoire GC2D (Génie Civil, Diagnostic & Durabilité) d'Egletons, pour son expertise dans le domaine des chaussées et le laboratoire LaMCoS (Laboratoire de Mécanique des Contacts et Structures) de Lyon pour ses compétences en mécanique du contact. Ce projet comprend trois grandes parties :

- La partie I a pour objective le développement d'un outil de modélisation pour le dimensionnement des couches de surface. Cet outil permettra de simuler la réalité du contact pneu-chaussée en vue d'obtenir la réalité des champs mécaniques dans la couche de surface ayant un comportement thermo-visco-élasto-plastique.
- La partie II concerne la validation expérimentale des lois de comportement introduites dans l'outil, développé dans la partie I, sur une planche instrumentée en vrai grandeur. Cette planche est réalisée dans une fosse chaussée spécialement dédiée et construite récemment par le laboratoire GC2D dans le nouveau hall de recherche. Une bande de chaussée de 1,90 m de large par 8,0 m de long est construite et instrumentée avant de recevoir le simulateur de trafic MLS10 permettant de générer d'une part l'orniérage et d'autre part la fissuration.
- Partie III concerne la conception et la réalisation d'un simulateur de trafic afin de prendre en compte ces problématiques dans des points singuliers (accélération, freinage et virage).

Ce travail de thèse est réalisé dans le cadre de la tâche II du projet MACADAM dont l'objectif est d'étudier deux pathologies de dégradation : fissuration par le haut et orniérage des couches de surface. Pour répondre à cette problématique, l'étude a été réalisée sur la fosse chaussée du laboratoire GC2D, qui est soumise à un chargement du simulateur de trafic MLS10 et à des conditions environnementales contrôlées. Une instrumentation de la couche de surface a permis de caractériser les déformations et la température en surface de la chaussée et à l'interface de la couche de roulement, ce qui a permis de suivre l'évolution des dommages pour une confrontation aux modèles numériques.

Ainsi, la thèse est structurée en quatre chapitres. Le premier chapitre est essentiellement consacré à une étude bibliographique sur le comportement des matériaux de la couche de surface et leur dégradation. Le chapitre 2 présente la démarche expérimentale, les différents matériaux testés ainsi que les résultats préliminaires des premières campagnes de mesures. Le troisième chapitre émet des propositions pour exploiter les résultats obtenus au chapitre 2 qui consistent à analyser et quantifier des mesures de déformations longitudinales et transversales effectuées en surface et à faible profondeur. En associant les déformations mesurées à celles obtenues par des calculs numériques issus de plusieurs modèles (SAM, ViscoRoute), le comportement des couches de roulement et la performance du modèle Semi-

Analytique sont évalués. Le quatrième chapitre propose une nouvelle approche de modélisation du phénomène d'orniérage basée sur les mesures expérimentales à l'aide d'essais en vraies grandeurs et de techniques innovantes favorisant l'orniérage (comme le chauffage de la surface) ainsi que sa mise en application afin d'identifier spécifiquement les phénomènes mis en jeu dans l'endommagement des chaussées.

Chapitre I. Etat de l'art

Ce premier chapitre dresse un état de l'art des travaux de recherche dans le domaine des chaussées et s'intéresse, en particulier, aux études sur la couche de surface. Il servira de socle à la suite du document.

I.1. Compréhension des champs mécaniques en couche de surface

I.1.1. Généralités sur les couches de surface

Une chaussée est une structure composite, composée de plusieurs couches, souvent complexes, conçues pour assurer une résistance suffisante, sur une durée de vie souhaitée assez longue, aux différentes sollicitations mécaniques et climatiques. Chaque couche de la chaussée a un rôle bien particulier. Au sommet de la structure (Figure I-1) se trouve la couche de surface. Elle est composée d'une couche de roulement et une couche de liaison. La couche de surface en matériaux bitumineux a pour rôle structural d'assurer une distribution convenable de la charge et une étanchéité de la chaussée. En dessous du revêtement, on trouve une couche d'assise composée d'une couche de base et de fondation. Ces derniers ont pour rôle d'amortir les charges verticales générées par le trafic. La couche d'assise est posée sur une plate-forme granulaire nommée couche de forme. La couche de forme assure un bon support à la mise en place du revêtement et une bonne diffusion de la charge pour protéger l'infrastructure complète. En bas, la stabilité de la chaussée à court terme et à long terme est assurée par le sol support.

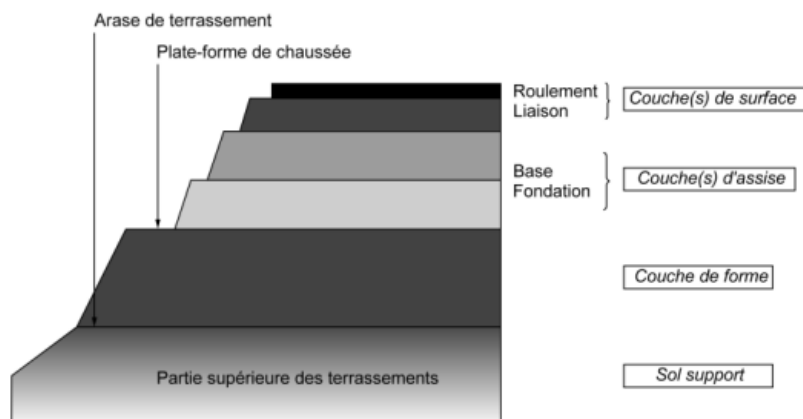


Figure I-1 : Représentation d'une structure de chaussée ([NF-P-98-086-2011]).

La couche de surface subit directement les charges du trafic et les variations climatiques. Par conséquent elle doit posséder des caractéristiques spécifiques permettant de résister aux efforts normaux (poids des véhicules) aux efforts tangentiels imposés par les pneumatiques

(action des roues en virage, accélération, freinage) et doit posséder une bonne adhérence. Elle doit être aussi étanche que possible pour protéger le corps de la chaussée contre les infiltrations d'eau. La couche de surface est en général composée de deux couches : une couche de roulement et une couche de liaison. La couche de roulement est en contact avec les actions du trafic et du climat. Elle peut être construite en enduit superficiel (monocouche, bicouche ou multicouche) ou en enrobé (enrobés denses, béton bitumineux). La couche de liaison est l'élément qui assure la liaison entre la couche de roulement et la couche de base en éliminant tout risque de glissement à l'interface des deux couches concernées. Elle permet ainsi une continuité de l'ensemble. Elle peut être mise en œuvre soit comme une couche d'imprégnation ou en encore en bitume fluidifié. La couche de roulement est celle qui conditionne le contact pneu-chaussée qui réside en deux phénomènes : l'adhérence et le glissement. L'adhérence d'un revêtement se traduit par sa capacité à mobiliser des forces de frottement générées par le contact pneu-chaussée sous l'effet des sollicitations engendrées par la conduite. L'adhérence est conditionnée par la texture de la couche de surface et participe à la sécurité des usagers et plus particulièrement lors de la présence d'eau. Des études ont permis de mettre en évidence l'influence de la macro et de la micro-texture de la couche de surface sur l'adhérence (Raposeiras et al., 2012). Il a été démontré qu'une bonne macrotexture de la couche de surface permet l'évacuation de l'eau de l'aire de contact du pneumatique et influe sur la variation de l'adhérence avec la vitesse alors que la microtexture joue un rôle primordial principalement en grande vitesse où elle permet d'offrir une grande surface de contact en éliminant l'eau résiduelle.

La couche de surface est également conçue pour imperméabiliser le corps de la chaussée en favorisant l'évacuation des eaux de ruissellement soit superficiellement, soit par drainage à l'aide de dispositifs adéquats. La drainabilité de la couche de surface a été discuté dans plusieurs travaux de recherche ((Bonicelli et al., 2016), (Alvarez et al., 2010)). Elle est toujours associée aux enrobés bitumineux poreux drainants qui sont caractérisés par une structure poreuse permettant à l'eau de s'y infiltrer avec des avantages environnementaux conséquents. Cependant, des caractéristiques de drainabilité élevées ne correspondent généralement pas à une résistance élevée et à de bonnes conditions à la surface lorsqu'elles sont soumises à la circulation. Par conséquent, à ce jour, les applications de béton drainant sont limitées à des zones urbaines particulières.

Bien que la couche de roulement fournisse des caractéristiques telles que l'adhérence et le drainage, elle doit aussi assurer le confort des usagers en réduisant le bruit généré par le contact entre les aspérités de la couche de roulement et le pneu. Ce bruit du roulement est généré par deux phénomènes : l'emprisonnement d'un volume d'air entre la chaussée et le pneumatique et sa mise en vibration par des irrégularités de la chaussée. Plusieurs travaux ont été récemment menés (Neithalath et al., 2021), (Beguerre et al., 2016) pour trouver des

solutions optimales à la réduction du bruit de roulement et en particulier en agissant sur le revêtement . Ces recherches ont conduit à développer des chaussées « peu bruyantes » avec une couche de roulement silencieuse. Les couches de roulement silencieuses sont caractérisées par une forte porosité permettant d'atténuer le bruit par une absorption acoustique par la chaussée. En définitive, la couche de surface remplit plusieurs fonctionnalités qui conditionnent le choix du type du matériau. Le choix des matériaux est donc un paramètre important dans la conception, la construction et l'entretien des couches de surfaces.

I.1.2. Matériaux utilisés pour la couche de surface

Les revêtements routiers sont sélectionnés pour répondre à plusieurs critères : la sécurité, la durabilité et le coût. Les revêtements utilisés sur le réseau français sont variés et peuvent être classés en 4 familles (Figure I-2) :

- **Les bétons bitumineux** : Ils sont composés d'un mélange de granulats, de sable, de filler et de liant. L'épaisseur de mise en œuvre est comprise entre 5 et 10 cm. Trois familles d'enrobés bitumineux sont les plus utilisés : les bétons bitumineux semi grenus (BBSG), les bétons bitumineux à module élevé (BBME) et les bétons bitumineux souples (BBS). Les BBSG ont une granulométrie généralement continue (0/10 ou 0/14) et peuvent être mis en œuvre en couche de roulement et de liaison. Les BBME font partie de la famille des enrobés épais. Ils ont été développés pour atteindre une meilleure résistance à l'orniérage et un meilleur comportement mécanique face à l'augmentation de la fréquence de passage des poids lourds. L'évolution des performances des BBME est basée sur l'emploi de bitume de grade plus dur par l'ajouts de polymères ou d'additifs spéciaux. Les BBS sont constitués généralement de sables roulés ou alluvionnaires semi concassés et de bitumes mous avec des dosages importants. Ils permettent d'obtenir un revêtement déformable adaptable au support. Ce type est généralement utilisé dans les chaussées souples dont les supports présentent une portance importante et sont circulés par des trafics réduits (≤ 150 poids lourds / jour et à faible vitesse).
- **Les enrobés coulés à froid (ECF)** : Ils sont composés d'un mélange de granularité allant de 0/5 à 0/10, de bitume pur ou modifié, d'eau et d'additifs. Leur épaisseur de mise en œuvre est comprise entre 1 et 5 cm. Les ECF sont utilisés généralement en entretien de couche de roulement pour des faibles trafics mais parfois aussi pour des trafics importants (Crouteau et al., 2002) . Les ECF présentent une bonne résistance à l'orniérage et répondent aux besoins des professionnels pour corriger le problème des déformations permanentes (Robati, 2014).

- **Les enduits superficiels** : Ce type de revêtement consiste à répandre le liant et des gravillons sur la surface. Ils sont bien sûr déconseillés pour les routes à fort trafic.
- **Les revêtements en béton de ciment** : Ils sont composés de gros granulats, de sable, de ciment, d'eau et parfois de quelques adjuvants. Ce type de revêtement permet une longue durée de vie de la chaussée grâce à sa rigidité importante.

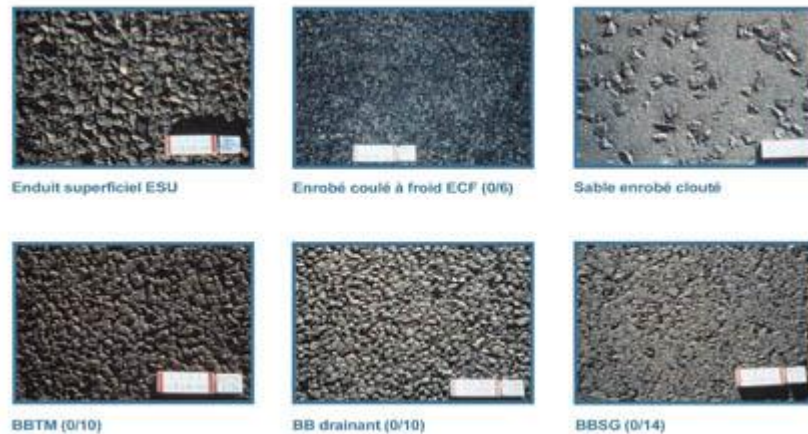


Figure I-2 : Types de revêtements utilisés en couches de roulement
(source : <http://www.planete-tp.com>)

Les couches de surface sont classées suivant deux types en fonction de leurs épaisseurs : les couches de surface épaisses (épaisseurs > 50 mm) et les couches de surface minces (épaisseurs < 50 mm). Le béton bitumineux est le matériau le plus commun utilisé en couche de surface en raison de sa performance en service. L'analyse des dégradations observées ((Wen & Bhusal, 2015b), (Deacon et al., 2002)) montre qu'il convient de bien prendre en compte et de caractériser le comportement des mélanges bitumineux.

I.1.3. Comportement mécanique des matériaux bitumineux

Les matériaux bitumineux sont considérés comme des matériaux composites, thermo-susceptibles et qui présentent une réponse visco-élasto-plastique lorsqu'ils sont soumis à une charge. Le comportement des mélanges bitumineux et les facteurs qui affectent leurs performances ont été étudiés de manière approfondie. Ce comportement, dans les conditions de circulation et d'environnement réelles, est très complexe. Pour s'intégrer de manière satisfaisante dans un système de chaussée, les mélanges bitumineux doivent posséder une stabilité vis-à-vis des déformations permanentes, une résistance à la fissuration et une résistance aux dégradations causées par l'humidité (Kok & Kuloglu, 2007). Di Benedetto & Corté (Di Benedetto & Corté, 2005) ont identifié quatre classes de comportement selon le niveau de déformation imposé (ϵ) et le nombre de cycles de sollicitation (N) :

- un comportement non linéaire pour un faible nombre de cycles de chargements et pour une déformation relative (ϵ) de quelques pourcents ;
- un comportement viscoélastique linéaire pour quelques centaines de cycles de chargement et pour des faibles déformations ($\epsilon < 10^{-4}$) ;
- un comportement en fatigue pour plusieurs dizaines de milliers de cycles de chargement et pour de faibles déformations ($\epsilon < 10^{-4}$) ;
- l'orniérage : quand les cycles déviatoriques en contraintes sont appliqués à partir d'une contrainte nulle, des déformations irréversibles non négligeables se produisent pour des amplitudes de déformation proches de la rupture.

La Figure I-3 montre, pour une température fixée, l'ordre de grandeur des différentes classes de comportement. Les frontières marquées pour chaque domaine de comportement sont des ordres de grandeurs qui peuvent changer selon le type du matériau, la température et les conditions de chargement.

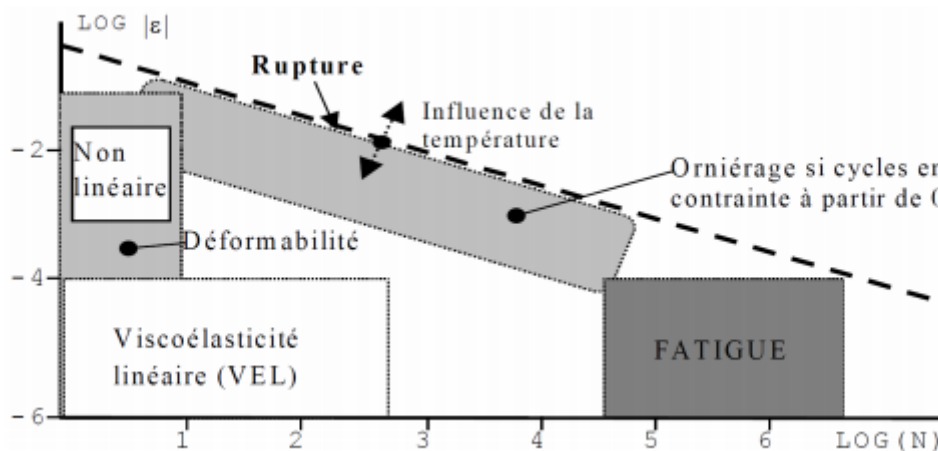


Figure I-3 : Comportement des enrobés bitumineux à température fixée (d'après Di Benedetto & Corté, 2005)

Ici, nous nous intéresserons uniquement à l'orniérage en comportement viscoélastique.

I.1.4. Caractérisation du comportement viscoélastique linéaire

I.1.4.1. Le module complexe

Les liants utilisés apportent des caractéristiques viscoélastiques aux enrobés. Leurs comportements sont fortement liés à la fréquence de sollicitation et à la température du matériau. Lorsque la charge est appliquée très lentement, les enrobés présentent un

comportement de fluide visqueux alors que lorsqu'elle est appliquée très rapidement ces derniers ont un comportement élastique. Le chargement imposé par le trafic se situe entre ces deux cas de figures extrêmes et la linéarité du comportement est fortement liée au niveau de déformation. Les enrobés bitumineux sont supposés présenter une plage de linéarité. C'est dans cette plage que les mesures du module complexe sont réalisées. Les travaux de recherche réalisés par Airey et al. (Airey et al., 2003) montrent que la limite de la linéarité des bétons bitumineux peut être considérée jusqu'à des déformations de l'ordre de 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Les déformations inférieures à cette limite sont considérées comme des « petites déformations ». Les essais de laboratoire permettant de décrire le comportement viscoélastique sont réalisés dans cette plage de déformation. L'approche du comportement viscoélastique linéaire des mélanges bitumineux implique la validité du principe de superposition de Boltzmann (Carter & Perraton, 2002). Ce principe suppose que la réponse des mélanges bitumineux à un chargement composé est la somme des chargements élémentaires. Cependant, la méthode française de dimensionnement est basée sur l'hypothèse d'élasticité linéaire pour décrire le comportement des différentes couches de la chaussée par un calcul des contraintes et déformations. Le comportement viscoélastique des mélanges bitumineux est alors pris en compte via les valeurs de modules pour une fréquence et une température donnée. Le module complexe (et ses différentes composantes $|E^*|$, ϕ , E_1 et E_2) est généralement exprimé à l'aide de deux représentations. Une première représentation dans le plan de Cole-Cole (ou plan complexe) (Figure I-4a). Cette configuration consiste à représenter la partie réelle du module complexe (E_1) en fonction de la partie imaginaire E_2 .

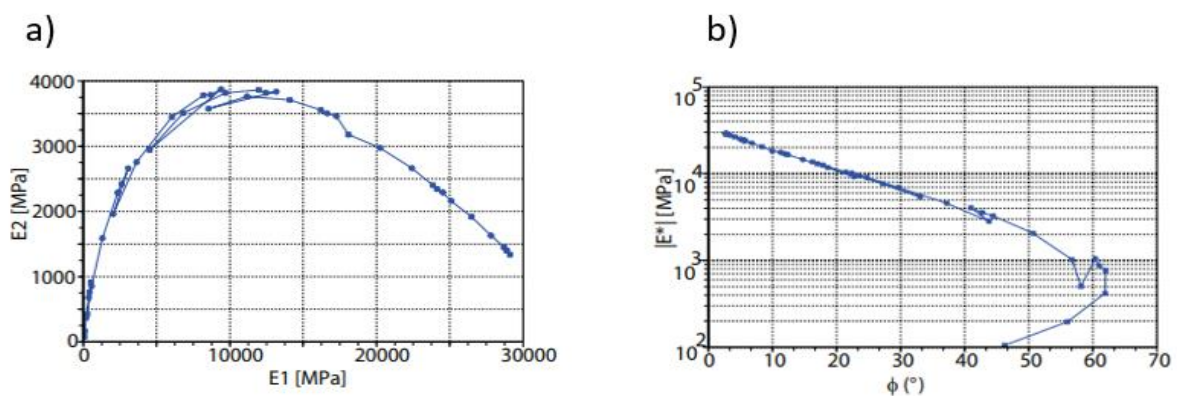


Figure I-4 : (a) Module complexe Cole-Cole, (b) Module complexe dans l'espace de Black
(d'après Sohm, 2011)

Dans le cas où le matériau obéit au principe d'équivalence Temps Température, les données expérimentales aux différentes températures et fréquence permettent de tracer une courbe unique.

La deuxième configuration (Figure I-4b) et la représentation dans l'espace de Black cette dernière consiste à représenter le logarithme de la norme du module complexe $|E^*|$ en fonction de l'angle de phase.

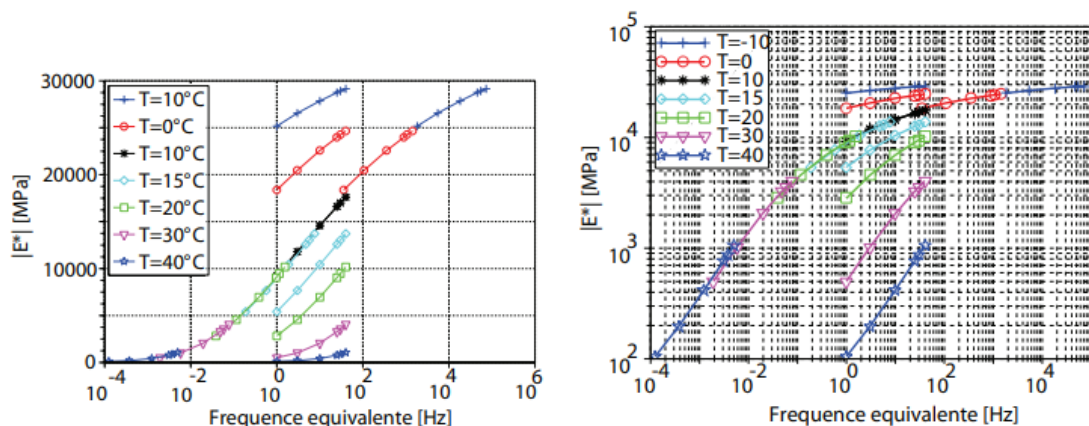
I.1.4.2. Principe d'Equivalence Temps Température (PETT)

Dans la littérature, plusieurs travaux de recherches comme par exemple (Goodrich, 1991), (Kim & Lee, 1995) ont montré que les enrobés bitumineux sont thermo-rhéologiquement simples dans la plage de la viscoélasticité linéaire. Cela signifie que le temps et la température sont interchangeables en termes de réponse viscoélastique. Par exemple, la réponse du matériau à une charge de longue durée à basse température est la même que la réponse à une charge de courte durée à haute température. Le principe PETT pour les matériaux thermo-rhéologiquement simples applique une translation horizontale de la réponse du matériau à différentes températures le long de l'axe logarithmique horizontal du temps (ou de la fréquence) pour former une seule courbe maîtresse représentant la réponse en fonction d'un temps ou d'une fréquence réduits (Figure I-5). Ce temps réduit (ou cette fréquence réduite) intègre à la fois les effets du temps et de la température.

L'équation classique d'équivalence temps-température (WLF) développée par William, Landel et Ferry (Williams et al., 1955) est définie comme suit :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T-T_R)}{(T-T_R)+C_2} \quad (\text{Eq I-1})$$

Avec a_T le facteur de translation des isothermes, T_R la température de référence et C_1 et C_2 des constantes dépendant du matériau et de la température T .



(a) Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C (b) Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C en échelle logarithmique

Figure I-5 : Figure I-6 : Courbes isothermes et courbe maîtresse de la norme du module complexe pour une température de référence de 10°C (d'après (Juliette Sohm 2011))

Bien que le principe PETT soit largement utilisé dans le domaine viscoélastique linéaire pour déterminer le module à des fréquences inaccessibles par l'expérimentation, il a été démontré ((Zhao & Richard Kim, 2003) (Schwartz et al., 2002)) que ce dernier est applicable au cas des déformations permanentes. Pour cela, Khosravifar et al. (Khosravifar et al., 2015) ont analysé la possibilité d'utiliser la fonction de translation de température obtenue à partir des essais de module dynamique pour construire une courbe maîtresse des déformations permanentes. La Figure I-7 représente la validité de l'application du PETT dans le domaine des déformations permanentes. Les isothermes des déformations permanentes ont été obtenus à partir des essais uni-axiaux sous chargements répétés.

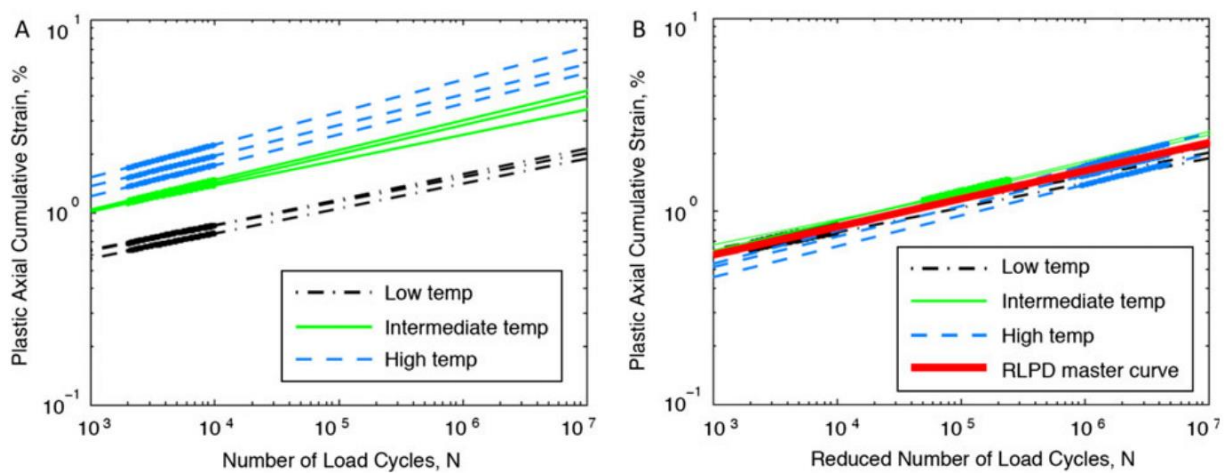


Figure I-7 : Résultats de l'essai uniaxial sous chargements répétés à trois températures différentes (à gauche), Courbe maîtresse des déformations permanente à T_{ref} = 20°C (à droite).

(D'après Khosravifar et al., 2015)

I.1.4.3. Le coefficient de Poisson

Conformément à la méthode française de dimensionnement de chaussée, la prévision du comportement des enrobés bitumineux nécessite de caractériser leur comportement sur le plan tridimensionnel. Aussi, le coefficient de Poisson viscoélastique peut être défini comme le rapport entre les déformations transversale et longitudinale infinitésimales déterminées à partir d'un essai uni-axial (Graziani et al., 2014). Tschoegl et Coll (Tschoegl et al., 2002) ont démontré, dans le domaine viscoélastique linéaire, que le coefficient de Poisson dépend de la température et la vitesse de sollicitation. L'approche de la viscoélasticité linéaire postule un coefficient de Poisson a priori complexe. Cependant, les travaux de recherche effectués par Di Benedetto et al. (Benedetto et al., 2007) et Charif (Charif, 1991), basés sur des essais cycliques en traction-compression avec ou sans pression de confinement, montre que la partie imaginaire de coefficient de poisson est très petite.

La Figure I-8 montre un exemple de résultat de mesure du coefficient de Poisson réalisé sur un enrobé bitumineux sous six fréquences de chargement et quatre températures. Les résultats soulignent une dépendance claire de la norme $|\nu^*|$ à la fréquence et la température.

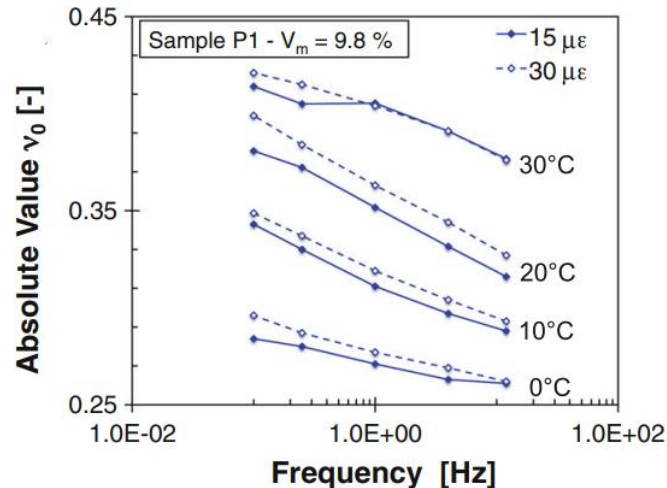


Figure I-8: Isotherme du coefficient de Poisson en fonction de la fréquence de mesure (Graziani et al., 2014)

Les valeurs de la norme $|\nu^*|$ sont aux alentours de 0,25 pour les hautes fréquences ou les basses températures et 0,433 pour les basses fréquences ou les hautes températures. A l'échelle de la structure, l'analyse de la réponse mécanique de la chaussée en surface réalisée par Grellet (Grellet, 2018a) et Perret et al. (Perret & Dumont, 2005) à l'aide d'essais en vraies grandeurs a prouvé l'effet du coefficient de Poisson sur la performance mécanique de la chaussée. Les auteurs ont constaté qu'à faible profondeur les signaux de déformations présentent des sauts. Ce phénomène a été expliqué par l'évolution des états de contraintes lors du passage de la charge et la contribution du coefficient du Poisson. Nous détaillerons ce phénomène dans le chapitre 3.

I.2. Caractérisation du comportement à long terme des couches de surface

La pérennité des couches de roulement est basée sur la durabilité des matériaux vis-à-vis des pathologies dont quelques-unes seront détaillées ci-après. Les gestionnaires du réseau routier visent toujours à proposer le meilleur compromis entre les exigences techniques et économiques dans le respect du niveau de sécurité et de confort des usagers de la route quel que soit les conditions environnementales. Les gestionnaires du réseau ont été récemment contraints à de nouvelles exigences de développement durable. La réduction de la consommation en énergie, l'utilisation de matériaux recyclés et la réduction de l'émission des gaz à effets de serre entrent désormais dans le processus de mise en œuvre des enrobés bitumineux. Pour se conformer aux nouvelles réglementations environnementales, de nouveaux matériaux ont été développés. Mais une diminution de l'épaisseur des couches de surface ajoutée à une augmentation du trafic ont entraîné de nouvelles pathologies de dégradation. Outre les problèmes d'orniérage bien connus, la problématique de fissures descendantes (Top Down Cracking) est apparue ainsi que des problèmes de décohésion aux

interfaces de la chaussée. Le problème de fissuration peut avoir deux origines : thermique et mécanique. Les fissures d'origine thermique apparaissent lorsque le matériau de la couche de surface subit un gradient de température important générant des contraintes de traction. Les fissurations d'origines mécaniques sont dues au passage répété du trafic. La fissuration apparue dans la couche de roulement devient alors une zone d'infiltration des eaux de pluie et entraîne la dégradation de la chaussée.

L'orniérage est considéré comme l'une des plus importantes dégradations affectant la couche de roulement. Même de faible profondeur, il peut contrarier la sécurité des usagers par la dangerosité de la dénivellation pour la conduite et l'accumulation des eaux dans l'ornière source d'aquaplaning. Le risque d'apparition de l'orniérage est toujours lié aux températures plus élevées. En revanche, d'autres facteurs comme les propriétés des matériaux, (propriété du bitume, la teneur en liant, propriété des agrégats, ...), le trafic et la qualité de construction peuvent contribuer à l'apparition des déformations permanentes en couche de roulement.

La couche de roulement peut être également sujette à une pathologie liée à la perte de matériaux avec endommagement. Ce problème est généralement lié aux sollicitations mécaniques et à des phénomènes physico-chimiques :

- Interface liant-granulat : la présence de l'eau peut affecter l'adhésion entre le liant et le granulat principalement dans les régions pluvieuses ou/et dans les régions où les granulats ont une mauvaise adhésion avec le liant.
- Effet de gel/dégel : problème d'apparition classique des « nids de poule ».
- Effet des sollicitations mécaniques : les contraintes tangentielles contribuent à l'arrachement de granulats en surface principalement au niveau des points singuliers où les efforts tangentiels sont importants.

Au cours de la durée de vie de la couche de roulement, les contraintes de surface induites par le trafic combinées aux conditions environnementales, principalement la température et l'eau, conduisent à l'usure du revêtement bitumineux par arrachement des granulats ou du mastic. Cette pathologie est aggravée par le vieillissement du bitume sous l'effet du climat. Le vieillissement fragilise le mélange et le rend plus sensible à la rupture.

1.2.1. Top-Down Cracking (TDC)

Les fissurations descendantes (Top-Down Cracking, Figure I-9) ont été observées sur des routes de différentes épaisseurs, d'âges variables et dans les zones de fortes chaleurs ou de fortes précipitations, soumises à une circulation intense de poids lourds. Ces fissures apparaissent dans le passage de la roue (Matsuno, 1992), (Svasdisant et al., 2002). Statistiquement, elles semblent apparaître après 1 à 5 ans au Japon, 3 à 5 ans en France, 5 à 10 ans en Floride et au-delà de 10 ans au Royaume-Uni (Freitas et al., 2003.).



Figure I-9 : Différents aspects des fissures descendantes (d'après Freitas et al.,2003)

Le mécanisme d'initiation des TDC a été largement évoqué dans la littérature. Freitas et al. (Freitas et al.,2003.) montrent que les fissurations longitudinales à l'extérieur du passage de la roue à une distance de 400 à 900 mm de l'axe de la charge sont dues aux contraintes de traction et de cisaillement induites par une combinaison des sollicitations dues au trafic et des faibles températures favorisées par le comportement viscoélastique de la couche de roulement. Pour l'étude des mécanismes d'initiation des fissurations descendantes, Baek et al. ((Baek et al., 2012) et Meyers et al. (Myers et al., 2001)) ont montré que les contraintes de traction et de cisaillement générées par une charge répétée déclenche le processus de dommage des matériaux, alors que la contrainte des cycles thermiques quotidiens, accélère l'évolution du dommage et le vieillissement (variant avec l'amplitude des cycles thermiques) de l'enrobé par réduction de son énergie de rupture et de sa résistance.

Les facteurs liés à l'apparition des TDC sont :

- **Le vieillissement.** Les effets du vieillissement sur les propriétés des enrobés bitumineux ont été largement discutés. Le vieillissement des enrobés bitumineux se caractérise par une rigidité non uniforme de celle-ci qui se traduit par un module plus élevé près de la surface (X. Luo et al., 2018a). L'étude de l'effet du vieillissement sur l'apparition des fissurations descendantes a été entreprise par Luo et al. (Luo et al., 2018) par un calcul du gradient du module complexe sur toute la profondeur de la couche de surface. Les résultats montrent que le comportement fragile de la couche vieillie se manifeste par un pourcentage de vide et un module important favorisant l'apparition des fissures à la surface.
- **Le Procédés de construction.** La ségrégation est un problème lié à la mise en œuvre qui favorise l'apparition du TDC de la couche de roulement. La ségrégation provoque

un pourcentage de vide important d'où une rigidité non homogène dans la couche de roulement ainsi qu'une diminution de la résistance à la traction.

- **La Température.** Les changements de température les plus importants se produisent dans les couches de roulement. Les contraintes surfaciques générées à proximité des bords du pneu provoquent l'apparition de petites fissures. Avant le vieillissement à température élevée, certaines de ces petites fissures peuvent disparaître du fait du passage des pneus et de l'effet cicatrisant des enrobés tandis que la rigidité de la surface diminue en raison même de ces températures élevées. Lorsque la température baisse, la couche de surface se contracte et les fissures qui restent réapparaissent, devenant ainsi des fissures de haut en bas (Freitas et al., 2003).
- **Le Contact pneu-chaussée.** Les fissurations par le haut par fatigue sont principalement dues aux sollicitations induites par le contact pneu-chaussée (De Beer et al., 1997). Les contraintes de contact entre le pneumatique et la chaussée ont été mesurées pour différents types de pneus et sous différentes pressions de gonflage (Bai et al., 2020). Des forces tangentielles significatives peuvent être exercées sur la couche de roulement entraînant des contraintes de traction et de cisaillement importantes, responsables de l'initiation de fissures superficielles. L'interaction pneu-chaussée a pu être simulée numériquement par des modèles élastiques en déformation plane 2D, des modèles 3D en éléments finis élastiques multicouches, etc. ((Al-Qadi & Yoo, 2007), (Perdomo & Nokes, 1993), (Gruber et al., 2012), (Lee et al., 2014)). Sur la base des résultats numériques et expérimentaux, des modèles analytiques sont également développés pour étudier les contraintes de contact pneu-chaussée basées sur la mécanique ou la micromécanique (Wang et al., 2003). Les résultats obtenus ont démontré l'importance des contraintes de cisaillement dans la génération de la fissuration de haut en bas. Les travaux de recherche entrepris par Manyo (Manyo et al., 2020) vont dans ce sens. Les auteurs ont analysé les sollicitations surfaciques générées par le contact pneu chaussée en utilisant la méthode semi-analytique (SAM). Les résultats obtenus mettent en évidence l'origine des fissurations descendantes, due aux contraintes en surface du contact pneu-chaussée.

I.2.1.1. Mécanismes de propagation des fissurations par le haut par fatigue

Les fissures peuvent être caractérisées par leur profondeur, localisation, direction et vitesse de propagation. La profondeur des fissures est, en général, de quelques millimètres (Freitas et al., s. d.). Théoriquement, la propagation s'arrête à une profondeur de 15 cm pour une couche de surface de 19 cm. Cependant, des fissures de plus de 19 cm ont été remarquées

dans les chaussées d'épaisseurs importantes. Les fissures de petites longueurs se propagent sous l'effet des pressions et descendent directement vers le bas de la chaussée. A une profondeur intermédiaire, les fissures changent de direction car la contrainte dans la couche de surface n'est pas identique (Soon et al., 2004). La vitesse de propagation des fissures dépend de la longueur de celle-ci et l'épaisseur de la couche de surface. Selon Svasdisant et al. (Svasdisant et al., 2002), l'initiation et la progression des fissurations descendantes respectent trois étapes. La première étape consiste en une courte fissure longitudinale unique apparaissant juste à l'extérieur de la bande de roulement. La deuxième étape amène au développement des fissures parallèlement à la fissure d'origine. Finalement, la fissuration évolue vers une troisième étape où les fissures parallèles sont reliées par de courtes fissures transversales. Des essais en laboratoire, menés par CROW (Freitas et al., 2003) concluent que seule une combinaison d'énergie dissipée à la surface, de contraintes de cisaillement, de contraintes thermiques et de contraintes résiduelles pourrait provoquer des fissures à la surface. Selon Matsuno et al. (Matsuno, 1992), la progression des fissurations descendantes repose sur la distribution des contraintes dues au trafic dans la couche de roulement. Celles-ci sont importantes au fond des fissures lorsque la température est élevée ou la rigidité est faible. La théorie de Matsuno a été ensuite développée par Myers (Myers, 2000). Myers a orienté ses travaux sur la distribution du chargement du trafic (amplitude et position) et le gradient de rigidité dû au différentiel de température ou au vieillissement. Wang et al. (Wang et al., 2011) ont affirmé que le cisaillement dû au trafic peut également contribuer à l'apparition des fissures descendantes.

I.2.1.2. Fissurations descendantes dans les points singuliers

Les points singuliers sont considérés comme les zones les plus susceptibles de développer des problèmes de fissurations descendantes en raison de l'importance des sollicitations tangentielles répétées et de la dissymétrie du chargement à l'essieu. Dans leur étude sur les dommages par fatigue d'une structure de chaussée en virage, Petit et al. (Petit et al., 2009) ont montré que les fissurations descendantes sont initiées à la suite d'une déformation de traction superficielle induite par des contraintes tangentielles horizontales importantes appliquées à la surface de la chaussée. De plus, en étudiant l'agressivité des roues sur la surface de la chaussée dans une section giratoire, Zoa et al. (Zoa et al., 2013) ont montré qu'une charge tangentielle due au contact du pneu sur la surface était le principal facteur responsable de la contrainte de traction élevée à l'origine de ce type de pathologies. Par ailleurs, les travaux de Manyo et al. (Manyo et al., 2020) ont démontré que la prise en compte de cas particuliers de roulement (freinage, accélération, envirage) est indispensable pour comprendre les phénomènes de fissurations descendantes. Les auteurs ont prouvé que les contraintes et déformations sont beaucoup plus élevées que dans le cas du roulement libre.

La contrainte de traction maximale globale est localisée au bord de l'aire de contact en cas de freinage ou de virage (ronds-points, par exemple) et dépasse la valeur admissible (notée ε_6) pour le dimensionnement français des chaussées. Enfin, Rith et al. (Rith et al., 2017) ont analysé, par un calcul en éléments finis, l'effet du chargement horizontal en condition de freinage et d'accélération sur l'apparition de la fissuration descendante. Les résultats obtenus montrent que la contrainte de traction en couche de roulement qui caractérise la fissuration descendante est considérablement élevée en raison de la croissance de la charge horizontale. Par conséquent, le chargement horizontal doit être pris en compte dans la conception d'une chaussée.

I.2.1.3. Fissurations descendantes

Jusqu'à présent, les recherches dans ce domaine ont principalement porté sur l'analyse des contraintes à la surface en utilisant la méthode des éléments finis (FEM) pour identifier les causes les plus susceptibles d'induire des contraintes de traction et de cisaillement à la surface. Cependant, aucun modèle efficace et rapide n'a été développé pour étudier de manière rationnelle l'hétérogénéité des matériaux de la couche de roulement combiné aux efforts dus au trafic (en tenant compte des pressions de contact pneu-chaussée).

- **Modèle MEPDG :**

Parmi les modèles qui traite des fissurations descendantes, le modèle MEPDG est un modèle mécanistique-empirique. La partie mécaniste identifie les mécanismes de dégradations en termes d'initiation et de développement et calcule les sollicitations à partir d'un modèle approprié. La partie empirique détermine les coefficients du modèle de prédiction qui correspondent aux performances sur la couche de roulement (Wu, 2016).

$$F_{Ctop} = \left(\frac{1000}{1 + e^{(7-3,5 \cdot \log(D \cdot 100))}} \right) \times 10,56 \quad (\text{Eq I-2})$$

Avec :

F_{Ctop} = Fissurations par le haut par fatigue

$$D = \text{endommagement par fatigue, } D = \frac{ni}{Nf} \quad (\text{Eq I-3})$$

ni le Nombre de cycle et Nf la durée de vie en fatigue.

- **Le modèle de WSU**

Dans leurs travaux de recherche, Wen et al. (Wen & Bhusal, 2015) ont développé un modèle d'initiation des fissurations descendantes basé sur l'approche mécanistique empirique :

$$N_f = k_1 * \left(\frac{1}{\tau}\right)^{k_2} * \left(\frac{1}{E}\right)^{k_3} * (\epsilon u)^{k_4} \quad (\text{Eq I-4})$$

où

τ = contrainte de cisaillement au bord du pneu

E = module dynamique de la couche de surface

ϵu = Déformation à la rupture (essai de traction indirecte)

k_1, k_2, k_3, k_4 = paramètres du modèle.

Dans ce modèle, la contrainte à la rupture obtenue par l'essai de traction indirecte est introduite pour caractériser la performance en fatigue de la couche de surface. Dans la suite du document, la fissuration sera peu traitée, nous avons fait le choix de nous intéresser plus particulièrement à l'orniérage.

I.2.2. Orniérage des couches de surfaces

L'orniérage est l'une des principales pathologies rencontrées en couche de surface en particulier lorsque la température est importante (environ 47°C) (Sohm, 2011a). L'orniérage est causé par l'accumulation de déformations permanentes sous l'action de charges de trafic répétées (Figure I-10). Une simple observation du profil transversal d'une ornière montre deux principales origines du déplacement vertical : le tassement des couches structurales ou la déformation des couches bitumineuses. La première origine est généralement manifestée par des ornières à grand rayon.



Figure I-10 : Illustration de l'orniérage d'une chaussée (Ali, B. 2006)

Ce type de pathologie est en général causée par un tassement des matériaux non liés constituant la plate-forme structurale de la chaussée. L'orniérage à grand rayon se manifeste par déformation longitudinale dans le sens de roulement dû au trafic. La seconde, appelé

orniérage à petit rayon, se traduit par une déformation permanente (à petit rayon) à la surface localisée dans la zone de roulement. Nous nous intéresserons, par la suite, à la seconde origine qui est une pathologie propre aux couches de roulement. L'orniérage à petit rayon peut être produit par deux types de déformations : la réduction de volume causée par la densification des couches bitumineuses au passage répété du trafic et la dilatation causée par les contraintes normales et tangentielles induite par le trafic (H. Wang et al., 2012.). Les facteurs influençant l'apparition des déformations permanentes dans la couche de roulement (Sohm, 2011) sont : les propriétés minérales des matériaux (granulométrie et squelette granulaire, fraction de sable, portion fine, forme et texture des granulats), les caractéristiques du liant bitumineux , sa teneur dans le mélange bitumineux, la nature et la compacité du matériau. Ce type de pathologie est observé particulièrement sur les routes à trafic lent et sur des voies très fréquentées par les poids lourds (comme les zones industrielles), dans les parkings ou les zones de stationnement. Tolérées dans ces zones particulières, ces pathologies ne le sont plus sur les voies à vitesses importantes pour des raisons de sécurité et de confort au roulement. Pour cette raison, il est fortement recommandé d'utiliser des matériaux résistants à l'orniérage en couche de surface.

I.2.3. Nature et origine de l'orniérage

On distingue deux types d'ornières à petit rayon selon leurs profondeurs et leurs formes :

- Les ornières d'usure (Figure I-11a) qui sont causées par l'arrachement progressive des granulats et sont liées principalement à la combinaison des facteurs de trafic et d'environnement ;
- Les ornières d'instabilité qui sont liées au fluage des matériaux bitumineux (Figure I-11b).

Nous nous intéressons ici à l'orniérage d'instabilité. Deux principaux mécanismes sont à l'origine de l'orniérage. Le premier mécanisme est lié à la densification des matériaux bitumineux lors de la mise en œuvre. Il se manifeste par des petites ornières sur la bande de roulement. Cette densification du matériau est généralement causée par une quantité de vide assez importante ou un compactage inadéquat après la mise en place du matériau bitumineux qui permet au matériau lui-même ou aux couches sous-jacentes de se compacter lorsqu'il est soumis à des charges de trafic. Ce type d'orniérage entraîne généralement un niveau faible à modérément sévère de l'orniérage (Walubita et al., 2019).

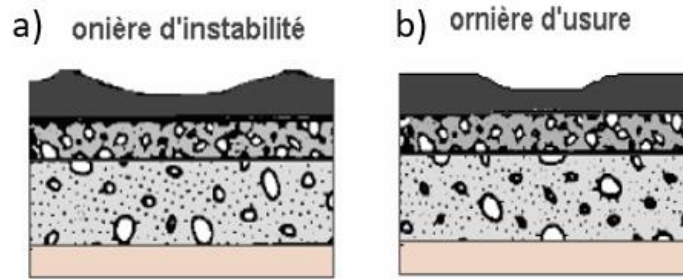


Figure I-11 : Différents types d'ornières (d'après White, 2002)

Le second mécanisme est causé par le fluage latéral du squelette granulaire accompagné de la formation de bourrelets au bord des bandes de roulement. Il traduit généralement l'incapacité des matériaux bitumineux à résister aux déformations permanentes qui mènent à la rupture par cisaillement (par un mouvement latéral). Cette rupture se produit dans les 10 premiers centimètres de la couche de roulement (Yildirim et al., 2007) . Un écoulement latéral ou un déplacement de matériaux se produira dans les mélanges avec une résistance au cisaillement inadéquate ou une quantité insuffisante de vides. Un mélange bitumineux composé de 2 à 2,5 % ou moins de vide après la construction peut être sensible à l'écoulement latéral car la faible proportion de vide permet à l'enrobé d'agir comme un lubrifiant plutôt que comme un liant. La sur-densification de la couche de surface par de lourdes charges peut également entraîner un soulèvement des matériaux sur la surface de la chaussée. Ce type d'orniérage est le plus difficile à prévoir (Walubita et al., 2019).

La formation de l'orniérage se déroule en trois étapes (Witczak, 2002). Ces étapes ont été défini par l'observation de l'évolution de la déformation permanente en fonction de nombre de cycles (Figure I-12). La première étape, phase de décélération, est caractérisée par l'accumulation rapide des déformations permanentes avec une vitesse de déformation décroissante conduisant à l'orniérage lié à la densification du squelette granulaire. La deuxième est une phase stationnaire. Elle est caractérisée par l'accumulation des déformations permanentes avec un taux quasi-constant. Le squelette se déforme avec un écoulement latéral plastique du mélange bitumineux qui pourrait être caractérisé par une combinaison de densification et de déformation par cisaillement. La dernière étape est une phase d'accélération. Le mouvement des agrégats s'accélère pour se déplacer vers les soulèvements latéraux. Il indique une rupture par cisaillement de la structure du mélange bitumineux.

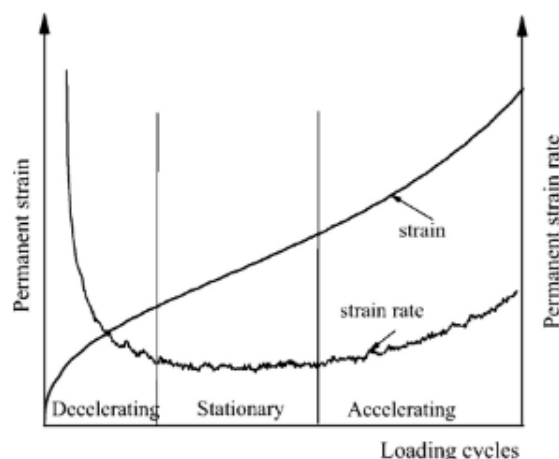


Figure I-12: Etapes de la formation d'un ornière (d'après Witczak, 2002)

Les recherches menées sur ce sujet jusqu'ici ont montré que la déformation par cisaillement dans les couches de surface, due aux contraintes de cisaillement élevées, est l'un des principaux facteurs contribuant à l'orniérage, principalement pendant la saison estivale ((Walubita, Lee, et al., 2014), (Walubita et al., 2019), (R. Zhang et al., 2019)). Walubita et al. (Walubita, Lee, et al., 2014) ont observé que l'orniérage par déformation de cisaillement apparaît très près de la surface où la contrainte de cisaillement est importante.

La contrainte de cisaillement issue du trafic génère trois phases de déformation (B. Ali, 2006):

- Phase 1 : un mouvement intergranulaire est favorisé par le liant. La résistance de friction du squelette granulaire, dépendant de la nature des minéraux et les propriétés du bitume, est modifiée.
- Phase 2 : une dilatation entre les granulats dans le mélange bitumineux est provoquée par les efforts excessifs intergranulaires. L'intensité de cette dilatation est fonction du niveau du confinement, de la granulométrie et de la cohésion entre les granulats.
- Phase 3 : une modification de l'adhésion entre le liant et le granulat. Ce mécanisme conduit également à l'apparition des fissures.

En analysant le principe de déformation par cisaillement, Li et al. (Li et al., 2015) ont indiqué que la contrainte de cisaillement maximale se produisait à différents emplacements et profondeurs des couches de surface de différentes épaisseurs. La Figure I-13 présente ces résultats. L'analyse des contraintes maximales a mis en évidence la contribution de chaque couche à la formation de l'orniérage. Pour les chaussées à deux couches bitumineuses, Li et al. (Li et al., 2015) ont trouvé que la déformation permanente est produite dans la couche d'enrobé inférieure alors que Zhan et al. (Y. Zhang et al., 2020) ont indiqué que la couche supérieure contribue davantage à l'orniérage de la chaussée à deux couches. Ils ont pour cela utiliser une technologie de radar à pénétration de sol. Pour les chaussées à trois couches,

Tian et al. (Tian et al., 2017) ont découvert que la déformation de la couche supérieure occupait la moitié de la profondeur d'orniérage observée. Ils utilisaient pour cette mesure un système de balayage laser de profil.

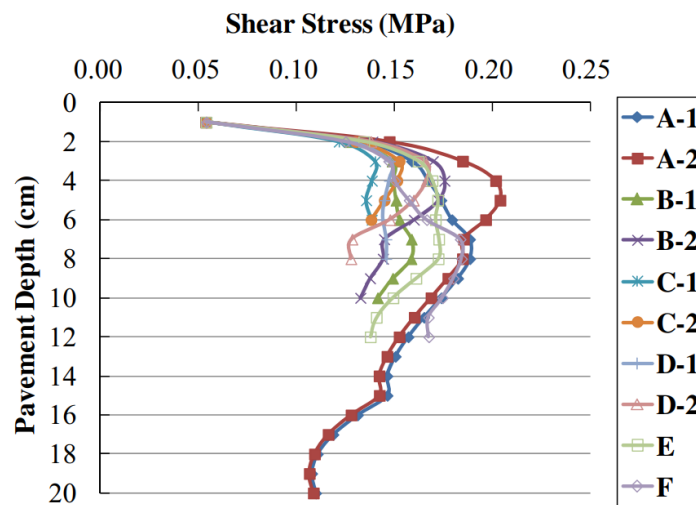


Figure I-13 : Distributions de la contrainte de cisaillement sous le bord extérieur du pneu (d'après Li et al., 2015)

I.2.4. Facteurs influant l'orniérage

La croissance économique des précédentes décennies a favorisé le transport des marchandises et augmenté drastiquement le trafic. L'augmentation des véhicules lourds sur les routes ont accéléré l'apparition prématurée de défaillance structurelle de la chaussée. Abu Al-Rub et al. (Abu Al-Rub et al., 2012) ont étudié un modèle de prédiction de l'orniérage sous charge répétée et différentes conditions d'hypothèses de chargement. Les auteurs ont évalué la profondeur de l'orniérage prévue par simulation numérique.

- **Nature et teneur en liant :**

De nombreux autres facteurs, à la fois internes et externes, affectent la résistance à l'orniérage des enrobés bitumineux (Guo et al., 2013). Les facteurs internes sont liés aux propriétés des matériaux utilisés tandis que les facteurs externes qui affectent la résistance à l'orniérage du mélange bitumineux comprennent principalement la méthode de construction, les conditions climatiques, l'intensité du trafic, etc. Airey et al (Airey et al., 2008) ont montré que les dommages causés par l'orniérage de la chaussée sont causés par la perte de cohésion entre l'agrégat et le liant due à la teneur en bitume. Sreedhar et Coleri (Sreedhar & Coleri, 2018) ont analysé l'influence de la teneur en liant bitumineux dans le mélange sur la résistance à l'orniérage des mélanges bitumineux. Ils ont constaté que la teneur en liant affectait l'indice de flexibilité, une augmentation de 0,7% de la teneur en liant augmente l'indice de flexibilité de 1,07 à 2,63 fois. Par conséquent, la quantité de liant dans le mélange exerce une influence importante sur la résistance à l'orniérage. La nature du liant est un paramètre qui joue un rôle

sur la résistance à l'orniérage des mélanges bitumineux. La susceptibilité thermique, qui détermine les propriétés mécaniques du mélange bitumineux, notamment à des températures élevées, dépend fortement de la nature du liant : plus le liant est thermo- susceptible, plus le mélange bitumineux l'est également. Les études expérimentales réalisées par Vanelstraete et Francken (Vanelstraete & Francken, 1995) (Figure I-14) montre que l'emploi d'un liant dur augmente considérablement la résistance du mélange à l'orniérage mais l'utilisation d'un liant dur peut également entraîner des pathologies dues à la fragilisation du mélanges à basses températures.

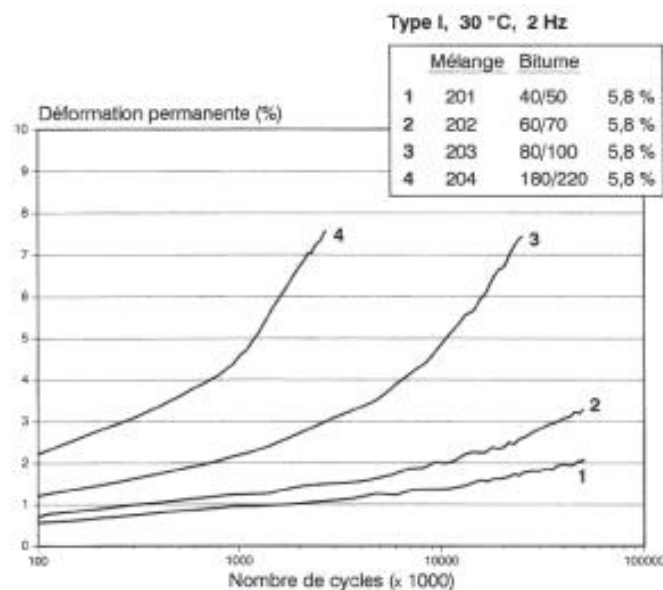


Figure I-14 : Influence de la nature du liant (d'après Vanelstraete & Francken, 1995)

- **Température :**

La température est l'un des principaux facteurs sur la résistance à l'orniérage à haute température de la couche de roulement. Le changement de température dans la couche de surface provoque non seulement une dilatation/contraction du matériau mais modifie également les caractéristiques viscoélastiques du mélange bitumineux. Cette modification conduit alors à la déformation de la couche de roulement. Pouranian et al. (Pouranian, Imaninasab, et al., 2020) ont analysé l'effet de la température sur les performances d'orniérage des mélanges bitumineux modifiés. Ils ont relevé que la sensibilité aux contraintes des performances d'orniérage du mélange diminue avec l'augmentation de la température d'essai. La température a donc un effet important sur l'écoulement de Mélange. Souza et al. (Souza & Castro, 2012) ont montré que la déformation observée dans la structure des enrobés bitumineux est considérablement affectée à la fois par la déformation thermique mais également par la thermo-sensibilité du matériau viscoélastique, de manière individuelle ou combinée. Les études menées par Verstraeten (Verstraeten, 1995), Heck (Heck, 2001) et Di Benedetto (Di Benedetto & Corté, 2005) ont montré que les déformations permanentes ne se

produisent qu'à hautes températures. Les études expérimentales réalisées par Corté et al. (Corté et al., 1997) sur un simulateur de trafic (Manège de fatigue) confirment ce résultat. En effet, à hautes températures (40°C à 45°C), l'orniérage commence à apparaître pour un bitume 50/70. Ce phénomène s'amplifie à des températures entre 60 et 65 °C (Figure I-15).

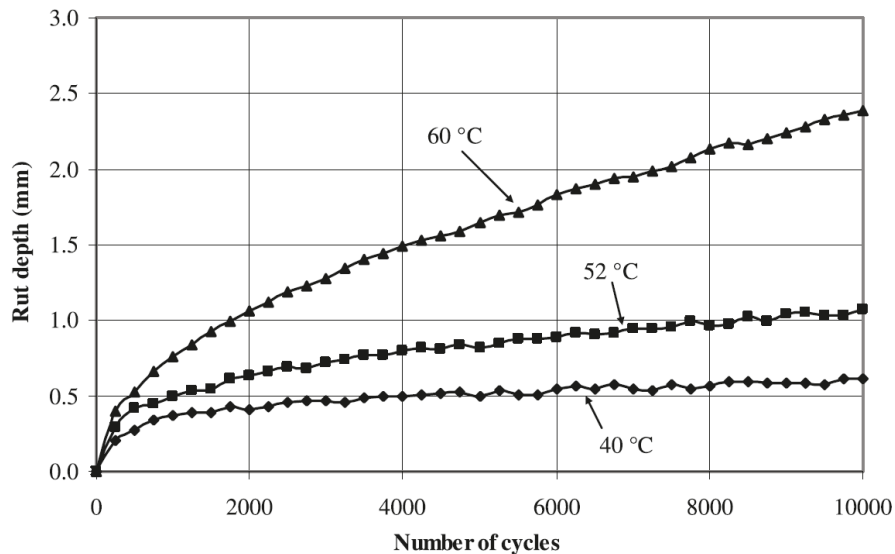


Figure I-15 : Evolution de l'ornière en fonction du nombre de cycles (d'après Wasage et al., 2010)

- **Squelette granulaire**

La résistance à l'orniérage du mélange bitumineux dépend fortement du type de granulométrie choisie. Dukatzhas (Dukatz, 1989) a montré que même les mélanges produits avec les meilleurs matériaux possibles peuvent présenter une faible résistance à l'orniérage sans une gradation d'agrégat appropriée. Elliott et al. (Behbahani et al., 2009) ont évalué l'effet de la gradation des agrégats sur la résistance à l'orniérage des mélanges bitumineux. Les propriétés physiques des granulats minéraux (la gradation, la forme des granulats et l'absorption) affectent directement les propriétés du mélange et donc les performances de la chaussée. Pouranian et al. (Pouranian, Shishehbor, et al., 2020) ont analysé l'influence des caractéristiques de forme des agrégats grossiers sur les performances de compactage des mélanges bitumineux et ont montré que la pente de compactage est fortement liée à la forme des granulats. En outre, les granulats grossiers jouent un rôle important dans l'obtention d'une stabilité à haute température dans les mélanges bitumineux. Le frottement entre les granulats, qui constituent le squelette du mélange, est un facteur important dans les performances de résistance à l'orniérage (Behbahani et al., 2009). Pouranian et Haddock (Pouranian & Haddock, 2018) ont montré que la présence de vides dans l'agrégat minéral est un paramètre important dans la conception de la couche de roulement pour assurer la durabilité de la chaussée et la performance anti-orniérage.

I.2.5. Orniérage lié au contact pneu - chaussée

Les sollicitations générées par le contact pneu - chaussée contribuent fortement à la déformation permanente de la couche de surface. Les contraintes mesurées au contact ont montré que la répartition des contraintes sous les pneus d'un poids lourds est complexe et non uniforme. Des mesures effectuées par Drakos et al. (Drakos et al., 2001) ont montré que la combinaison de l'amplitude élevée et l'orientation de la contrainte de cisaillement maximale produit des sollicitations critiques contribuant à la déformation permanente en surface. Novak et al. (Novak et al., 2003) ont indiqué que la contrainte de contact d'un pneu réel réduit le taux de contrainte de confinement mais provoque une contrainte de cisaillement plus élevée dans la couche de roulement. Wang et Al-Qadi (Wang et al., 2013) ont également analysé l'effet des contraintes de contact des pneus en 3D sur le comportement de la couche de surface. Ils ont conclu que les contraintes de contact pneu - chaussée induisent une contrainte de compression et une contrainte de cisaillement près de la surface responsable du problème de l'orniérage à petit rayon. Kim et al. (Kim et al., 2018) ont récemment analysé l'effet de différentes configurations de contraintes de contact normales sur la performance d'orniérage des revêtements en béton bitumineux. Pour cela, un modèle tridimensionnel basé sur une structure de chaussée réelle a été utilisé. La couche de béton bitumineux a été modélisée comme un matériau visco-élasto-plastique. Ils ont conclu que la profondeur des ornières dans la couche de roulement sous des contraintes de contact réalistes est environ 1,5 fois supérieure à la profondeur des ornières sous des contraintes uniformément réparties. Récemment, certains chercheurs (Ling et al., 2020),(Rushing et al., 2012),(Steyn, 2012) ont analysé l'effet de la pression de gonflage du pneumatique sur les mécanismes d'apparition de l'orniérage. Les résultats obtenus ont montré que le taux du flux de cisaillement augmente par rapport à la densification lorsque la couche de surface subit en même temps une forte pression des pneumatiques et une température élevée. De plus, Song et Garg (Song & Garg, 2010) ont utilisé un analyseur de revêtement d'enrobé modifié (APA) pour étudier les caractéristiques d'orniérage sous des pressions de pneus élevées (0,69 et 1,72 MPa) à deux températures différentes (21°C et 60°C). Ils ont conclu que la profondeur de l'orniérage augmente considérablement sous une pression et une température des pneus plus élevées.

Garg et al. (Garg et al., 2018) ont mené une étude comparative pour différents types d'enrobés et ont souligné que l'orniérage est plus sensible à la température que la pression des pneus (1.75 MPa et 49°C). Ils ont souligné que le liant modifié par ajout de polymères est propice à la réduction de l'orniérage, ce qui est en accord avec les résultats trouvés également par Zou et al. (Zou et al., 2015). Par ailleurs, de nombreuses méthodes numériques ont été développées pour étudier les réponses à l'orniérage d'une chaussée bitumineuse ((Wang et al., 2015) , (Chen et al., 2016), (Norouzi et al., 2016)). Wang et al. (Wang et al., 2013) ont

découvert qu'une pression de contact plus élevée au niveau des nervures du bord du pneu pouvait induire une contrainte de cisaillement importante et conduire à un orniéage instable au niveau de la couche proche de la surface. Les travaux de Ling et al. (Ling et al., 2020) se sont focalisés sur les mécanismes d'orniéage de deux type d'enrobé bitumineux de chaussée d'aérodrome (Figure I-16) sous haute pression de pneu (1.8 MPa jusqu'à 2.1 MPa). Sous une faible pression de contact (1,2 MPa), la courbe d'orniéage évolue en deux étapes : une étape de décélération et une étape stationnaire. Lorsque la pression de contact varie entre 1,5 et 1,8 MPa, la courbe d'orniéage comprend 3 étapes. Enfin, lorsque la pression de contact est augmentée à 2,1 MPa, l'orniéage s'est rapidement accumulé (une étape d'accélération) et a entraîné de graves dommages.

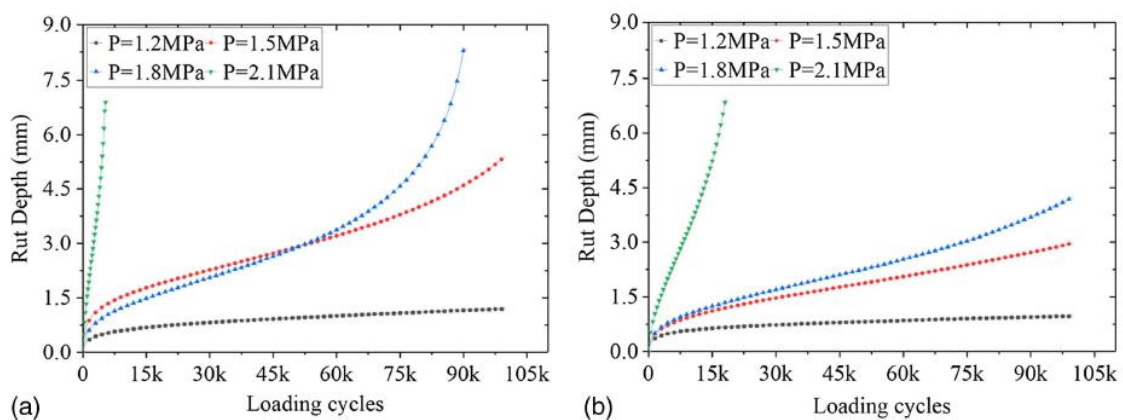


Figure I-16 : Evolution de l'orniéage pour une piste d'aéroport pour différentes pressions de gonflage (d'après Ling et al., 2020)

I.2.6. Les modèles de prédiction de l'orniéage

I.2.6.1. Les modèles de prédictions à l'échelle de la structure

De nombreux chercheurs ont proposé des modèles de prédiction de l'orniéage au sein de la structure. Ces modèles sont basés sur l'intégration du comportement des différentes couches, du trafic et de la température. Le calcul prévisionnel de la résistance à l'orniéage vise à déterminer l'effet de l'évolution de la température et du chargement sur l'accumulation des déformations permanentes. Deux principaux modèles ont été développés pour caractériser le phénomène de l'orniéage à l'échelle de la structure : le modèle VESYS et le modèle ESSO. Ces deux approches estiment le cumul des déformations permanentes et déterminent l'évolution de l'ornière en fonction de nombre de passage et de la température. VESYS est un modèle de prédiction de l'orniéage basé sur une approche mécaniste probabiliste (Zhou & Scullion, 2002). Le module VESYS a été développé sous la direction de Kenis au « Federal Highway Administration » aux Etats-Unis au début des années 80.

Dans VESYS, la déformation permanente ϵ_p d'un matériau est exprimée comme suit :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dN} = \varepsilon_{pn}(N) = \mu * \varepsilon_r * N^{-\alpha} \quad (\text{Eq I-5})$$

où α et μ représentent les paramètres du modèle, N le nombre de passage et ε_r représente la déformation élastique résiliente. Le modèle est couramment utilisé pour décrire l'évolution de l'orniérage des mélanges bitumineux. Cependant, ce dernier ne qualifie pas fidèlement les différentes phases de l'évolution de l'ornière. Le modèle ESSO représente le résultat des travaux de recherche effectués par Célard et Aussedat (Philippe, 1998). Il décrit l'évolution du temps de déformation permanente d'un mélange bitumineux soumis à une contrainte verticale σ_v et une contrainte horizontale σ_H en fonction de la température et de la fréquence de chargement. Le modèle s'écrit comme suit :

$$\log(\varepsilon) = A + B * \log(\sigma_v) + C * \sigma_H + D * (T - 30) + F * \log(fr/10) \quad (\text{Eq I-6})$$

Les paramètres A, B, C, D et F sont déterminés à l'aide d'une série d'essais. Généralement il faut faire au minimum neuf essais pour des déterminer les paramètres du modèle. Les travaux de Meunier (Meunier, 2012) ont permis de réduire le nombre de paramètres en se basant sur le principe d'équivalence temps / température.

1.2.6.2. Les modèles issus des essais en vraies grandeurs

Des modèles de prédiction de l'orniérage à l'échelle de la structure dont les données sont issues d'essais en vraies grandeurs ont été abordés par Archilla et Madanat (Archilla & Madanat, 2000) et Yang et al. (Yang et al., 2018). Dans leur étude, Suh et al. (Suh & Cho, 2014) ont développé un modèle de prédiction de l'orniérage en intégrant des tests accélérés de chaussée (APT) et des mesures in situ. Les auteurs ont effectué une analyse par régression multiple qui a abouti à la relation suivante :

$$R_D = 10^\alpha * N^\beta * T^\gamma \quad (\text{Eq I-7})$$

Avec : R_D la Profondeur d'ornière (mm), N le Nombre de cycle, T la Température (°C), et α , β , γ des paramètres du modèle.

A l'aide également d'essais en vraies grandeur, Ling et al. (Ling et al., 2020) ont exprimé l'évolution de l'ornière en fonction de nombre de passage pour une température constante. Le modèle proposé est une fonction puissance qui exprime la profondeur de l'ornière en fonction de nombre de cycles :

$$R_D = \alpha * N^\beta \quad (\text{Eq I-8})$$

La Figure I-17 montre que le modèle présente une parfaite adéquation avec les mesures. Elle met en évidence l'accumulation de la profondeur d'ornières dans un enrobé modifié et un enrobé basique.

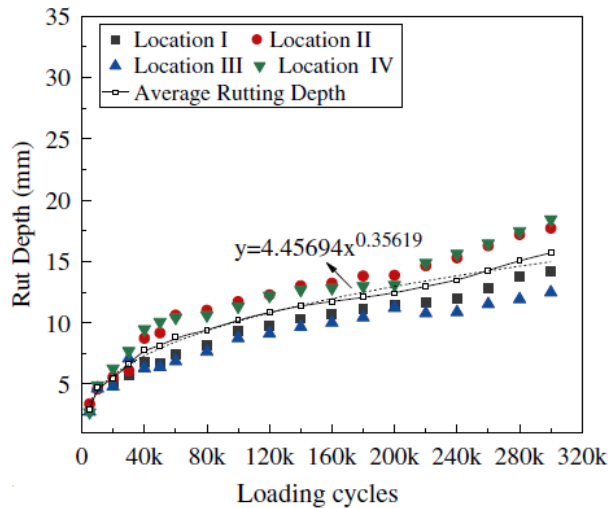


Figure I-17 : Evolution de l'ornière en fonction de nombre de cycles (T=50°C)
(d'après Ling et al., 2020)

Deux stades de déformation d'accumulation ont pu être observés sur les deux courbes. Le premier stade commence à 60 000 cycles pour l'enrobé modifié et 80 000 cycles pour l'enrobé basique. Au cours de ce stade, l'accumulation d'orniérage a été plus rapide. L'orniérage à ce stade a contribué en grande partie à la déformation de la profondeur totale. L'orniérage dans le deuxième stade est approximativement proportionnel aux cycles de chargement mais les taux d'augmentation de l'orniérage sont relativement plus lents. Par ailleurs, Chen et al. (Chen et al., 2008) ont intégré l'intensité de la charge et la capacité structurel de la chaussée dans leur modèle de prédiction de l'orniérage. Le modèle a été développé sur la base des résultats d'essais accélérés de chaussée à grande échelle à l'aide de la technique d'exploration de données « Find Laws ». Sept pistes d'essais (264 enregistrements) ont été sollicitées par un simulateur de véhicules lourds (HVS) du Cold Regions Research and Engineering Laboratory (CRREL). Une chaussée d'essais comprenant huit enregistrements du simulateur de charge mobile MLS du ministère des transports du Texas (TxDOT) ont été également inclus dans le développement du modèle.

Les auteurs ont exprimé leur modèle comme suit :

$$RD = \frac{0.09 * Load + 5.14 * LR}{LR + 411.901 * SN} \quad (\text{Eq I-9})$$

où L_R exprime le nombre de passage et « load » l'intensité de la charge. Le paramètre [SN] correspond à la portance ou la capacité structurelle de la plateforme de la chaussée. Les résultats du modèle ont été validés par des mesures sur site. Zhu et al. (Zhu, 2015) ont développé un modèle utilisant la base de données expérimentales de différentes structures de chaussée grâce à un essai accéléré de chaussée. Le développement de l'ornière sur

différentes structures de chaussée est analysé et comparé. L'évolution de la forme du profil de l'ornièrre a été également discuté. Le modèle décrit son évolution en fonction du nombre de cycle et de la température associée à l'épaisseur de la couche de roulement comme indiqué ci-après :

$$RD = (-0.0019 * h^2 + 0.065 * h - 0.0973) * N^{-0.4147} + e^{0.0434T} \quad (\text{Eq I-6})$$

h représente l'épaisseur de la couche de surface, N et T sont respectivement le nombre de cycles et la température. La Figure I-18 représente la comparaison entre le modèle et les mesures effectuées à l'aide des essais en vraies grandeurs. Les résultats montrent une bonne corrélation entre le calcul et le modèle pour une chaussée semi - rigide (SAP) et une chaussée souple (FAP).

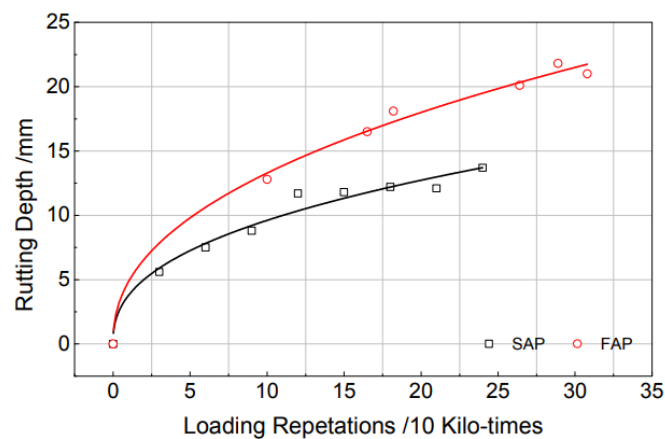


Figure I-18 : Evolution de l'ornièrre en fonction de nombre de cycles (T=55°C) (d'après Zhu, 2015)

Les modèles de prédiction à l'échelle structure permettent de caractériser l'évolution de la profondeur d'ornièrre tout en prenant en compte les paramètres du matériau, le nombre de cycles de sollicitations ainsi que la température.

I.3. Caractérisation expérimentale du comportement de la couche de surface

Le passage d'une charge roulante sur une chaussée induit des déformations verticales et horizontales sur toute la profondeur de la couche de surface. L'amplitude et la fréquence des déformations dépend de la vitesse de passage de la charge et de la température de la couche, de la configuration des roues et également de la nature du matériau employé. L'endommagement par fatigue des mélanges bitumineux dont la composition, l'âge et la mise en œuvre affectent son comportement mécanique, est engendré par le cumul des sollicitations horizontales. Si et al (Si et al., 2019) ont montré que les contraintes de cisaillement sont un paramètre important car lié au développement de l'ornièrre à petit rayon. Pour cette raison, la caractérisation mécanique à long terme de la couche de surface est indispensable pour prédire et envisager des solutions adéquates. Pour analyser avec succès les comportements

de la couche de surface, plusieurs paramètres doivent être pris en compte. Nazarian et al. (Nazarian & Alvarado, 2006) ont démontré que la variation de la rigidité avec la température est un aspect très important à considérer lors de l'analyse du comportement mécanique. De plus, les conditions d'interface sont considérées comme un facteur important affectant la performance de la couche de surface (Ozer et al., 2012). Guo et al. (Guo et al., 2016) ont déclaré que la déformation en surface dépend du coefficient de frottement et que l'état de liaison entre les couches a également un effet important sur la déflexion en surface. Enfin, les conditions de chargement (vitesse, configuration du chargement, intensité) sont aussi considérées comme des paramètres primordiaux à prendre en compte lors de l'analyse du comportement mécanique de la couche de surface (Perret & Dumont, 2004).

D'après Kozel et al. (Kozel et al., 2016), le comportement mécanique peut être analysé selon cinq méthodes. Ces méthodes sont classées en cinq principales catégories en fonction des bénéfices qu'elles apportent par rapport à leur coût d'exploitation (Figure I-19). Les modélisations numériques présentent de faibles coûts, mais leurs efficacités scientifiques nécessitent toujours des validations. Les frais d'exploitations et la performance scientifique des essais de laboratoire et les essais en vraie grandeur sont considérés comme des coûts moyens et nécessitent aussi des interprétations des données en fonction des essais. L'application des résultats qui en résultent oblige souvent des calibrations à l'aide d'essais à long terme.

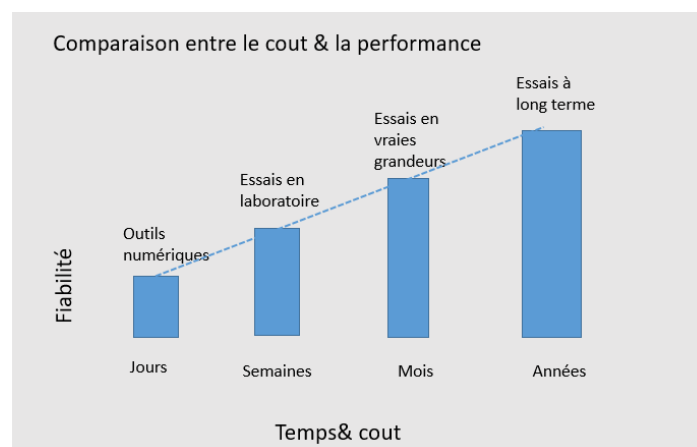


Figure I-19 : Comparaison des coûts et des performances des essais en vraies grandeurs avec d'autres techniques (d'après Kozel et al., 2016)

I.3.1. Essais en laboratoire

Les essais réalisés en laboratoire sont classés selon 3 catégories. La première catégorie d'essais recherche à caractériser le comportement rhéologique des mélanges bitumineux en utilisant des essais de fluage, de relaxation et des essais de modules complexe (Sohm, 2011). La deuxième catégorie d'essais permet de caractériser le comportement à l'orniérage et la fatigue des mélanges bitumineux. Le principe de cette catégorie d'essais repose sur la

simulation du comportement mécanique d'une couche de surface en imposant des chargements répétés à des éprouvettes afin de déterminer leurs résistances à l'orniérage et à la fatigue. Finalement, la dernière catégorie d'essais en laboratoire est spécialement liée à l'analyse de la fissuration des mélanges bitumineux par la quantification des paramètres de propagation des fissures (Kouevdjine et al., 2019). Ces essais consistent à générer mécaniquement une fissure avant de démarrer l'essai et d'analyser sa propagation sous un chargement donné. Le fusionnement entre ces trois catégories d'essais permet donc de comprendre le comportement de la couche de surface durant toute sa durée de vie, c'est-à-dire de sa mise en œuvre jusqu'à sa rupture par orniérage ou par fissuration.

I.3.1.1. Essais pour l'étude de l'orniérage

- L'orniéreur LPC

L'orniéreur LPC (Figure I-20) a été conçu pour déterminer la performance des mélanges bitumineux vis-à-vis de l'orniérage. Le principe de l'essai consiste à faire subir à une plaque d'enrobé un chargement répété à l'aide d'un pneumatique. La roue se déplace sur la plaque d'enrobé en faisant un mouvement de va - et - vient. Le chargement imposé est proche du chargement d'un poids lourd. L'essai permet de déterminer l'évolution de la profondeur de l'ornière en fonction de nombre de cycles.



Figure I-20 : Orniéreur LPC (Source : IFSTTAR.fr)

- L'essai de fluage uniaxial

Cet essai consiste à appliquer à une éprouvette de dimension définie une contrainte constante sur la surface de celle-ci avec une pression de confinement ou non. Les essais de fluage

montrent 3 phases de développement de la déformation axiale en fonction du temps (Figure I-21). Dans la première phase (primary stage), la déformation s'accumule rapidement. La vitesse est très importante au début du chargement, elle décroît et se stabilise avec le temps lors de la deuxième phase (secondary stage). Dans la dernière phase (tertiary stage), la vitesse de déformation augmente rapidement, ce qui entraîne la rupture du matériau.

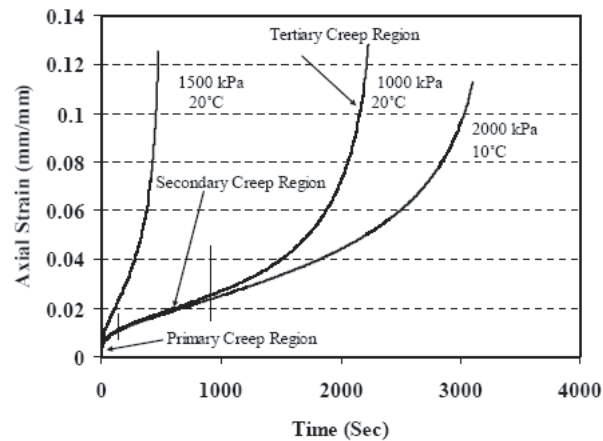


Figure I-21 : L'évolution des déformations axiales en fonction du temps pour trois essais de fluage uniaxiaux (d'après Sohm et al., 2011)

I.3.1.2. Essais pour l'étude du comportement des points singuliers

- Tribomètre pour Revêtement Routier (T2R) ou LCPC Raveling tester

Les points singuliers sont considérés comme le principale siège de dégradation. Il est bien connu qu'en section courante, à la suite des sollicitations répétées, la couche de surface se développe au jeune âge par un réarrangement des granulats et par un décapage du bitume qui enrobe les granulats. Cependant, en points singuliers, le réarrangement des granulats devient plus rapide à cause des sollicitations tangentielles importantes. Ces efforts tangentiels peuvent aussi générer des plis surfaciques et principalement dans les zones de freinage. Il existe un essai de laboratoire permettant de simuler les sollicitations mécaniques en point singuliers et de qualifier la performance de la couche de surface vis-à-vis de ces sollicitations. Cet appareil de mesure est dénommé Tribomètre pour Revêtement Routier (T2R) ou LCPC Raveling tester (Hammoum, 2010). Il est composé de deux barres perpendiculaires, posé sur une base assez lourde et rigide (Figure I-22). Le dispositif se compose d'un appui vertical qui supporte le système de chargement et une plateforme horizontale sur roulement. Cette dernière peut recevoir une éprouvette de dimension 185 mm x 247 mm ou une carotte de diamètre 300 mm. La largeur de l'applicateur de charge est de 140 mm. Ce dernier est revêtu d'une gomme de 8 mm d'épaisseur qui présente des caractéristiques rhéologiques similaires à celle de la bande de roulement.

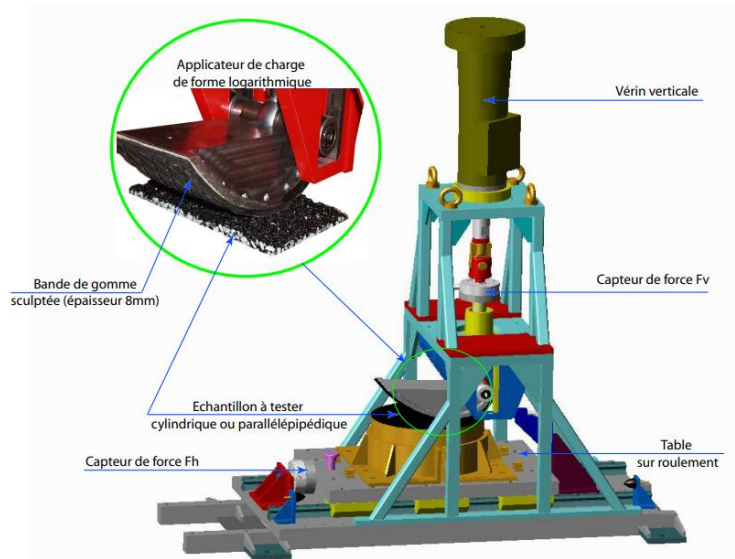


Figure I-22 : Tribomètre pour Revêtement Routier (T2R) ou LCPC Raveling tester (d'après Hammoum, 2010)

Le principe de l'essai consiste à utiliser un applicateur de charge dont la géométrie suit une loi logarithmique qui permet d'imposer un couple de force verticale et horizontale dont le rapport est quasi-constant pour n'importe quelle position du patin. La forme originale du patin permet de reproduire en laboratoire un chargement assez complexe par l'application d'une force de contact cyclique sans variation de signe, d'inclinaison déterminée, permettant ainsi de provoquer des dégradations de surface par déchaussement ou bris de granulats. Le patin ne se déplace pas que par à-coups à l'arrivée de telles situations, le périmètre de contact est décalé vers l'arrière et les résidus sont éjectés dans le sens opposé. Le patin attaque les différentes bandes étroites sur un long rectangle sans interposition de résidus. Une fois que le vérin arrive à sa butée basse, le chargement cyclique est arrêté. Le banc de mesure est équipé de capteurs de déplacement, de force et de température. Le mouvement vertical du vérin représente le glissement répété du patin. La force horizontale appliquée sur l'échantillon au cours de l'essai représente l'état de contact entre le revêtement à tester et le patin de gomme.

Le protocole expérimental est devisé en trois phases :

Phase de pré-chargement : Phase de mise en contact entre le patin et le revêtement.

Phase de chargement cyclique : L'échantillon est soumis à des chargements sinusoïdaux. La charge imposée est généralement de 2,5 kN pour reproduire la contrainte surfacique apparente équivalente d'un poids lourd (Figure I-23).

Phase de relèvement du patin : Le patin est levé vers le haut pour permettre de dégager les résidus de l'essai et les granulats arrachés à l'aide d'un système d'éjection par air comprimé.

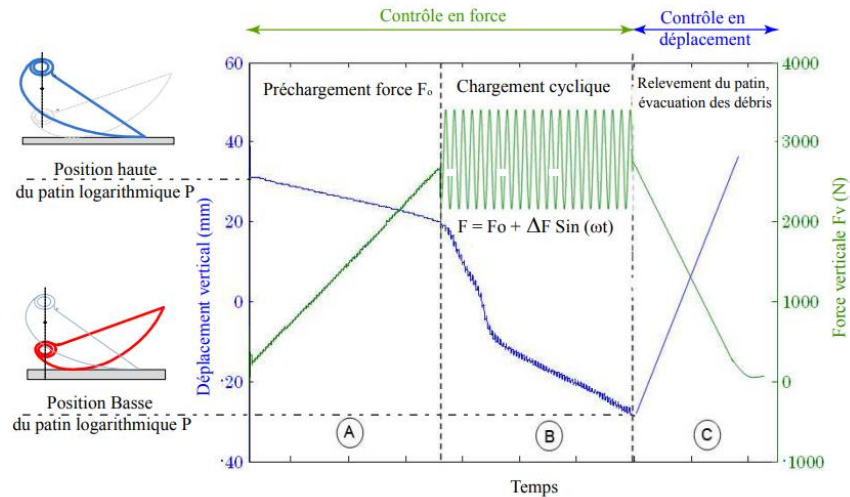


Figure I-23 : Les différents phases de l'essai (d'après Hammoum, 2010)

- Le simulateur routier de sollicitations mécanique et climatique en laboratoire (l'Université Laval) :

Il existe un simulateur de trafic permettant de simuler le chargement d'un poids lourd en points singulier (Juneau & Pierre, 2008). Ce simulateur de trafic a été développé au Département de génie civil de l'université Laval (Figure I-24).



Figure I-24 : Utilisation du simulateur sur un échantillon de chaussée non revêtue (d'après Juneau & Pierre, 2008)

Le simulateur fait 2,75m de long et 1,25m de large avec une hauteur de 2,5m. Le système contient une cuve permettant de recevoir le matériau à tester. Le chargement s'effectue à l'aide d'une roue isolée qui se déplace à une vitesse de 6 km/h. La pression de gonflage de la roue et la charge sont ajustables pour générer les différents cas de chargement. Le système permet de reproduire des sollicitations de cisaillement en surface similaires à celles d'un

véhicule en situation de freinage ou d'accélération. En plus de se déplacer dans la direction usuelle du déplacement, la roue se déplace transversalement dans le sens perpendiculaire au sens de roulement. Le simulateur est fabriqué aussi pour simuler le comportement du matériau en période hivernale. Il est conçu pour générer les différentes sollicitations climatiques sur le matériau étudié tel que les cycles de pluie-séchage et le gel-dégel grâce à une chambre climatique permettant d'ajuster les températures dans une plage variant entre -10°C à 20°C .

I.3.2. Essais en vraies grandeurs

Les essais sur chaussées en vraies grandeurs APT (Accelerated Pavement Testing) appliquent un chargement contrôlé d'un poids lourd en utilisant un prototype d'une roue d'un poids lourds avec une charge bien définie pour évaluer la performance mécanique de la chaussée, de sa durée de vie ainsi que les mécanismes de dégradations pendant une courte durée. Dans les essais en laboratoire, malgré les résultats qu'ils permettent, les performances à long terme ne sont pas évaluées concrètement. Le développement de nouveaux matériaux se trouve ainsi freiné par les longs délais nécessaires aux retours d'expériences et aux bilans des techniques effectuées sur chaussées réelles.

Plusieurs centres de recherche se sont intéressés au développement de simulateurs de trafic. Ces machines permettent d'appliquer aux chaussées expérimentales, en quelques semaines, les cycles de chargement supportés pendant la durée de vie des chaussées réelles à fort trafic. L'intérêt principal d'essais sous trafic accéléré est de s'affranchir des longues périodes nécessaires à l'observation des mécanismes de dégradation et de fatigue des chaussées réelles.

En général, les expériences réalisées à l'aide de simulateurs concernent les matériaux et les structures de chaussées ainsi que les couches de roulement. Des techniques usuelles ou innovantes peuvent être testées. Les chaussées sont instrumentées afin de suivre, en fonction du trafic, l'évolution des paramètres du comportement : les déformations réversibles et permanentes, les sollicitations créées par le passage des charges et également la température, la teneur en eau, etc.

I.3.2.1. Développement des simulateurs de trafic de type (APT) :

Les premiers simulateurs de trafic ont été fabriqués en 1912 au Royaume-Uni au laboratoire de recherche et de transport en collaboration avec le laboratoire national de physique « Machine routière ». Ils ont la forme d'un carrousel, faisant tourner une charge de 13 kN à une vitesse de 14 km/h sur une planche d'essai de 10 m de diamètre avec des conditions de température contrôlée.

Aux États-Unis, le Centre de recherche et de développement (USDC) a fabriqué le premier simulateur dans les années 1940. Il est toujours fonctionnel. L'Université d'État de Washington a réalisé des essais sur une planche d'essai circulaire (premières installations APT à l'échelle réelle dans le monde) entre 1967 et 1983. Les premiers simulateurs de trafic en Afrique du Sud ont été développés en 1971. Leur technologie s'est étendue dans d'autres continents, notamment l'Europe et aux États-Unis. La première machine linéaire a été fabriquée en 1963 au Royaume-Uni. Les australiens se sont lancés dans la fabrication des simulateurs de trafics dans les années 1971. Le dernier programme de recherche qui remonte à cette période est celui de la France dans le centre de recherche du LCPC (Laboratoire central des ponts et chaussées) de Nantes a été couronné de succès par la fabrication du simulateur de trafic FABAC et le manège de fatigue grâce à de nombreuses études industrielles (J. Li et al., 2009). Il existe différents types de simulateur de trafic de type APT qui sont utilisés pour reproduire un chargement accéléré en vraie grandeur simulant le passage du trafic lourd. La plupart sont des systèmes linéaires (Figure I-25), d'autres sont des manèges circulaires ou mixtes (Figure I-26).

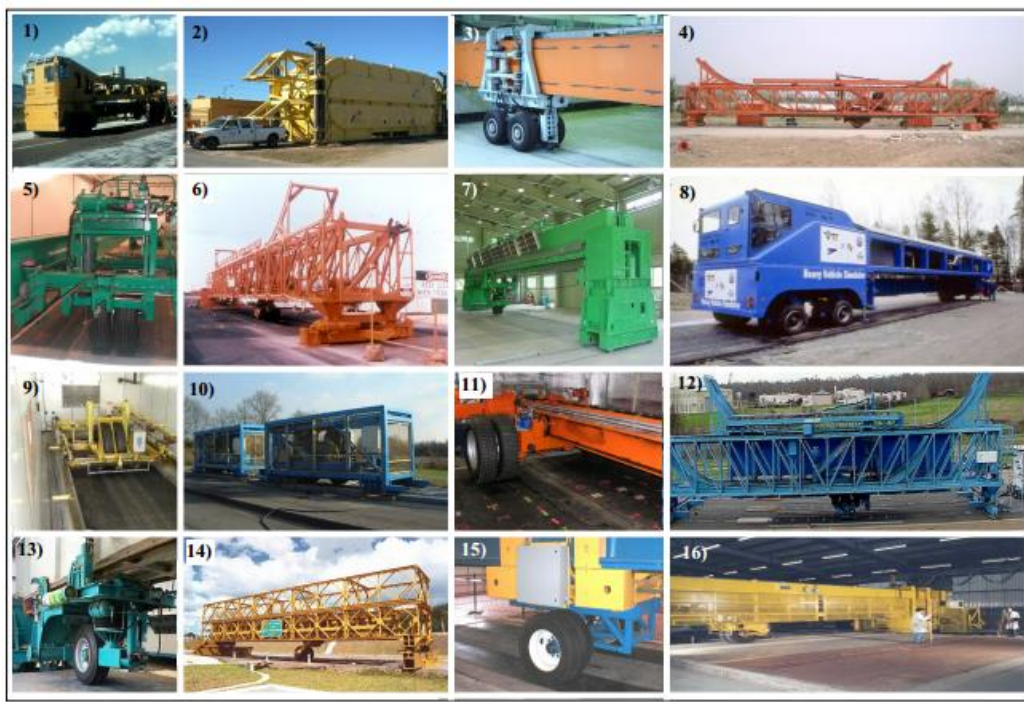


Figure I-25 : Simulateurs de trafic lourd linéaires.1) Afrique du Sud - 2) Texas - 3) Japon - 4) Chine- 5) Ohio- 6) Australie - 7) Corée du Sud- 8) Norvège - 9) Danemark - 10) France- 11) Suisse -12) Louisiane - 13) Pays-Bas - 14) Brésil -15) Kansas 16) (AFD40), s. d.)

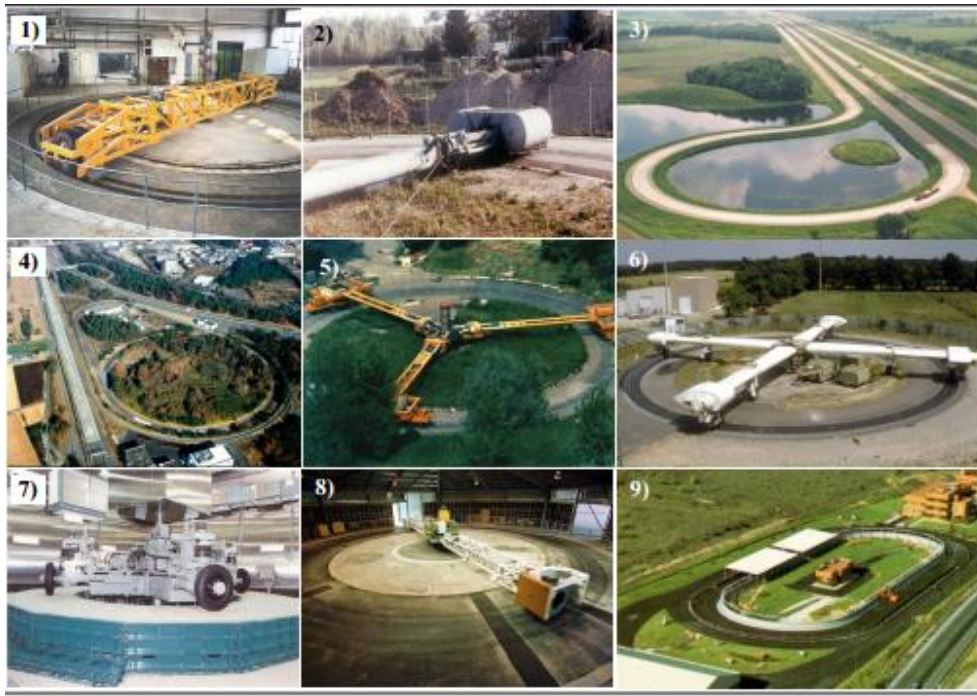


Figure I-26 : Simulateurs de trafic lourd circulaires. 1) Roumanie - 2) Suisse - 3) Minnesota
4) Japon - 5) Slovaquie - 6) France- 7) Japon - 8) Nouvelle Zélande - 9) Espagne
(Full Scale / Accelerated Pavement Testing (AFD40), s. d.)

I.3.2.2. Applications et résultats des simulateurs de trafic (APT) :

Dans la majorité des essais réalisés par les simulateurs de trafic, les résultats obtenus permettent :

- d'évaluer les matériaux de la chaussée ;
- de déterminer la durée de vie des chaussées en service afin d'évaluer les mesures de maintenance ;
- d'évaluer l'effet des conditions climatiques sur la chaussée.

De nombreux travaux de recherche ont permis de valider la performance des résultats obtenus par les simulateurs de trafic (APT). Le LCPC a publié des résultats d'utilisations des APT de type circulaire pour évaluer la résistance à la fatigue de la couche de base en béton bitumineux (BB, GB, EME) (Odéon et al., 1997). Les résultats ont permis de montrer que la résistance à la fatigue des enrobés à module élevé est dépendante de l'épaisseur de la couche de base en particulier lorsqu'elle est mise en œuvre sur des graves non traités.

Une autre étude a été réalisée pour évaluer les performances mécaniques de la structure de la chaussée souples en graves siliceuses des rivières de la région Victoria (Texas) utilisées dans les routes provinciales (Hugo et al., 1999). Les essais de chargement ont été réalisés par le simulateur de trafic Texas Mobile Load Simulator (TxMLS), le comportement de la chaussée a été évalué par des jauges de déformations et des capteurs de température.

Les fissurations descendantes ont été également traitées à l'aide des essais en vraies grandeurs. Ma et al. (Ma et al., 2018) ont analysé la performance d'une couche de surface vis-à-vis des fissurations descendantes à l'aide des essais en vraies grandeurs dont les résultats ont été validés par des essais de laboratoire. Les essais en vraies grandeurs ont été aussi utilisés pour évaluer la performance de la couche de surface vis-à-vis des différentes dégradations. De nombreuses recherches (Ling et al., 2020b), (Zhu, 2015), (Wacker, 2015) ont démontré la fiabilité des essais en vraies grandeurs pour caractériser d'une manière concrète le problème de l'orniérage.

Les travaux entrepris par Suh et al. (Suh & Cho, 2014) ont permis de développer un modèle de prédiction de l'orniérage à l'aide de ce type d'essai. Les résultats montrent l'évolution de la profondeur d'ornière en fonction de la température et du nombre de cycles (Figure I-27).

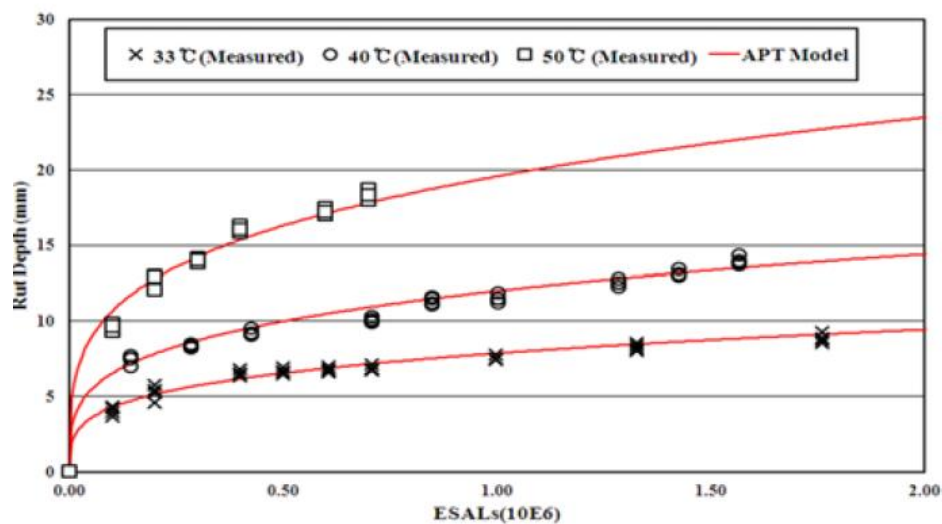


Figure I-27 : Evolution de l'ornière en fonction du nombre de cycles (d'après Suh & Cho, 2014)

Le simulateur de trafic MLS66 (Ling et al., 2020) a été utilisé pour réaliser des essais à grandes échelles dans des conditions de températures bien contrôlées (Figure I-28)



Figure I-28 : Essais en vrai grandeur effectués dans des conditions de températures contrôlées (d'après Ling et al., 2020)

Deux revêtements typiques, le béton bitumineux et béton bitumineux modifié, ont été testés dans cette étude. Le profil d'orniérage (

Figure I-29), les caractéristiques de déformation, la densification et la résistance au cisaillement du revêtement bitumineux ont été analysés sur la base des résultats d'essais en vraies grandeurs. Les mécanismes d'apparition des déformations permanentes ont été également discutés à l'aide d'essais en vraies grandeurs (Gokhale et al., 2005). L'analyse des profils transversaux issus de ces essais ont suggéré que l'orniérage peut être causé simultanément par la densification et l'écoulement par cisaillement du béton bitumineux. Par ailleurs, Tian et al. (Tian et al., 2018) ont utilisé ce type d'essais pour calibrer un modèle mécanistique empirique pour la prédiction de l'orniérage à l'aide d'une base de données contenant les données des essais en vraies grandeurs.

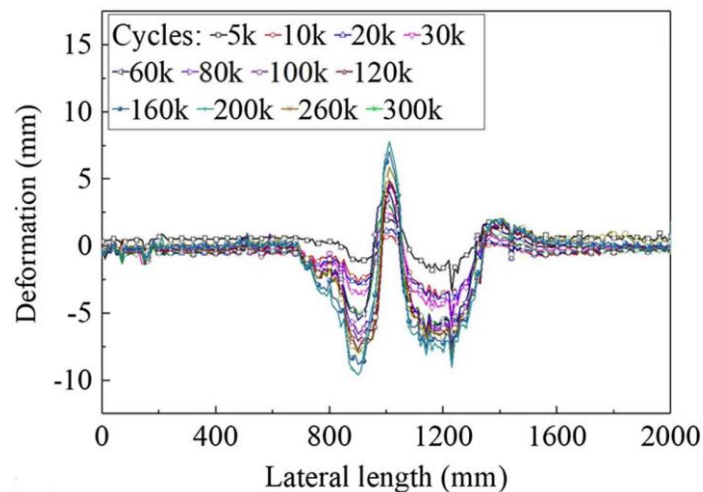


Figure I-29 : Profils transversaux d'ornière issue des essais en vrai grandeur
(d'après Ling et al., 2020)

Les simulateurs de trafic constituent donc une solution optimale pour estimer la durée de vie et la durabilité d'une chaussée. La partie expérimentale de notre projet vise à répondre concrètement aux dégradations des couches de surface en reproduisant le chargement favorisant l'orniérage à des conditions de températures bien contrôlées. Elle a été réalisée à l'aide du simulateur de trafic MLS10. Cette partie sera traité dans le chapitre 2.

I.4. Sollicitations induites par le trafic dans la couche de surface

Pour étudier le comportement de la chaussée en surface, il est nécessaire de connaître les sollicitations. La méthode française de dimensionnement des chaussées est basée sur une approche mécaniste-empirique. Les sollicitations engendrées par le trafic dans la structure, telles que les contraintes et les déformations, sont déterminées à partir d'analyses mécanistes, puis traduites en dégradations et performances de la chaussée grâce à des relations empiriques. Par conséquent, la détermination précise des réponses de la chaussée joue un

rôle essentiel dans la conception de la chaussée, principalement en surface où la chaussée est soumise directement à des chargements du trafic par le contact pneu - chaussée. Selon Di Benedetto et Corté (Di Benedetto & Corté, 2005), au passage d'une charge roulante, chaque couche de la chaussée subit des contractions et des extensions. Souvent, le calcul des contraintes et déformations est basé sur une approche multicouche linéaire isotrope. Cette approche n'est pas toujours valable, en particulier pour les couches d'enrobé bitumineux qui présentent un comportement viscoélastique, c'est-à-dire que l'état des sollicitations dépend essentiellement de la vitesse et la température. Également, sous un chargement répétitif, des phénomènes irréversibles et non linéaires apparaissent dans les couches d'enrobés bitumineux. Les méthodes de dimensionnement mécanistes-empiriques des chaussées sont généralement basées sur le maximum de la contrainte de traction au fond des couches bitumineuses afin d'éviter l'amorçage de fissuration dans cette région. L'amplitude maximale peut être tracée par rapport à la courbe de résistance à la fatigue pour calculer la durée de vie de la structure. En raison de ce critère de conception, les mesures de déformation dans les composants bitumineux des chaussées souples sont principalement effectuées au bas de ces couches et les résultats obtenus dans les calculs sont dans la plupart des cas analysés en termes de déformations. Il y a donc peu d'études, aujourd'hui, sur l'état de sollicitations en surface. Malgré cela, il est remarqué que la dégradation de la chaussée commence souvent en surface avec une propagation du sommet de la structure jusqu'aux sous-couches. C'est notamment le cas pour la fissuration descendante (TDC) et l'orniérage dit à petit rayon. Mais peu de recherches ont été menées sur la répartition des déformations et contraintes dans les couches superficielles des chaussées souples. De plus, les mesures sur structures réelles étant majoritairement réalisées au fond des couches bitumineuses, il existe peu de mesures disponibles pour valider la modélisation des déformations proches de la surface. Ces deux considérations (critères de dimensionnement définis au fond des couches bitumineuses et dégradations amorcées en surface) expliquent la nécessité de mieux comprendre les répartitions des déformations et des contraintes en surface et principalement proche de la zone de contact.

I.4.1.1. Effets d'une charge roulante

Le passage des véhicules induit des contraintes dans la chaussée. Cet état de contraintes mécanique dépend de la nature des couches de la chaussée mais également de la configuration du chargement. Sous l'effet d'une charge roulante, les contraintes se diffusent dans la chaussée et génèrent des déformations dans chaque couche de la structure (ε_t , ε_c , ε_z), (Figure I-30).

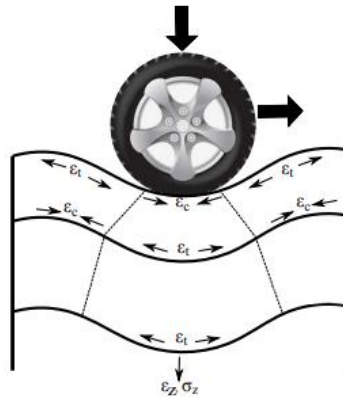


Figure I-30 : Sollicitation d'une structure de chaussée souple au passage d'une charge (d'après Manyo, 2019)

Dans la direction du roulement, le type de déformation change au passage de la charge. A la base de la couche de surface et à l'avant et à l'arrière du pneu, ce dernier impose une compression du matériau alors que directement sous la charge, elle génère une traction. En surface et dans la zone de contact, la charge engendre une compression. Cependant, au voisinage des bords intérieurs et extérieurs du pneu, la charge impose une extension du matériau.

Pour donner une idée plus précise sur l'évolution de l'état de contraintes sous une charge roulante, Heck (Heck, 2001) a proposé une représentation tensorielle des contraintes qui permet de prendre en compte l'historique du chargement et la position par rapport à la charge en un point donné. La figure I-7 représente l'évolution du chemin de contrainte qui est tracée dans le plan contrainte hydrostatique / contrainte déviatorique. Elle représente les invariants classiques $p(t)$ et $q(t)$ de la mécanique des Sols ou q est contrainte déviatorique et p la pression moyenne en un point donné lors du passage d'une charge roulante le long de l'axe x de la chaussée (entre $-\infty$ et $+\infty$). La courbe dans le plan (p, q) à 5 cm (A1 sur la Figure I-31) illustre le chemin de contrainte obtenu au voisinage de la couche de surface. La forme du chemin est une demi-sinusoïde coupée dans sa partie descendante. L'extrémité de la courbe, notée α_1 correspond à l'état de contrainte lorsque la charge se trouve au centre du point considéré. Le sommet β_1 quant à lui correspond au moment où le point considéré se situe approximativement au voisinage de la charge. Tout au long du passage de la charge roulante, le matériau subit une pression de confinement correspondant à une compression. Sous le bord des charges (sommet β_1), les composantes de cisaillement des contraintes sont plus importantes que celles de confinement ce qui favorise les déformations permanentes. Cependant, au centre de la charge, les contraintes de confinement sont beaucoup plus importantes et renforcent les matériaux au lieu de les plastifier, sauf au niveau des densifications initiales (de post-compactage) (Heck, 2001) .

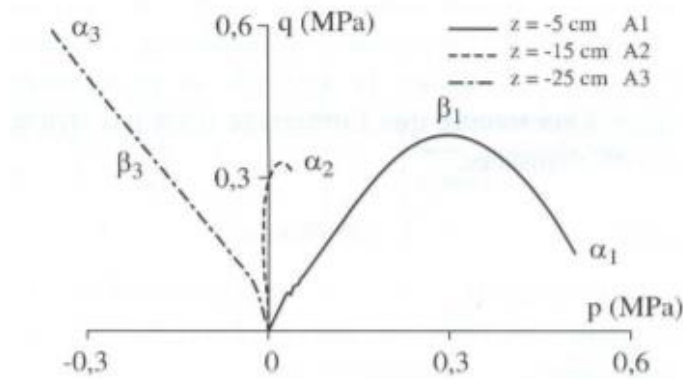


Figure I-31 : Chemins de contraintes à différentes profondeurs dans une couche bitumineuse (d'après Heck, 2001)

Selon une étude de Manyo et al. (Manyo et al., 2021), en roulement libre, les déformations se concentrent entre les stries du pneu (Figure I-32a). Ces observations expliquent les fissurations dans la zone de contact. Cependant, en roulement tractif, le passage de la charge génère un champ de déformation très marqué dans la zone de glissement avec des micro-déformations plus importantes principalement sur le bord du contact (Figure I-32b).

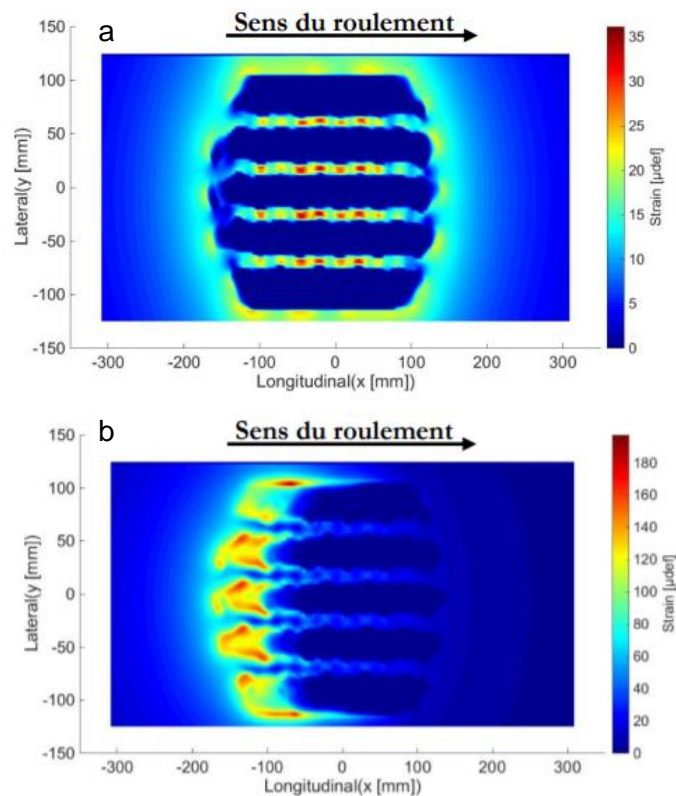


Figure I-32 : (a) Déformation principale en surface ($z = 0$) pour un roulement libre. (b) Déformation principale en surface ($z = 0$) pour un roulement tractive. (d'après Manyo et al., 2021)

I.4.1.2. Effet de la vitesse

La réponse dynamique de la structure d'une chaussée dépend fortement de la vitesse du roulement. Une vitesse de roulement assez faible, notamment dans les points singuliers, génèrent un temps de chargement assez important et par conséquent un risque plus élevé d'apparition des déformations permanentes. Ainsi, la vitesse de roulement a un effet significatif sur les déformations en dessous de la couche de surface. L'approche mécanistique en couches finies utilisée par Siddharthan et al. (Siddharthan et al., 2002) a mis en évidence l'effet de la vitesse sur les déformations longitudinales et transversales. Les auteurs ont noté une diminution des déformations longitudinales d'environ 27% lorsque la vitesse du véhicule augmente de 5 à 110 km/h. La Figure I-33 présente l'influence de la vitesse sur les déformations longitudinales en dessous de la couche de surface.

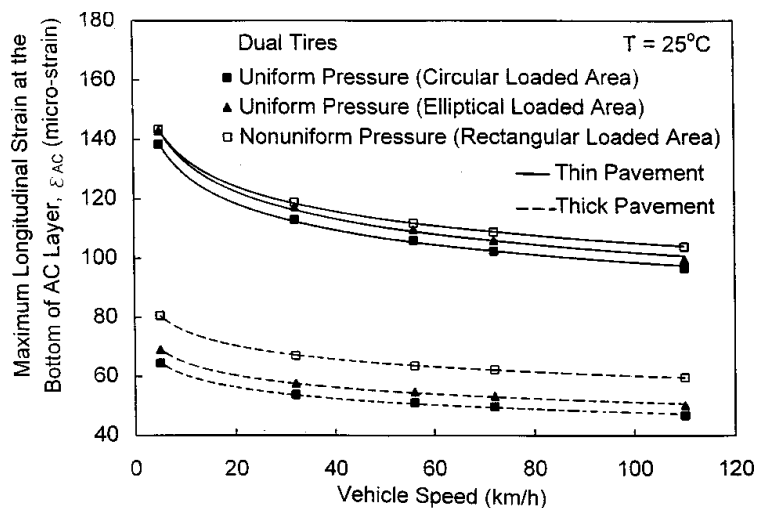


Figure I-33 : Variation de la déformation longitudinale en fonction de la vitesse (d'après Siddharthan et al., 2002)

A cause de la susceptibilité cinétique des matériaux bitumineux, la vitesse de roulement a un effet marqué sur l'état de contrainte en surface. Hammoum (Hammoum, 2010) a démontré que la déflexion de la couche de surface dépend de la vitesse de roulement. A une vitesse réduite, la déflexion en couche de surface est plus importante. En revanche, à des vitesses élevées, la déflexion verticale est plus faible (Figure I-34). Dans ses travaux, Hammoum (Hammoum, 2010) a analysé aussi l'effet de la variation de la vitesse principalement aux points singuliers sur les champs de contraintes en surface. Les résultats montrent que les contraintes dans la couche de roulement sont liées aux forces horizontales dues aux changements de vitesse. La contrainte de cisaillement est fortement liée à la vitesse de roulement. En roulement libre la contrainte de cisaillement est localisée aux bords du pneumatique alors qu'en roulement tractif et en changement de vitesse, la contrainte de cisaillement est répartie sur toute la surface de contact.

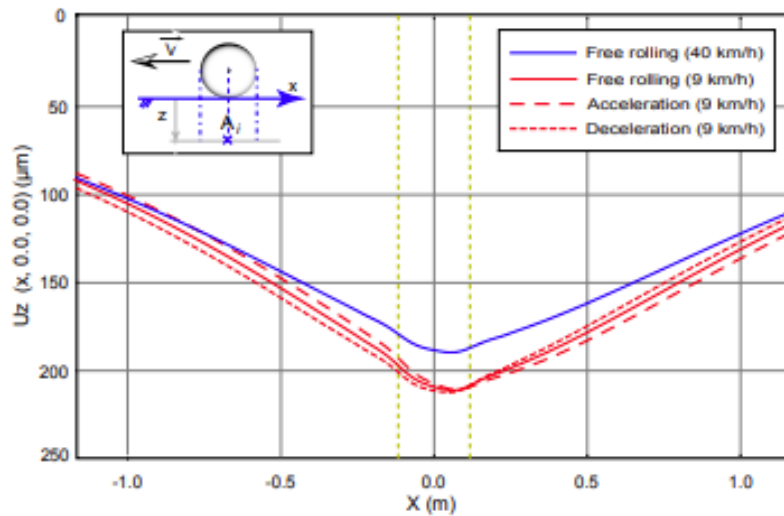


Figure I-34 : Déflexion sous la roue en fonction des conditions de chargement à $\theta = 20^\circ\text{C}$
(d'après Hammoum, 2010)

Enfin, La contrainte longitudinale est également influencée par les variations de vitesse. Elle est affectée par une accélération ou un freinage. La vitesse de roulement est prise en compte lors de l'évaluation de la performance des matériaux bitumineux vis-à-vis de la fatigue et l'orniérage. D'autre part, l'apparition de l'orniérage dans les mélanges bitumineux est liée à la vitesse de roulement : plus la vitesse est faible plus l'orniérage est marqué.

I.4.1.3. Effet de la température

Les changements de température les plus importants se produisent dans les couches de surface. En période estivale, l'effet de l'ensoleillement et les températures hautes peuvent engendrer le fluage et l'orniérage des couches bitumineuses sous l'effet du trafic. Alors qu'en période hivernale les mélanges bitumineux superficiels deviennent relativement fragiles et sensibles à la fissuration thermique. Pour ces raisons, les matériaux de la couche de surface doivent présenter les caractéristiques suivantes :

- une bonne stabilité entraînant la résistance à l'orniérage qui se manifeste à haute température ;
- une flexibilité correcte entraînant une résistance suffisante aux fissures thermiques à basses températures.

Les études numériques effectuées par Souza et al. (Souza & Castro, 2012) via une modélisation viscoélastique montrent l'effet de la température sur la réponse mécanique de la couche de surface. La Figure I-35 et la Figure I-36 montrent que les variations de température peuvent modifier considérablement la rigidité du matériau et la quantité d'énergie dissipée par cycle de charge (hystérésis).

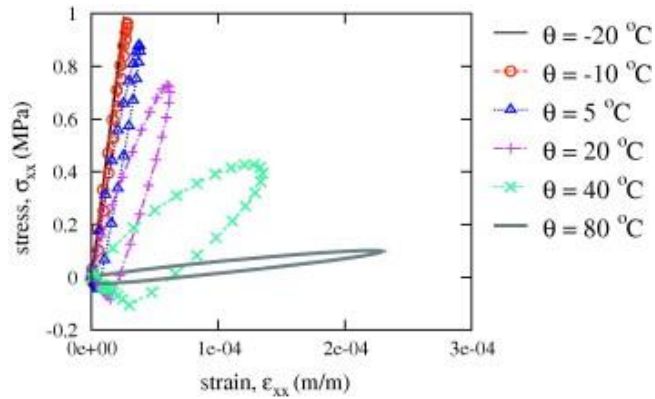


Figure I-35 : Réponse mécanique du matériau au bas de la couche surface sous le centre de la charge du pneumatique, pour différentes températures (Souza & Castro, 2012)

Ceci est essentiel pour prédire la contrainte maximale subie par le matériau sous chargement. Dans ce cas particulier, la contrainte de traction maximale subie par le matériau au bas de la couche de surface sous le centre de la charge peut varier entre 0,4 et 1,0 MPa, pour des températures de 40°C et 20°C, respectivement. Par conséquent, pour les environnements très froids, la couche de surface est soumise à des contraintes plus élevées induites par des charges mécaniques en raison de l'augmentation de sa rigidité ce qui rend le matériau plus sensible à la fissuration.

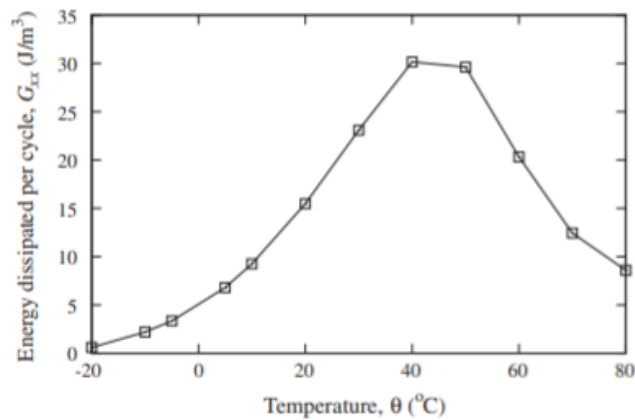


Figure I-36 : Variation de l'énergie dissipée en fonction de la température à la base de la couche de surface (d'après Souza & Castro, 2012)

Dans leur travaux, Bai et al. (Bai et al., 2020) ont conclu que la température jouait un rôle très important dans la répartition des contraintes en couche de surface, mais avec peu d'effet sur les couches de base et de fondation. Des températures plus élevées pourraient avoir un effet lissant sur la répartition des contraintes verticales surfaciques. L'augmentation de la température génère au sommet de la couche de surface une rupture par cisaillement. D'autre part, les contraintes et les déformations diminuent à mesure que l'épaisseur des couches de surface augmente. En comparaison avec la variation de l'épaisseur de la couche de surface, la température est toujours le facteur dominant affectant les réponses contraintes -

déformations. Par ailleurs, les modélisations par élément fini réalisées par Wang et Al-Qadi (Wang & Al-Qadi, 2010) pour analyser les mécanismes d'endommagement près de la surface ont montré qu'à haute température, la fissuration induite par le cisaillement pourrait s'amorcer sous la surface de la chaussée. L'hypothèse de contraintes de contact pneu-chaussée uniformément réparties sous-estime le potentiel de défaillance de la chaussée près de la surface, en particulier à haute température.

I.4.1.4. Effet des contraintes verticales

Actuellement, le calcul de la réponse mécanique de la chaussée sous l'effet du trafic se fait en supposant que la pression verticale de contact pneu-chaussée est égale à la pression de gonflage des pneus appliquée à une surface circulaire d'une façon uniforme. Cependant, de nombreuses mesures réalisées par De Beer et al. (De Beer et al., 1997) ont démontré que la pression de contact entre le pneumatique et la chaussée est loin d'être uniforme. Sa répartition dépend de plusieurs paramètres tels que la pression de gonflage, le type de pneu et le niveau du chargement. De plus, les surfaces de contact utilisées pour le calcul de la pression moyenne verticale sont souvent considérées comme des surfaces lisses et n'incluent pas les vides entre les profils des pneumatiques, négligeant ainsi les stries. En 1999, Ford et Yap (Blab & Harvey, 2002) ont effectué des mesures de pression de contact pneu - chaussée à des vitesses de roulement faibles et un chargement constant. Leurs résultats montrent que les pneumatiques sous-gonflés entraînent une augmentation des contraintes verticales surfaciques au niveau des bords alors qu'un sur-gonflage génère des pressions maximales au centre du pneumatique. De Beer (De Beer et al., 1997) a développé un système de mesure des pressions de contact VRSPTA (Vehicule-Road Surface Pressure Transducer Array) permettant d'effectuer des mesures à des vitesses de roulement allant de 1km/h à 25km/h avec des niveaux de chargement pouvant atteindre 200 kN verticalement et 20 kN horizontalement. Les résultats obtenus par De Beer sur la répartition réelle des contraintes de contact valident l'essentiel des mesures faites par Ford et Yap.

De nombreux travaux ((Blab & Harvey, 2002), (De Beer et al., 1997) , (Reynaud et al., 2017)) ont montré que les empreintes du contact pneu - chaussé ne peuvent pas être considérées comme simplement circulaires. La structure extérieure du pneu conditionne la forme et la largeur des empreintes. Une étude de la pression de contact par une approche tribologique a été effectuée par Reynaud & al. (Reynaud et al., 2017) avec un outil de calcul Semi Analytique nommé SAM. Le contact pneu-chaussée est considéré alors comme contact Hertzien. Leur première approche a été réalisée avec un profil de pneu lisse et comparée à des mesures issues de la littérature. Les auteurs ont ensuite effectué des calculs avec un profil de pneu réel numérisé en 3D et comparé les résultats aux mesures effectuées par un système résistif de mesure de pression de contact (TekScan). Les résultats montrent une bonne corrélation entre

les valeurs mesurées et les valeurs calculées. Les travaux de Manyo (Manyo, 2019) font suite aux travaux de Reynaud et al. sur la modélisation du contact pneu-chaussée par une approche tribologique via SAM. L'auteur a modélisé le contact pneu-chaussée réel. Le calcul et les mesures de la surface de contact ont été fait pour un pneu de 8.2 bars et sous deux chargements verticaux de 35 kN et 50 kN. La Figure I-37 présente les principaux résultats. Les empreintes obtenues s'allongent sous l'effet d'une augmentation de la charge. Hormis la pression de gonflage, la distribution de la pression de contact dépend aussi du type de pneu et de sa structure.

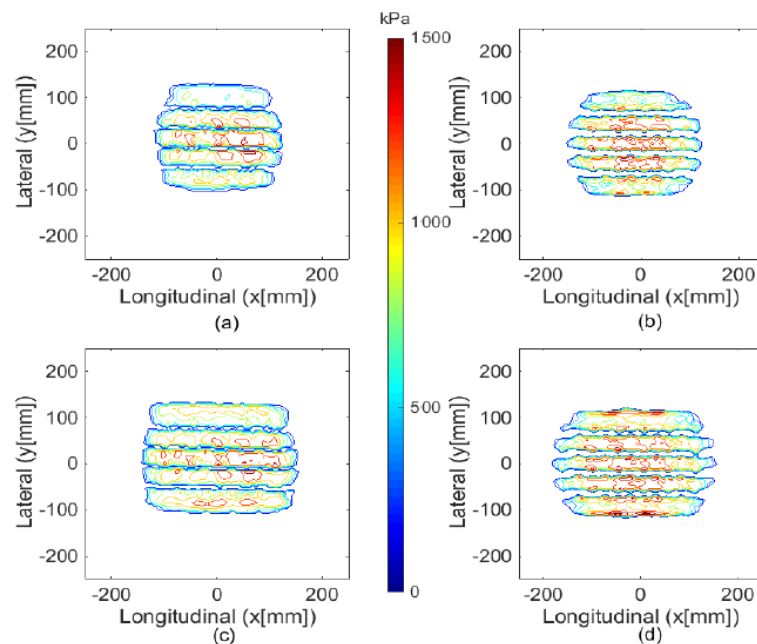


Figure I-37 : Surface de contact : (a) mesures Tekscan à 35kN , (b) modèle SAM à 35kN, (c) mesures Tekscan à 50kN, (d) modèle SAM à 50kN (d'après Manyo, 2019)

La pression de contact dans les points singuliers a été discutée par plusieurs auteurs ((Hu et al., 2017), (W. Wang et al., 2011), (H. Zhou et al., 2015)). Les résultats obtenus montrent que la répartition des contraintes verticales est fortement influencée par l'angle de carrossage, le glissement latéral et les conditions de glissement (pendant un freinage, par exemple). Avec ces effets combinés, la contrainte de contact est asymétrique et augmente en intensité par rapport à la section droite. En virage, la pression de contact augmente avec l'augmentation de l'angle de carrossage et se concentre sur le bord extérieur du pneu (Oubahdou et al., 2021). En accélération, la surface de contact présente deux zones de contact, une zone de glissement et une zone d'adhérence. En freinage, les vecteurs (Figure I-38) sont orientés vers le sens du roulement alors que pour l'accélération, ils sont orientés dans le sens contraire du roulement. La zone d'adhérence est localisée à l'avant du contact et celle de glissement à l'arrière. Prozzi et Luo (Prozzi & Luo, 2005) ont également constaté que les contraintes de traction dans le mélange bitumineux sous des contraintes de contact réelles étaient assez différentes de celles sous des contraintes de contact uniformes, en fonction de la combinaison

de la charge et de la pression de gonflage des pneus. Liu et Shalaby (Q. Liu & Shalaby, 2013) ont confronté des mesures à des résultats d'un modèle par éléments finis. Les résultats montrent que la charge du pneu, la distribution des contraintes et la forme de l'empreinte ont un effet direct sur la déformation à la base de la couche de surface et sur le dessus de la couche de fondation. Toutefois, les déformations à la base de la couche roulement sont plus sensibles à la forme de l'empreinte. Siddharthan et al. (Siddharthan et al., 2002) ont démontré que les différences entre les réponses calculées avec des distributions uniformes et non uniformes des contraintes de contact varient de 6 à 30 %.

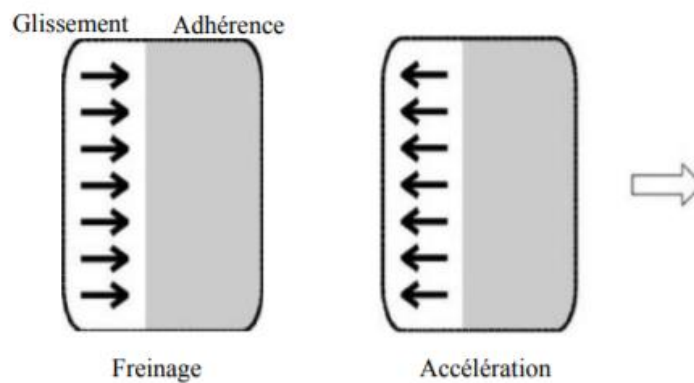


Figure I-38 : Glissement et adhérence sur la zone de contact pneu-chaussée (d'après (Niskanen & Tuononen, 2014))

La répartition de la pression de contact joue donc un rôle primordial dans la réponse mécanique de la chaussée. La plupart des travaux ont utilisé une approche élastique pour analyser l'effet du contact sur la réponse de la chaussée. Certains chercheurs ont analysé l'effet des distributions de contraintes de contact sur la réponse viscoélastique de la chaussée sous charges mobiles. Costanzi et al., (Costanzi et al., 2006) ont fait des simulations par éléments finis pour étudier les effets de distributions de pression de contact réalistes sur le comportement des chaussées en utilisant une analyse une modélisation viscoplastique. Les résultats montrent que les pressions de contact ont peu d'effet sur la déformation globale de la chaussée pour la gamme de paramètres considérés. D'autre part une modélisation 3D par éléments finis (Bai et al., 2020) a été réalisée sur la base d'une pression de contact de pneu non uniforme et en prenant un comportement viscoélastique des enrobés bitumineux. Les résultats montrent que les sollicitations dans la couche de surface dépendent fortement de la température. En surface les contraintes de cisaillement augmentent avec une augmentation de la température. Les auteurs ont montré également qu'avec une modélisation élastique la rupture se produit au bas de la couche de base en raison de contraintes de traction élevées alors qu'avec l'hypothèse d'une modélisation viscoélastique, la rupture se déclenche dans la couche de surface en raison de contraintes de cisaillement élevées à la surface.

I.4.1.5. Effets des contraintes tangentielles (cas des points singuliers)

Sur la base de résultats numériques et expérimentaux, des modèles analytiques ont été développés pour étudier les contraintes de contact pneu-chaussée basées sur la mécanique ou la micromécanique (Wang et al., 2003). Les résultats obtenus ont alors démontré l'importance des contraintes tangentielles sur le Top Down Cracking (TDC). De plus, les contraintes de cisaillement dans les directions transversales et longitudinales conduisent à des dégradations de la couche superficielle principalement aux points singuliers où les contraintes de cisaillement sont plus importantes qu'en section normale. Les changements de trajectoire et les variations de vitesses affectent les contraintes de cisaillement en surface (Lee et al., 2014), (Wang et al., 2012). Les pressions de contact tangentielles sont généralement classées en deux composantes : une composante longitudinale et une composante transversale. La Figure I-39, issue de Yoo et al. (Yoo et al., 2006), montre une distribution non uniforme de la pression de contact longitudinale variant entre la compression à l'amont du pneumatique et la traction à l'aval. De plus, cette distribution est maximale au centre de la bande de roulement et minimale sur les bords.

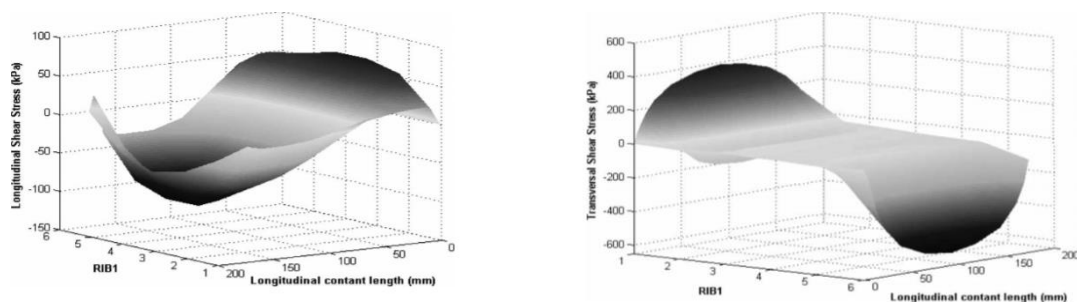


Figure I-39 : Pression de contact longitudinale (à gauche) et transversale (à droite)
(d'après Yoo et al., 2006)

A la différence des contraintes longitudinales, les contraintes transversales sont maximales aux bords de la bande de roulement et minimales au centre de celle-ci. On remarque également que la contrainte transversale est significativement plus élevée que la contrainte longitudinale. Bien que les pressions de contact tangentielles soient difficiles à mesurer, il est important d'estimer leur effet sur le comportement de la chaussée. Dans un recueil de recherche sur l'effet des conditions de roulement sur la pression de contact, Wang et al. (Wang et al., 2012) ont expliqué que les contraintes de contact longitudinales augmentent à mesure que le mouvement du pneu passe du roulement libre au freinage. Lorsqu'un pneu glisse en freinage, des contraintes de contact longitudinales unidirectionnelles significatives sont induites sur la surface de la chaussée. Pour les conditions de virage, les contraintes de contact transversales deviennent supérieures à celles calculées en roulement libre. Les pics de

contraintes en condition de virage se déplacent vers le bord intérieur de contact et augmentent quand l'angle de glissement augmente. Al-Qadi et Yoo (Al-Qadi & Yoo, 2007) ont signalé que l'effet des contraintes de contact tangentiel de surface ne peut pas être négligé mais peut largement affecter la réponse de la couche de surface. Cet effet diminue au fur à mesure que la profondeur augmente. Wang et Al Qadi (H. Wang & Al-Qadi, 2010) ont constaté que la distribution non uniforme des contraintes tangentielles transversales induisait un écoulement par cisaillement depuis le centre du pneu vers l'extérieur et une concentration de contrainte de cisaillement sous les nervures du pneu à proximité de la surface des couches bitumineuses épaisses. Soon et al. (Soon et al., 2004) ont constaté que les contraintes tangentielles des pneus provoquaient des contraintes de traction à l'extérieur des bandes de roulement des pneus et que leurs emplacements et amplitudes dépendaient de l'épaisseur de la chaussée.

I.5. Outils de calcul et de modélisation utilisés

Les outils de prédiction et de modélisation de chaussée reposent principalement sur une approche mécanistique-empirique qui combine la réponse mécanique d'une structure de chaussée avec une estimation des dommages qu'elle subira au fil du temps. Une estimation précise du champ de réponse mécanique (champs de contraintes et de déformations) de la chaussée est une condition préalable pour une prédiction efficace et réaliste de la performance de la chaussée sur la durée de vie de conception. La théorie d'élasticité en modèle multicouche développée en 1944 par Burmister et al. (Burmister et al., 1944) est largement utilisée pour calculer la réponse mécanique de la chaussée. Bien que l'analyse élastique en couches soit relativement simple et rapide, elle empêche l'incorporation de conditions de charges réelles et la caractérisation efficace des matériaux dans l'analyse de la chaussée. Avec l'augmentation des puissances de calcul des outils informatiques, il existe désormais une multitude d'outils de calculs permettant de caractériser le comportement des chaussées. Le principe de ces outils diffère selon les lois de comportement des matériaux, la configuration du chargement et les hypothèses de calculs des sollicitations.

I.5.1. Alizé

Alize-LCPC est le logiciel de référence français pour la conception des routes et autoroutes depuis plus de trente ans (Balay et al., 2009a). C'est un outil de calcul rationnel, basé sur le calcul des contraintes et déformations résilientes dans les chaussées par le modèle linéaire élastique multicouche classique. Il utilise un chargement uniforme circulaire. Le dimensionnement est réalisé en comparant les valeurs calculées dans toutes les couches aux valeurs de contraintes et/ou déformations admissibles qui sont évaluées en fonction des caractéristiques de fatigue des matériaux (matériaux délimités) ou de leur comportement à l'orniérage dû à la plastification (matériaux bruts et sols). Il tient compte du trafic cumulé

spécifié pour la chaussée. Une étude comparative a été menée par Manyo (Manyo,2019) pour le calcul des contraintes et déformations en surface en considérant à la fois une distribution réaliste de chargement et une distribution uniforme similaire à la charge utilisée par Alize. Les résultats ont montré que l'outil Alizé sous-estime les sollicitations en surface. Ce n'est qu'à partir d'une profondeur de 13 cm que les sollicitations sont identiques pour les deux formes de distributions.

I.5.2. ViscoRoute 2.0

L'outil de calcul ViscoRoute est basé sur une approche Semi-Analytique permettant de calculer la réponse mécanique dans une structure de chaussée (Duhamel et al., 2005). Le modèle de calcul s'appuie sur un modèle structural multicouche semi-infini prenant en compte la loi de comportement thermo-viscoélastique de Huet et Sayegh. Le chargement est considéré uniforme avec une intensité constante répartie sur une surface elliptique ou rectangulaire qui se déplace à une vitesse définie. ViscoRoute prend en compte les efforts d'inertie dans le calcul viscoélastique par l'introduction du module complexe dans les hypothèses de programmation. La fiabilité du logiciel a été validée par des confrontations numériques et expérimentales. Duhamel et Coll. (Duhamel, Chabot, Tamagny, & Harfouche, 2005) ont validé les calculs Viscoroute par des mesures expérimentales. Les résultats ont montré une bonne corrélation entre le modèle et les mesures hormis quelques différences dues aux incertitudes de modélisation. D'autre part, la validation numérique du modèle a été faite par plusieurs approches. La première a été effectuée en comparant les calculs avec les résultats d'un modèle analytique (Chabot & Piau, 2001). La comparaison entre les des deux calculs a été estimé satisfaisante avec une différence inférieure à 1%. La seconde approche a été effectué en comparant les résultats d'une modélisation multicouche avec le logiciel CESAR-LCPC et a montré une parfaite corrélation entre les résultats obtenus.

I.5.3. Modélisation en éléments finis (FEM)

Avec les progrès informatiques et les améliorations algorithmiques, l'utilisation de la méthode FEM s'est généralisée dans l'analyse de la réponse de la chaussée du fait qu'ils permettent une modélisation détaillée de la charge, la prise en compte de contraintes de contact pneu-chaussée non uniformes, la simulation des conditions de liaison des interfaces, la prise en compte des propriétés des matériaux viscoélastiques et non linéaires et des discontinuités dans les chaussées. L'application des méthodes aux éléments finis permet de prendre en compte ces variables et de fournir des résultats plus réalistes. Un grand nombre d'études ont utilisé cette méthode pour analyser la structure de la chaussée. Elle a pu être appliquée par exemple à l'analyse de la réponse d'une chaussée soumise à une sollicitation dynamique (Picoux et al., 2009). L'étude de l'effet de la vitesse et de la surcharge du véhicule sur la

réponse dynamique d'une couche de surface à base semi-rigide et sa durée de vie en fatigue (Assogba et al., 2021), la caractérisation du comportement à l'orniérage des mélanges bitumineux (Imaninasab et al., 2016), (Tong et al., 2020), l'évaluation de l'impact des pneus à large base et des pneus jumelés sur les performances des chaussées (Soares et al., 2008), (Taherkhani & Jalali, 2018), ne sont que quelques exemples des principales applications de l'analyse FEM dans le domaine des chaussées et en particulier dans les couches de surface. Néanmoins, ces modélisations sont extrêmement coûteuses en terme du temps du calcul et souvent difficilement applicable pour l'industrie routière.

1.5.4. Modélisation Semi-Analytique (SAM)

L'objectif principal des travaux présentés dans ce document est de caractériser les sollicitations en surface et principalement dans la zone de contact puis de proposer un outil simple de dimensionnement de la couche de roulement. Les logiciels de dimensionnement de chaussée (Alize, Viscoroute) reposent sur des hypothèses très simplificatrices qui sont actuellement totalement admise pour la prédiction de la durée de vie des couches profonde. Cependant, lorsqu'on s'intéresse au calcul du comportement de la couche de surface, la réalité du contact pneu-chaussée doit être prise en compte (contact pneu - chaussée non uniforme comme présenté précédemment). Dans ce cadre, le laboratoire LaMCoS a adapté son outil de calcul semi analytique par approche tribologique le contact est Hertzien et le frottement est pris en compte par le theorie de Kalker. Cette méthode semi-analytique est basée sur la sommation de solutions analytiques utilisant des techniques numériques telles que la transformée de Fourier rapide (FFT) et la méthode du gradient conjugué (CGM). Ces techniques ont d'abord été proposées par Liu (Liu et al., 2000) et Polonsky (Polonsky & Keer, 1999). Nélias et al. ((Jacq et al., 2002), (Nélias et al., 2007), Chaise et al. (Chaise et al., 2011) et Gallego et al. (Gallego et al., 2010)) ont développé ce code semi-analytique basé sur ces deux techniques pour tout type de géométrie de contact, pour divers comportements de matériaux et tout chargement. L'outil permet actuellement de décrire la réalité de contact pneu-chaussée ainsi que les sollicitations qui en résulte (Reynaud et al., 2017). La Figure I-40 montre un contact pneu – chaussée soumis à une force normale P. La surface est discrétisée avec des éléments rectangulaires de taille $dx \times dy \times dz$ tous identiques.

En supposant que les deux matériaux sont linéaires, isotropes et élastiques homogènes, le problème de contact normal peut être formulé avec les points suivants :

- Equilibrage de charge : la charge P appliquée sur la surface du contact (le pneumatique dans notre cas) doit être égale à la somme des pressions de contact réparties sur la zone de contact Γ_c

$$\iint_{\Gamma_c} p(x,y) dx dy = P \quad (\text{Eq I-11})$$

- Séparation des corps : la séparation finale des corps après le chargement $g(x,y)$ est égale à la somme de la séparation initiale des corps $h_i(x,y)$, le déplacement du corps rigide δ et le déplacement élastique aux surfaces des corps en contact $u_z(x,y)$:

$$g(x,y) = h_i(x,y) - \delta + u_z(x,y) \quad (\text{Eq I-12})$$

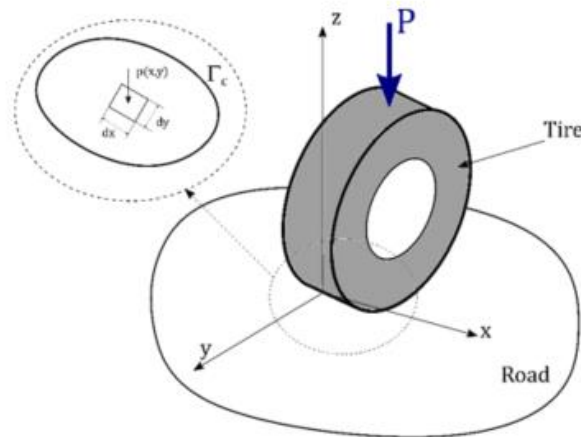


Figure I-40 : Contact pneu - chaussée sous un effort normal P ; élément surfacique de taille $dx \times dy$. Les déplacements élastiques aux surfaces sont calculés en utilisant les hypothèses de Boussinesq (Boussinesq, 1885) et Cerutti (Manyo et al., 2019). Comme la modélisation est basée sur une surface discrétisée, elle s'appuie sur l'approche de Love (Love, 1892) , qui trouve les potentiels sur une empreinte rectangulaire. La solution sur la zone de contact est déterminée à l'aide des convolutions en utilisant les propriétés de la transformée de Fourier.

Enfin, les conditions de contact sont les suivantes :

$$p(x,y) > 0 ; g(x,y) = 0 \quad \text{dans la zone de contact} \quad (\text{Eq I-13})$$

$$p(x,y) = 0 ; g(x,y) > 0 \quad \text{hors zone de contact} \quad (\text{Eq I-14})$$

Le problème de contact est ensuite transformé en un problème variationnel dont la solution est la distribution de pression qui minimise l'énergie complémentaire (Love, 1892). Le problème de contact est résolu en appliquant l'algorithme CGM (Gallego et al., 2010). Une fois le contact résolu, la distribution de pression à la surface est utilisée pour trouver les sollicitations dans toute la chaussée par convolution avec les potentiels correspondants. Pour initier un calcul, des paramètres d'entrés tels que les caractéristiques mécaniques des corps en contact (module d'Young et coefficients de Poisson), l'isotropie ou l'anisotropie, l'homogénéité ou l'hétérogénéité et la géométrie des corps en contact sont nécessaires. Les résultats du modèle ont été validés par des comparaisons numériques et expérimentales (Manyo,2019) et montrent la fiabilité et la rapidité de la modélisation semi analytique élastique pour évaluer les sollicitations dans la zone de contact. Dans ces travaux, Manyo a intégré le

problème du roulement roulant tractif (accélération, freinage, virage) dans le modèle semi analytique élastique. Les résultats obtenus ont prouvé la présence d'un cisaillement généré en surface de la chaussée. Ce cisaillement présente deux zones distinctes de contact (adhérence/glisserment) qui provoquent un effet significatif sur la structure. Une étude menée par Wallace et al. (Wallace et al., 2020) a permis d'adapter le modèle semi analytique à un calcul viscoélastique multicouches. Le modèle a été validé avec des travaux basé sur les FEM issus de la littérature. Le modèle créé est formé de N couches avec des épaisseurs constante h_i ayant un comportement viscoélastique de fonction de fluage $J_i(t)$. Les interfaces sont parfaitement collées. Le contact est résolu pour tous types de chargement (normal et tangentiel) sur la surface.

I.6. Entretien et maintenance des couches de surface

La dégradation d'une chaussée débute discrètement mais s'accélère rapidement dès l'apparition des premières microfissures. Actuellement, plusieurs techniques d'entretien et de maintenance permettent de prolonger la durée de vie d'une chaussée et d'offrir aux usagers le confort et la sécurité souhaité. Les investissements pour la réalisation des travaux de maintenance du réseau routier par les collectivités sont très importants. De plus, l'entretien du réseau routier entraine des problèmes de pollutions conséquents du fait de l'utilisation de la matière pétrolière dans la fabrication des enrobés bitumineux et des consommations énergétiques importantes lors de leur fabrication et leur mise en œuvre. Plusieurs facteurs contribuent à la décision de réalisation d'un entretien routier (Figure I-41).

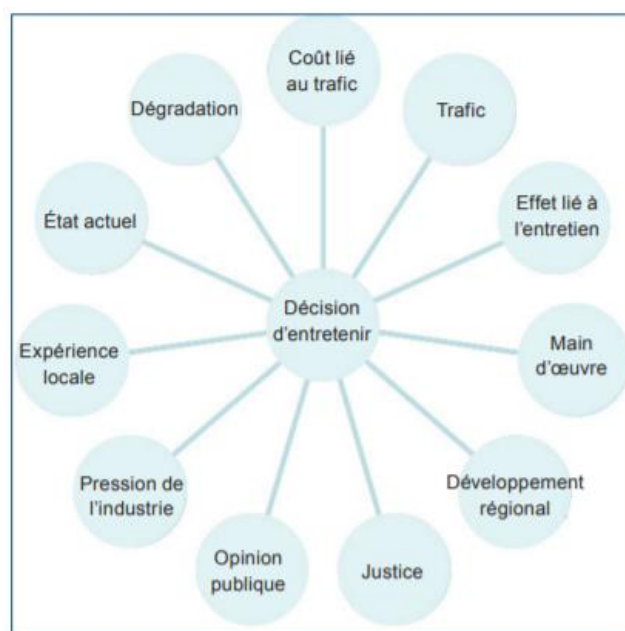


Figure I-41 :Facteurs contribuant à la décision d'entretien de la chaussée (AIPCR, 2013)

Des facteurs primordiaux comme la diminution de nombre d'accident, la limitation de la consommation de carburant sont spécialement liés à l'état de surface de la chaussée. D'autre part, des facteurs fonctionnels de surface comme la texture, la rugosité, la drainabilité participent à la perception des usagers sur l'état de la chaussée. Des paramètres comme le développement régional, l'état de l'industrie peuvent être aussi considéré comme des facteurs influants la décision de réaliser des travaux d'entretien. La réalisation des travaux d'entretien et maintenance ne dépend pas uniquement d'un mauvais état de la surface. Une mauvaise drainabilité ou un mauvais état de la plateforme peuvent aussi provoquer le recours à effectuer un entretien dont le but est de prévenir la dégradation de la surface à long terme. Le choix du type d'entretien à mettre en œuvre dépend également fortement du type d'endommagement. Lorsque l'endommagement provient de la couche de roulement (fissuration descendante, orniérage à petit rayon) et ne met pas en cause la structure de la chaussée, les dégradations sont traitées à l'aide de techniques de réfections avec ou sans profilage. Par contre, les dégradations structurelles (orniérage à grand rayon, nid de poule profond, ...) nécessitent des travaux de renforcement ou de rechargement importants.

1.6.1.1. Programmation des Entretiens

La politique de programmation des entretiens est basée sur la sécurité et le confort des usagers. Les interventions englobent l'entretien préventif des couches de roulement et la réhabilitation des couches d'assises. Il permet de maintenir une meilleure adhérence de la couche de surface. La technique d'entretien préventif la plus utilisée est la réfection des couches de roulement en utilisant des bétons bitumineux, les enduits superficiels et les enrobés coulés à froid. Les travaux de réhabilitation concernent l'intervention sur les couches d'assises. Les couches d'assises sont composées généralement d'une couche de fondation et de la couche de base et permettent une bonne répartition de charges sur la plateforme. En général, leur maintenance est rendue obligatoire à la suite des endommagements dus à la fatigue de la chaussée, aux défauts de drainage et d'étanchéité de la couche de surface, ou encore aux déformations permanentes. Le choix entre les différentes techniques dépend fortement du trafic, de l'usage de la route, de la portance de la plateforme, de la disponibilité des matériaux et bien notamment de l'intérêt financier de la prestation de maintenance.

1.6.1.2. Auscultation de chaussées et entretien

Les gestionnaires d'infrastructures ont recours à des auscultations de l'état structurelle et surfacique de la chaussée pour définir et programmer une technique d'entretien raisonnée. Actuellement, différentes méthodes d'auscultations sont utilisées pour caractériser l'état de la chaussée et apporter les données nécessaires pour le choix d'une politique. Ces techniques

peuvent être regroupée en deux types : techniques d'auscultations de l'état de surface et technique d'auscultation de l'état de la structure.

- **Techniques d'auscultations de l'état de surface :**

L'inspection de l'état de surface des chaussées est basée sur des relevés visuels et mécaniques. Ces techniques visent à contrôler les caractéristiques fonctionnelles de la couche de roulement. L'auscultation visuelle est parmi les techniques les plus courantes. Cette technique s'appuie sur des simples inspections visuelles accompagnées par des relevés photographiques. D'autre part, la caractérisation de l'état de la surface de chaussée nécessite de contrôler son adhérence en matière de macro et microtexture. La macrotexture peut être inspectée à l'aide de la technique de la Profondeur Moyenne de Texture (NF EN 13036-1) ou en utilisant la méthode profilométrique. Cette dernière permet d'évaluer la Profondeur Moyenne de Profil qui est transformée en Profondeur de Texture ($PTE = 0,8 \times PMP + 0,2$). En revanche, la microtexture est évaluée indirectement par des essais de coefficients de frottement à faible vitesse.

Les gestionnaires s'intéressent aussi à l'inspection de l'uni transversale et l'uni longitudinale de la couche de roulement. La connaissance de la qualité de l'uni transversale des couches de roulement est un indicateur fondamental de la qualité d'usage de celle-ci. L'auscultation de la déformation transversale peut être effectuée selon différentes méthodes (NF P 98-219-1, 2 et 3) telles que les transversoprofilomètres à ultrason (Figure I-42) ou à laser. Ces appareils permettent de mesurer les déformations du profil en travers tel que l'orniérage et l'affaissement de rive, etc, avec des précisions allant à quelques millimètres sur la largeur de la route.



Figure I-42 : Transversoprofilomètres à ultrason
(source : <http://www.cerema.fr>)

Les défauts d'uni longitudinale sont inspectés à l'aide de l'analyseur de profil en long (norme NF P 98-218-3 et 4) (Figure I-43). Les données issues des mesures sont utilisées pour calculer le coefficient de planéité.



Figure I-43 : Analyseur de profil en long
(Source : <http://www.cerema.fr>)

- **Techniques d'auscultations de l'état de la structure :**

Les travaux d'entretien et de maintenance nécessitent aussi de recueillir des informations sur l'état structurel de la chaussée en termes de rigidité, d'épaisseur et de caractéristiques du collage. Parmi les méthodes d'auscultation les plus couramment utilisées, on trouve les techniques Radar (Derobert, 2003) qui permettent d'inspecter l'épaisseur des couches de la chaussée. Les professionnels ont recours aussi aux mesures de déformabilité (Simonin, 1997) qui est une technique très largement adoptée pour inspecter l'état structurel de la chaussée. La poutre de Benkelman (Figure I-44) est considérée comme l'outil non destructif standard pour estimer la rigidité de chaque couche de la chaussée. Les techniques de défléctographe et défléctomètre à masse tombantes sont aussi utilisées pour caractériser la déformabilité de la chaussée.

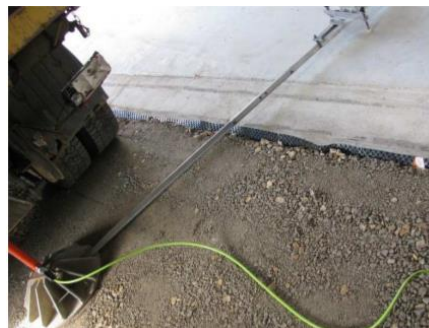


Figure I-44 : Poutre de Benkelman (d'après Picoux & al., 2017)

La mesure de la déformabilité peut être également réalisée à l'aide des méthodes d'auscultations dynamiques. Le Falling Weight Deflectometer (FWD) est le plus couramment utilisé (Figure I-45). C'est un appareil d'essai non destructif qui permet de mesurer les déflexions générées dans la structure. Les mesures permettent de déterminer la rigidité de chaque couche de la structure par rétro calcul et d'estimer les déformations et les contraintes dans l'intégrité de la chaussée. Les techniques d'Impact Echo sont aussi utilisées pour inspecter les défauts structurels de chaussée (Ryden & Mooney, 2009). La technique consiste à exciter le matériau en appliquant un impact sur celui-ci et à analyser le spectre des réponses acquis par un capteur placé dans la zone d'impact. Les résultats permettent de détecter l'existence de fissures, de vide, du plan de décollement des interfaces.



Figure I-45 : Le Falling Weight Deflectometer (d'après Picoux & al., 2017)

La détermination des conditions d'interface peut aussi être inspecter par l'outil Colibri (Figure I-46) (Simonin & Geffard, 2015) . Il est basé sur l'analyse spectrale de signaux acquis par un accéléromètre. Cet outil de mesure est encastré dans un bâti et fixé à la surface de la chaussée

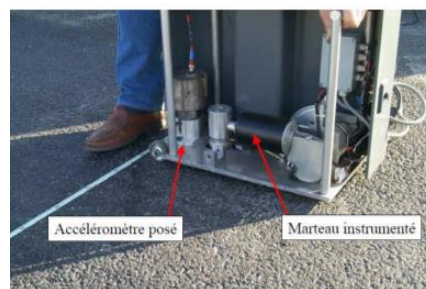


Figure I-46 : Essai Colibri (d'après Simonin & Geffard, 2015)

I.7. Conclusion du chapitre premier

Les dégradations constatées dans la couche de roulement sont généralement une fissuration descendantes initiée en surface ou un orniérage instable. Il s'agit de phénomènes complexes qui sont affectés par divers facteurs tels que la charge des véhicules, le contact entre le pneumatique et la chaussée, les caractéristiques du matériau bitumineux, la conception de la structure et les conditions environnementales. Une revue de l'analyse du comportement de la couche de surface et les mécanismes de dégradation a été présentée dans ce chapitre. Elle indique qu'afin de prédire avec précision les réponses de la couche de surface sous le passage des véhicules, il nous faudra proposer à la fois un modèle fiable et efficace qui prend en compte le contact pneu-chaussée et les propriétés du matériau mais également un outil expérimental qui nous permettra de valider le modèle et de décrire avec précision le comportement des matériaux en surface notamment dans la zone de contact en fonction de la température. Par conséquent, la suite de ce document sera focalisée sur l'analyse des sollicitations en surface dans les sections courantes et dans les points singuliers à l'aide d'essais en vraies grandeurs et la confrontation avec les résultats de calculs semi analytiques. Nous proposerons par la suite un modèle de prédiction de l'orniérage à l'aide des essais en vraies grandeurs.

Chapitre II. Présentation des essais réalisés et dispositifs expérimentaux utilisés

II.1. Présentation et objectifs

La partie expérimentale du projet MACADAM vise à répondre concrètement aux dégradations des couches de surface. Nous proposons pour cela une planche d'essais instrumentée soumise au simulateur de trafic MLS10. L'objectif principal consiste à caractériser le comportement à proximité du contact pneu - chaussée et à proposer un modèle de prédiction de l'orniérage. Quatre séries d'essais sur des matériaux différents ont été menées à l'aide du MLS10 pour acquérir suffisamment de résultats expérimentaux nécessaire à la description du comportement en surface et à l'introduction d'un critère d'ornière et de fissuration utile pour la modélisation semi-analytique.

Ce chapitre présente le protocole expérimental suivi au cours des quatre campagnes d'essais. La première partie du chapitre 2 décrit en détail la configuration de la planche d'essai. La deuxième partie décrit les équipements, l'instrumentation et les différents matériaux utilisés. Enfin la troisième partie présente le déroulement de chaque campagne d'essais ainsi que les améliorations apportées aux conditions d'essais.

II.2. Caractéristiques de la planche d'essai

Des essais en vraie grandeur ont été réalisés sur une chaussée de dimension 3m x 8m construite à l'intérieur du nouveau hall recherche du laboratoire GC2D. Ce hall (Figure II-1) est parfaitement isolé selon la réglementation thermique RT2012 permettant de réaliser les essais dans des conditions de température contrôlée.



Figure II-1 : Hall recherche (avril 2017)



Figure II-2 : chaussée pendant son remplissage

Pour générer des dégradations uniquement en surface, la structure de chaussée retenue est une chaussée semi-rigide. Par conséquent le sol support est constitué de deux pieux supportant une dalle en béton rigide. La construction de la fosse s'est achevée en 2017 et elle

a été remplie d'une épaisseur de 2m de sol jusqu'au niveau de la dalle du hall (Figure II-2). L'épaisseur totale de la structure est de 1,90 m. Au total, quatre séries d'essai ont été effectuées. La première campagne d'essais a servi de référence pour qualifier la performance du simulateur MLS10 à reproduire en laboratoire l'endommagement réel de la couche de surface.

II.2.1. Construction de l'assise

La structure de la chaussée a été choisie conformément aux spécifications françaises du catalogue de conception (*Catalogue des structures types de chaussées neuves*, s. d.) La plateforme est constituée d'une GNT de 0,20m d'un gravier de drainage concassé (20/40) recouvert de géotextile (Figure II-3). Ce type de matériau est choisi pour assurer le drainage de la fosse, éviter la remontée d'humidité et assurer la stabilité du sol. Le gravier drainant est recouvert de 0,77m de sable d'arène granitique AG compacté qui joue le rôle d'une couche de forme. Les caractéristiques de la couche de forme (Épaisseur, matériau) ont été défini selon la norme *NF P11-300*. La couche de fondation est constituée de 0,85 m de gravier granitique GNT. Les capacités portantes ont été mesurées à l'aide de l'essai de charge sur plaque (Figure II-4) et ont atteint 20 MPa pour le sol support et 83 MPa pour le sol de fondation correspondant à une classe de portance PF2. La structure de la plateforme (Figure II-5) reste inchangée durant les quatre campagnes d'essais. La conception a été réalisée de telle façon que les déformations verticales dans la plateforme soient limitées pour les déformations permanentes de la structure.



Figure II-3 : Mise en oeuvre du gravier de drainage dans la fosse



Figure II-4 : Essai de plaque exécuté sur la plateforme de la fosse

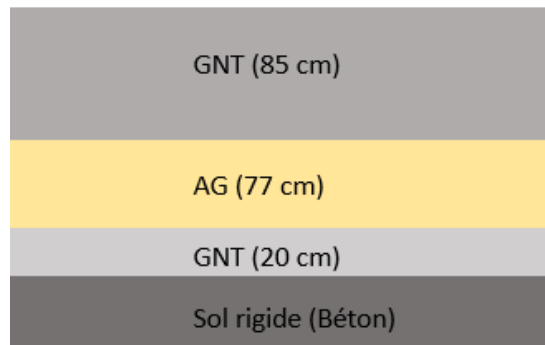


Figure II-5 : Structure de chaussée de la plateforme support de classe PF2

II.2.2. Caractéristiques de la couche de base (GB)

La couche de base de la structure est constituée de 8 cm d'enrobé à chaud innovant à haute performance (40 % d'Agrégat d'enrobé). Son module vaut 13 000 MPa à la température de 15°C et la fréquence de 10 Hz. Ce nouveau matériau a été développé par l'entreprise Malet afin de minimiser l'épaisseur de la couche de base par une optimisation du module et de sa résistance à la fatigue. Cette optimisation se base sur une formulation harmonieuse des composants pour une meilleure résistance face aux agressivités extérieures et par le contrôle des composants vieillis. Le choix de la réutilisation des agrégats d'enrobé est justifié par la volonté de persévérer les ressources naturelles. La granulométrie du matériau est présentée sur la Figure II-6 et le détail de son module de rigidité sur le Tableau II-1.

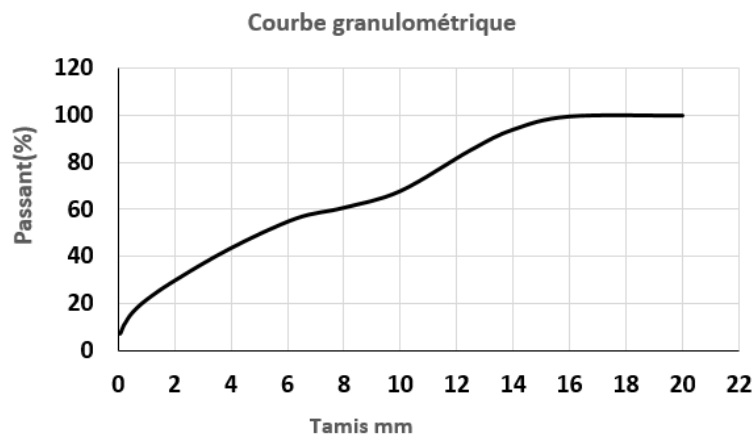


Figure II-6 : Courbe granulométrique (GB)

Evaluation du module de rigidité					
	Eprouvette 6	Eprouvette 20	Eprouvette 11	Eprouvette 18	Spécifications
Masse volumique (MVA - Géométrique) en Kg/m ³	2 354	2 355	2 359	2 364	selon NF EN 12697-6
Teneur en vide V%	5,6	5,5	5,4	5,2	2% à 5%
MVA V% moyen du lot soumis à l'essai en Kg/m ³	2 358		5,4		
Écart MVA / MVA moy. du lot soumis à l'essai en %	-0,17%	-0,13%	0,06%	0,25%	≤ ±1%
Déformation appliquée en µdef	37	37	32	32	≤ 50 µdef
Déplacement appliqué en µm	48,5	48,6	42,2	42,1	
Force appliquée en N	24,6	24,3	21,8	21,8	
Module de rigidité obtenu en Mpa	12 753	12 608	13 285	13 095	
Module de rigidité à 15°C - 10 Hz en Mpa	12 935				> 14 000 Mpa

Tableau II-1 : Détail des essais de flexion en 2 points

La couche de base (Figure II-7) reste inchangée durant toute la période des essais et a été instrumenté par des capteurs en fibre optique. Deux lignes de capteurs à réseaux de Bragg sur nappe tissée (Petit et al., 2018) ont été immergé en bas de la couche de base, l'une dans l'axe de la chaussée et l'autre à 10 cm de l'axe. Dans chaque ligne, quatre capteurs d'une longueur active de 10 mm ont été implantés. L'utilisation de capteurs à fibre optique a pour but de vérifier les possibilités d'utilisation de cette technologie en conditions de roulement et surtout leur durabilité.



Figure II-7 : Mise en œuvre de la couche de GB dans la fosse

II.3. Matériaux de la couche de surface

Afin d'évaluer la performance des couches de surface, il est nécessaire de collecter suffisamment de données sur plusieurs matériaux différents. Pour cette raison, quatre matériaux de couche de surface ont été sélectionnés (Figure II-8). Le premier matériau testé (de juin à juillet 2019, 100.000 cycles) est un béton bitumineux semi - grenu (Figure II-8a). Le choix de ce matériau de référence est justifié par la volonté de vouloir faire des essais sur un matériau fréquemment employé et donc suffisamment étudié et documenté.

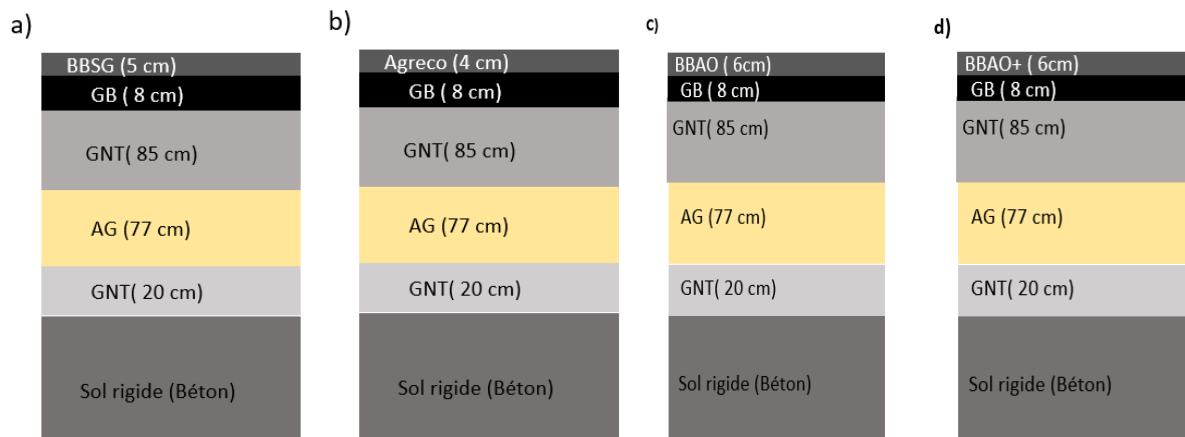


Figure II-8 : Couches de surface testées

Le deuxième matériau de la couche de roulement testé (d'octobre à décembre 2019, 350.000 cycles) est un enrobé à froid. Le but est d'avancer dans l'analyse de leurs comportements et de proposer un modèle de prédiction vis-à-vis de l'orniérage (Figure II-8b). En effet, pour des raisons économiques et environnementales, les enrobés à froid sont largement utilisés dans la construction routière. Cependant, leur teneur en vide élevée et leur rigidité assez faible à court et à long terme les placent souvent en choix alternatif devant les enrobés à chaud. Plusieurs travaux de recherches ont été menés pour améliorer leurs propriétés mécaniques (Nassar et al., 2016),(Shanbara et al., 2020),(Xu et al., 2021) et pour proposer des modèles de prédictions vis-à-vis de la fatigue et de l'orniérage. A l'échelle de la structure, peu de travaux ont été consacrés à l'étude de ce type du mélange bitumineux. Sidi et al.(Saidi et al., 2020),et Flintsch et al. (Flintsch et al., 2020) ont analysé leurs performances vis-à-vis de l'orniérage sans proposer de modèle de prédiction.

Le troisième matériau testé (de mars à mai 2021, 200.000 cycles) est un béton bitumineux anti-orniérant BBAO (Figure II-8c). Le but est de comparer les performances de ce dernier avec un matériau standard (BBSG) vis-à-vis de l'orniérage.

Le quatrième matériau testé (d'octobre 2021 à janvier 2022, 300.000 cycles) est encore un béton bitumineux anti-orniérant (Figure II-8d) dont les propriétés mécaniques ont été améliorées BBAO+. L'objectif de la dernière campagne est de valider l'ensemble des résultats issus des trois campagnes précédentes.

II.3.1. Couche de roulement de référence (BBSG)

La structure de référence est constituée d'une couche de surface de 5 cm béton bitumineux semi-grenu (0/10). La formule granulométrique continue 0/10 employée utilise des fines et des graviers de formule 0/4, 4/6 et 6/10 (Figure II-9).

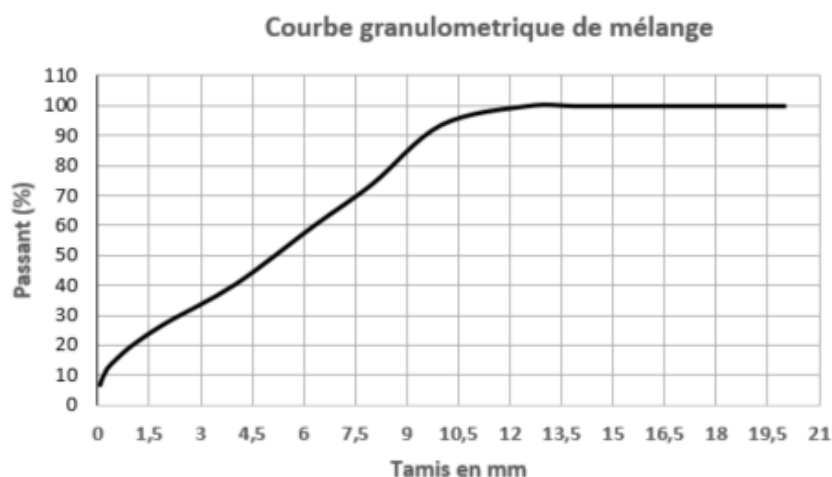


Figure II-9 : Courbe de ganulometrie du mélange

Les granulats employés sont de type granite avec un module de richesse de 3.48 qui correspond à une masse volumique de 2439 kg/m³ MVRE (NF EN 12697-5) et un pourcentage de vide de 6%. Le liant est un bitume de classe 35/50 avec une teneur de 5,2%.

La construction de la couche de référence est effectuée selon deux étapes. Tout d'abord, une couche d'accrochage en émulsions bitume (émulsion à 60% de bitume 35/50) est dispersée avant la pose de la couche BBSG (Figure II-10) pour assurer le collage entre les deux couches. L'enrobé bitumineux est ensuite mis en œuvre sur toute la surface de la fosse. Le compactage de la couche de roulement est assuré par un compacteur rouleau (Figure II-11) pour assurer un bon lissage de la couche de surface.



Figure II-10 : Mise en œuvre de la couche d'accrochage



Figure II-11 : Compactage de la couche de roulement

Après construction de la couche de roulement des contrôles qualité de mise en œuvre et de caractérisation des matériaux ont été effectués. Un contrôle de la qualité de la rugosité a été assuré par l'essai PMT (Profondeur Moyenne de Texture) selon la norme NF P98-150-1 (NF P98-150-1, s. d.). Dix mesures ont été réalisées sur toute la bande de roulement (Figure II-12). L'essai est considéré comme une méthode de référence pour évaluer la texture de la couche de roulement. Il s'agit d'un essai statique ponctuel et son exécution nécessite de réaliser plusieurs relevés volumétriques à la tâche pour être représentatif de l'état de la couche de roulement. Les résultats montrent (Tableau II-2) que les valeurs sont conformes à la norme. La bande de roulement droite présente une macrotexture élevée pour ce type d'enrobés.

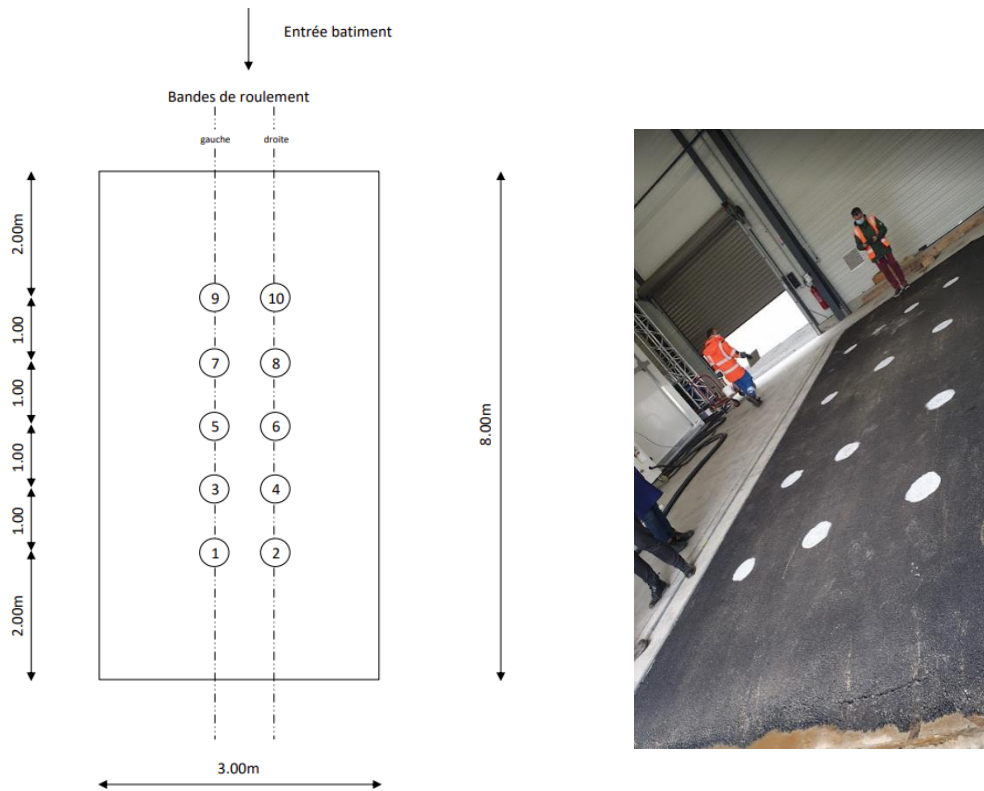


Figure II-12 : Implantation des mesure sur la surface de la fosse

EXPLOITATION DU LOT CONTROLÉ - CONCLUSIONS				
		EXIGENCES CCTP / NF P 98-150-1		90% des valeurs $\geq 0.7\text{mm}$
EXPLOITATION DU LOT		Bande roulement gauche		Bande roulement droite
Nombre de mesures		5		5
Moyenne PMT / Bande	R =	1.17		1.40
PMT mini	M =	0.98		1.13
PMT maxi	M =	1.42		1.65
Ecart-type	σ =	0.18		0.23
Moyenne PMT / Voie	R =	1.17		1.40
Moyenne PMT	R =	1.28		

		EXIGENCES CCTP / NF P 98-150-1		R \geq	90 % des points > 0.4 mm
				M \geq	
EXPLOITATION DU LOT		Planche Essai			
Nombre de mesures		12			
Moyenne PMT / Bande	R =	0.55			
PMT mini	M =	0.47			
PMT maxi	M =	0.70			
Ecart-type	σ =	0.06			
Moyenne PMT / Voie	R =	0.55			
Moyenne PMT	R =	0.55			

Tableau II-2 : Resultats des mesures la PMT (BBSG)

II.3.2. Couche de roulement en béton bitumineux à l'émulsion (Agreco)

La deuxième couche testée est un nouveau béton bitumineux à émulsion nommée Agreco. Le matériau est préparé à partir de granulats de type Gneiss 0/14 et une granulométrie des fines et des graviers de formule 0/4C, 4/6.3C et 6.3C/10 (Figure II-13).

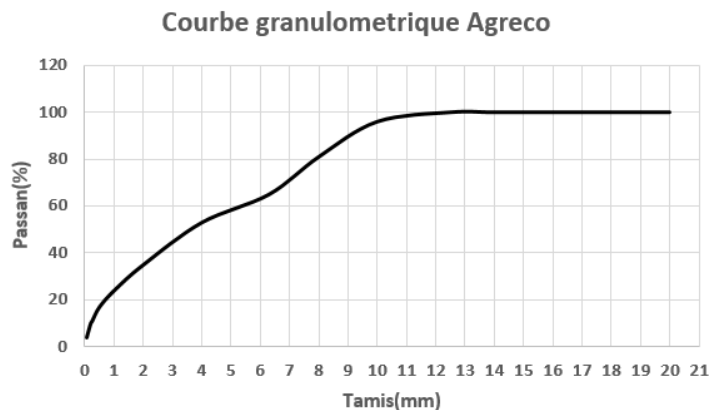


Figure II-13 : Courbe granulométrique du mélange

Le liant est une émulsion de bitume de C65B5 avec une teneur de 8.1%. Le mélange a été malaxé à froid dans une centrale et apporté sur le site (Figure II-14). Avant la mise en œuvre de la couche de roulement, une couche d'accrochage a été appliquée pour assurer une bonne liaison entre celle-ci et la couche de base. Le compactage de la couche de roulement est assuré par un compacteur pneumatique (Figure II-15).

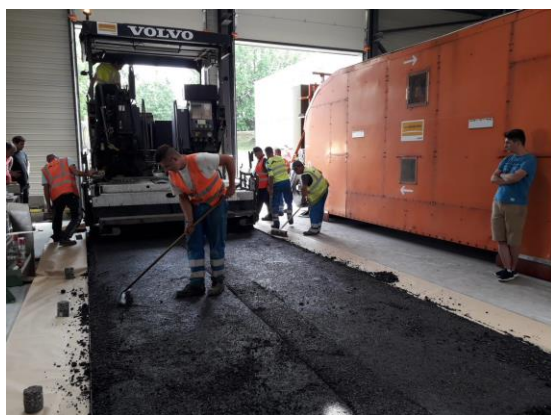


Figure II-14 : Mise en œuvre de l'Agreco sur la fosse

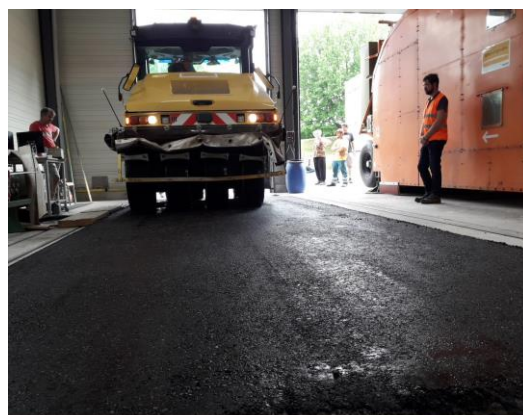


Figure II-15 : Compactage de la couche d'Agreco

II.3.3. Couche de roulement en Béton Bitumineux Anti-Orniérant (BBAO)

La troisième campagne d'essais a été réalisée sur 6 cm de béton bitumineux anti-orniérant (0/10). La formule granulométrique continue 0/10 employée utilise des fines et des graviers de formule 0/2, 2/6.3 et 6.3/10 (Figure II-16) et 20% d'agrégat d'enrobé (AE). Les granulats employés sont de type granite avec un module de richesse de 3.61 qui correspond à une

masse volumique de 2628 Kg/m³ MVRE (NF EN 12697-5) et un pourcentage de vide 6%. Le liant est un bitume de classe 50/70 avec une teneur de 5.3%. Le mélange contient aussi 0.5% d'additif (PR Plast S) visant à améliorer la résistance à l'orniérage du mélange et son module de rigidité. Le BBAO est mis en œuvre sur la fosse après application d'une couche. Ce dernier est déposé sur toute la surface à l'aide d'un finisseur (Figure II-17). La dernière étape de la mise en œuvre est le compactage qui a été exécuté à l'aide d'un compacteur roulant.

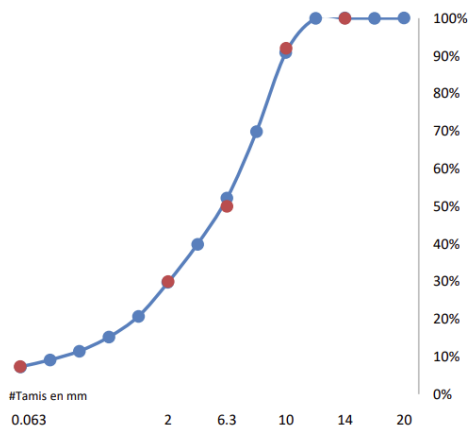


Figure II-16: Courbe granulométrique du BBAO



Figure II-17 : Mise en œuvre du BBAO

II.3.4. Couche de roulement en Béton Bitumineux Anti-Orniérant modifié (BBAO+)

La dernière campagne d'essais a été effectuée sur un enrobé bitumineux anti-orniérant dont les caractéristiques ont été améliorées par rapport au matériau de la troisième campagne.

II.4. Méthodes et moyens

L'analyse du comportement mécanique des couches de surface nécessite de quantifier les sollicitations s'exerçant au passage des charges. Ces données sont accessibles en instrumentant la couche de surface à des profondeurs spécifiques lors de la mise en œuvre ou après la fin des travaux. Pour cela, les capteurs utilisés dans les couches bitumineuses doivent répondre à certaines conditions. Ils doivent notamment être conçus pour adhérer correctement aux mélanges bitumineux pour assurer le suivi de leurs comportements sous diverses conditions expérimentales. Proche de la surface, les capteurs sont plus sensibles au problème d'endommagement lié au compactage, aux températures élevées de mise en œuvre et au passage répété des charges. Pour cette raison, le choix du type de capteurs utilisés a été basé sur les critères suivants :

- résister aux sollicitations thermiques et mécaniques de mise en œuvre,
- résister aux sollicitations imposées par le passage répété des charges lors des essais,

- assurer le suivi du comportement des enrobés sous différentes conditions environnementales,
- assurer une lecture répétable, fine et fiable des essais.

Différentes technologies ont été utilisées pour évaluer avec précision le comportement structurel au niveau de l'interface à l'aide des essais en vraies grandeurs. Des jauges de déformations longitudinales et transversales, des capteurs en fibre optique et également des extensomètres ont été ainsi utilisés.

II.4.1. Capteur à fibre optique (FBG : fibre bragg grating)

Ce type de capteur est constitué d'une fibre optique dans laquelle l'indice de réfraction dans le cœur de la fibre change le long de sa longueur, d'indice élevé à faible indice. La modulation de l'indice de réfraction fait qu'un FBG agit comme un miroir qui réfléchit certaines longueurs d'onde et en transmet d'autres (Figure II-18). La longueur d'onde qu'un FBG reflète dépend de l'espacement entre les régions à indice élevé et à faible indice à l'intérieur de la fibre. La distance entre deux régions à haut indice au sein de la fibre est appelée « période du FBG ».

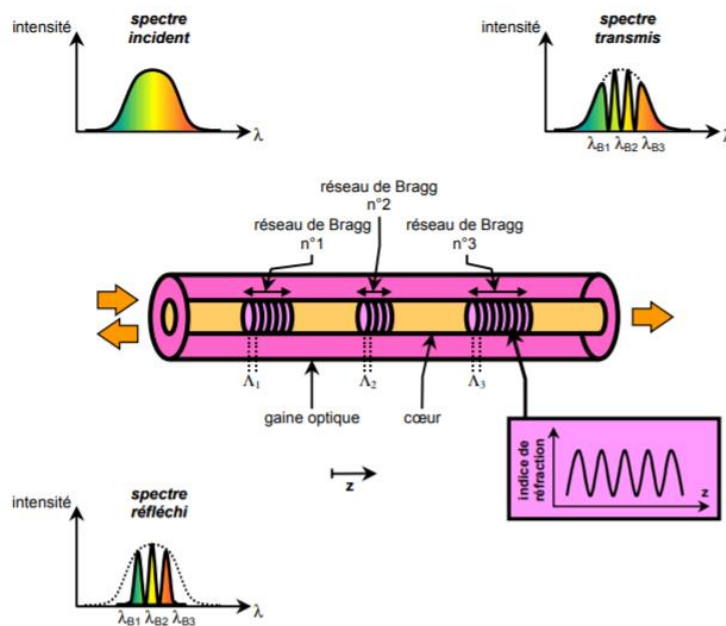


Figure II-18 : Principe du fonctionnement du réseau de Bragg (d'après Dupont, s. d.)

Les fibres sont mises en place le long de l'axe de la bande de roulement conformément au plan défini sur la Figure II-19a. La longueur active des capteurs utilisée est de 10 mm. En raison de la fragilité de ce type de capteurs, une protection par une nappe tissée est utilisée (Figure II-19b).

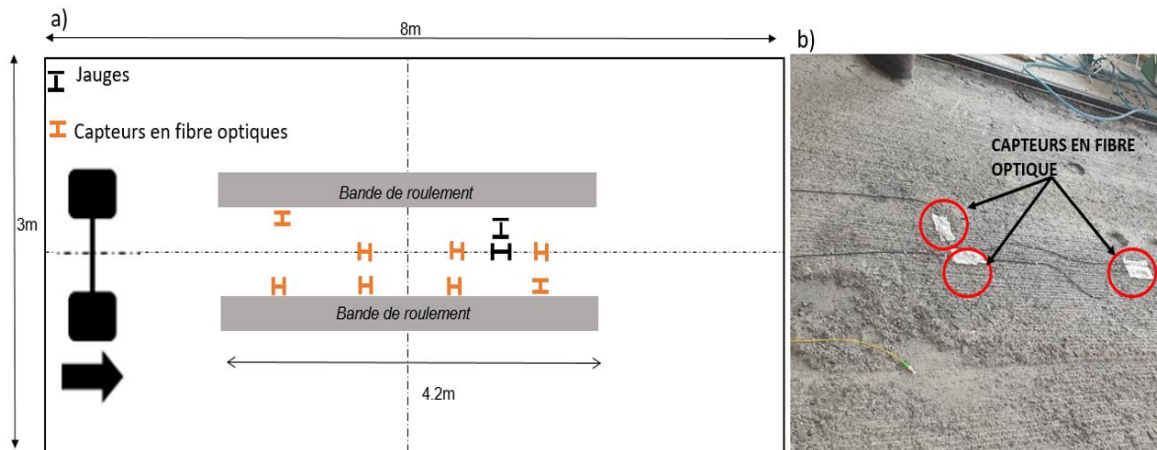


Figure II-19 : a) Plan de l'implantation de l'instrumentation au niveau de l'interface de l'Agreco
b) Mise en oeuvre des capteurs en fibre optique au niveau de l'interface de l'Agreco

II.4.2. Jauges de déformations

Pour quantifier et analyser les déformations en couche de surface, nous avons utilisé des jauges résistives d'une longueur de 50,8 mm et d'une résistance de 350 Ω (modèle C2A-06-20CLW-350 de Vishay). La plage de fonctionnement de ces jauges est de -50°C à $+80^{\circ}\text{C}$ et leur plage de mesure est de $\pm 30\,000\ \mu\text{def}$, soit $\pm 3\%$. Sa longueur active de la grille est égale à 5 mm (Figure II-20). Pour améliorer la résistance des jauges aux conditions de mise en œuvre, les jauges ont été protégées avec une résine résistant aux températures élevées.

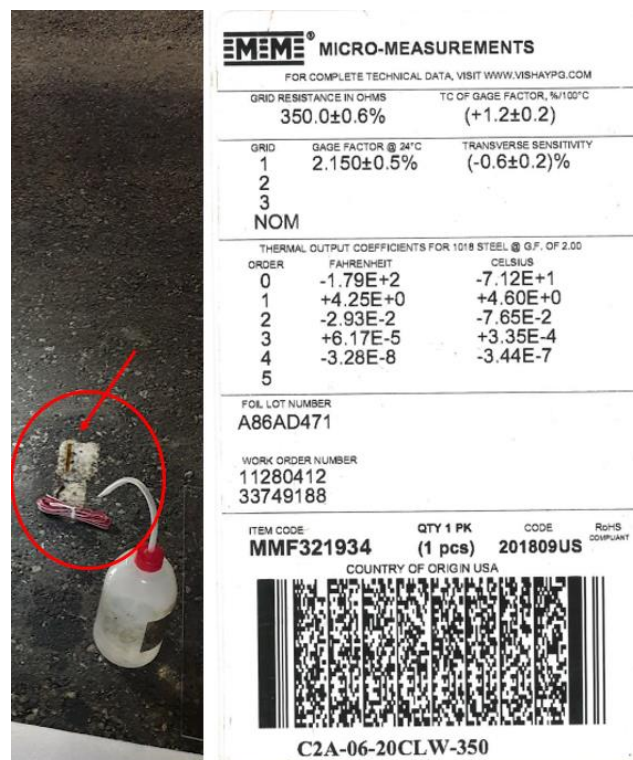


Figure II-20 : spécifications des jauges de déformations

- **Jauges de déformations en surface**

Le positionnement précis des jauges de déformations est une partie essentielle du travail préalable. Durant les quatre campagnes, des jauges de déformations transversales ont été collées sur la couche de surface. La jauge G1 est placée à 0,6 m de l'axe du jumelage (Figure II-21) pour les quatre matériaux.

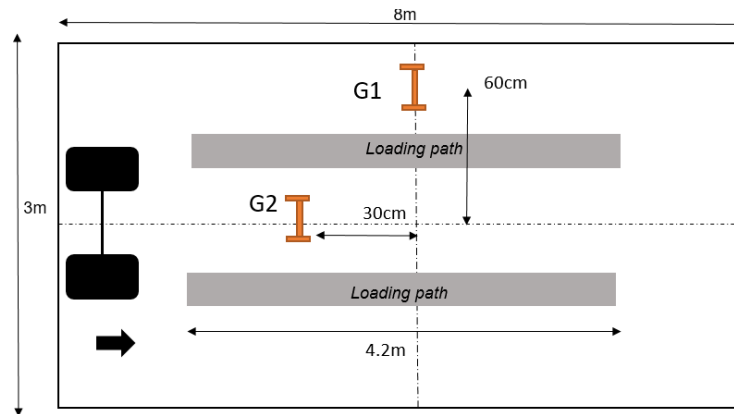


Figure II-21 : Plan d'implantation des jauges de déformation

La couche de surface BBAO+ a été instrumentée par une jauge transversale placée dans l'entre-jumelage (G2) jumelage (Figure II-21).

- **Jauges de déformations à l'interface**

L'étude du comportement près de la surface nécessite l'analyse des sollicitations sur toute la profondeur de la couche de roulement. Des jauges de déformations ont été collées à la base de la couche de roulement et au sommet de la couche de base. L'instrumentation a été effectuée avant mise en œuvre de la couche de roulement en assurant une bonne protection de ces dernières. La couche de référence BBSG n'est instrumentée qu'en surface, alors que la couche de roulement en Béton Bitumineux à Emulsion (Agreco) a été instrumentée avec des jauges de déformations transversales et longitudinales et des capteurs en fibre optique à réseaux de Bragg. Les capteurs en fibre optique ne mesurant pas la contraction s'exerçant lors du passage de la charge du fait que ces capteurs ne possèdent pas d'ancrage et qu'en conséquence les efforts ne sont pas correctement restitués, seuls les signaux des jauges vont donc être analysés pour cette grandeur.

L'interface de la troisième campagne d'essais avec le Béton bitumineux Anti-Orniérant (BBAO) a été instrumentée par des jauges de déformations et un extensomètre en fibre optique (Figure II-22). La longueur active de l'extensomètre est de 10 cm, elle a été insérée dans un barreau en plastique (barre centrale H). Ce barreau est ensuite ancré dans deux barreaux en aluminium permettant d'assurer une bonne adhérence avec le mélange bitumineux une fois mis en œuvre. Enfin le capteur a été protégé par un mélange de bitume (Figure II-23).

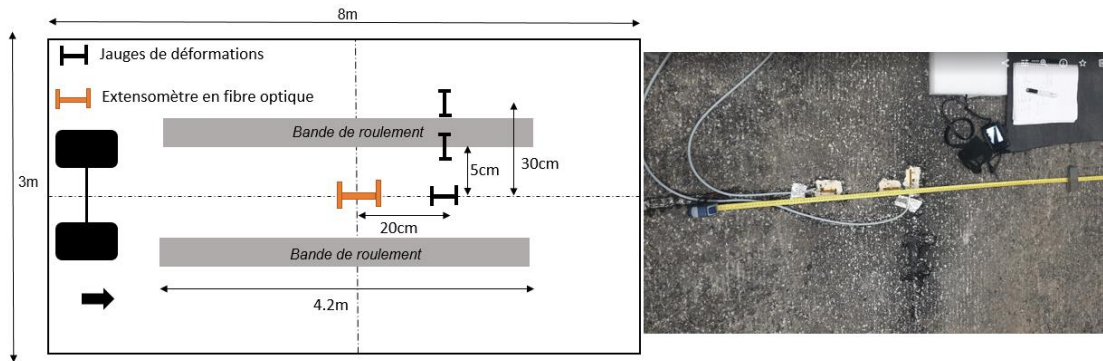


Figure II-22 : Plan de l'implantation de l'instrumentation au niveau de l'interface de BBAO



Figure II-23 : Mis en place de l'extensomètre FO

Lors du rabotage du BBAO, nous avons observé la présence d'un résidu de 4 cm composé d'un mélange des matériaux des trois campagnes d'essai précédentes. Pour cette raison l'instrumentation à l'interface du béton bitumineux Anti-Orniérant amélioré (BBAO+) a été implanté comme suit : des jauges de déformations longitudinales et transversales ont été collées à l'interface de la grave bitume (Figure II-24a) dans l'axe du jumelage. Des jauges de déformations longitudinales et transversales ont été placées au sommet de la couche résiduelle dont une jauge longitudinale dans l'axe du jumelage et une transversale au bord extérieur du pneu (Figure II-24b).

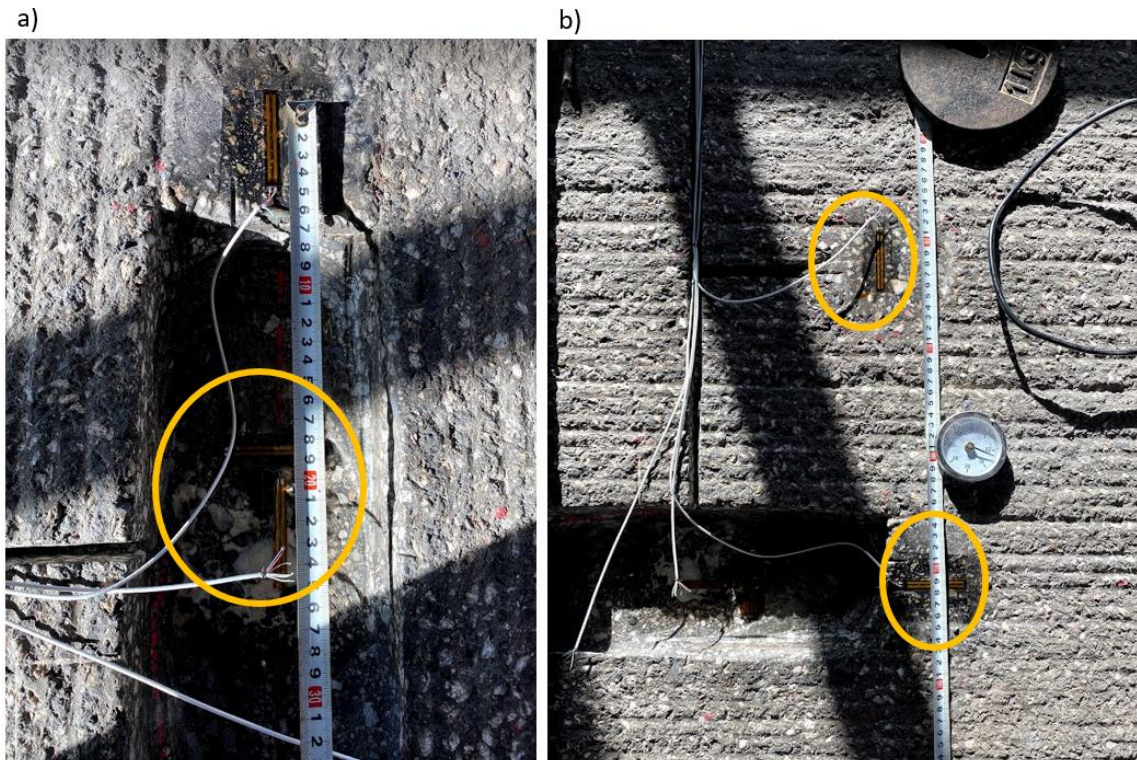


Figure II-24 : Implantation des jauges au niveau de l'interface

L'interface BBAO+ et le grave bitume a été instrumentée par un extensomètre de type HBM. Il a été mis en place lors des travaux de mise en œuvre du revêtement. Ce un prototype HBM est conçu manuellement au laboratoire. Il a été collé directement à l'interface de la GB et le BBAO+. L'ancrage du capteur est effectué sur deux barres en aluminium soudées et visées aux extrémités de la lamelle. La partie centrale du capteur est protégés par ruban adhésif (partie rouge sur la Figure II-25). Lors de la mise en œuvre, une couche protectrice (mélange de sable et de liant) a été mise en dessous et en dessus du capteur pour le protéger contre tout écrasement. La longueur active de l'extensomètre est de 5 cm. Le capteur a été placé dans la zone courante du roulement dans l'axe du jumelage (Figure II-26). La plage de mesure du capteur est de $\pm 5000 \mu\text{m/m}$. Il peut être utilisé pour des températures comprises entre $-20 \text{ }^\circ\text{C}$ et $180 \text{ }^\circ\text{C}$.

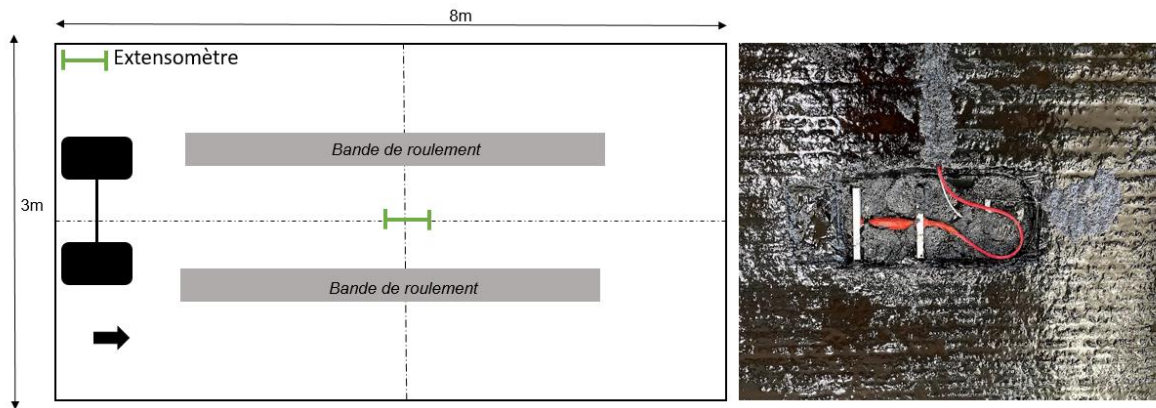


Figure II-25 : Positionnement de l'extensomètre en fibre optique

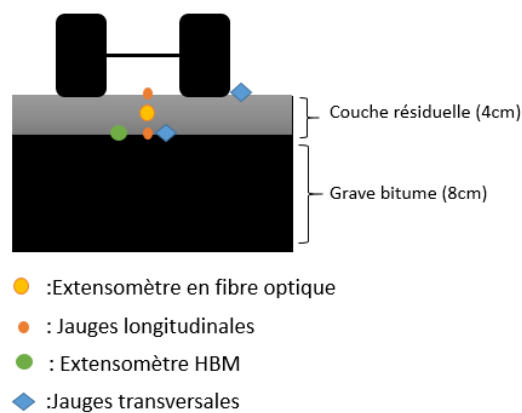


Figure II-26 : Coupe transversale de l'implantation des jauges

Finalement, la couche de surface a été instrumentée avec différentes techniques de mesures pour tester la performance de chaque moyen de mesure à évaluer le comportement de la couche de surface. Le tableau 3 présente une synthèse de toute l'instrumentation implantée au niveau de la couche de surface.

	Jauges surface	Jauges interfaces	Extensomètre FO	Extensomètre pont complet (Prototype)
BBSG	OUI	NON	NON	NON
BBE(Agreco)	OUI	OUI	NON	NON
BBAO	OUI	OUI	OUI	NON
BBAO+	OUI	OUI	OUI	OUI

Tableau II-3 : Instrumentations placées dans la couche de surface

L'acquisition des mesures est réalisée au moyen d'un conditionneur de signal de type Quantum X présenté à la Figure II-27. Cet équipement est doté de deux modules : un module

MX1516B utilisé pour les mesures des jauges résistives et de déplacement vertical. Ce dernier est capable de mesurer la contrainte appliquée à l'échantillon sur la base des signaux entrants en quantifiant le changement de résistance des capteurs utilisées lorsqu'elles sont comprimées ou étirées. Le deuxième module du Quantum X est un conditionneur de type MX440B qui permet l'acquisition des données des deux extensomètres. Les mesures sont relevées de manière simultanée et enregistrées dans un fichier à une fréquence de 200Hz. Grâce à son autonomie le Quantum X est doté d'une interface commandée par un ordinateur à l'aide du logiciel Catman. Les connexions sont assurées par des câbles Ethernet.

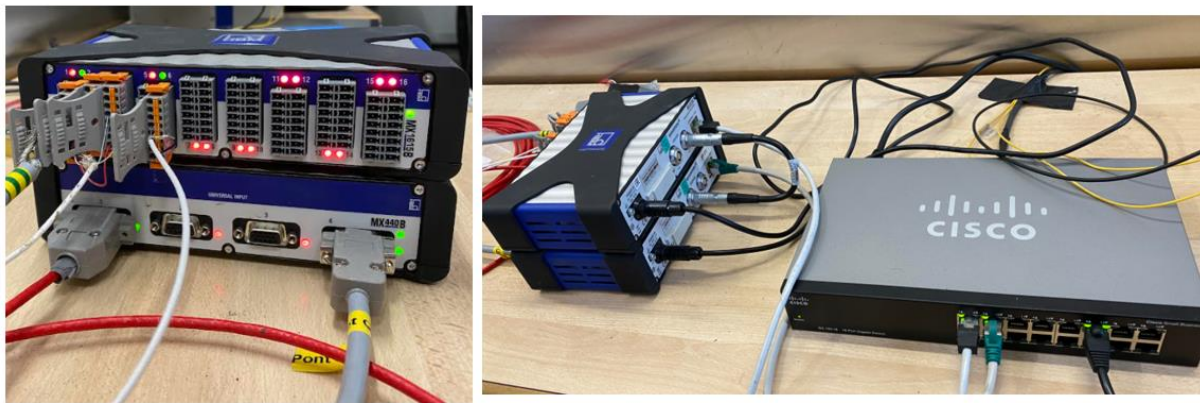


Figure II-27 : Conditionneur de signal Quantum X

II.4.3. Capteurs de température

Des thermocouples de type K ont été placés à différentes profondeurs de la structure de chaussée (Figure II-28) de manière à suivre et contrôler le champ thermique de la structure pour évaluer convenablement les paramètres mécaniques de chacune des couches. Un capteur Pt 100Ω est également collé directement sur la surface de la GB.

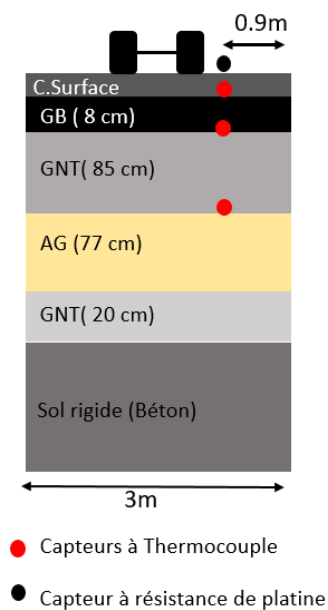


Figure II-28 : Positionnement des sondes de température dans la fosse (à gauche), Mise en place de la sonde de température au sommet de la GB (à droite)

L'acquisition des relevées de températures a été assurée par une centrale d'acquisition de type ALMEMO 2890-9 (Figure II-29). L'outil comprend 9 entrées de mesure avec mémoire interne de stockage. Les mesures sont relevées de manière simultanée et enregistrées dans un fichier chaque 10 minutes.

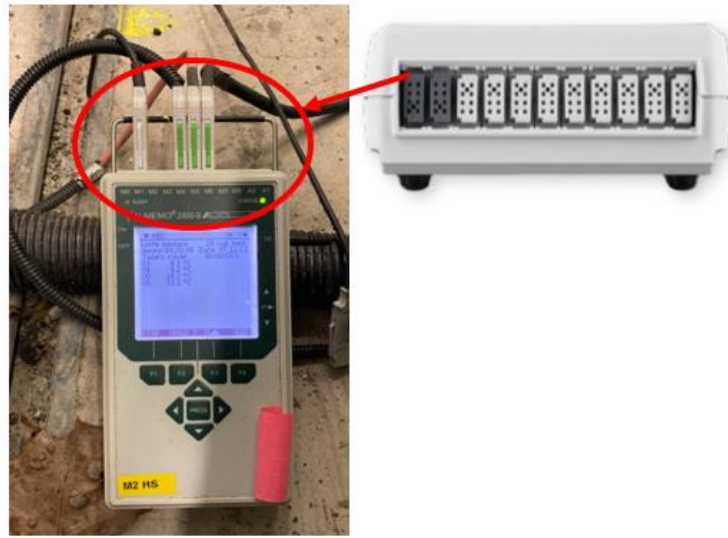


Figure II-29 : Système d'acquisition des températures (ALMEMO 2890-9)

II.5. Essais non destructifs

Pour déterminer l'état de la structure lors des essais, quelques contrôles non destructifs ont été réalisés. Ces derniers permettent de fournir des données physiques et mécaniques exploitables ensuite. Le déflectomètre à masse tombante (FWD), conçu pour mesurer les déflexions de surface et évaluer l'état de la structure de la chaussée ainsi que le Déflectomètre Benkelman, conçu pour caractériser la rigidité de la structure sont utilisés à chaque campagne d'essais.

II.5.1. Mesure de la déflexion

II.5.1.1. Déflectomètre à masse tombante (FWD)

Le FWD est un dispositif qui applique une charge dynamique à la surface de la chaussée et enregistre la réponse de la déflexion. Le déflectomètre à masse tombante est composé d'une remorque tractée portant les composantes de chargement ainsi que les capteurs de déplacement et d'un système de pilotage automatique, d'acquisition et de traitement de

l'information (Figure II-30). Le niveau de charge dynamique (entre 40 et 120 kN), la durée du chargement et la surface de contact sont ajustés de manière à correspondre à la charge réelle d'un camion standard se déplaçant à la vitesse de 70 km/h. Le transfert de charge est assuré par un ressort avec une raideur constante permettant fixer la durée du chargement. La déflexion est mesurée et enregistrée à l'aide de 9 à 15 géophones situés sur la poutre de 2,4m. La Figure II-30 présente un schéma du principe de fonctionnement. Les relevés ont été réalisés sur deux phases : au début de chaque campagne d'essai pour déterminer les modules de rigidité de chaque couche et à la fin de chaque campagne d'essais.

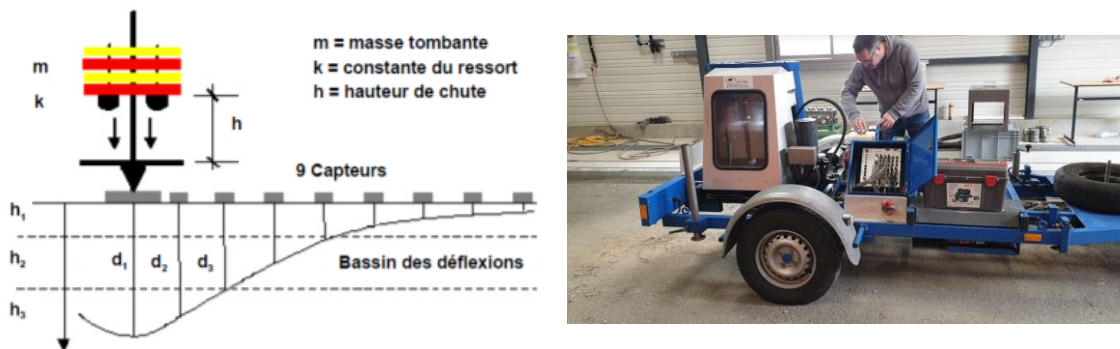


Figure II-30: Principe de fonctionnement du FWD (WURCKLER, 2010) et essais FWD sur le sol de la fosse

II.5.2. Mesure de l'orniérage par profilomètre

Pour suivre l'évolution de l'orniérage de la couche de surface, des mesures du profil transversal ont été effectuées avec un profilomètre. Il s'agit d'un dispositif de mesures se

composant d'une poutre en acier et d'une roue sur la face inférieure (Figure II-31).

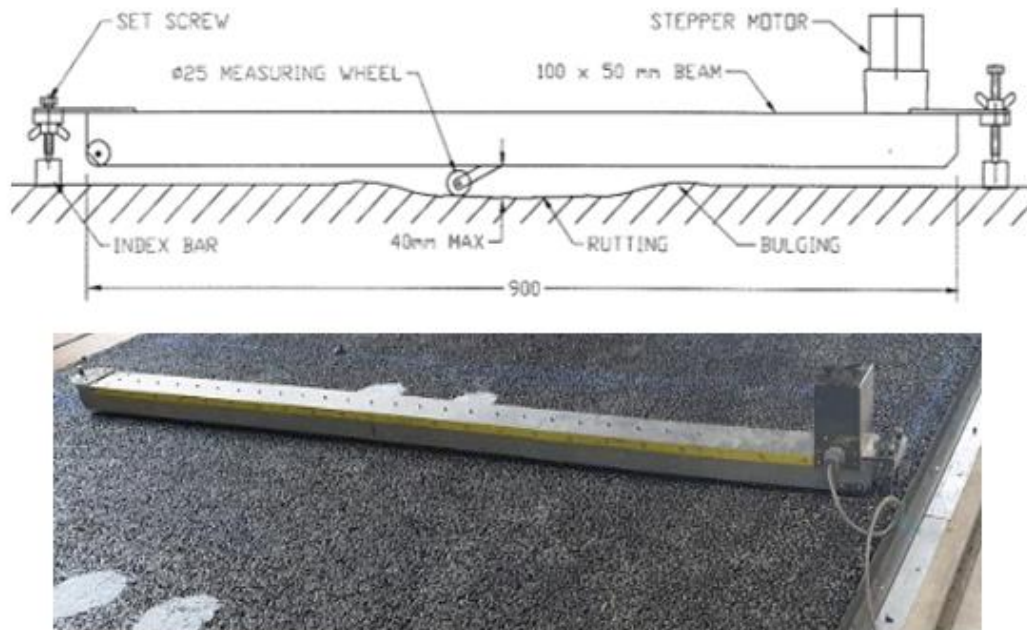


Figure II-31 :Système de mesure de l'orniéage (Profilomètre)

Pour chaque mesure, la poutre est d'abord posée sur deux plaques d'acier collées à la surface de la chaussée, en dehors de la zone de trafic pour la mesure du « points de référence ». La distance entre le faisceau porté par la poutre et la chaussée peut être réglée à l'aide d'une paire de pieds réglables à chaque extrémité du faisceau. Cette configuration fournit un cadre stable pour les mesures. Une roue mobile située dans la partie basse de la poutre se déplace au contact de la surface de la chaussée relevant toutes irrégularités jusqu'à 1 mm. La combinaison des mouvements verticaux et horizontaux permet de dessiner le profil. Ce profil évolue tout au long des essais en raison de l'apparition d'une déformation permanente. Par conséquent, des mesures ont été prises périodiquement après un nombre régulier de cycles afin de suivre l'augmentation de l'orniéage par rapport au nombre de charges accumulées. D'autres techniques, comme un scanner et une technique de photogrammétrie, ont été également utilisées pour suivre l'évolution de l'orniéage de la couche de surface et ont fait l'objet d'une comparaison avec les résultats du profilomètre. Le scanner utilisé est un scanner 3D Artec Eva dont les données sont traitées à l'aide du logiciel Artec Studio 13 Professional®. Cet outil fonctionne sur le principe de la lumière structurée. Une séquence de motifs est projetée sur l'objet étudié. La caméra enregistre la déformation de ces motifs par le relief du sujet et crée un modèle 3D. La technique de photogrammétrie consiste à prendre plusieurs photographies sous différents angles et distances. Ces photographies sont ensuite traitées par un logiciel (Recap Photo®) qui détecte les points communs entre chacune d'elles et reconstruit un fichier de points tridimensionnel.

II.5.3. Le simulateur de trafic MLS10

Notre choix du simulateur s'est porté sur le simulateur de trafic MLS10 (Figure II-32) fabriqué à Cape Town en Afrique du Sud en 2006 sous la surveillance du designer Johan Müller.

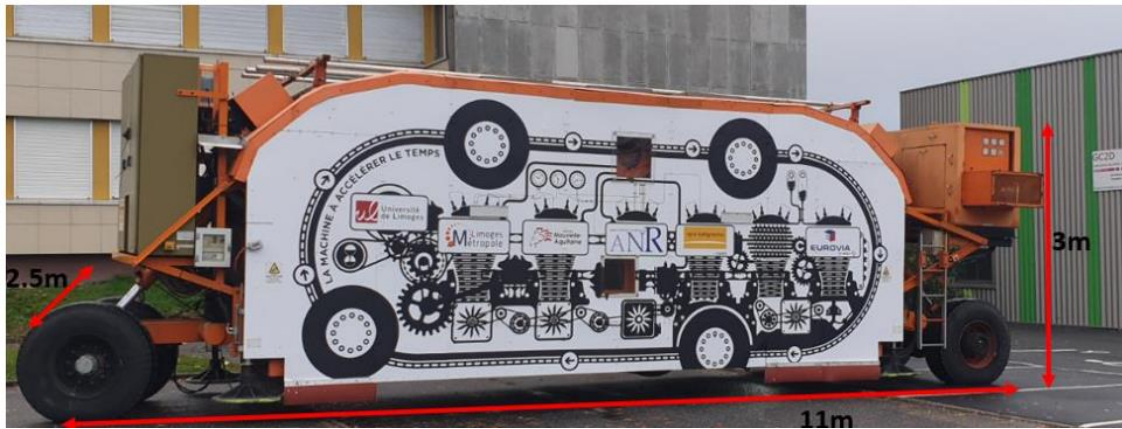


Figure II-32 : Le simulateur de trafic MLS10

Sa première utilisation au Mozambique dans le cadre d'essais réalisés pour évaluer la rigidité des chaussées en béton (Hugo et al., s. d.) a été faite au centre de recherche EMPA en 2009. MLS10 est équipé de quatre bogies (Figure II-33), supportant deux pneus 295/65 R22.5 (de diamètre égal à 940 mm). La charge maximale sur chaque jumelage est de 6.5 tonnes (65 kN), la moitié de l'essieu standard français. Ce système est conçu pour permettre aux bogies de se déplacer à une vitesse maximale de 22 km/h. A cette vitesse, 6000 charges à l'essieu sont appliquées par heure. La charge est appliquée à l'aide d'un système hydraulique composé d'un vérin et d'un accumulateur. Un mouvement latéral de l'appareil pour simuler un balayage latéral de la charge peut être appliqué. Fonctionnant au gazole, MLS10 a une capacité de de fonctionnement de 300 heures.

II.5.3.1. Configuration du chargement

MLS10 peut être utilisé avec différentes configurations, les roues de chargement peuvent être jumelés ou simples avec une charge allant de 40 à 75 kN. La chaussée est alors sollicitée dans un seul sens sur une longueur d'environ 4,2 m (Figure II-33). Un système de calibrage statique est utilisé au préalable pour ajuster la charge de l'essieu.

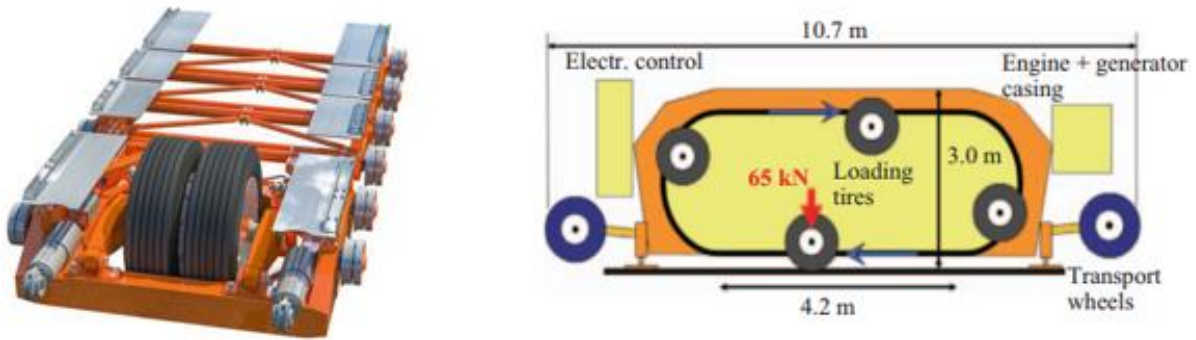


Figure II-33 :Détail du système du chargement du MLS10

II.5.3.2. Calibration du chargement

Avant chaque campagne de mesures, la charge est ajustée et calibrée en statique avec un capteur de pression nommé TekScan (Figure II-34) pour atteindre un chargement de 65 kN. Le principe de fonctionnement du capteur TekScan est basé sur le comportement d'un polymère résistif dont la résistance électrique évolue en fonction de la contrainte appliquée. Cette technique permet d'obtenir des mesures lors d'essais statiques et dynamiques. La feuille d'éléments sensibles est incompressible et fonctionne à des températures comprises entre -40 à 200°C avec un pourcentage d'humidité de 5 à 10%. Deux feuilles sont nécessaires pour le fonctionnement du capteur. Sur la première feuille, des matériaux piézorésistifs (capteurs) sont placés à équidistance.

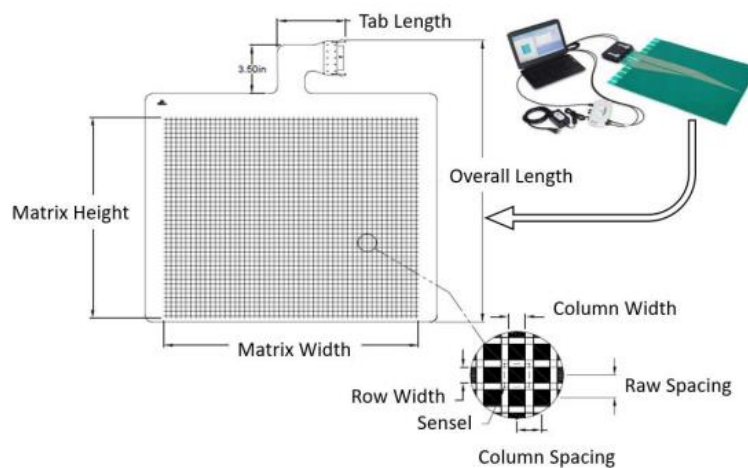


Figure II-34 : Capteur de pression TekScan

Sur le second, les mêmes capteurs sont placés de la même manière, mais perpendiculairement au premier. Ces rangées et colonnes de capteurs se croisent pour former une matrice d'éléments sensibles étanches lorsque les deux feuilles sont jointes. Un capteur est un carré de 3 mm de côté. La précision typique de ces capteurs est de $\pm 5\%$.

La force appliquée correspond à 32.5 kN par pneu (Figure II-35). La pression des pneumatiques a été réglée à 9 bars. La vitesse de trafic utilisée pour les tests est de 11 km/h. La charge est canalisée, c'est-à-dire qu'aucune dérive latérale n'est appliquée.

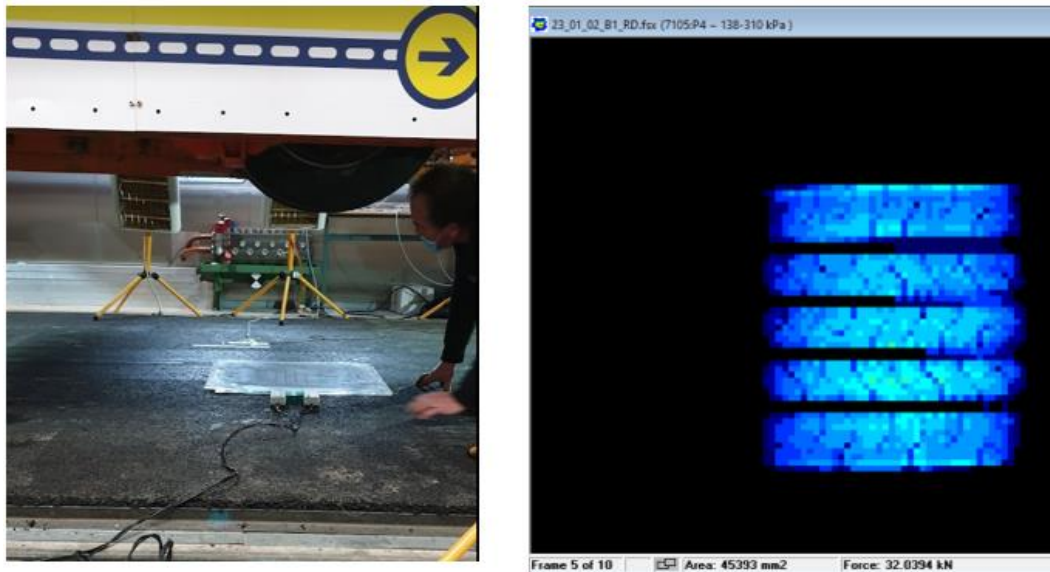


Figure II-35 : Calibrage de la charge à l'aide du capteur de pression TekScan

Enfin, pour analyser le comportement mécanique en surface, nous devons disposer des données sur le module complexe du matériau bitumineux. Ces données dépendent fortement de la température et la fréquence de chargement.

II.5.3.3. Contrôle de la température de surface

Le contrôle de la température est assuré par un système de chauffage. Six panneaux infrarouges (Figure II-36) ont été placés à proximité de la zone d'essai pour augmenter la température de la chaussée avant les essais d'orniérage. Le régime permanent (température stabilisée) est établi après environ 7 heures de chauffe. Les panneaux sont arrêtés lorsque la température en surface atteint la consigne fixée.

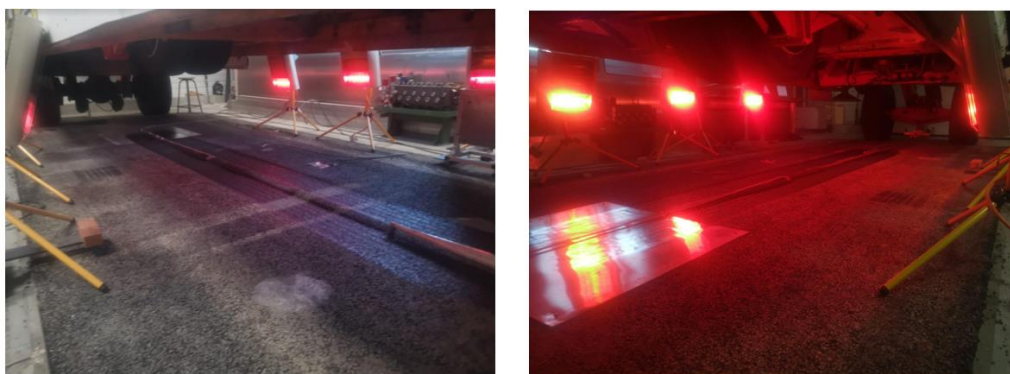


Figure II-36 : Système de chauffage posé sur la surface de la fosse

Pour la fréquence de chargement, Cheng et al. (Cheng, Liu, et al., 2020),(Cheng, Wang, et al., 2020) ont montré qu'il est possible d'associer la vitesse de passage à une fréquence de chargement avec la relation suivante :

$$F(\text{Hz}) = 0,127*v(\text{km/h}) \quad (\text{Eq II-1})$$

Puisque la vitesse de chargement lors des essais est de 11 km/h, par ce calcul, la fréquence associée sera de 1.4 Hz.

II.6. Déroulement des essais

Quatre campagnes d'essais ont été réalisées durant la période totale du doctorat.

La première campagne (BBSG) de mesures sous contrôle thermique a servi de test au simulateur MLS10 ainsi qu'à l'ensemble des capteurs de la chaîne de mesures. Les résultats obtenus par les essais en vraie grandeur avec le MLS10 ont montré que nous sommes capables de reproduire en laboratoire l'endommagement réel de la couche de surface et d'analyser les contraintes induites en surface et en couche supérieure. Ces premiers essais ont eu lieu en juin 2019 et ont duré 100.000 cycles.

La deuxième campagne de mesures (Agreco) a consisté à effectuer des essais pour différentes conditions de température mais en gardant les mêmes conditions de chargement de la première campagne. Cette étude avait pour but d'évaluer l'incidence de la température sur la réponse mécanique de la couche de surface et conduire à la construction d'un modèle de prédiction empirique.

La troisième campagne (BBAO) de mesures a eu pour but d'évaluer les performances du Béton Bitumineux Anti-Orniérant vis-à-vis de l'orniérage. Pour cela les essais ont été réalisés dans les mêmes conditions de température et de chargement que les essais de la première campagne de mesure.

Enfin, la dernière campagne (BBAO+) a été réalisée dans les mêmes conditions de température et de chargement que la première et la troisième campagne de mesure et nous a permis de corriger les modèles de prédiction de l'orniérage et d'analyser finement le comportement mécanique de la couche de surface.

La Figure II-37 montre une synthèse du protocole expérimental suivi pour chaque campagne de mesures.

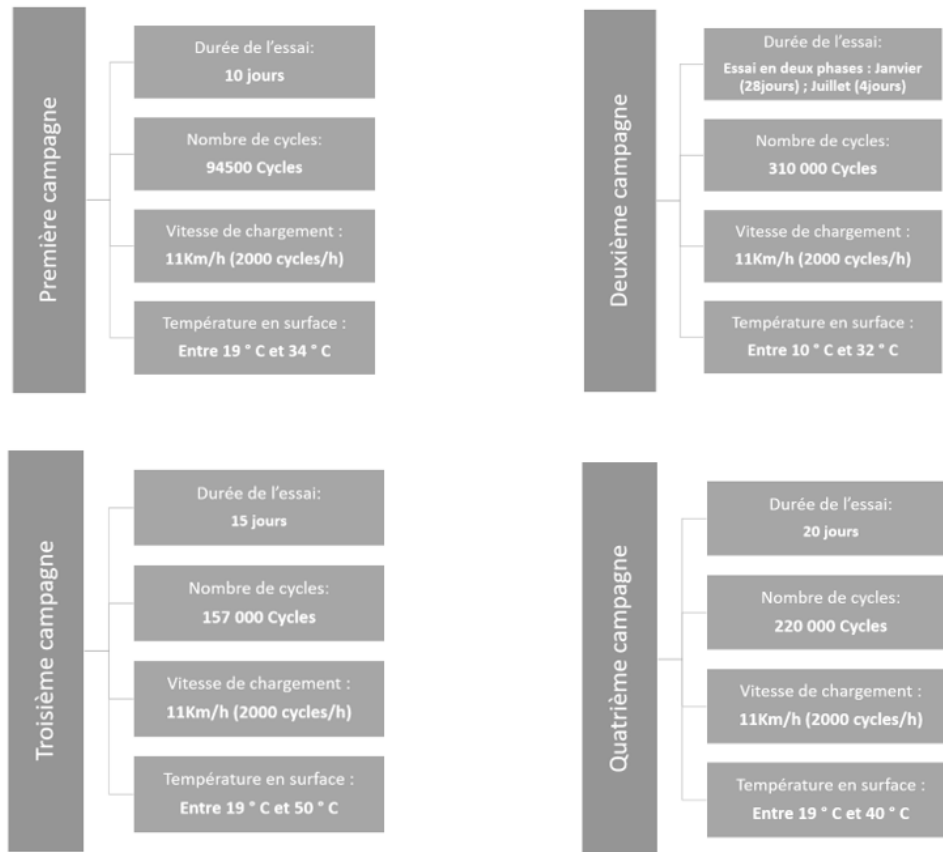


Figure II-37 : Protocole expérimental pour chaque campagne de mesures

II.7. Sensibilité et répétabilité des mesures

L'analyse de la répétabilité de la mesure est effectuée pour chaque jauges résistives et chaque capteur en fibre optique. Une analyse statistique des signaux basé sur la répétabilité de la forme et l'amplitude maximale de chaque signal a été réalisée.

Les acquisitions de mesures ont été réalisées à une fréquence de 200 Hz. Le signal relevé est tracé en fonction des valeurs enregistrées toutes les 5 millisecondes et traité dans le domaine temporel.

II.7.1. Reproductibilité de la réponse des jauges de déformation en surface

II.7.1.1. Jauge transversale placée à l'extérieure de la bande de roulement

La reproductibilité de la mesure des jauges transversales placées en surface a été évaluée pour les quatre campagnes. L'analyse a été menée sur le dépouillement de la forme du signal à la même température sur des cycles de passage différents. Nous présentons ici un exemple de traitement de la reproductibilité de la deuxième campagne d'essai. Les résultats de traitement des autres campagnes sont présentés en Annexe 1.

Quatre cas ont été sélectionnés pour la validation de la mesure. Ces cas permettent d'analyser la fiabilité des jauges avec quatre températures différentes sur le passage du même bogie. Les cas sélectionnés sont détaillés dans le Tableau II-4.

CAS N°	DATE	TEMPERATURE	BOGIE N°
1	19/02/2020	11°C	2
2	13/02/2020	15°C	2
3	20/02/2020	20°C	2
4	13/07/2020	30°C	2

Tableau II-4 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de la jauge transversale à l'extérieur de la bande de roulement

La Figure II-38 présente les résultats obtenus pour une même température avec des nombres de cycles différents. Le signal a une forme similaire pour une même température. On remarque une légère différence entre l'allure des signaux mesurés à faible température (11°C, 15° et 20°C) et des signaux relevés à 30°C. Pour l'ensemble des quatre températures, la courbe caractéristique présente deux points caractéristiques (noté 1 et 3 sur la figure).

Le point 1 correspond au début de la zone d'influence au passage de la charge dans la direction transversale. Le point 3 correspond au maximum en traction mesurée par la jauge transversale. Les signaux relevés à 11 et 15 °C présente un point caractéristique (noté 2) qui correspond au pic de contraction situés en amont de la charge. A 30°C, un autre pic de contraction (noté 4) est remarqué à l'arrière de la charge. Cette inversion des pics de contraction au changement de température est remarquée pour toutes les campagnes. Ce phénomène sera détaillé dans le chapitre III.

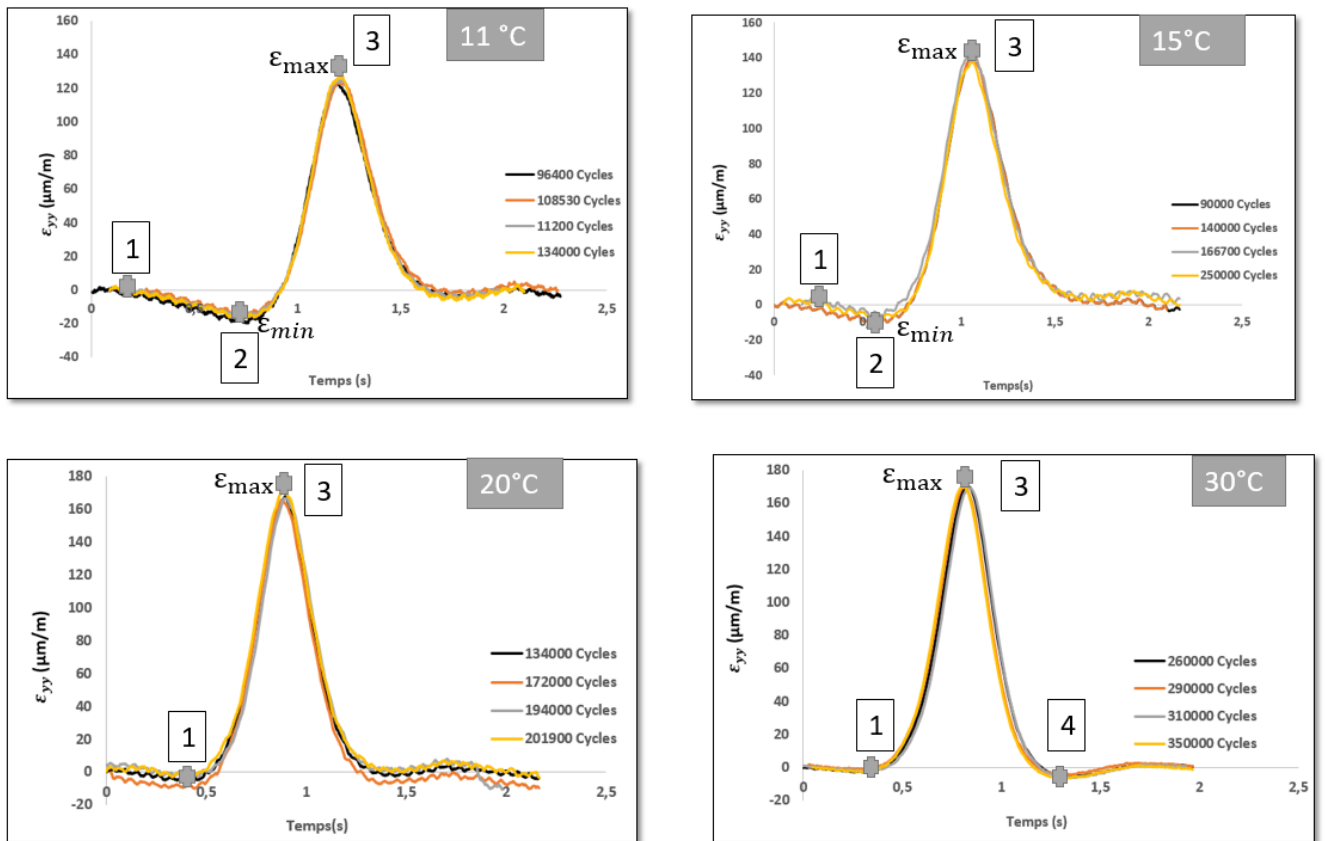


Figure II-38 : Analyse de la reproductibilité des signaux mesurés dans la couche de surface

D'autre part, une analyse statistique a été effectuée pour évaluer la répétabilité des mesures issues de la jauge. L'analyse consiste à relever la déformation maximale ε_{max} pour les quatre cas expérimentaux sélectionnés (cf. Tableau II-4). A partir de ces relevées, quatre paramètres sont déterminés : la moyenne $\overline{\varepsilon_{max}}$ (Eq II-2), la variance $V(\varepsilon_{max})$ (Eq II-3) et l'écart-type $\sigma(\varepsilon_{max})$ (Eq II-4).

$$\overline{\varepsilon_{max}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \varepsilon_{max,i} \quad \text{Eq II-2}$$

$$V(\varepsilon_{max}) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\varepsilon_{max,i} - \overline{\varepsilon_{max}})^2 \quad \text{Eq II-3}$$

$$\sigma(\varepsilon_{max}) = \sqrt{V(\varepsilon_{max})} \quad \text{Eq II-4}$$

L'écart-type dépend fortement des conditions expérimentales. La Figure II-39 montre la variation de l'écart-type pour chaque cas expérimental sélectionné (Tableau II-4), en fonction de nombre de passage à une température donnée. Pour les quatre cas, l'écart type est inférieur à 3 $\mu\text{m/m}$ conférant à la jauge une très bonne répétabilité.

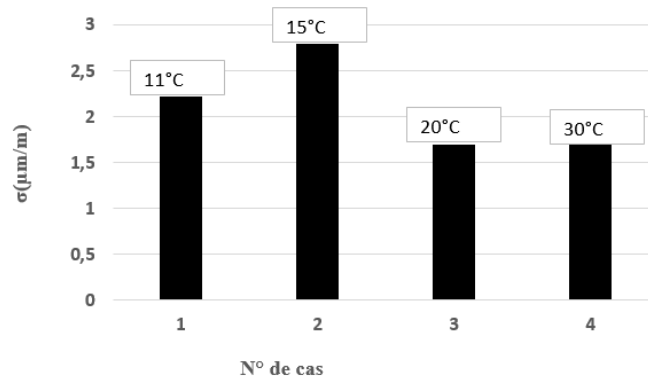


Figure II-39 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale situé à l'extérieur de la bande de roulement

II.7.1.2. Jauge transversale placée au centre du jumelage

L'analyse de la reproductibilité des signaux de la deuxième jauge surfacique placée au centre du jumelage a été réalisée sur quatre autres cas (Tableau II-5).

CAS N°	DATE	TEMPERATURE	BOGIE N°
1	15/10/2021	20°C	2
2	18/10/2021	25°C	2
3	19/10/2021	20°C	2
4	26/10/2021	40°C	2

Tableau II-5 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de jauges transversales au centre du jumelage

La Figure II-40 présente les résultats d'analyse de la reproductibilité des signaux obtenus pour la deuxième jauge pour une même température et avec des nombres de cycles différents. Pour une même température, la forme du signal est reproductible pour les quatre températures sélectionnées. En revanche, la forme du signal change en fonction de l'augmentation de la température (en lien avec le comportement viscoélastique de l'enrobé). De nouveau, on identifie trois points caractéristiques sur la courbe. Le point noté 1 correspond au début de la zone d'influence de la charge sur la jauge. Le point noté 3 marque la fin de cette dernière. Le point 2 présente un pic en contraction mais également un pic en extension à partir de 30°C. Les signaux présentent des sauts de déformations qui sont plus prononcées à plus haute température. Ce phénomène sera également détaillé dans le chapitre III.

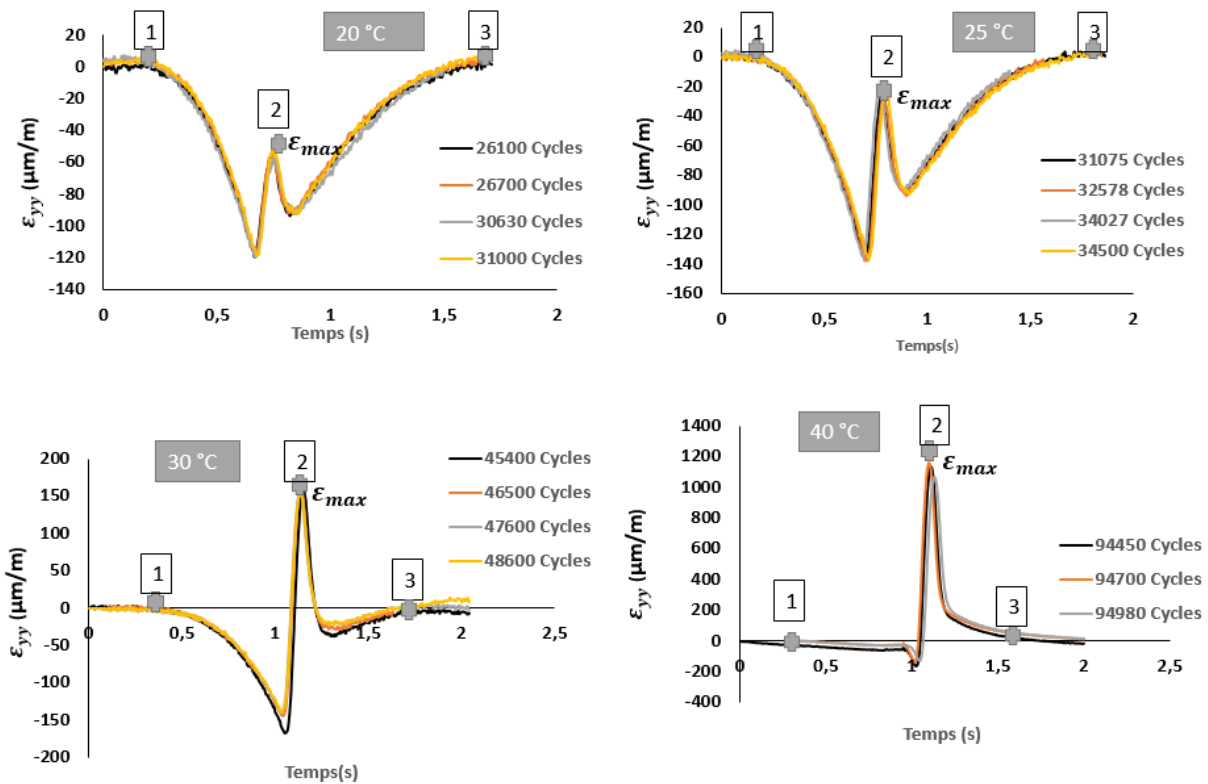


Figure II-40 : Analyse de la reproductibilité des signaux mesurés au centre du jumelage
 La dispersion des mesures a été évaluée de la même façon que dans le paragraphe précédent par l'analyse de la répétabilité de la déformation maximale ϵ_{max} relevée pour chaque cas. La Figure II-41 illustre les résultats de l'analyse statistique. Pour les cas où la température est inférieure à 30°C, l'écart type est inférieur à 5 $\mu\text{m/m}$ (très bonne répétabilité de la jauge). Cependant, à 40°C, l'écart-type atteint 36 $\mu\text{m/m}$. Cet écart, vraisemblablement incohérent, peut être expliqué par un décollement de la jauge. On précisera qu'une défaillance de la jauge a été produite à 110.000 cycles.

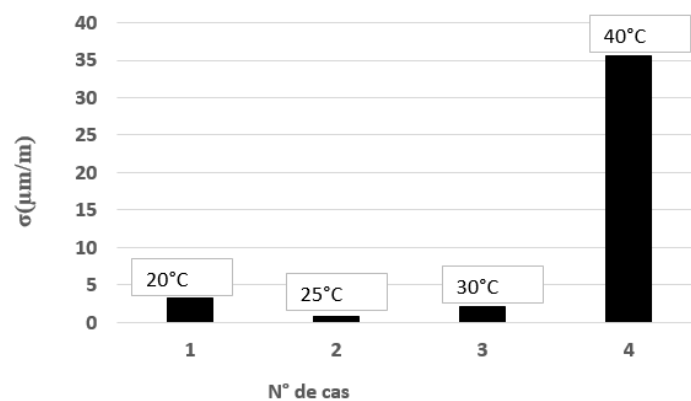


Figure II-41 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale situé au centre du jumelage

II.7.2. Répétabilité des mesures issue de l'instrumentation à l'interface

II.7.2.1. Jauges longitudinales

L'analyse de la répétabilité de deux campagnes de mesure qui concerne deux matériaux de surface : Agreco et BBAO a été ensuite réalisée pour les jauges de déformations longitudinales. Pour le premier matériaux (Agreco), quatre cas ont été sélectionnés (Tableau II-6).

CAS N°	DATE	TEMPERATURE	BOGIE N°
1	18/02/2020	11°C	2
2	25/02/2020	15°C	2
3	24/02/2020	18°C	2
4	26/07/2020	27°C	2

Tableau II-6 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de jauges longitudinales à l'interface (Agreco)

La Figure II-42 présente les résultats de l'analyse de la reproductibilité des signaux obtenus pour les quatre cas sélectionnés. Pour une même température la forme du signal est reproductible et présente la même évolution. Les signaux présentent une alternance de pics en extension et de pics en contraction de déformations lors du passage de la charge. D'autres part, tous les signaux montrent une dissymétrie de part et d'autre des pics de contactions (en raison du comportement viscoélastique des enrobées bitumineux). Par ailleurs, le pic en extension avant le passage de la charge est plus important que celui après le départ de la charge. Le signal présente cinq points caractéristiques. Le point noté 1 marque le début de l'extension. Ce dernier représente le début de la zone d'influence de la charge sur la jauge. Les points notés 2 et 4 correspondent aux pics en extension localisés à l'avant et à l'arrière de la charge. La déformation maximale ε_{xx-max} est obtenue au point noté 3. Finalement, le point noté 5 marque la fin de la zone d'influence du passage de la charge sur la jauge.

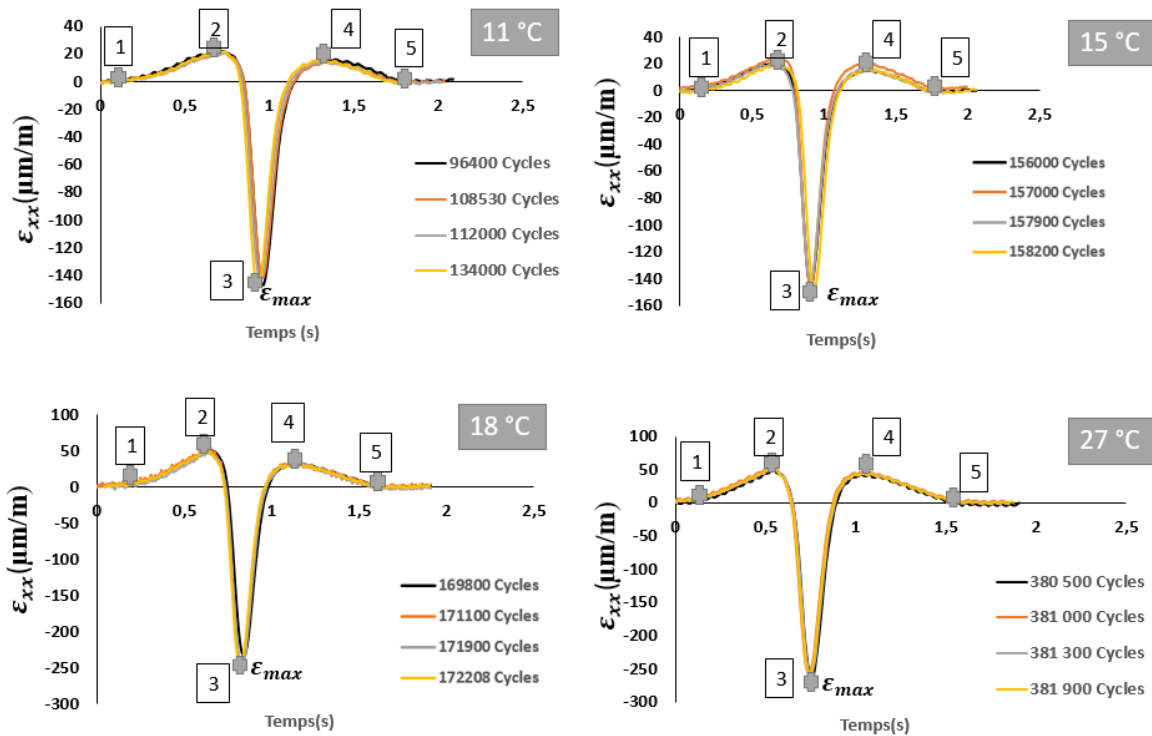


Figure II-42 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux à l'interface (Aggreo)

La Figure II-43 montre les résultats sur la déformation maximale ϵ_{\max} pour les cas sélectionnés. Pour les quatre cas l'écart type est inférieur à $3 \mu\text{m/m}$, ce qui représente une très bonne répétabilité de la jauge longitudinale.

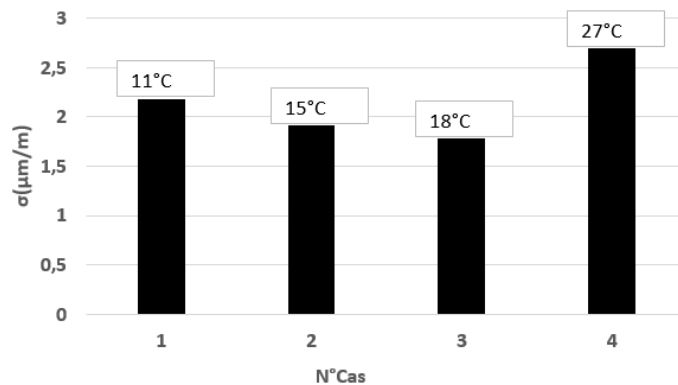


Figure II-43: Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge longitudinale situé à l'interface (Aggreo)

L'étude de la répétabilité a également été étudiée sur la jauge longitudinale située à l'interface de la GB et la couche résiduelle. Le Tableau II-7 présente les quatre cas sélectionnés et la Figure II-44 montre la forme des signaux au passage de la charge pour quatre températures différentes. Une bonne reproductibilité des signaux pour une température donnée est atteinte. Au passage de la charge, le signal mesuré comporte quatre points caractéristiques. Le point caractéristique 1 représente le début de la zone d'influence de la charge sur la jauge alors que le point 4 correspond à la fin de celle-ci. Le point 2 correspond à la déformation maximale en

contraction. Il marque le moment où la charge est située directement sur la jauge. Finalement, le point 3 correspond à un pic en extension après le passage de la charge. Les signaux montrent également des irrégularités (ou sauts) de déformations après le passage de la charge. Ceci est dû à une décohésion locale entre la couche de surface et la couche résiduelle.

CAS N°	DATE	TEMPERATURE	BOGIE N°
1	05/01/2021	22°C	2
2	08/01/2021	25°C	2
3	12/01/2021	30°C	2
4	15/01/2021	40°C	2

Tableau II-7 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de jauges longitudinales à l'interface (BBAO)

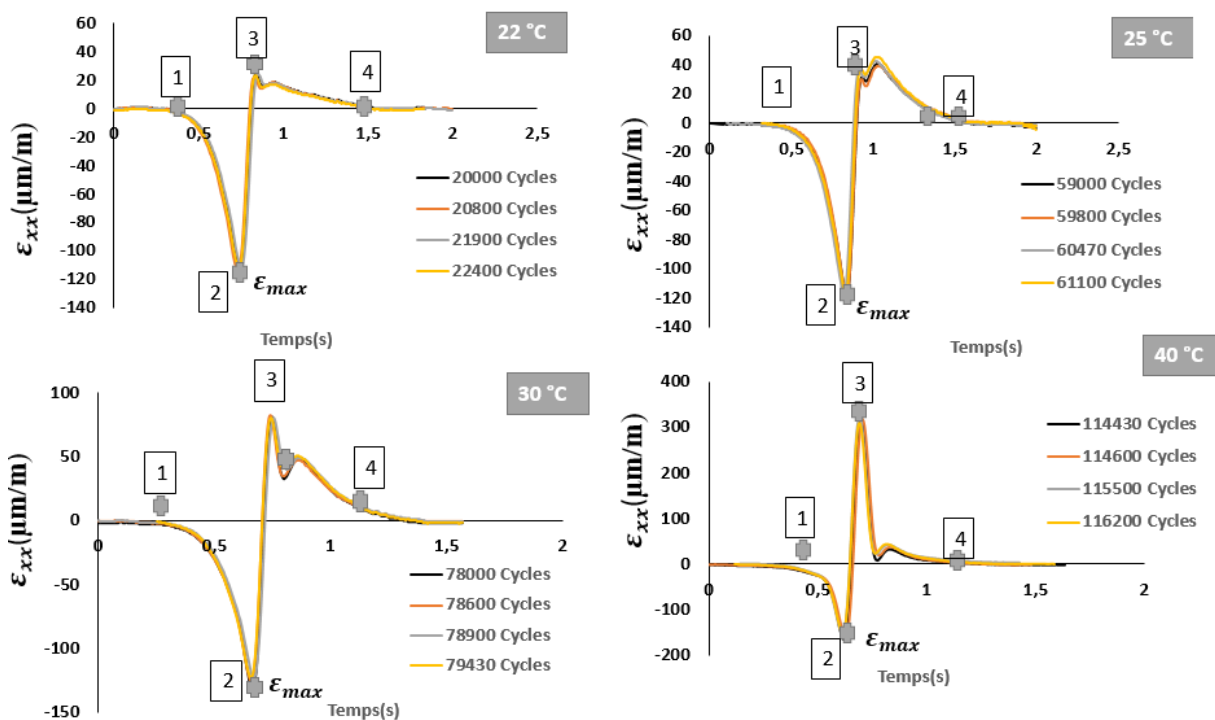


Figure II-44 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux à l'interface (BBAO)

Les résultats du calcul de l'écart-type de la déformation maximale pour les cas sélectionnés (Figure II-45) montre une faible dispersion des mesures, Pour les quatre cas, l'écart type est inférieur à 5 μm/m.

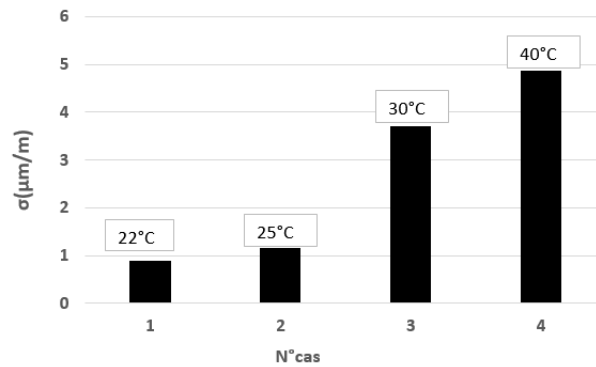


Figure II-45 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge longitudinale à l'interface (BBAO)

II.7.2.2. Extensomètre à pont complet

L'extensomètre à pont complet (dans sa version prototype) a été collé au niveau de l'interface BBAO+ et GB et orienté dans le sens du roulement (longitudinal). Quatre cas ont été sélectionnés pour analyser la répétabilité des mesures (Tableau II-8).

CAS N°	DATE	TEMPERATURE	BOGIE N°
1	12/10/2021	20°C	2
2	18/10/2021	25°C	2
3	21/10/2021	27°C	2
4	26/10/2021	34°C	2

Tableau II-8 : Cas sélectionnés pour la reproductibilité des signaux de l'extensomètre à l'interface (BBAO+ / GB)

La Figure II-46 présente les déformations mesurées par l'extensomètre HBM dans les différents cas expérimentaux sélectionnés. L'analyse montre que pour une même température, la forme du signal est reproductible. Pour des températures différentes, la forme du signal n'est cependant pas identique et présente des évolutions différentes (comportement viscoélastique). La forme du signal représente une déformation typique d'une interface décollé ou glissante conformément aux travaux de Leng (Leng et al., 2009). Le collage de l'extensomètre est considéré ainsi comme non uniforme. Le point 1 correspond à un saut de déformation observé après le passage de la charge, le signal montre que la première extrémité de l'extensomètre a été bien ancrée à la surface de la GB, tandis que l'autre extrémité est libre (l'ancrage est considéré comme non uniforme).

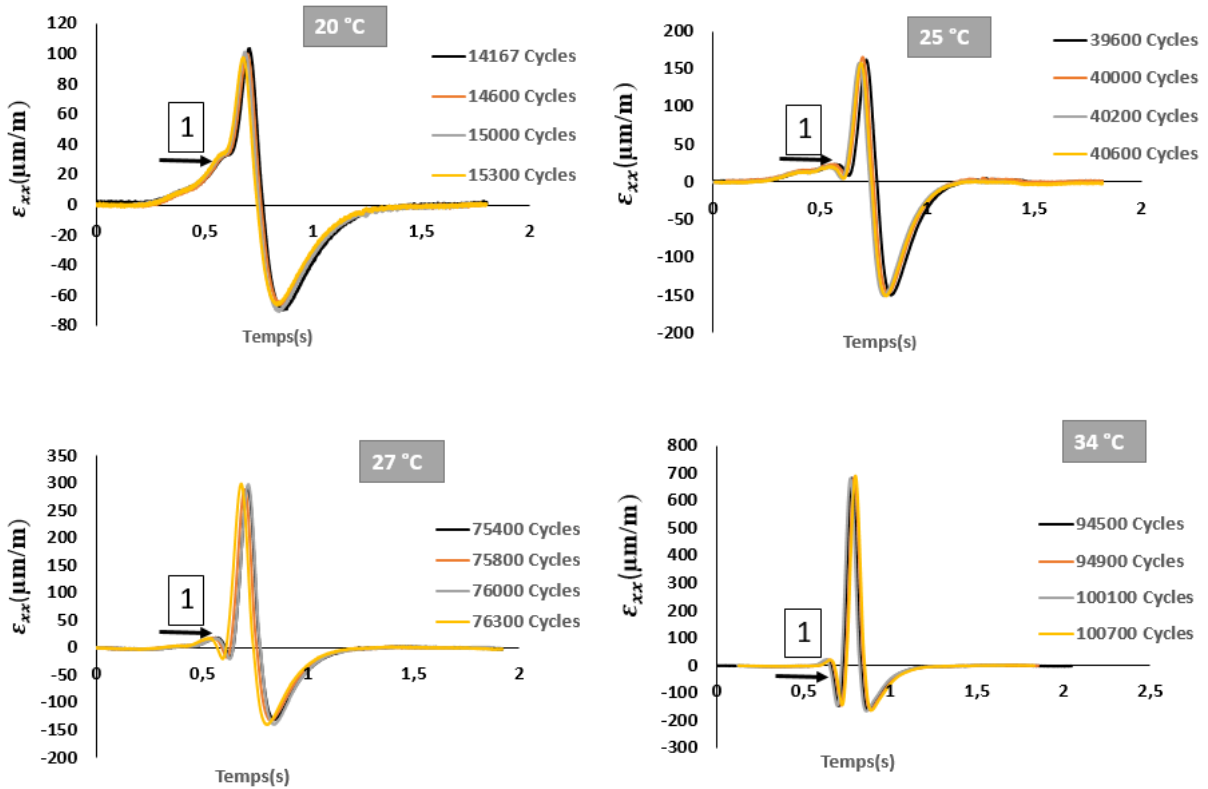


Figure II-46 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux à l'interface (BBAO+ / GB)

II.7.2.3. Extensomètre en fibre optique

L'extensomètre en fibre optique a été collé au-dessus de la couche résiduelle dans le sens de roulement (longitudinal). Il a malheureusement été endommagé à 50.000 cycles. Nous présentons ici la reproductibilité des signaux pour températures (20°C et 25°C). La figure II-47 présente les signaux mesurés par l'extensomètre à 20 et 25°C pour différents nombres de cycles.

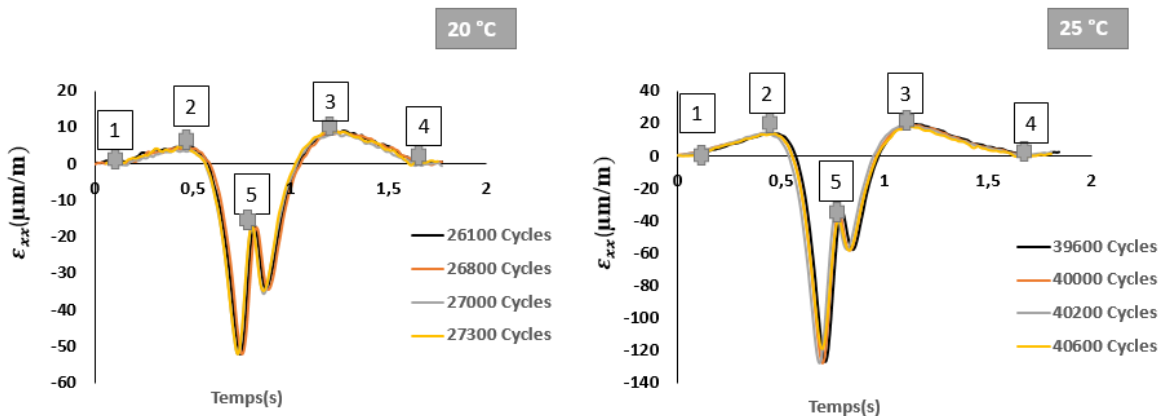


Figure II-47 : Analyse de la reproductibilité des signaux longitudinaux relevés au dessus de la couche résiduelle

Pour une même température, la forme du signal est reproductible. Le signal se compose de 4 points caractéristiques. Le point 1 marque le début de la zone d'influence de la charge sur le capteur alors le point 4 correspond à la fin de celle-ci. Les points 2 et 3 sont deux pics d'extension mesurés à l'avant et à l'arrière de la roue respectivement. Le point 5 correspond à un saut de déformation. Ce dernier s'accroît avec l'augmentation de la température. Ce phénomène de décrochement du signal de déformation est principalement dû à l'évolution des contraintes lors du passage de la charge (voir Chapitre III).

II.7.2.4. Jauges transversales

- Jauge placée dans l'axe du jumelage

La jauge transversale est placée dans l'axe du jumelage à l'interface BBAO et la GB. Les cas sélectionnés sont les mêmes que ceux de l'étude de répétabilité de la jauge longitudinale (cf. tableau II-7). L'analyse de la reproductibilité des signaux (Figure II-48) montre une bonne répétabilité de la forme du signal pour chaque température. Le signal caractéristique présente 3 points particuliers. Le point 1 marque le début de la contraction alors que le point 3 correspond à la fin de celle-ci. Le point 2 correspond au pic de contraction mesuré par la charge au centre de la mesure.

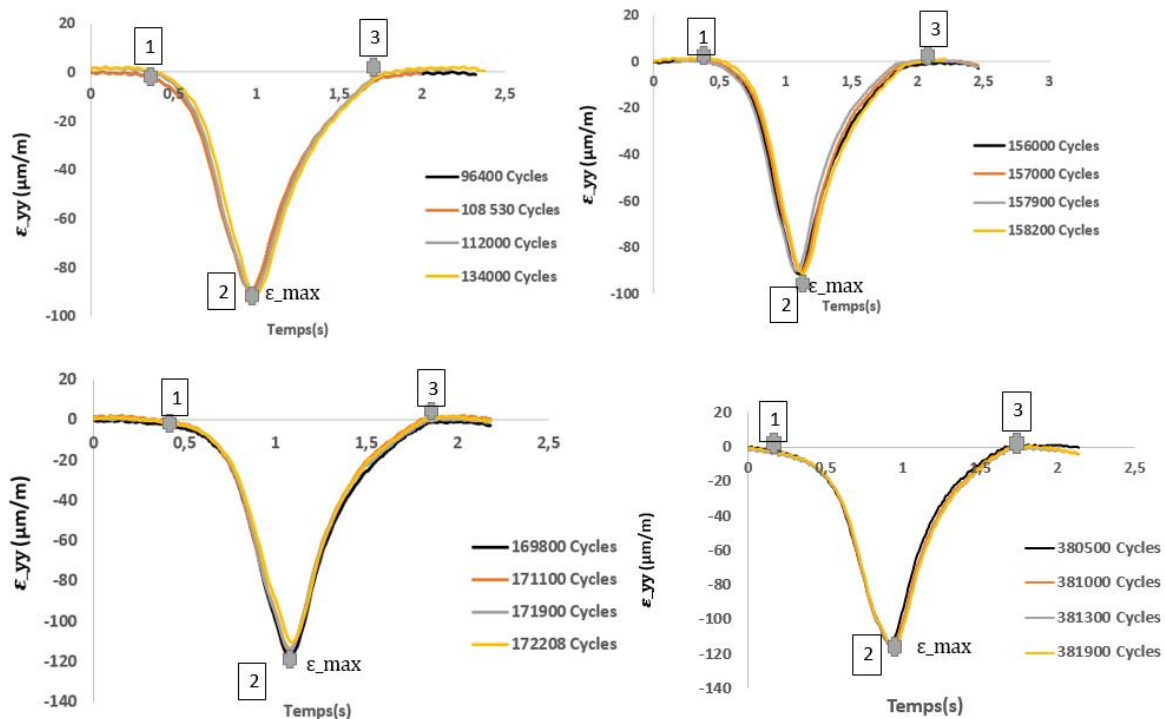


Figure II-48 : Analyse de la reproductibilité des signaux transversaux à l'interface (Agreco)

L'écart-type de la déformation maximale pour les cas sélectionnés (Figure II-49) montre une faible dispersion des mesures (inférieur à 2,5 μm/m).

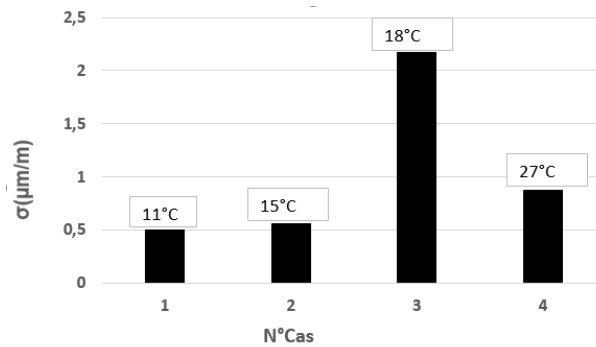


Figure II-49 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale à l'interface (Agreco)

- Jauge placée sous le pneu

Une jauge transversale est collée sous le passage de la charge à l'interface de la couche de surface et de la GB. Les cas sélectionnés pour analyser la répétabilité de la mesure sont les mêmes que la jauge longitudinale de la même campagne (Tableau II-8). La Figure II-50 présente les résultats de l'analyse de la reproductibilité des signaux. Pour une température constante, la forme est reproductible. Le signal caractéristique présente toujours les trois mêmes points particuliers. Les relevés de la jauge placée sous le pneu présentent un décrochement de déformation représenté par le point 4 (cf. Chapitre III). Cette jauge a été endommagée à 80.000 cycles.

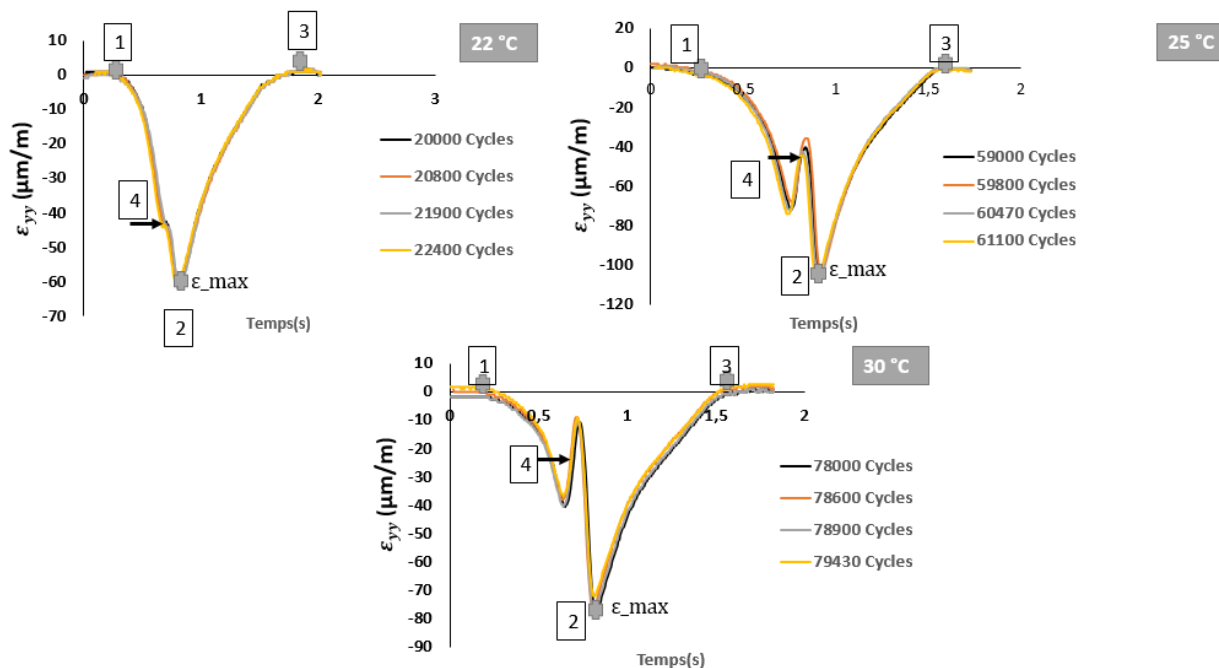


Figure II-50 : Analyse de la reproductibilité des signaux transversaux l'interface (BBAO)

- Jauge placée au bord extérieur du pneu

Les relevés de déformations transversales au bord extérieur du pneu concernent la troisième et la quatrième campagne de mesure. L'analyse de la répétabilité des mesures a été porté sur

les cas sélectionnés dans le tableau II-8. Les signaux présentés à la Figure II-51 montrent que, pour une température constante, la forme du signal est reproductible et la déformation transversale alterne entre l'extension et la contraction. Le signal transversal est caractérisé par cinq points. Le point 1 marque le début de la zone d'influence de la charge sur la jauge. Les points 2 correspondent au pic en extension situés à l'avant de la charge, ce dernier est visible uniquement pour des températures inférieures à 30°C. Le point 3 correspond au maximum de déformation obtenu au point de mesure. Le point 4 représente le pic en extension situés à l'arrière de la charge. Finalement, le point 5 marque la fin de la zone d'influence de la charge sur la jauge.

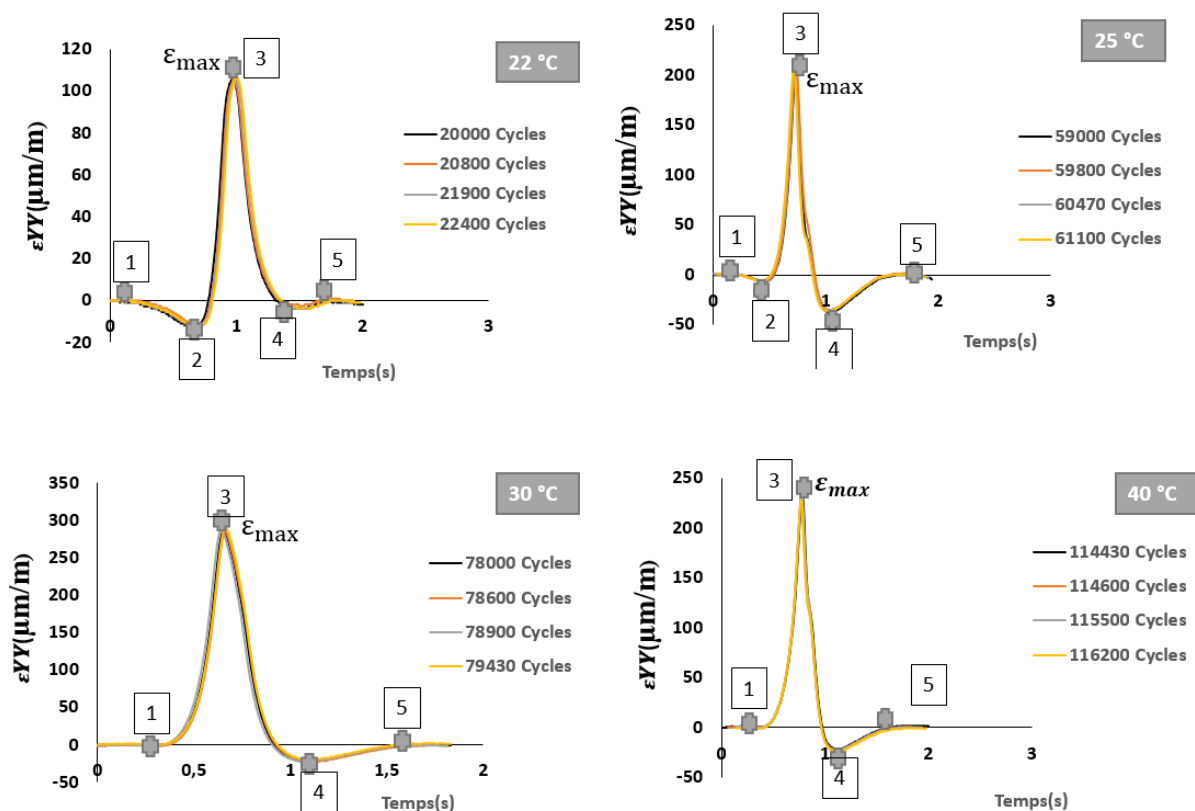


Figure II-51 : Analyse de la reproductibilité des signaux transversaux à l'interface (BBAO)

La Figure II-52 illustre les résultats obtenus pour l'écart-type basé sur les relevés des déformations maximales pour chaque cas sélectionné. Celui-ci est en moyenne égal à 1 $\mu\text{m/m}$ pour les relevés des températures inférieures à 30°C alors qu'il devient plus important (2.5 $\mu\text{m/m}$) pour les mesures effectuées à 40°C.

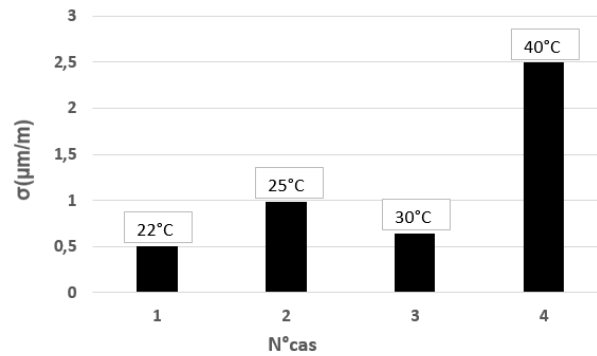


Figure II-52 : Evolution de l'écart type sur les résultats de la jauge transversale à l'interface (BBAO)

II.8. Conclusion du chapitre deux

La détermination des déformations et des contraintes qui s'exercent au passage d'une charge au niveau de la couche de surface est une étape cruciale dans la conception des chaussées. Ces réponses mécaniques sont principalement utilisées pour identifier les dégradations dans la couche de surface et estimer sa durée de vie. Dans ce cadre, des essais en vraies grandeurs ont été effectués sur une chaussée instrumentée avec quatre matériaux de surface différents. Les couches de surface ont été instrumentées à l'aide de capteurs à fibre optique, de jauges de déformation résistives et de capteurs de température. De nouvelles techniques telles que le scanner et la photogrammétrie ont été utilisés pour étudier l'orniérage de la chaussée. L'ensemble de ce travail nous a permis de mieux comprendre les mécanismes de dégradation des couches de surface. L'ensemble des mesures issues des quatre campagnes ont ensuite fait l'objet d'un traitement et d'une confrontation avec notre modèle numérique. Le chapitre trois présente une comparaison numérique/expérimentale entre les signaux de déformation et les niveaux de déformation maximale obtenus à la surface de la chaussée.

Chapitre III. Analyse du comportement à proximité du contact pneu chaussée

III.1. Présentation et objectifs

L'objectif de ce chapitre est d'analyser les déformations qui se développent dans la couche de surface et principalement à proximité du contact pneu-chaussée. En effet, Harmelink (Harmelink et al., 2008) et Luo (Luo et al., 2018) ont démontré que les principales causes de la fissuration descendante (Top Down Cracking) sont les contraintes de traction et de cisaillement ainsi que les extensions produites sous le pneumatique et au bord de celui-ci. Les contraintes de compression et de cisaillement peuvent également entraîner des ornières sous la charge et au bord du pneu (Gokhale et al., 2005) . Pour mieux comprendre ces comportements, nous allons reprendre les quatre campagnes d'essais précédentes, analyser les différents résultats puis les confronter aux résultats du calcul semi-analytique et du logiciel ViscoRoute 2.0[®]. Nous comparons également les dimensions des empreintes du contact pneu-chaussée ainsi que leur répartition qui peut varier en fonction du type de pneumatique (forme, nombre et dessin des stries) et nous étudierons le cas particulier d'un virage.

III.2. Réponse mécanique en surface

Les méthodes de conception des chaussées ont progressivement évolué vers des approches mécanistes-empiriques qui tiennent compte des variations de trafic, de l'environnement, des configurations structurelles émergentes de la chaussée et de l'évolution des matériaux principalement ceux de la couche de surface. Malgré cela, des fissures initiées en surface et des déformations permanentes sont toujours présentes.

Les critères de conception actuels ne prennent en compte qu'un chargement à répartition circulaire uniforme, une pression de gonflage équivalente à la contrainte de contact, des matériaux élastiques et un chargement le plus souvent statique. Les contraintes de contact mesurées in situ montrent que la charge de la roue en mouvement induit des contraintes de cisaillement transversales et longitudinales simultanées ainsi que des contraintes de compression verticales sur la surface de la chaussée. Ces contraintes horizontales et tangentielles sont le résultat de la pression interne des pneumatiques et de la résistance au mouvement au niveau du contact. Ces contraintes peuvent affecter de manière critique les réponses de la chaussée à la surface et à faible profondeur.

La Figure III-1 présente les déformées (fortement exagérées) générées au passage d'une charge. L'évolution de la déformée sous chargement montre que la couche de surface est sollicitée en compression au centre du pneu alors qu'elle est sollicitée en traction aux bords de celui-ci.

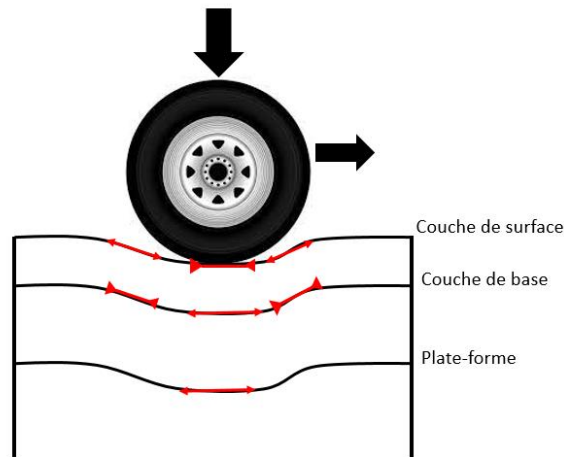


Figure III-1: Déformations générées dans la structure au passage d'une charge

En conséquence, pour mieux aborder le problème de dégradation, il nous faut analyser les déformations transversales dynamiques en surface (à $h=0$). Ces analyses sont effectuées pour des déformations relevées à deux positions par rapport à l'emplacement de la charge afin de déterminer avec précision la position de la charge la plus défavorable.

III.2.1. Déformations transversales hors de la zone de roulement

A chaque campagne d'essais, la jauge nécessaire à cette étude a été collée en surface à 0,6 m de l'axe du jumelage (Figure III-2).

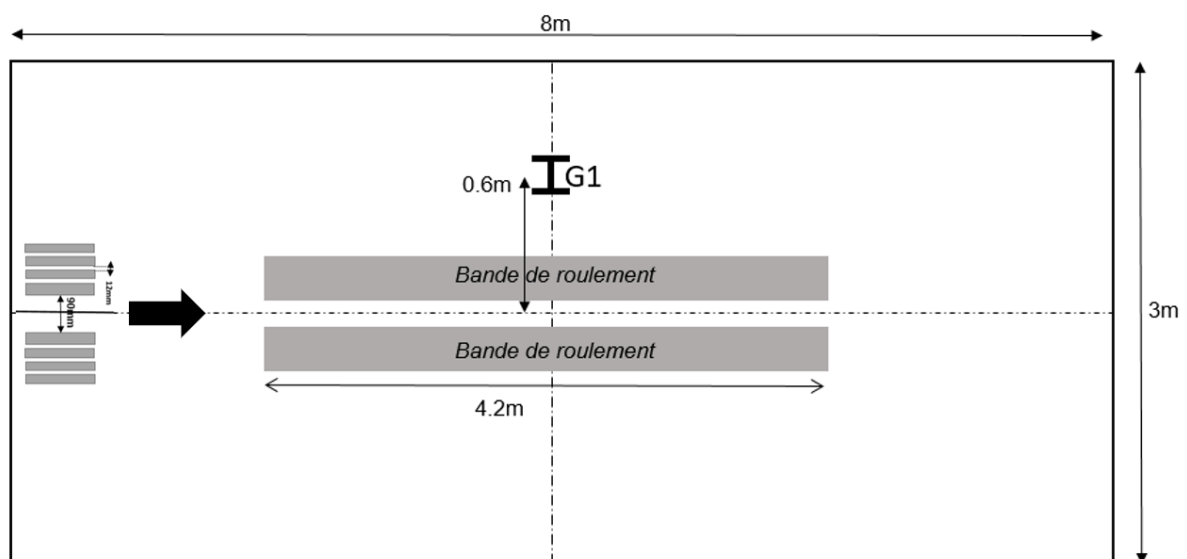


Figure III-2 : Plan d'implantation des jauges de déformation

III.2.1.1. Déformations transversales pour les enrobés à chaud (BBAO et BBAO+)

Les déformations mesurées durant les essais réalisés dans des conditions de température et de nombre de cycles quasi-similaires sur les matériaux de la couche de surface BBAO et BBAO+ sont discutées afin de qualifier leurs performances mécaniques.

La Figure III-3 présente les déformations transversales au passage de l'essieu simple du MLS10 à une température de 20°C mesurée en surface de la chaussée et à un nombre de cycle de chargement de 25000. Sous l'action de la charge du simulateur de trafic (MLS10), la forme du signal de déformation des deux matériaux est quasi-identique. Les résultats montrent que les déformations transversales en surface des 2 couches de BBAO et BBAO+ sont en extension avec un pic en contraction après le passage de la roue, conformément aux résultats de Chun (Chun et al., 2015) et Luo (Luo & Prozzi, 2007). Les signaux présentent une nette dissymétrie qui traduit le comportement viscoélastique des deux matériaux.

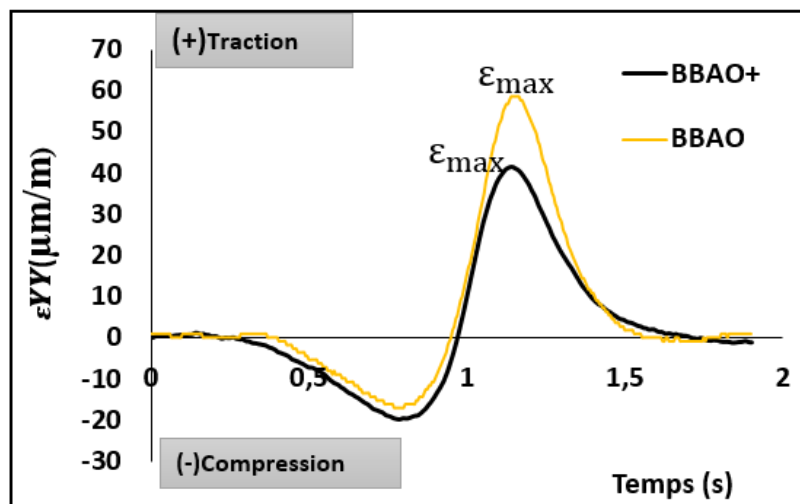


Figure III-3 : Déformations transversales mesurées en surface à 20°C

La comparaison de la déformation maximale en extension des deux matériaux montre que le matériau ayant une rigidité plus importante (BBAO+) présente une déformation en extension maximale plus faible (42 $\mu\text{m/m}$) que le BBAO. Ce dernier, ayant une rigidité inférieure, le pic de la déformation en extension est de 62 $\mu\text{m/m}$ (Figure III-3). Une légère différence de comportement entre les deux matériaux, principalement lors du retour à zéro, apparaît après le passage de la charge. Le temps de retour à zéro pour le BBAO est plus important que le BBAO+. Cette observation est confortée par la différence de rigidité. Lorsque la rigidité est importante, la déformation diminue et la durée du signal augmente. La zone d'influence du signal de chargement est en effet plus importante en fonction de la rigidité du matériau.

Arraigada (Arraigada et al., 2014) et Xiao (Xiao, 2019) ont montré que la température des enrobés bitumineux influençait de manière significative la réponse dynamique de la chaussée. La Figure III-4 présente l'évolution des signaux de déformations pour les deux enrobés à chaud à différentes températures. On constate alors que l'augmentation de la température fait accroître de manière significative l'amplitude de la déformation. Les profils de déformation indiquent que la zone de diffusion des signaux devient plus importante lorsque la température décroît. La durée des signaux (entre le début de la zone d'influence de la charge sur le capteur et le pic en extension) décroît progressivement avec l'augmentation de la température.

L'analyse des Figure III-4b, c et d montre que le pic en contraction avant le passage de la charge devient moins prononcé au fur et à mesure que la température augmente.

A la température de 40°C, le signal en contraction est mesuré après le passage de la charge. Cette inversion, expliquée par le comportement viscoélastique des enrobés bitumineux, devient plus visible au-delà de 30°C. Par ailleurs, l'augmentation de la température implique une diminution de la rigidité des couches bitumineuse réduisant ainsi leur contribution à la récupération des sollicitations après le passage de la charge. L'action de la couche de fondation sur les couches bitumineuses devient ainsi plus importante à haute température, ce qui explique ce pic en contraction plus prononcé à 40°C.

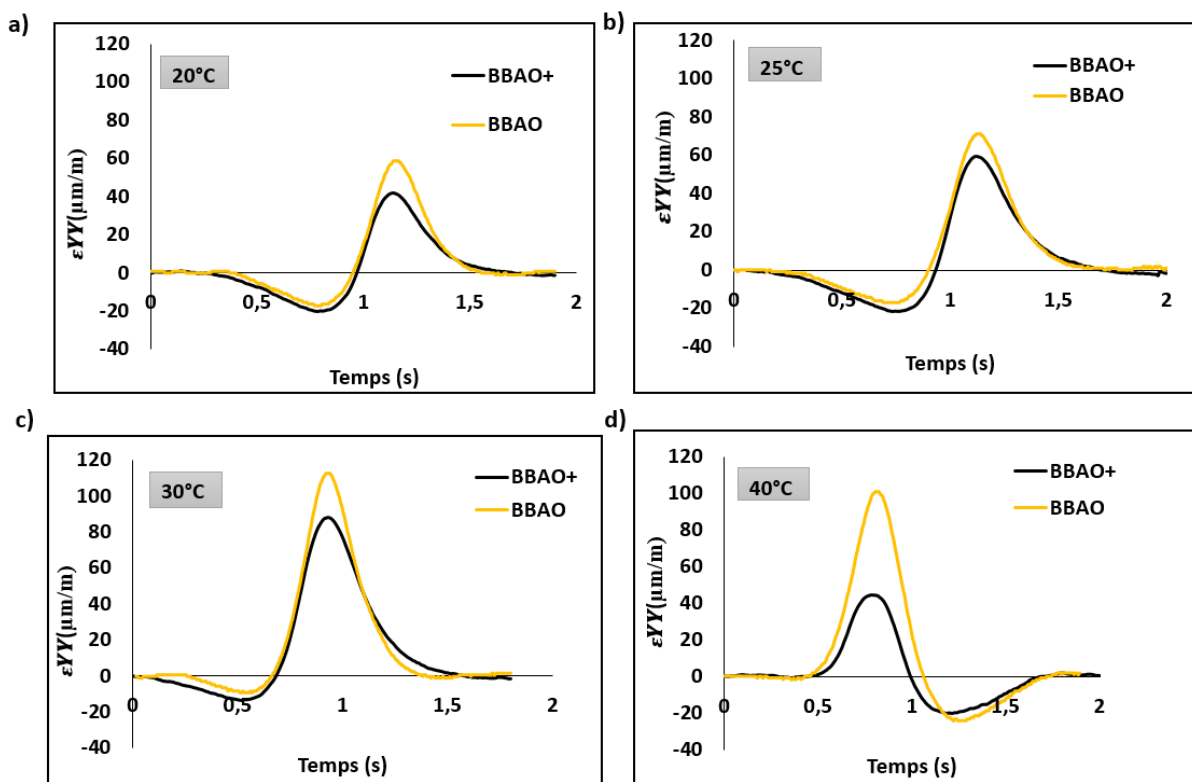


Figure III-4 : Signaux de déformations transversales en surface (à $h=0$ et $y=0,60\text{m}$) pour les matériaux BBAO et BBAO+

Comme le montre la Figure III-5, la déformation maximale $\epsilon_{yy\max}$ mesurée au début des essais (jusqu'à 102.000 cycles) en surface de la chaussée semble varier de façon exponentielle avec la température. Bien que la déformation mesurée ait été influencée par le changement de température, on pourrait aussi s'attendre à ce que d'autres facteurs tels que le nombre de cycles soient pris en compte pour expliquer le changement de déformation et un éventuel endommagement tout au long des essais. Une courbe de régression exponentielle est alors utilisée pour ajuster les données. Pour corriger l'effet de la température, un modèle de

régression a été utilisé. Pour déterminer la réponse à une température de référence de 25°C, des facteurs de correction sont déterminés à partir des deux équations suivantes :

$$CR (BBAO) = e^{0,0639(T-T_{Ref})} \quad \text{Eq III-1}$$

$$CR (BBAO+) = e^{0,0472(T-T_{Ref})} \quad \text{Eq III-2}$$

CR est le facteur de correction utilisé pour déplacer la déformation mesurée d'une température T à la température de référence de 25°C.

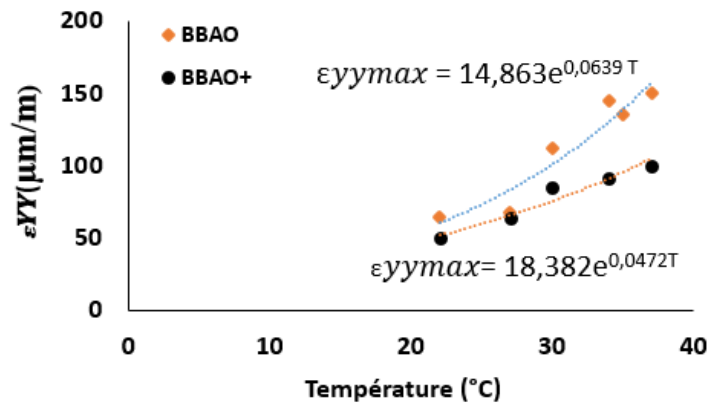


Figure III-5 : Variation de la déformation transversale maximale en fonction de la température (BBAO et BBAO+)

Sur la base des équations (III-1) et (III-2), les réponses de déformation mesurée ont été ajustées à une température de référence de 25°C. Cet ajustement a permis de caractériser l'effet de l'endommagement par fatigue de la couche de surface sans le confondre avec l'effet de la température. La Figure III-6 illustre la variation de la déformation corrigée en fonction de de nombre de cycles.

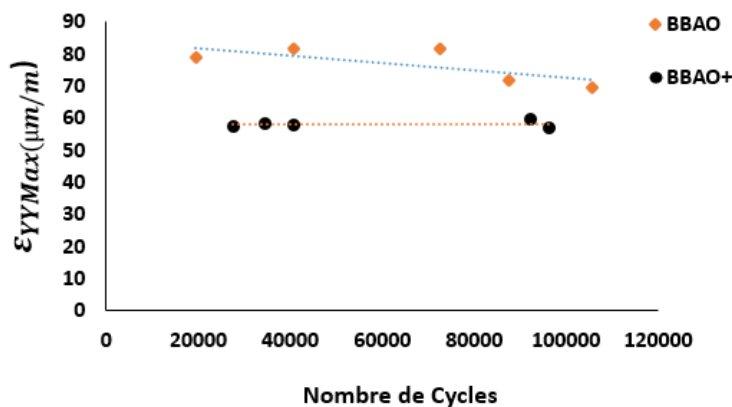


Figure III-6 : Variation de la déformation transversale maximale corrigée à la température de référence de 25°C en fonction du nombre de cycles

Comme le montre cette figure, la déformation transversale en surface est restée relativement constante avec l'augmentation du nombre de cycles pour les deux matériaux, qui ne sont pas

encore fatigués par les essais MLS10. A partir de 40°C, la jauge commence à mesurer des petites déformations qui sont dues à une décohésion de celle-ci.

III.2.1.2. Déformations transversales pour l'enrobé à froid (Agreco)

La Figure III-7 illustre la déformation transversale en surface de l'enrobé à froid au passage de l'essieu MLS10 à différentes températures. Comme pour les enrobés à chaud et sous un chargement dynamique, la déformation transversale en surface est en contraction lorsque le point de mesure est situé à l'extérieur de la charge.

Lorsque la charge s'approche du point de mesure, les déformations deviennent positives (extensions) et augmentent jusqu'à atteindre un maximum au passage de la charge. Lorsqu'elle s'éloigne du point de mesure, l'état initial se rétablit progressivement. L'effet de la température apparait clairement. Plus la température est importante, plus l'extension est grande. Contrairement aux enrobés à chaud (Figure III-4), la zone de diffusion des signaux est quasi-identique avec l'augmentation de la température. Ce comportement peut s'expliquer par la présence de liaisons cimentaires qui réduisent la sensibilité thermique et la réponse visqueuse des enrobés à froid.

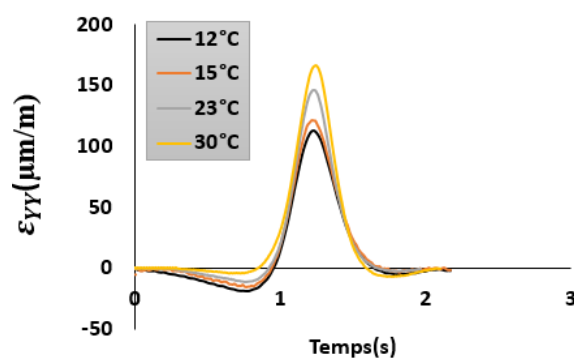


Figure III-7 : Signaux de déformations transversales en surface (à $h=0$; $y=60\text{cm}$) pour l'Agreco

Pour déterminer la fatigue de l'Agreco, nous avons procédé de la même manière que précédemment. Les déformations transversales maximales ont été rapportées à une température de référence de 15°C (Figure III-8). L'évolution de la déformation est quasi constante en fonction du nombre de cycles, ce qui signifie, qu'à ce niveau de nombre de cycles, l'Agreco n'est pas encore fatigué.

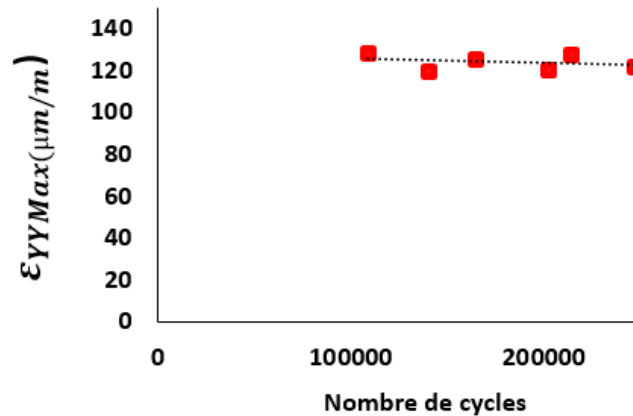


Figure III-8 : Variation de la déformation transversale maximale corrigée à la température de référence de 15°C en fonction de nombre de cycles (Agreco)

III.2.1.3. Paramètres des modèles numériques

Les modélisations numériques ont été effectuées à l'aide de deux outils : ViscoRoute© 2.0 et SAM. Elles nous permettent d'analyser le comportement de la couche de surface aux effets combinés de la charge (pression et empreinte du contact pneu-chaussée), des caractéristiques des matériaux et de la température. Trois configurations ont ainsi été analysées (cf. Tableau III-1).

La première configuration consiste en un calcul élastique sur ViscoRoute© et SAM. La modélisation implique alors une hypothèse de matériaux élastiques équivalents pour toute la structure. Les propriétés élastiques des matériaux ont été déterminées par retro-calculs à la suite des mesures de déflexions (essais FWD). Les essais de caractérisation des matériaux de la couche de surface dans le domaine fréquentiel n'ont pas été entrepris puisque les épaisseurs des couches sont faibles (inférieures à 6 cm). Trois configurations de chargement ont été analysés. La première est un essieu de 65 kN avec un chargement uniforme de forme rectangulaire. La deuxième est également un essieu de 65 kN dont la forme est décomposée en plusieurs charges rectangulaires pour reproduire l'empreinte équivalente du contact pneu-chaussée. Enfin, pour les calculs avec SAM, la vraie géométrie du pneumatique a été intégrée.

	ViscoRoute	Calcul Semi-Analytique
Paramètre de charge	Charge Verticale (65kN): <ul style="list-style-type: none"> • Uniforme • Rectangulaire • Empreinte Equivalente 	Charge Verticale (65kN): <ul style="list-style-type: none"> • Vraie géométrie du contact
Caractéristiques mécaniques des matériaux de surface	<ul style="list-style-type: none"> • Elastique équivalent • Viscoélastique 	<ul style="list-style-type: none"> • Elastique équivalent

Tableau III-1 : Paramètres utilisés dans les modèles numériques

- **Modélisation du comportement élastique équivalent**

Pour cette modélisation, la structure de chaussée est considérée comme un demi-espace multicouche élastique. Le sol est considéré comme une seule couche de dimension infinie alors que les sols de fondation sont constitués de trois couches granulaires avec des épaisseurs différentes. Les couches de sol et de fondations sont supposées linéaires élastiques avec un coefficient de Poisson de 0,35. Les interfaces entre ces dernières sont supposées parfaitement collées. Les couches de revêtement bitumineux composées d'une couche de base et d'une couche de surface sont aussi considérées élastiques. Leurs modules élastiques équivalents sont déterminées à partir de retro-calculs effectués avec Alize-LCPC.

Des essais FWD ont été réalisés sur l'Agreco par application d'une charge de 50 kN sur une plaque segmentée de 150 mm de diamètre. Les déflexions ont ensuite été relevées à des distances radiales de 0, 300, 450, 600, 900, 1200, 1500 et 1800 mm (Figure III-9). Le jour de l'essai, les températures mesurées étaient de 18,8°C en surface de la chaussée et 16°C en couche de base. Le logiciel Alize-LCPC permet un calcul élastique des sollicitations résultant des charges de trafic dans les différentes couches de la chaussée ainsi que les déflexions (Balay et al., 2009b). Pour faciliter la convergence des calculs, des conditions aux limites ont été fixées pour le module de l'une des couches de la structure.

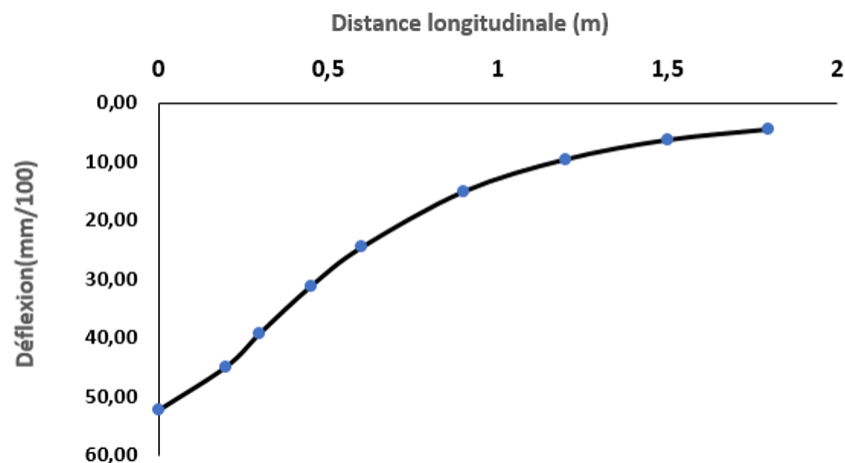
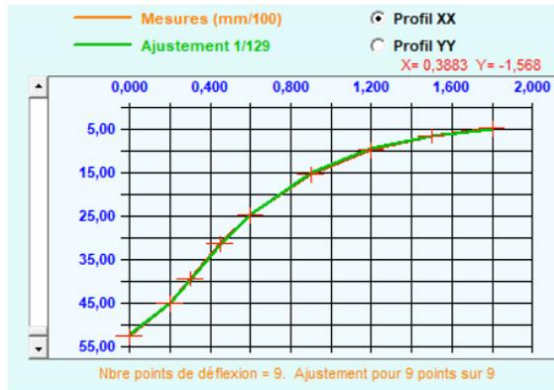


Figure III-9 : Bassin de déflexion mesuré (Agreco)

Dans cet exemple, la variation du module de la couche de base a été choisie pour évoluer entre 9000 MPa et 13000 MPa. Les modules ont été calculé (Figure III-10b) sur la base du calage entre les bassins de déflexion mesuré et calculé (Figure III-10a). Des petites corrections sur les modules sont ensuite apportées pour tenir compte de la fréquence de chargement des essais MLS10 (1 Hz contre 10 Hz pour le FWD) et de la température.

a)



b)

	épais. (m)	coef. Poisson	E1/E2 = Cste = 0,3000 collé	E en cours (Mpa)
1	0,040	0,350		3 588
2	0,080	0,350	collé	11 960

Figure III-10 : ALIZE - module « rétro-calcul » : (a) Calage entre le bassin calculé et mesuré, (b) Résultats de modules issus par retro-calcul.

Les modules élastiques des couches bitumineuses, utilisés pour chaque structure, sont données dans le Tableau III-2. La fondation est composée de trois couches avec une épaisseur totale de 1,77m. Les modules élastiques des trois couches sont 83 MPa, 500 MPa et 20 MPa. Les modules du sol ont été déterminés à l'aide des essais de plaque lors de la construction de la fosse et par retro-calcul des données des essais FWD effectués au préalable sur le sol.

	Epaisseur (cm)	Module élastique équivalent (MPa)	Coefficient de Poisson
Structure 1			
BBSG (15°C,10Hz)	5	5400	0.35
GB (15°C,10Hz)	8	13400	0.35
Structure 2			
Agreco (19°C,10Hz)	4	3588	0.35
Agreco (16°C,10Hz)	8	11960	0.35
Structure 3			
BBAO (16°C,10Hz)	6	7013	0.35
GB (15°C,10Hz)	8	11600	0.35
Structure 4			
BBAO+(19°C ,10hz)	6	12000	0.35
GB(17°C ,10hz)	8	8000	0.35

Tableau III-2 : Paramètres élastiques équivalents

- **Modélisation du comportement viscoélastique**

Les modélisations viscoélastiques permettent une meilleure description de la forme des signaux principalement lorsque les températures sont élevées. Pour intégrer ce comportement, le module Viscoélastique de ViscoRoute© a été utilisé. Ce dernier est basé sur le modèle de Huet-Sayegh pour décrire le comportement mécanique des enrobés bitumineux. Étant donné que nous n'avons pas réalisé d'essais de caractérisation de module complexe, nous ne disposons pas des paramètres de Huet-Sayegh nécessaires pour les modélisations sur ViscoRoute. En revanche, l'objectif est de prédire de manière qualitative l'effet de la viscoélasticité sur les signaux de déformation. Pour se faire, les paramètres d'un matériau de surface standard (BBSG) et les paramètres d'une GB3 pour la couche de base issus de la bibliographie ont été utilisés (Zoa, 2013) (cf. Tableau III-3).

Matériau	δ	k	h	E0(MPa)	E-infini (MPa)	τ	A0	A1	A2
BBSG	2	0,215	0,68	33500	73	0,0059	2,71	-0,198	0,0017
GB3	1,95	0,22	0,63	31000	74	0,0059	2,71	-0,198	0,0017

Tableau III-3 : Paramètres du modèle de Huet-Sayegh à 20°C

- **Géométrie du contact pneu-chaussée**

Un premier modèle de charge intégré sur ViscoRoute consiste en un chargement uniforme avec une empreinte rectangulaire (Figure III-11). La pression de contact dans ce cas est estimée à 0.55 MPa.

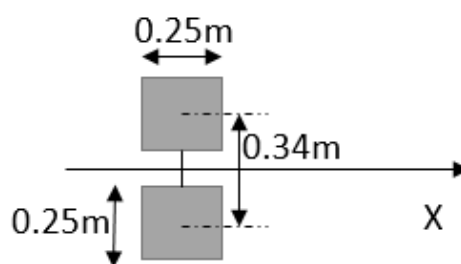


Figure III-11 : Modélisation sous ViscoRoute des pneus jumelés avec une empreinte rectangulaire

Les calculs sur ViscoRoute ont été également réalisés avec une empreinte équivalente au pneu MLS10. Cette empreinte a été reconstituée à partir des mesures de pression de contact. En premier lieu, l'empreinte d'un seul pneu (référence 295/80R22.5) du simulateur MLS10 a été enregistrée et mesurée avec le capteur de pression de contact TekScan. Les essais ont été effectués en statique avec une charge de 32.5 kN. La charge totale a ensuite été décomposée en sous - charge rectangulaire, chaque rectangle possédant une pression moyenne locale. Finalement, la géométrie de l'empreinte de l'essieu MLS10 a été intégré sur

ViscoRoute par symétrie. La Figure III-12 présente la mesure issue de l'outil TeckScan et la modélisation associée. L'essieu est supposé symétrique et centré sur le point (0,0). La sculpture du pneu est composée de cinq nervures et quatre rainures. L'espacement entre chaque nervure est considéré constant. L'espacement entre les deux pneus est supposé égal à l'espacement réel de l'essieu MLS10 (soit 9 cm).

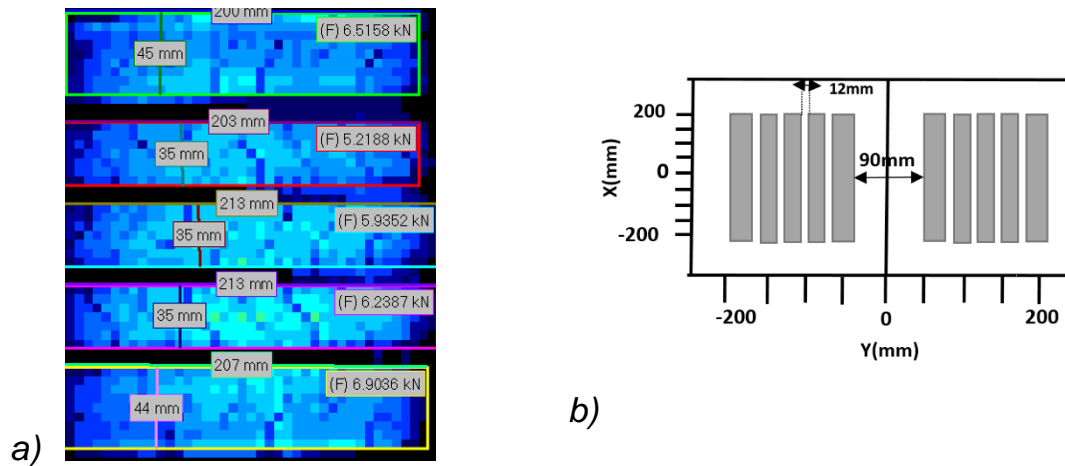


Figure III-12 : a) Empreinte d'un seul pneu mesurée avec le capteur Tekscan , b) Empreinte équivalente intégrée sur ViscoRoute

Dans SAM, le profil réel du pneu a été intégré par une technique de photogrammétrie tandis que ses propriétés ont été estimées par des essais de déflexion du pneu.

Les travaux de recherche entrepris par Manyo (Manyo, 2019) ont montré que les propriétés mécaniques élastiques du pneumatique peuvent être déterminées à l'aide d'essais de rigidité en se basant sur le modèle de Lankarani et Nikravesh (Lankarani, 1994). Ce modèle exprime l'évolution de la déflexion en fonction d'une force appliquée

$$F = k\delta^n \quad \text{Eq III-3}$$

Avec δ la déflexion du pneu , n compris entre 1 et 1.5 (Pereira et al., 2011) et k la rigidité du contact exprimé par l'équation :

$$k = \frac{4}{3} E^* R^{1/2} \quad \text{Eq III-4}$$

où R définit le rayon de contact quivalent et E^* est exprimé par l'équation :

$$E^* = \left[\frac{1}{\pi} \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right) \right]^{-1} \quad \text{Eq III-5}$$

avec (E_i, ν_i) sont le module de Young et coefficient de Poisson des deux corps en contact.

La rigidité du pneu k a été déterminée par des essais de compression sur le pneu à l'aide d'une presse électromécanique. La Figure III-13 montre le protocole expérimental utilisé. L'essai permet de tracer l'évolution de la déflexion en fonction de la charge à différentes pressions de gonflage.



Figure III-13 : Essai de caractérisation du pneu

La pression de gonflage a été mesurée avant et après chaque essai de compression. Au cours des essais, la pression est invariée. Nous admettons donc que, dans le modèle, le pneu et sa structure sont incompressibles (Manyo, 2019). En se basant sur l'équation (III-3) et les relevés expérimentaux, la rigidité k a été déterminée pour chaque pression de gonflage en ajustant les relevés expérimentaux et le modèle. L'exposant n a été fixé à 1,11 en tenant compte des conditions du contact cylindrique (Manyo, 2019). Ainsi l'équation (III-3) devient :

$$F = k\delta^{1.11}$$

Eq III-6

La Figure III-14 montre les résultats de déflexions mesurées et calculées. Ces résultats prouvent que la rigidité k calculée apporte un bon calage. Les valeurs de cette rigidité nous permettent d'estimer le module d'Young équivalent du pneu en utilisant l'équation (III-4) et (III-5) avec l'hypothèse que le pneu est incompressible.

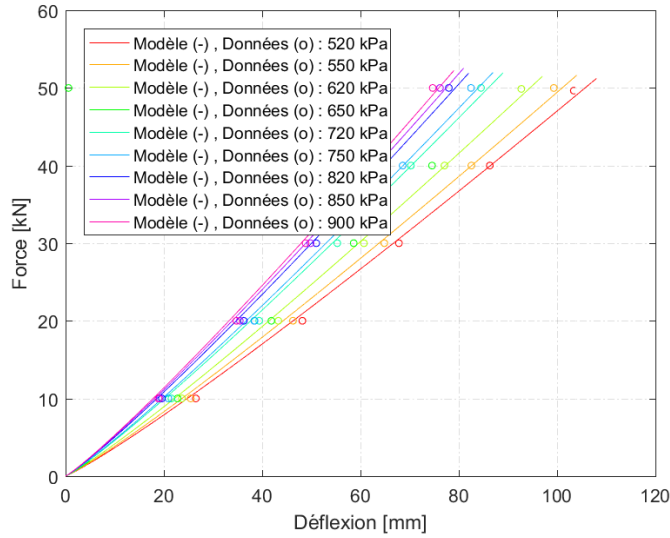


Figure III-14 : Calage entre les résultats du modèle et les relevés expérimentaux

Le module d'Young dépend fortement de la pression de gonflage. Une équation analytique a donc été déterminée (Manyo, 2019). Elle permet d'exprimer le module en fonction de la pression de gonflage par une loi linéaire :

$$E_p = 0.0027P + 0.7$$

Eq III-7

avec E_p le module (MPa) et P la pression de gonflage (kPa).

La Figure III-15 présente l'évolution du module d'Young en fonction de la pression de gonflage calculés à l'aide de l'équation (III-7).

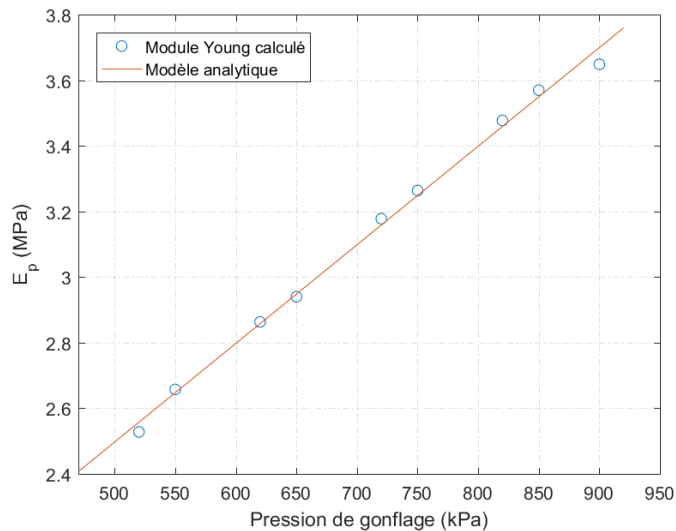


Figure III-15 : Calage entre le modèle analytique et les valeurs calculées

Afin d'intégrer la vraie géométrie du pneumatique dans le modèle semi-analytique, il est nécessaire d'avoir des données en coordonnées de type (X,Y,Z) qui définissent sa géométrie. Pour cela nous avons utilisé une méthode de photogrammétrie qui permet après un post

traitement numérique de récupérer les coordonnées du pneu. Pour cela, on utilise un quart du pneu pour prendre plusieurs clichés en lumière contrôlée en respectant les mêmes profondeurs de champs avec un recouvrement de 80% à chaque cliché. Ces photographies sont ensuite traitées par le logiciel Recap Photo® qui détecte les points communs entre chacune d'elles et reconstruit un fichier de données tridimensionnels. Pour intégrer une géométrie représentative, nous avons utilisé moins d'un quart du pneu qui s'avère suffisant (Manyo, 2019). La photogrammétrie est basée sur un maillage triangulaire alors que notre modèle semi analytique implique le même maillage dans toutes les directions. Il a donc été nécessaire de reconstituer les données issues de la photogrammétrie pour les adapter au calcul SAM. Pour cela un code de traitement a été conçu sous Matlab (Manyo, 2019). La Figure III-16 montre le profil du pneu reconstitué avec une pression de gonflage de 9 bars.

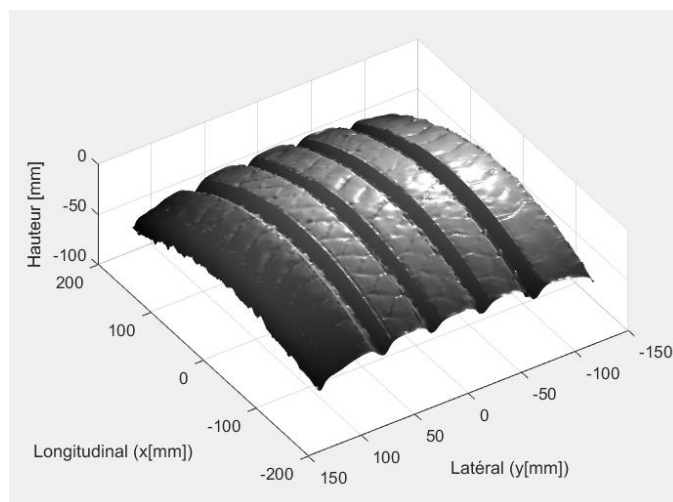


Figure III-16 : Profil du pneu reconstitué

A l'aide de cette reconstitution nous avons intégré, par le principe de symétrie, l'essieu d'un poids lourd (Figure III-17).

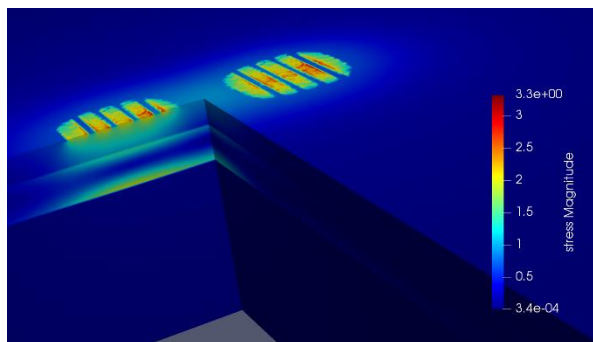


Figure III-17 : Pression de contact résultant de l'essieu intégré dans SAM

III.2.1.4. Résultats et validation des différentes modélisations

Afin de réaliser les comparaisons entre les résultats expérimentaux et numériques, les signaux expérimentaux, mesurés dans le domaine temporel, sont présentés suivant la direction longitudinale (coordonnée X). La transition du domaine temporel au domaine spatial est réalisée à partir de la vitesse de chargement, selon l'équation suivante :

$$X = -V \cdot (t - t_0) \quad \text{Eq III-8}$$

où X est la coordonnée suivant l'axe de roulement (en m), V est la vitesse de roulement du simulateur (en m/s), t_0 correspond à l'instant où la charge se trouve sur la jauge (en s) et t le temps (en s).

La Figure III-18 illustre les résultats de déformations transversales déterminés en surface pour les trois matériaux (Agreco, BBAO, BBAO+) et pour différentes modélisations du contact de pneu-chaussée. Ces signaux de déformations transversales sont les résultats d'un calcul élastique réalisé sur ViscoRoute et SAM à une température de 20°C.

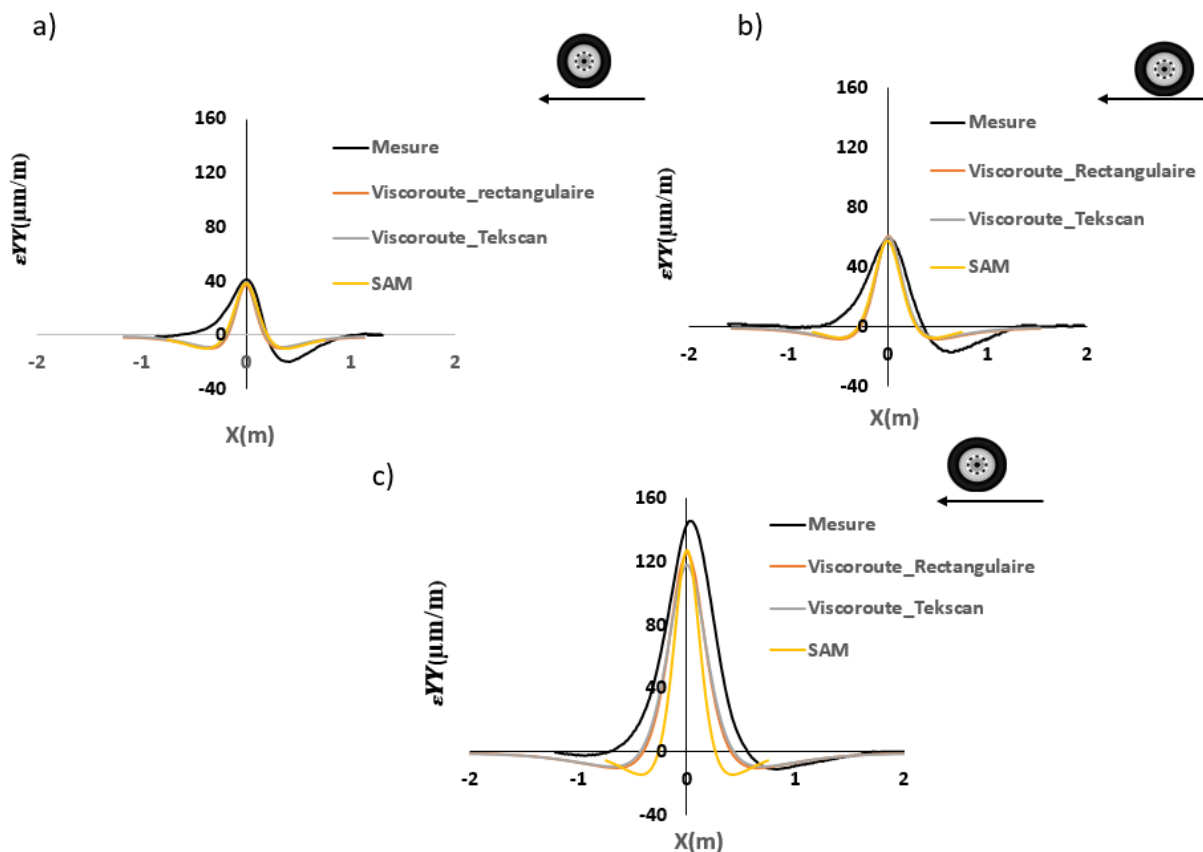


Figure III-18 : Signaux de déformations transversales à 20 °C (à $h = 0$; $y = 60$).

a) BBAO+, b) BBAO, c) Agreco

Pour les trois matériaux, la superposition des signaux mesurés et calculés nous informe que les modélisations élastiques ne peuvent que reproduire partiellement la forme des déformations mesurées. Les Figure III-18 a et b indiquent que, pour les enrobés à chaud

(BBAO et BBAO+), les pics en extension calculés correspondent bien aux réponses mesurées avec un écart de 1,3 %.

D'autre part, les simulations numériques présentent un pic en contraction moins prononcé. Cela peut s'expliquer soit par des effets dû à la fosse à savoir, variation de l'épaisseur lors de la mise en œuvre, la présence d'un gradient de température, les conditions de collage de la couche de liaison, etc soit par la taille des jauges. Cet écart peut être aussi dû aux paramètres de calculs. Les matériaux bitumineux sont en effet considérés comme neufs dans les calculs alors que la chaussée a déjà subi une diminution de sa rigidité à cause des conditions environnementales ou du nombre de cycles. La comparaison montre également que pour les enrobés à froid (Agreco), les modélisations ont tendance à sous-estimer les déformations (Figure III-18c). L'écart entre la déformation calculée et mesurée est d'environ 20%. Cette différence peut être expliquée de nouveau par les conditions de mises en œuvre et de réalisation des essais (gradient de température, taille des capteur) mais aussi par les hypothèses de calculs.

L'analyse des signaux montre que, hors zone de roulement, les déformations issues des calculs ViscoRoute (empreinte rectangulaire ou empreinte équivalente) et celles déterminées par SAM (vraie géométrie du pneu, pression de contact de 1,4 MPa) sont quasiment identiques. Ainsi, dans la suite, nous choisissons une empreinte rectangulaire (pression de contact de 0.66 MPa) pour les comparaisons entre ViscoRoute et SAM.

Les résultats expérimentaux montrent clairement l'effet de la viscoélasticité des enrobés sur la déformation transversale. Il apparaît une dissymétrie entre les signaux mesurés et les signaux élastiques. On remarque que les calculs élastiques ne présentent pas de retard associé à la viscoélasticité permettant le rétablissement suffisant des déformations. Dans la suite, nous choisirons donc de réaliser des modélisations viscoélastiques et élastiques équivalents.

III.2.2. Analyse de la déformation transversale dans la zone de roulement

La Figure III-19 illustre la déformation transversale en surface ($h = 0$) au centre du jumelage ($y = 0$) au passage d'un essieu simple pour le matériau BBAO+. L'essieu MLS10 est équipé de pneus jumelés et roule à 11 km/h. La déformation transversale devient plus importante à mesure que la charge se rapproche de la jauge jusqu'à un maximum au passage de celle-ci. Après le passage de la charge, la déformation décroît progressivement jusqu'au retour à zéro. La partie centrale du signal présente un saut de déformation. Ce saut de déformation est expliqué par le cheminement des contraintes lors du passage de la charge.

Pour comprendre la contribution de chaque contrainte, on peut calculer la déformation transversale à partir de la loi de Hooke tridimensionnelle (Eq III-9):

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E} (\sigma_{yy} - \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz})) \quad \text{Eq III-9}$$

A partir de l'équation 9, on peut décomposer la contribution de chaque contrainte dans la déformation transversale (Eq III-10, III-11 et III-12)

$$\varepsilon_{yy} (\sigma_{xx}) = -\nu \frac{1}{E} \sigma_{xx} \quad \text{Eq III-10}$$

$$\varepsilon_{yy} (\sigma_{yy}) = \frac{1}{E} \sigma_{yy} \quad \text{Eq III-11}$$

$$\varepsilon_{yy} (\sigma_{zz}) = -\nu \frac{1}{E} \sigma_{zz} \quad \text{Eq III-12}$$

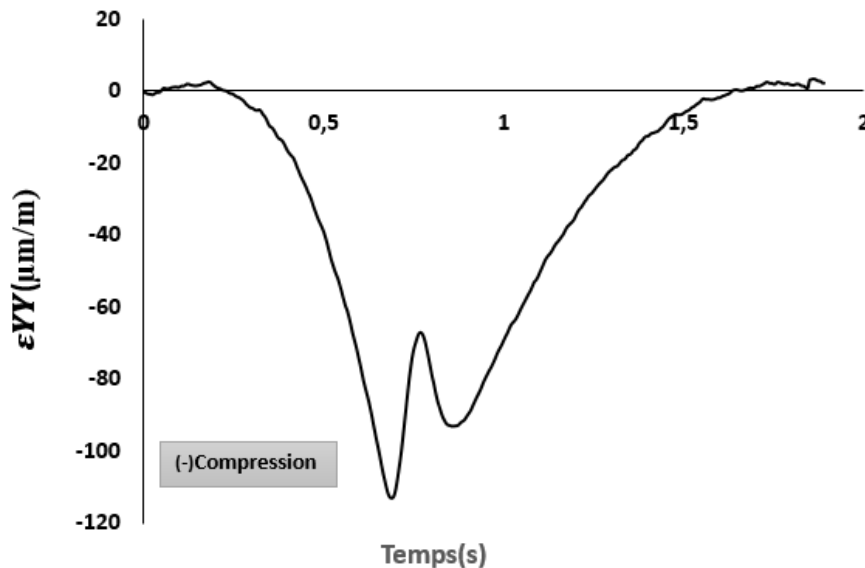


Figure III-19 : Déformations transversales mesurées en surface (à $h=0$ et $y=0$) au passage d'un essieu pneus jumelés (20°C),

Une représentation des contraintes et de leurs liens avec les déformations transversales à différentes températures est proposée sur la Figure III-20. Les contraintes transversales et longitudinale évoluent jusqu'à passage de la charge puis décroissent. En revanche, la contrainte longitudinale est beaucoup plus importante que la contrainte transversale avec une augmentation brusque au passage de la charge. Par ailleurs, la contrainte verticale est très faible entre le jumelage. La composante longitudinale σ_{xx} génère un décroissement proportionnel de la déformation transversale d'environ 35 % qui correspond à la valeur du coefficient de Poisson. Les contraintes longitudinales et transversales deviennent plus importantes avec la rigidité du revêtement bitumineux ce qui implique qu'elles sont beaucoup plus élevées à basses températures (Figure III-20a). A titre d'exemple, à 30°C, les contraintes horizontales sont moins importantes qu'à 20°C. La contrainte verticale σ_{zz} reste toujours faible

même à hautes températures. Par ailleurs, la contrainte longitudinale engendre un saut de déformation plus importante à 30°C par effet Poisson et une diminution de la déformation transversale d'environ 35% correspondant au coefficient de Poisson. Pour un coefficient de Poisson constant, les sauts de déformations seront d'autant plus prononcés que le ratio entre les contraintes transversales et longitudinales sera petit. La contrainte transversale engendre une contraction dans le sens transversal alors que la contrainte longitudinale génère une extension (Figure III-20b) par effet Poisson. Le BBAO+ étant déjà comprimé dans cette zone, cette traction est bloquée et engendre un saut de déformation. L'amplitude des sauts de déformation est fonction de l'intensité de la contrainte longitudinale par rapport aux contraintes transversales et donc, du coefficient de Poisson.

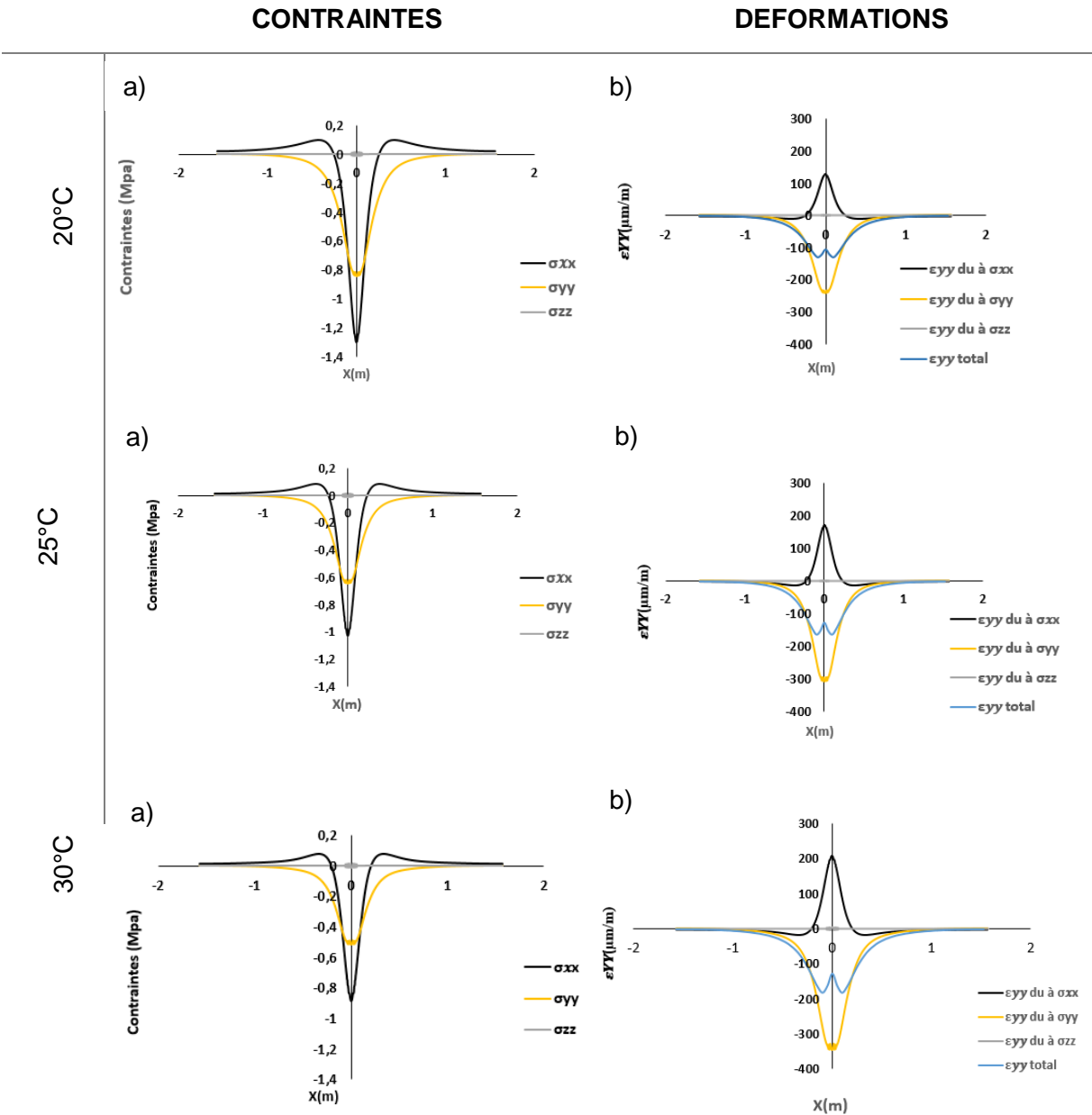


Figure III-19 : a) Composantes des contraintes, b) contribution des contraintes dans la déformation transversale ($h=0$; $y=0$) à différentes températures

Pour mettre en évidence l'effet du coefficient du Poisson, la Figure III-20 présente un calcul élastique réalisé sur ViscoRoute avec des coefficients de Poisson différents. Les résultats montrent que plus le coefficient de Poisson est important plus le saut de déformation est prononcé.

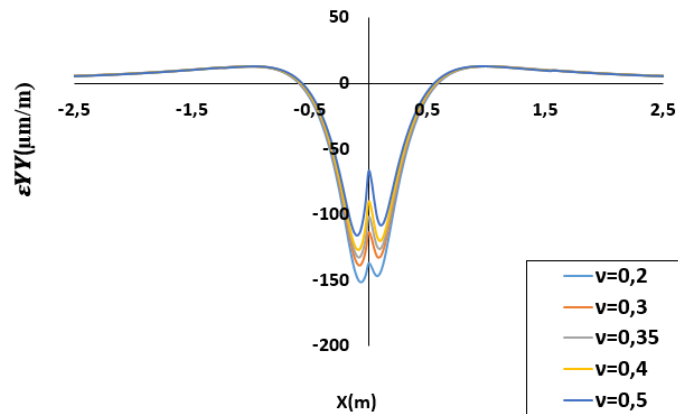


Figure III-20 : Variation de la déformation en fonction du coefficient de Poisson

La Figure III-21 illustre le résultat de la comparaison entre les modélisations élastiques et les mesures à 20°C et 25°C.

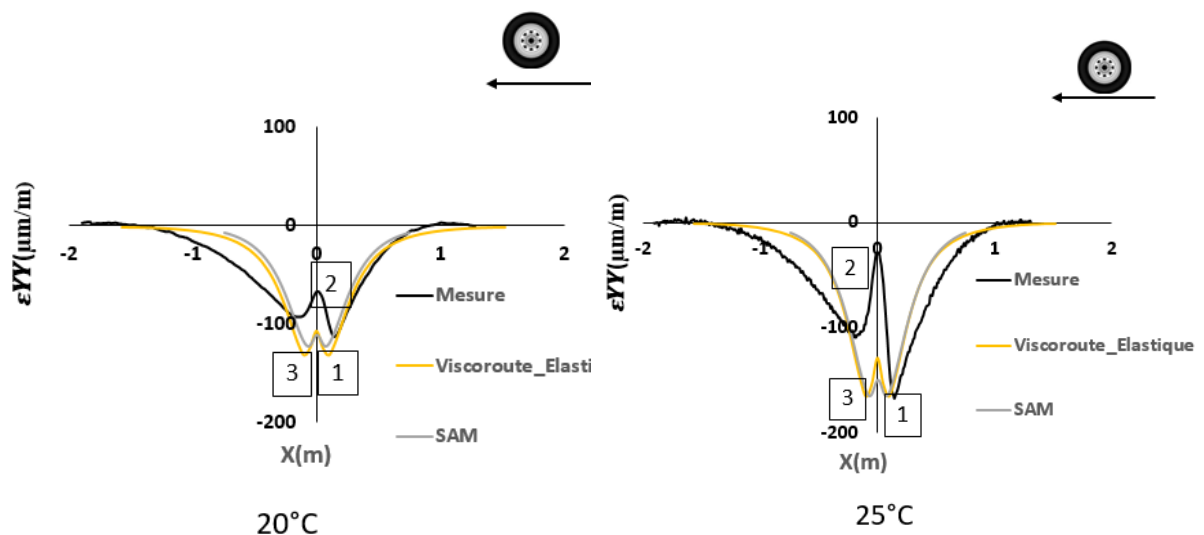


Figure III-21 : Signaux de déformations transversales calculés et mesurés à 20 °et 25°C (à $h = 0$ et $y = 0$).

Comme on s'y attendait, la température a un effet significatif sur l'évolution des déformations indépendamment du type de structure et de conditions de chargement. Les résultats expérimentaux montrent que le saut de déformation devient plus prononcé avec l'augmentation de la température alors que l'amplitude de ce dernier décroît. En effet, à haute température, les contraintes deviennent moins importantes (cf. point 2 sur la figure). On remarque également que le premier pic (point 1) est très sensible à la température alors que le troisième pic (point 3) évolue peu avec la température. Cette dissymétrie est encore expliquée par le comportement viscoélastique des enrobés bitumineux. Les comparaisons montrent aussi que les signaux calculés présentent des sauts de déformations moins prononcés que ceux remarqués sur les signaux mesurés. De plus, pour les deux modèles, on remarque que les modélisations ne reproduisent pas parfaitement la déformation transversale au centre du jumelage. A 20°C, le premier pic (point 1) présente un écart de l'ordre de 10% et un écart de l'ordre de 20% pour les deux autres pics. Sur les signaux de déformations à 25°C, on constate que les modélisations ont tendance à surestimer les amplitudes de déformations principalement pour les pics 2 et 3. Le pic en contraction calculé avant le passage de la charge (point 1) est relativement bien estimé par les deux modèles. Les deux modélisations donnent néanmoins des résultats quasi identiques entre le jumelage.

Pour comprendre l'effet de la viscoélasticité sur les déformations transversales au centre du jumelage et notamment les sauts de déformations, la Figure III-22 présente les signaux mesurés et calculés à 25°C par ViscoRoute en tenant compte de la viscoélasticité. On note une dissymétrie du signal mais la forme du signal n'est que partiellement retrouvée. Les modélisations ont, une nouvelle fois, tendance à surestimer les amplitudes de déformations principalement pour les pics 2 et 3. La modélisation sur ViscoRoute prédit les déformations transversales au centre du jumelage avec une différence de 4,41 % pour le premier pic (1), 67,64 % pour le deuxième pic (2), et 40 % pour le troisième pic par rapport aux mesures.

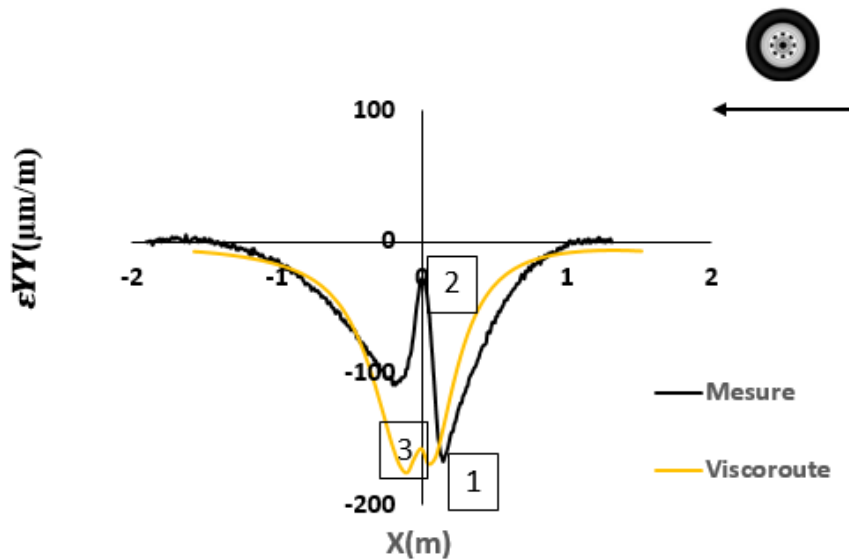


Figure III-22 : Signal Calculé et mesuré à 25°C (à $h = 0$ et $y = 0$)

III.3. Réponse mécanique sous la couche de surface

Le comportement de la chaussée à faible profondeur de la surface est fortement lié aux sollicitations complexes induites par le trafic et les conditions climatiques. Ces sollicitations sont responsables des problèmes de déformations permanentes et des fissurations descendantes. Ce paragraphe propose de caractériser les déformations à différentes profondeurs, de décrire leur comportement dans les différents cas expérimentaux et de comparer ces résultats aux modélisations sur SAM et ViscoRoute.

L'extensomètre est placé à 9 cm sous la surface, au-dessus de la couche résiduelle (Figure III-23a) de BBAO+ dans l'axe du jumelage. La Figure III-23b présente la déformation longitudinale au passage de la charge. La déformation mesurée est en contraction. La déformation longitudinale est composée de deux pics de contraction avant et après le passage de la charge et d'une extension au point de mesure. Lorsque le pneu se rapproche du point de mesure, la couche de surface présente une compression. Lorsque le pneumatique est situé au-dessus de l'extensomètre, les contraintes deviennent importantes et provoquent des pics de compression. Les déformations s'inversent lorsque le pneu dépasse le point de mesure, provoquant une extension. Au fur et à mesure que le pneu s'éloigne de l'extensomètre, les déformations commencent à diminuer. Les deux pics en extension possèdent des amplitudes différentes en raison du comportement viscoélastique des enrobés bitumineux.

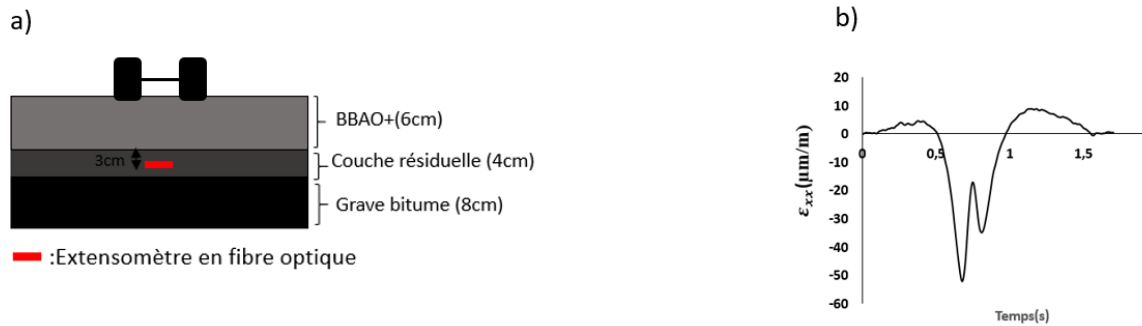


Figure III-23 : a) Emplacement du point de mesures, b) Déformation longitudinale mesurée ($h = 9 \text{ cm}$ et $y = 0$) au passage d'un essieu simple (20°C).

Sous la surface (à $h = 9 \text{ cm}$), les signaux longitudinaux mesurés ont montré également des sauts de déformations inattendus au passage de la charge. Ces variations sont visibles lorsque les mesures sont effectuées autour de l'axe neutre qui constitue une zone de transition des déformations. L'état des déformations est lié à l'état des contraintes horizontales dans la profondeur de la structure. Ces dernières dépendent de la position de l'axe neutre. Le saut de déformation s'explique par l'évolution des déformations horizontales sur toute la profondeur de la structure au passage de la charge. Pour identifier ce phénomène, on trace l'évolution des déformations longitudinales dans le revêtement bitumineux sur la Figure III-24.

Le calcul a été réalisé en se basant sur une modélisation élastique à l'aide de ViscoRoute avec l'hypothèse d'interfaces collées. Une approximation des déformations dans toute la structure peut être faite en traçant les profils verticaux de déformations horizontales. L'allure du profil vertical montre trois comportements différents pour les trois matériaux composant la structure. Cette différence est marquée par un changement de la pente des droites. Les déformations négatives signifient que la structure est sollicitée en compression dans les neuf premiers centimètres. Par ailleurs, le revêtement bitumineux passe en extension autour de cette profondeur (9 cm). Le point de mesure à cette profondeur de la structure est considéré comme une zone de transition de l'état de déformation. Cette transition est bien visible sur les signaux relevés. Elle est identifiée par des sauts de déformations.

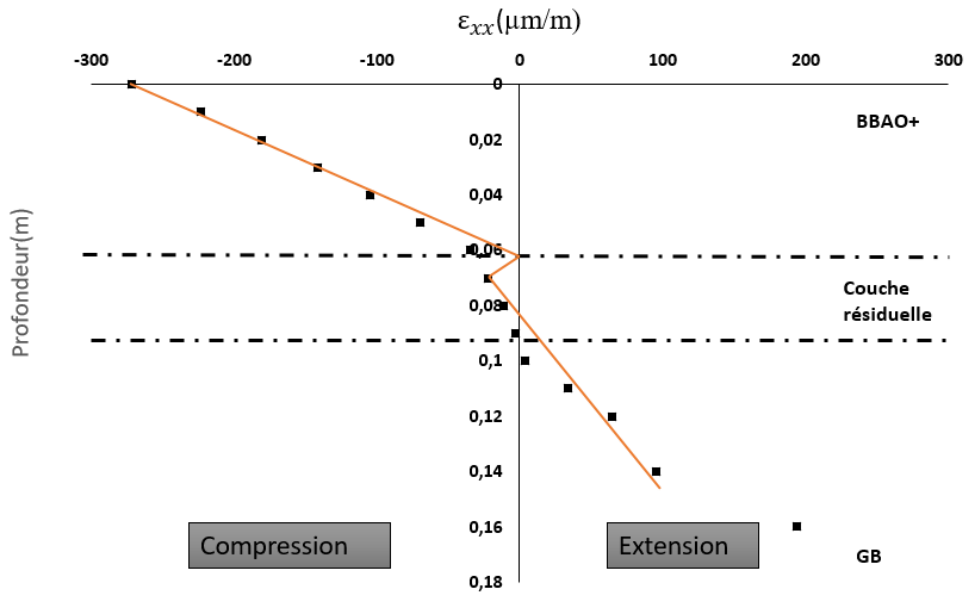


Figure III-24 : Profil vertical de déformation longitudinale calculée

La question qui se pose maintenant est si ces sauts de déformations sont visibles par les modélisations SAM et ViscoRoute. La Figure III-25 présente les signaux de déformation longitudinale mesurés et modélisés à deux températures (20 et 25°C). A 25°C, les modélisations ont tendance à surestimer les amplitudes de déformations principalement pour les pics 2 et 3 avec un écart de 20%. Le pic en contraction (pic 1) calculé avant le passage de la charge est relativement bien estimé (le calcul présente un pourcentage d'erreur de 5%). L'analyse de ces résultats met en évidence le saut de déformation qui se produit au passage de la charge. A 20°C les résultats montrent que les modèles élastiques linéaires sur SAM et ViscoRoute fournissent approximativement la même forme de signal et les mêmes valeurs de déformations maximales. La dissymétrie du signal mesuré n'apparaît cependant que sur les signaux mesurés conséquence de la non prise en compte de la viscoélasticité (erreur de 10% entre les déformations calculées et mesurées).

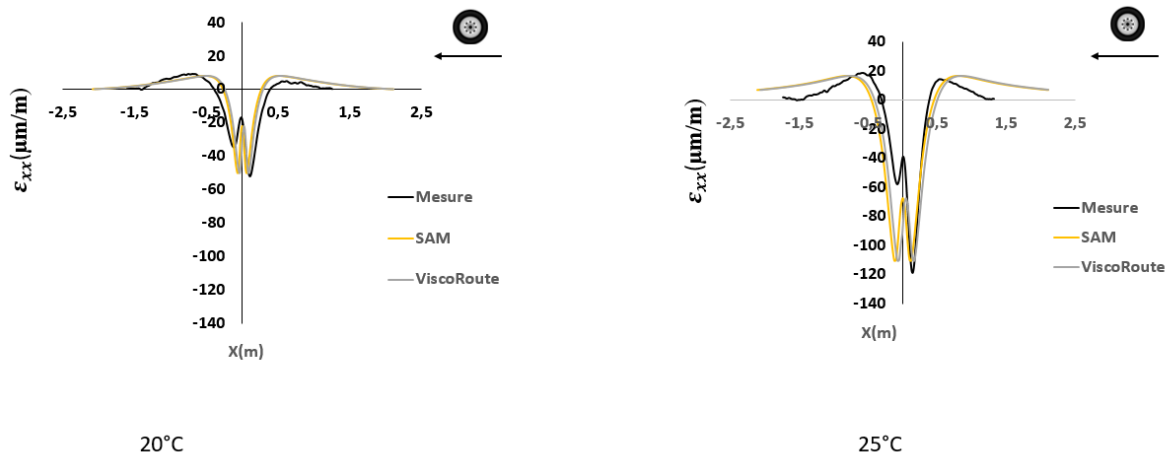


Figure III-25 : Signaux de déformation longitudinales mesurés et calculés ($h = 9 \text{ cm}$ et $y=0$)

Pour visualiser l'effet de la viscoélasticité sur la déformation, nous avons réalisé un calcul viscoélastique sur ViscoRoute (Figure III-26). Les comparaisons montrent que la prise en compte de la viscoélasticité n'améliore pas les signaux calculés à 9 cm de profondeur et principalement au niveau du saut de déformations. L'analyse des résultats montre aussi un écart significatif (au-delà de 20%) entre les amplitudes mesurées et calculées.

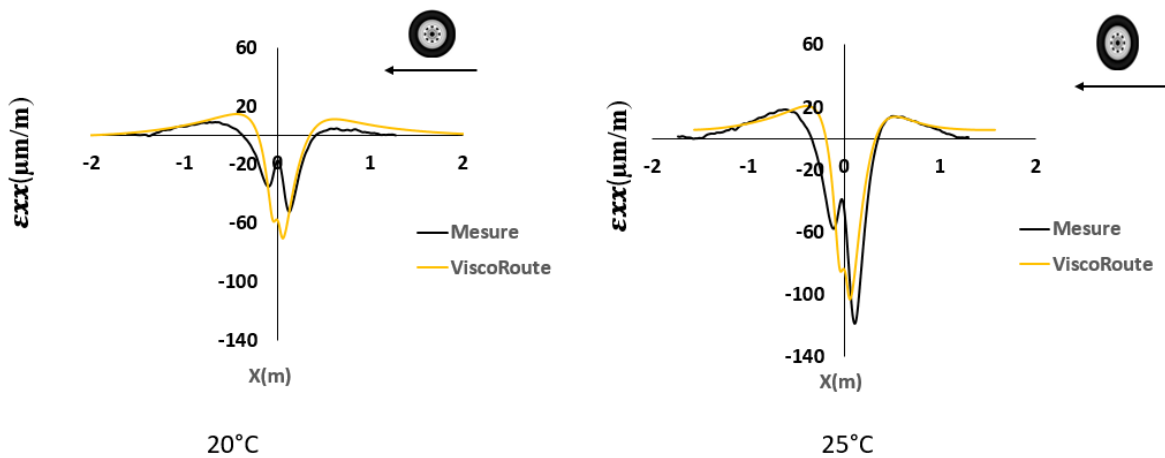


Figure III-26 : Signaux de déformation longitudinale mesurés et estimés par un calcul viscoélastique ($h = 9 \text{ cm}$ et $y = 0$)

Ces différences peuvent être expliquées par l'effet des variations d'épaisseur lors de la mise en œuvre et de la présence d'un gradient de température mais aussi par des conditions de collage entre les couches. Les modélisations ont en effet été réalisées en supposant un collage parfait. Théoriquement, cela signifie que la couche de liaison est supposée comme étant un plan commun entre les différentes couches bitumineuses et assurant la continuité du vecteur contrainte normale et des déplacements. Cependant, il a été démontré que cette hypothèse ne permet pas de prédire d'une manière réaliste le comportement des enrobés bitumineux (Duong, 2017),(Grellet, 2018b) principalement au niveau des interfaces puisque

les modélisations n'intègrent pas le comportement réel de la couche de liaison. Généralement les couches de liaison sont des liants bitumineux qui possèdent un comportement viscoélastique qui influence la distribution des déformations et des contraintes dans la structure de chaussée. Pour prendre en considération cet effet de la couche de liaison ou d'accrochage, nous proposons une deuxième modélisation viscoélastique. Cette modélisation considère la couche de liaison comme une couche supplémentaire de faible épaisseur à comportement viscoélastique. Cette hypothèse garantit la continuité des déplacements des couches adjacentes. Les caractéristiques de la couche d'accrochage ont été établies à partir d'une étude de Grellet (Grellet, 2018b). Pour cela, la couche liaison est supposée incompressible avec un coefficient de Poisson de 0,5. Dans la modélisation, la température de la couche d'accrochage est considérée comme étant la moyenne entre les températures des couches adjacentes. Par ailleurs, son comportement viscoélastique est défini par le modèle de Huet-Sayegh dont les paramètres sont résumés dans le Tableau III-4.

Matériau	δ	k	h	E_∞	A_0	A_1	A_2
Liant d'accrochage	3,787	0,247	0,779	1625	2,79	-0,38	$2,31 \cdot 10^{-3}$

Tableau III-4 : Paramètres du modèle de Huet-Sayegh (Grellet, 2018b)

L'épaisseur de la couche d'accrochage est fixée à 0,5 mm. La structure de chaussée est composée des couches suivantes : 60 mm de BBAO+, 0,5 mm de couche d'accrochage, 80 mm de GB puis une couche de fondation et le sol. La modélisation considère que toutes les couches sont collées entre elles, ce qui assure la continuité des sollicitations suivant la normale à l'interface des couches adjacentes. La Figure III-27 présente la comparaison entre la déformation mesurée et calculée avec une interface viscoélastique.

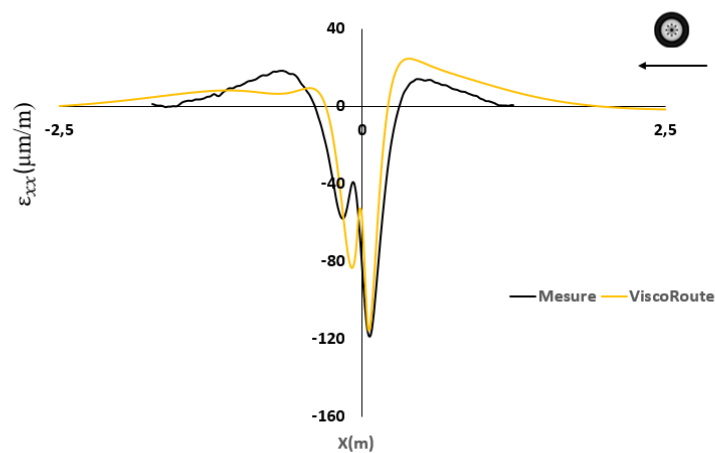


Figure III-27 : Signal calculé et mesuré avec une interface viscoélastique ($h = 9 \text{ cm}$; $y = 0$) à 25°C

La comparaison entre les mesures et la modélisation met en évidence le fait que l'intégration d'une couche viscoélastique intermédiaire permet de reproduire correctement la distribution de la déformation longitudinale observée. Les amplitudes maximales produites sont très proches des mesures à l'exception du pic après le saut de déformation qui est surestimé par la modélisation. Cette différence peut être due aux hypothèses de calcul (les matériaux sont considérés comme neufs, alors que les mesures sont réalisées sur des matériaux qui ont déjà subi une perte de rigidité).

III.4. Réponse mécanique à l'interface

Le comportement mécanique à l'interface des couches bitumineuses est l'un des facteurs les plus importants pour la durée de vie d'un revêtement. La condition de collage de l'interface est influencée par une combinaison de plusieurs facteurs tels que : le matériau de la couche d'accrochage, le taux d'application de la couche d'accrochage, la texture de surface de la couche de base, la température et le taux d'humidité. Ce paragraphe présente les résultats de déformations longitudinales et transversales des essais accélérés au niveau de l'interface entre la couche de surface et la couche de base et leur validation numérique.

III.4.1.1. Déformations transversales relevées dans l'axe du jumelage à l'interface

La Figure III-28 présente l'emplacement du capteur et la déformation mesurée au passage du chargement MLS10 à 15°C enregistrée à l'interface Agreco-GB. Le profil présente des pics d'extension et de contraction et une nette dissymétrie propre à la viscoélasticité.

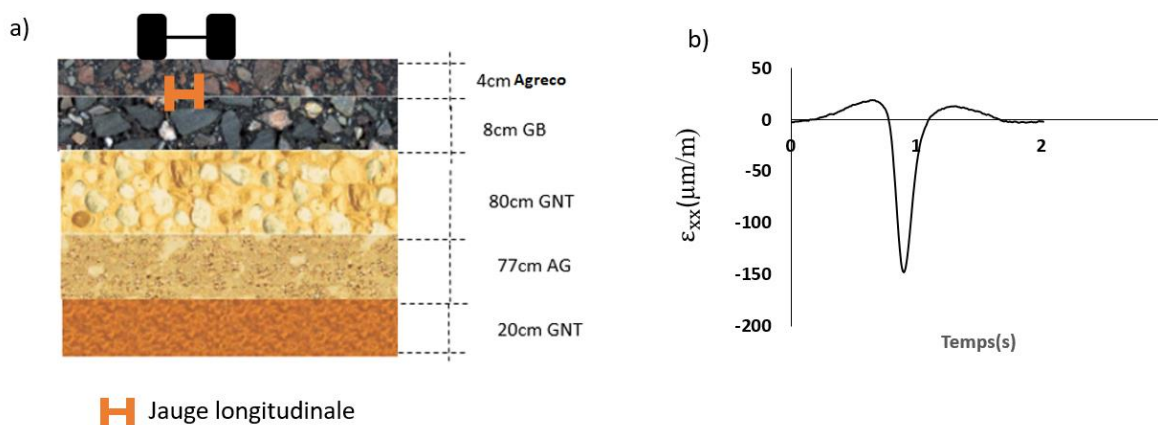


Figure III-28 : a) Emplacement du point de mesure, b) Déformation longitudinale mesurée à l'interface (à $h = 4\text{cm}$ et $y = 0$) au passage d'un essieu pneus jumelés (15°C)

L'effet de la température est démontré sur la Figure III-29a. Lorsque la température à l'interface augmente de 12 C à 30°C, la déformation maximale passe de 130 le à 270 $\mu\text{m}/\text{m}$. Ces résultats suggèrent que la température affecte de manière significative les déformations

longitudinales des enrobés bitumineux. La dissymétrie provoquée par la viscoélasticité est également plus prononcée à des températures plus élevées. L'évolution de la déformation est un indicateur important pour évaluer la capacité structurelle de la chaussée. Pour ce faire, nous avons corrigé les déformations maximales mesurées à une température de référence comme détaillé dans le paragraphe III-2-1-1 pour réduire l'effet de la température sur les déformations. Ici, la température de référence est de 12 °C. La Figure III-29b illustre l'évolution quasi-constante de la déformation maximale en fonction du nombre de cycles à 12°C. Nous remarquons qu'aucun changement considérable de la rigidité de la couche de surface n'est engendré par le chargement MLS10

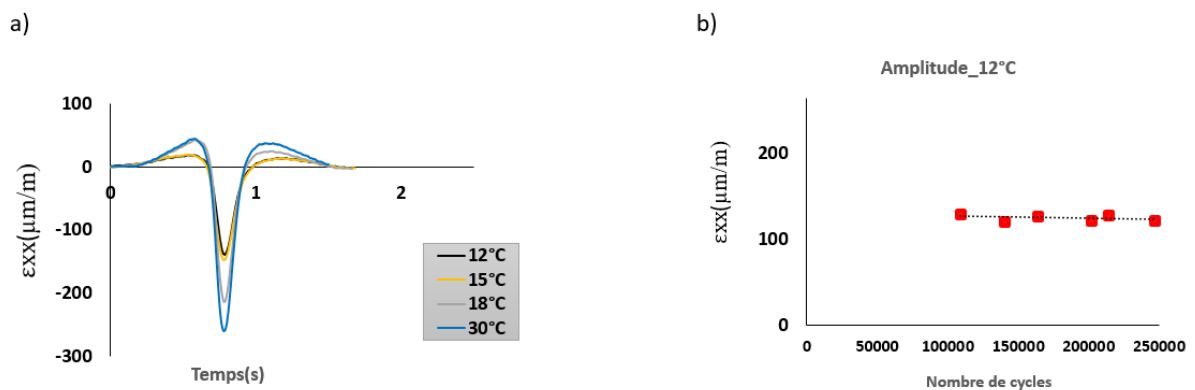


Figure III-29 : a) Evolution de la déformation longitudinale en fonction de la température, b) Evolution de la déformation en fonction du nombre de cycles

III.4.1.2. Déformations transversales relevées entre le jumelage à l'interface

La Figure III-30 illustre la position de la jauge transversale et sa déformation au passage d'un cycle de chargement MLS10 à 15°C.

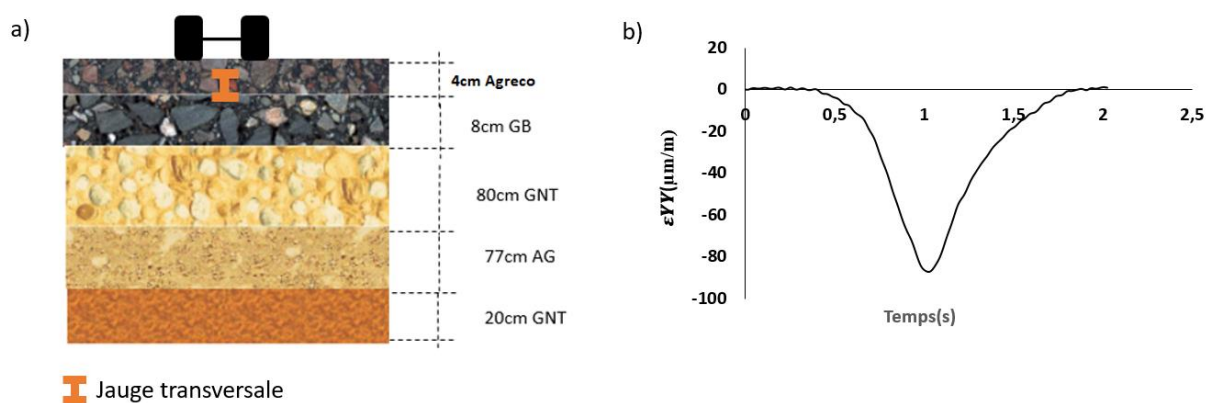


Figure III-30 : a) Emplacement du point de mesure, b) Déformation transversale mesurée à l'interface (à $h = 4\text{cm}$ et $y = 0$) au passage d'un essieu pneus jumelés (15°C)

La forme du signal de la déformation transversale est différente de la déformation longitudinale. Il n'y a pas cette fois de dissymétrie constatée. On remarque, que pour la même température et le même nombre de cycles, la déformation maximale transversale est moins importante que la déformation longitudinale. Les résultats présentés sur la Figure III-31a mettent en évidence l'effet de la température. Lorsque la température passe de 13 à 31°C, l'amplitude de la déformation maximale augmente de 60%. Les déformations transversales maximales ont été ramenées à une température de référence de 15°C. L'évolution de la déformation est quasi-constante (Figure III-31b) en fonction de nombre de cycles, ce qui signifie qu'à ce stade de nombre de cycles, l'Agreco n'est pas encore fatigué. Ce constat sur les déformations transversales conforte celui sur les déformations longitudinales.

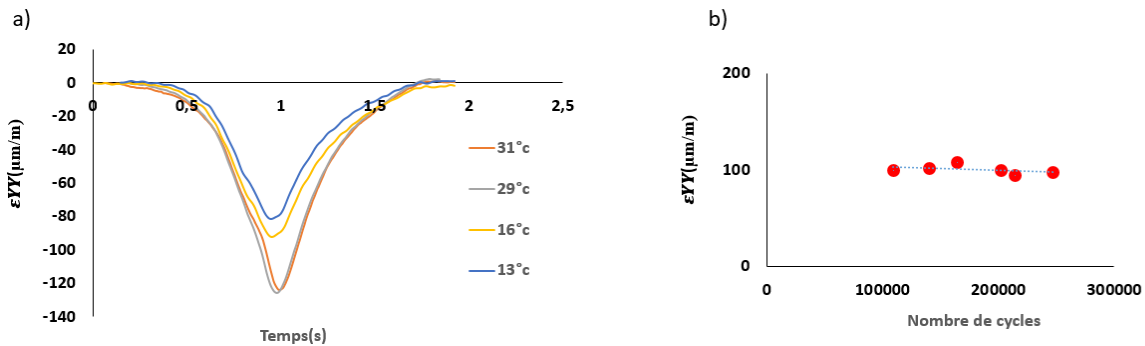


Figure III-31 : a) Evolution de la déformation transversale en fonction de la température, b) Evolution de la déformation en fonction du nombre de cycles

Ces résultats expérimentaux sont comparés aux modélisations SAM et ViscoRoute. Comme déjà évoqué précédemment, la forme du signal de la déformation dépend de la direction dans laquelle la charge se déplace (transversale et longitudinale). Les calculs sont réalisés pour une température de 15°C et une fréquence de 1 Hz. La forme des signaux de déformations transversales modélisés et mesurés est quasi-identique (Figure III-32b). La déformation maximale est correctement estimée par les calculs SAM et ViscoRoute.

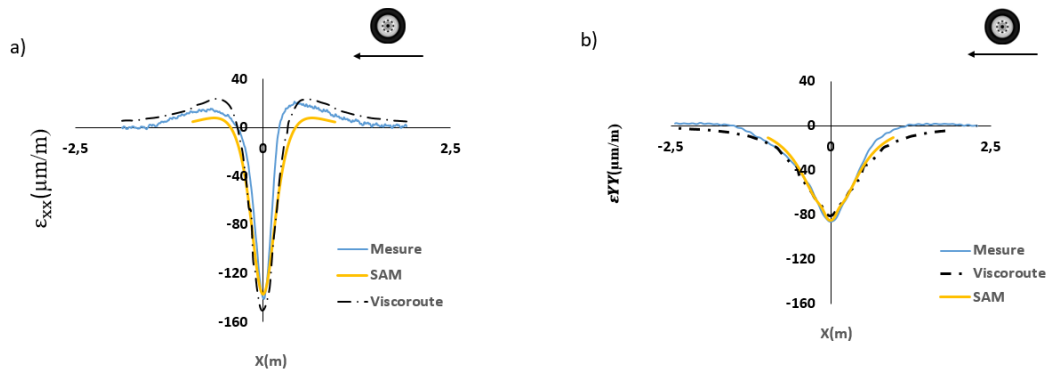


Figure III-32 : Comparaison modèles/mesures : a) déformations longitudinales ; b) déformations transversales

L'erreur entre la mesure et le calcul est inférieure à 5 %. Par ailleurs, le modèle élastique ne montre aucune dissymétrie avant et après le passage de la charge. Les comparaisons montrent cependant une légère différence sur les déformations longitudinales (Figure III-32a). ViscoRoute restent ici le meilleur modèle pour obtenir les pics en extensions avant et après le passage de la charge. L'erreur entre la contraction maximale calculée par SAM et la mesure est de 2%.

III.4.1.3. Déformations transversales relevées au bord extérieur du pneu

La Figure III-33 présente la position de la jauge et les déformations transversales au passage de l'essieu simple (22°C à l'interface, 20000 Cycles) pour les matériaux de surface BBAO et BBAO+. Sous l'action de la charge du simulateur de trafic (MLS10), la forme du signal de déformation des deux matériaux est quasi-identique. Les signaux présentent une nette dissymétrie qui traduit le comportement viscoélastique des deux matériaux.

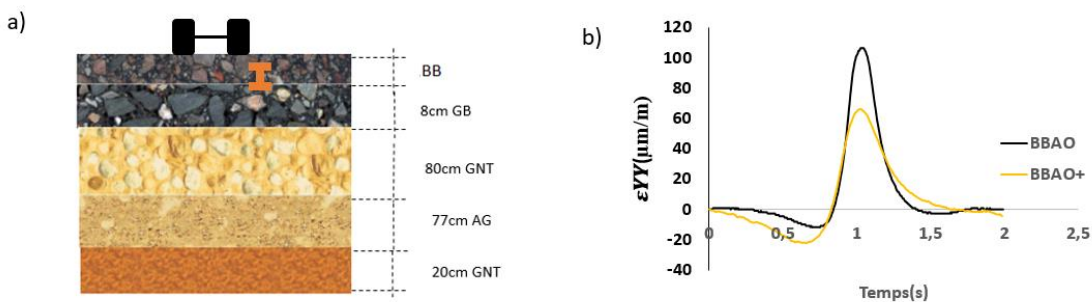


Figure III-33 : a) Emplacement du point de mesure, b) Déformation transversale mesurée à l'interface (à $h = 6 \text{ cm}$ et $y = 30 \text{ cm}$) au passage d'un essieu de pneus jumelés (22°C)

Pour la déformation maximale en extension, le matériau ayant une rigidité importante (BBAO+) présente un pic moins faible (60 $\mu\text{mm/m}$) que le BBAO qui est moins rigide avec un pic de 110 $\mu\text{mm/m}$. Une analyse comparative des signaux montre une légère différence de

comportement entre les deux matériaux, principalement lors du retour à zéro après le passage de la charge. Le temps de retour à zéro pour le BBAO+ est plus important que le BBAO. Cette observation est encore une fois expliquée par la différence de rigidité. Lorsque la rigidité est importante, la déformation diminue et la durée du signal augmente. La zone d'influence du signal de chargement devient plus importante avec la rigidité du matériau.

Pour les deux matériaux, la déformation maximale en extension augmente significativement avec la température. La Figure III-34 montre l'évolution des signaux de déformation à différentes températures. Sur les profils présentés et pour les deux déformations, on remarque que l'augmentation de la température fait accroître l'amplitude de la déformation.

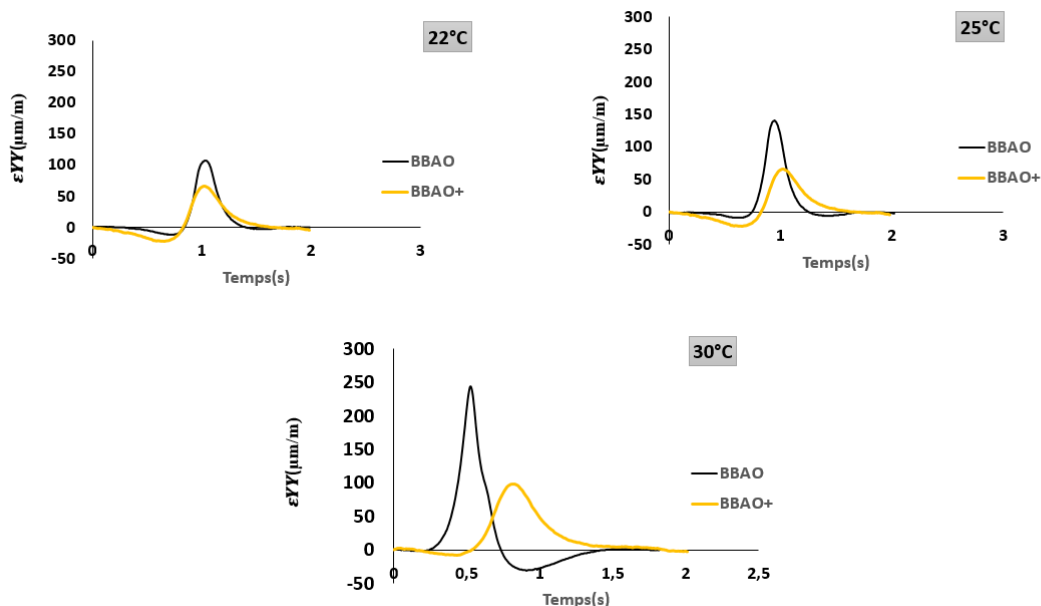


Figure III-34 : Signaux de déformations transversales en surface (à $h = 60$ cm et $y = 30$ cm) pour BBAO et BBAO+

Pour le BBAO, les profils de déformation indiquent que la zone de diffusion des signaux devient plus importante lorsque la température décroît. La durée des signaux entre le début de la zone d'influence de la charge sur le capteur et le pic en extension décroît progressivement avec l'augmentation de la température. L'analyse de ces résultats montre que le pic en contraction avant le passage de la charge devient moins prononcé au fur à mesure que la température augmente. La contraction mesurée après le passage de la charge est plus marquée à 30°C. Cette inversion est expliquée par le comportement viscoélastique des enrobés bitumineux qui devient plus visible avec l'augmentation de la température. Par ailleurs, l'augmentation de la température implique une diminution de la rigidité des couches bitumineuses, réduisant ainsi leur contribution à la récupération des sollicitations après le passage de la charge. Ce qui

implique que l'action de la couche de fondation sur les couches bitumineuses devient plus importante à haute température.

Les résultats de modélisation montrent une corrélation satisfaisante avec les mesures (Figure III-35). A titre d'exemple, pour le BBAO+, les calculs SAM et ViscoRoute donnent une amplitude de 60 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour 62 $\mu\text{m}/\text{m}$ mesuré. La forme du signal est bien reproduite sauf la dissymétrie observée sur les signaux mesurés, qui est une conséquence du comportement viscoélastique des enrobés bitumineux.

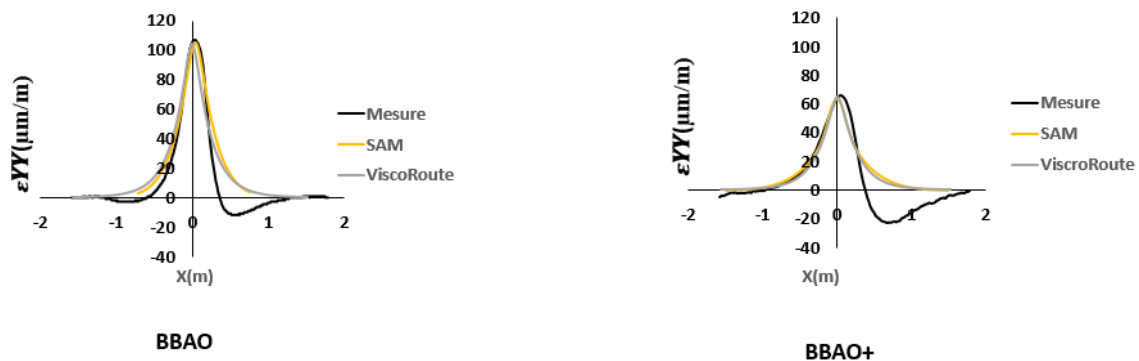


Figure III-35 : Signaux mesurés et calculés à 15°C,1hz (BBAO et BBAO+)

III.5. Cas particulier d'un virage (Oubadhou et al., 2021)

Les virages sont plus sensibles aux ruptures par cisaillement de surface et aux déformations permanentes par rapport aux autres sections courantes (Petit et al., 2009),(Zoa et al., 2013) en raison de l'importance des agressions importantes induites par le trafic (effort tangentiel, dissymétrie de la charge à l'essieu). Dans un rond-point, par exemple, la vitesse des camions est généralement faible (5 à 30 km/h). L'application de la charge est donc plus longue que dans un tronçon de route très fréquenté. Cependant, du fait de sa géométrie et de l'effet de la force centrifuge résultant du virage, la répartition des charges est déséquilibrée entre les roues d'un même essieu. Elle est due au traînage de la surcharge des roues en dehors du virage (de 10 à 20 % selon les mesures françaises). Théoriquement, on suppose que lors d'un virage, les pneumatiques d'un véhicule sont inclinés d'un angle de carrossage avec la chaussée. Cet angle provoque une différence de contrainte de cisaillement et de répartition verticale des contraintes dans la structure de la chaussée par rapport aux tronçons rectilignes ou lorsque les pneumatiques ne doivent pas s'incliner sans un angle d'inclinaison. Pour étudier et vérifier cette hypothèse, certains angles d'inclinaison du pneu ont été choisis : 0, 2, 4, 5 et 6 degrés. Les tests ont été effectués en état statique.

Dans ce paragraphe, le problème du contact pneu-chaussée est étudié à l'aide d'une description réaliste en section normale et en virage. L'étude porte sur la forme de l'aire de

contact et la répartition des contraintes à l'interface pneu-chaussée et des contraintes de cisaillement en surface plutôt que des contraintes internes à la structure.

III.5.1. Protocole expérimental

Pour étudier la précision du modèle développé, les contraintes de contact verticales prédites à l'interface pneu-chaussée ont été comparées à des mesures expérimentales. La mesure a été effectuée à l'aide d'un système de capteur de pression (TekScan). Le capteur de pression TekScan a été calibré avec une charge de 45 kN sous un système de presse Zwick. Lors de l'étalonnage, le logiciel calcule une pression moyenne appliquée en fonction de la surface du capteur chargé et de la valeur de force appliquée. Le protocole expérimental utilisé pour décrire les pressions de contact en virage et section normale est basé sur la mesure de la pression de contact entre un pneumatique poids lourd (référence 295/80R22.5) avec une pression de gonflage de 820 kPa. Le matériau en contact avec le pneumatique a été réalisé sur une plaque enduite d'un module de 5400 MPa (20 cm d'épaisseur). Pour simuler la position du pneu lors d'un virage sous la presse, nous avons utilisé le principe de l'inclinomètre (Figure III-36). Les angles ont été choisis arbitrairement pour couvrir de manière prudente la plage théorique du pire cas pour les angles d'inclinaison du pneu à un rond-point et mesurés lors de chaque essai de chargement. En section normale, le pneu a été chargé à 32,5 kN et les pressions de contact ont été mesurées par le système de capteurs TekScan. Dans le carrefour giratoire, la charge latérale tend à amplifier la charge sur la roue extérieure. Ainsi, nous proposons que le pneu ait été chargé avec une charge statique de 45 kN. Les pressions obtenues ont été validées avec le même système de mesure TekScan.

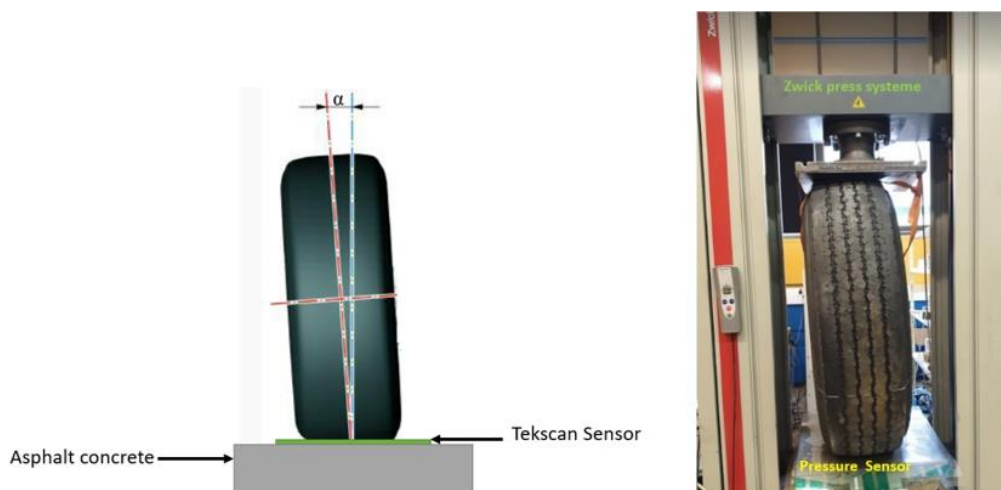


Figure III-36 : Protocole expérimental de pneu incliné sous la presse

III.5.2. Analyse des différences de pressions de contact

La Figure III-37 montre la distribution du champ de pression de contact pour une charge statique normale de 32,5 kN à une inclinaison de 0°. Une correspondance relativement bonne

est apparue entre les résultats numériques et expérimentaux, notamment en termes de pressions maximales moyennes. La valeur maximale moyenne mesurée est de 1400 kPa et la valeur maximale mesurée est de 1536 kPa. On observe que les distributions des pressions de contact sont presque similaires. La surface de contact calculée avec SAM est de 42870 mm² et celle mesurée avec Tekscan est de 43974 mm².

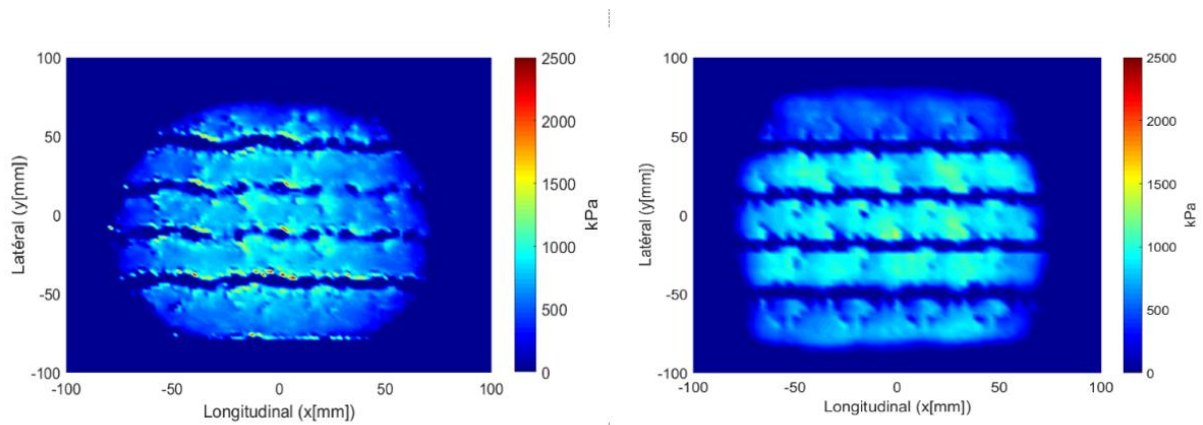
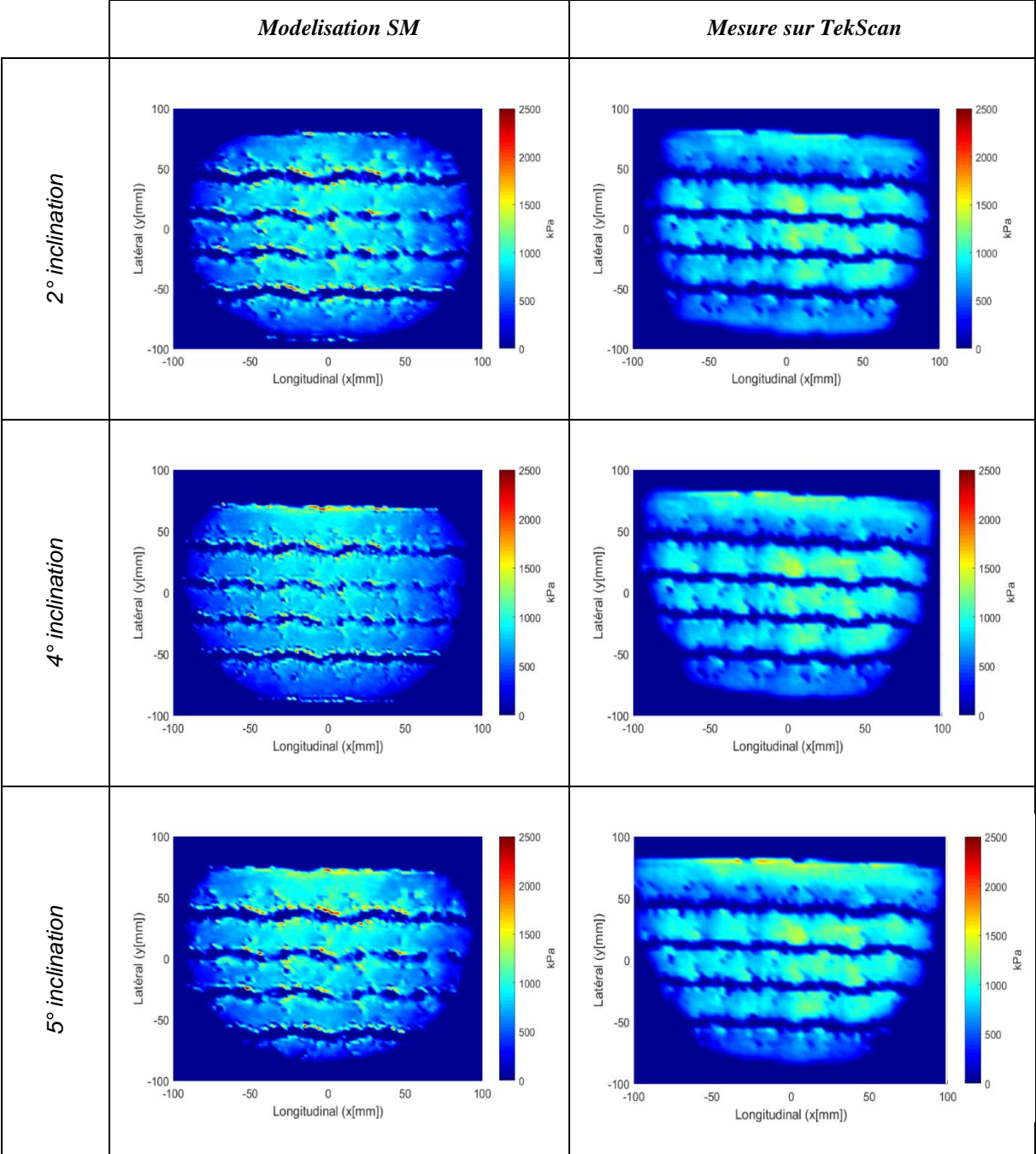


Figure III-37 : Résultats pour des inclinaisons à 0°, mesure TekScan (à droite) et simulation SAM (à gauche)

La Figure III-38 montre les résultats pour plusieurs degrés d'inclinaison (de 2° à 6°). La charge appliquée des pneus dans les virages est de 45 kN et la pression de gonflage des pneus est de 820 kPa. Pour des inclinaisons de 2°, la contrainte moyenne maximale est de 1591 kPa d'après les mesures et de 1650 kPa d'après le code de calcul. Les profils de pression de contact pour les deux inclinaisons existantes semblent être les mêmes. La surface de contact calculée avec SAM est de 52370 mm² et celle mesurée avec TekScan est de 53471 mm². A 4°, on remarque une diminution de la surface de contact par rapport à 2°. La surface de contact calculée avec SAM est de 51581 mm² et celle mesurée avec TekScan est de 52748 mm². La pression maximale se situe toujours au bord du pneumatique, la contrainte moyenne maximale est de 1788 kPa d'après les mesures et de 1850 kPa d'après le code de calcul. A 5°, la pression maximale mesurée est de 2100 kPa contre 1895 kPa calculé avec le code SAM. A 6°, on constate une légère augmentation de la surface de contact par rapport à 5° avec une localisation des pressions de contact maximales sur les bords du pneumatique. Ce résultat renforce l'hypothèse théorique selon laquelle le point de retournement peut entraîner une plus grande contrainte sur la chaussée. On observe également que les distributions des pressions de contact sont quasiment identiques (calcul et mesures). Au niveau d'un tronçon courant, la forme de la zone de contact entre le pneumatique et la chaussée est rectangulaire et la valeur maximale de la contrainte de contact apparaît plus ou moins au centre de la zone de contact. La zone de contact semble se réduire et la surface de contact devient trapézoïdale lors des virages. Pour les différents angles d'inclinaison, les résultats montrent que l'inclinaison du

pneumatique dans les virages provoque une concentration des contraintes de contact au droit de la zone de contact avec la route, c'est-à-dire du côté intérieur du virage.



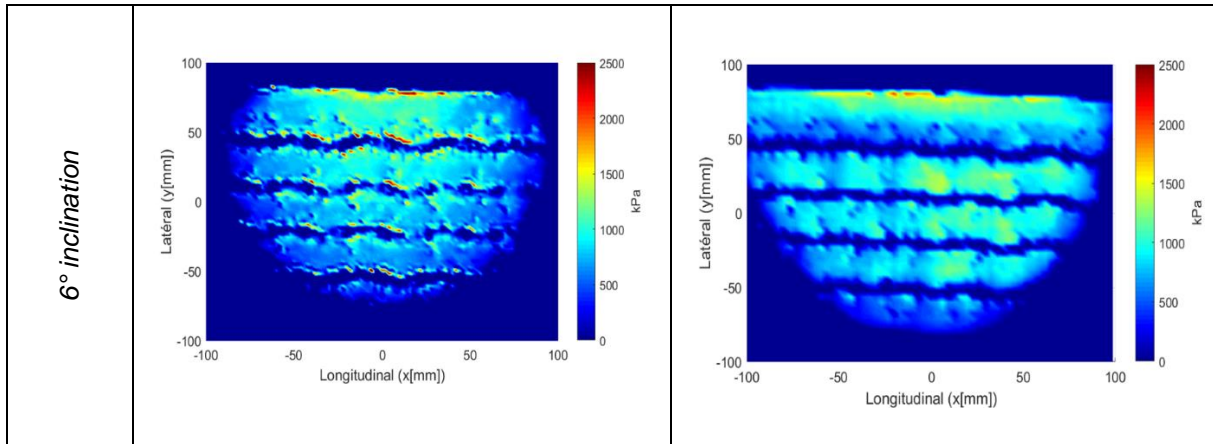


Figure III-38 : Pression de contact à plusieurs angles d'inclinaison

Ce qui signifie que le bord droit du pneu est plus comprimé qu'au bord gauche dans les virages. Par conséquent, la distribution de pression des contacts n'est pas symétrique par rapport au plan central, et la zone de contact du côté droit devient plus longue que celle du côté gauche. La non-uniformité a donc un effet significatif sur le comportement de la chaussée, plus précisément dans les virages, où les pressions verticales de contact relativement élevées des pneus pourraient expliquer la détérioration accélérée de la chaussée dans les sections de route courbes, où le comportement de manœuvre se produit fréquemment. Enfin, nous avons analysé l'évolution de la contrainte de contact maximale moyenne verticale en fonction de la variation de l'angle d'inclinaison. La Figure III-40 montre que la pression de contact moyenne maximale augmente avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison mais à partir de 5° les pressions ont tendance à se stabiliser. Les contraintes verticales maximales calculées et mesurées semblent avoir une valeur maximale à un angle d'inclinaison de 5°. Théoriquement, on peut en déduire que la résistance maximale du pneumatique est atteinte à 5°. La conception de la résistance verticale de la chaussée doit être basée sur l'angle d'inclinaison maximal possible qui génère les contraintes les plus critiques, qui dans ce cas serait de 5°.

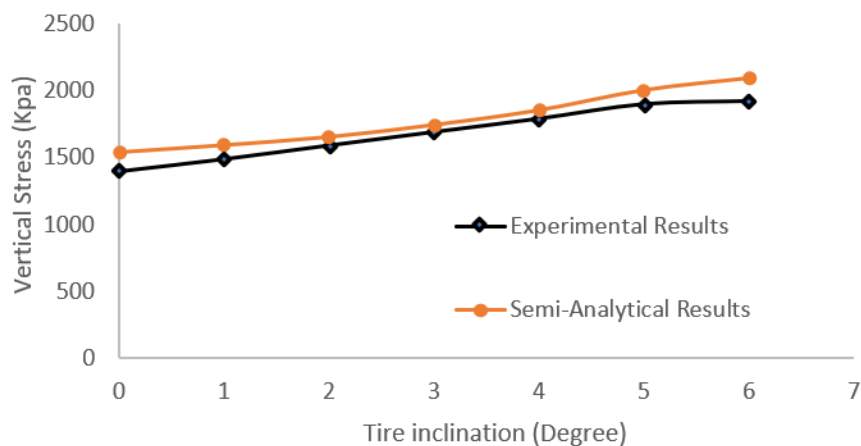


Figure III-39 : Angle d'inclinaison du pneu : contrainte verticale maximale

III.5.3. Etude du cisaillement

Ce paragraphe présente la répartition du cisaillement de contact en cas de rupture et de renversement ou de rond-point avec inclinaison du pneu dans le virage. Lors d'un freinage, un couple de freinage est appliqué dans le sens opposé au sens de roulement (voir Figure III-40, à gauche), la vitesse angulaire ωR devient faible devant la vitesse de translation ϑ ($\omega R < \vartheta$) et le glissement relatif du corps rigide devient négatifs. Une force de freinage est alors appliquée. Avec la présence de frottement, un cisaillement de surface provoque le phénomène de micro-glissement sur la surface de contact. Ensuite, le champ de contraintes de cisaillement tend à être en compression derrière la zone de contact.

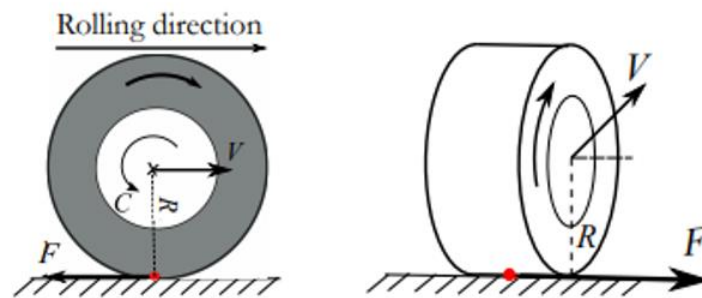
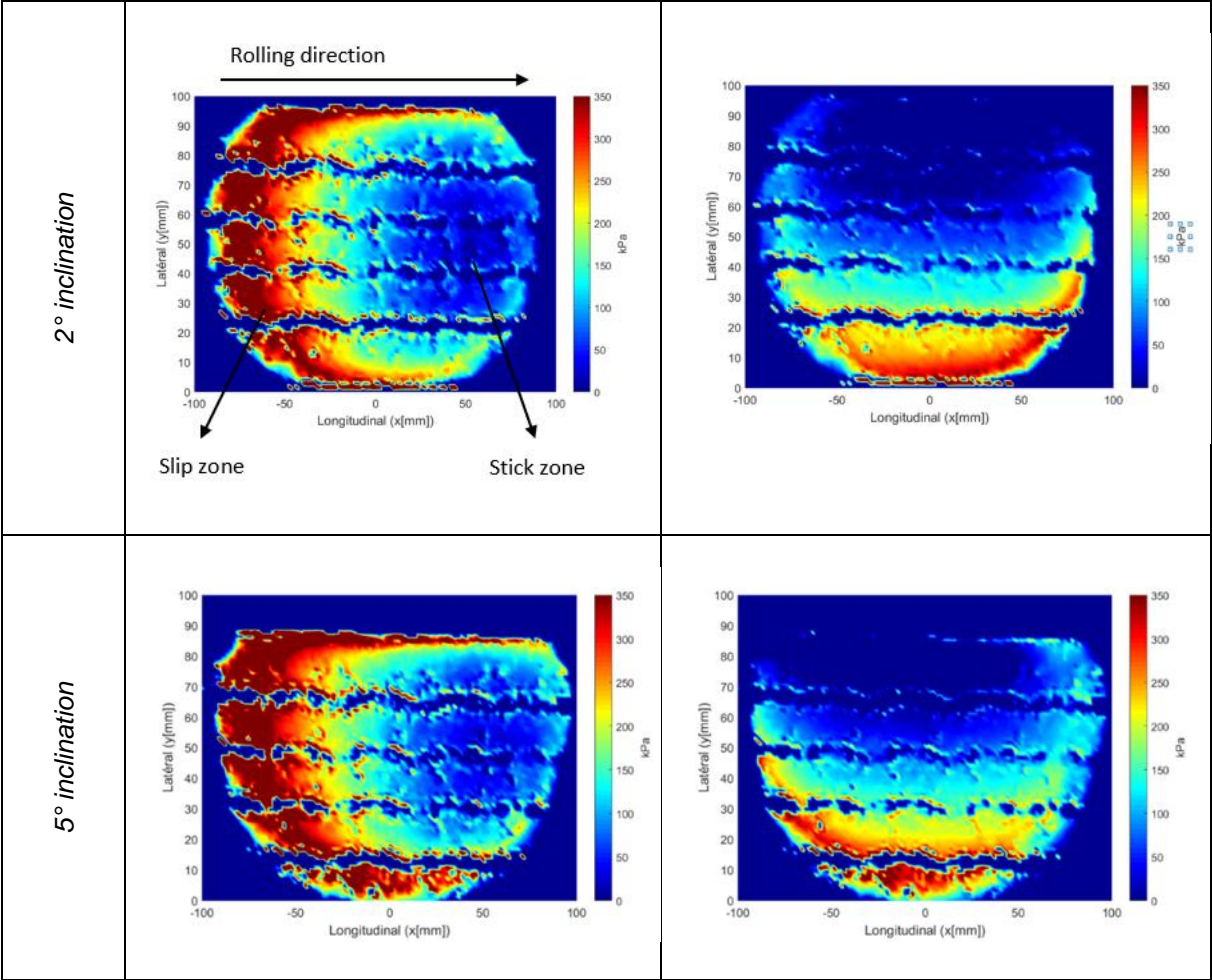


Figure III-40 : (gauche) Freinage roue par application du couple C, (droite) Roue libre en virage

Dans les virages ou les ronds-points, les pneus poids lourd sont soumis à des charges latérales (voir Figure III-40, à droite) dues à l'inertie et parfois à des charges de traction longitudinales en accélération dans les pentes. On considère ici une roue de camion libre isolée en virage ou en rond-point. Avec la force normale $W = 45 \text{ kN}$, une charge tangentielle longitudinale $Q_x = -10 \text{ kN}$ ($Q_y = 5 \text{ kN}$) est appliquée pour différents angles. Lorsque le pneumatique est soumis à une charge en virage de -10 kN et une charge transversale de 5 kN avec une inclinaison du pneumatique de 2° , une représentation des contraintes longitudinales de cisaillement montre (Figure III-41) que la zone de glissement est à l'avant de l'aire de contact. En revanche, la valeur de cisaillement est négative, ce qui provoque une compression de la surface de la chaussée alors que les contraintes transversales maximales sont localisées dans le bord extérieur du pneumatique. Pour une inclinaison du pneumatique de 5° , les contraintes de compression (longitudinale) dans la zone de glissement ont fortement augmenté par rapport aux résultats de 2° . Les contraintes transversales augmentent également légèrement avec une concentration sur le bord extérieur du pneumatique. Les contraintes de cisaillement pour 6° n'augmentent pas par rapport à 5° pour le pneumatique normal ce qui confirme la courbe d'évolution des contraintes verticales en fonction de l'angle d'inclinaison où une stabilisation à partir de 5° a été observée. De même la zone de cisaillement pour les contraintes transverses n'a pas évolué par rapport aux calculs de 5° . Les

résultats des calculs semi-analytiques montrent que la contrainte de cisaillement maximale augmente avec une augmentation de l'angle d'inclinaison du pneu de 0 à 5°, ce qui fournit des preuves à l'appui de l'hypothèse théorique selon laquelle le trafic en virage peut provoquer des contraintes de cisaillement plus élevées sur la surface de la chaussée. Comme l'une des causes de l'orniérage est la déformation par cisaillement, les sections de la chaussée où la circulation tourne (par exemple les intersections) peuvent donc être plus sensibles aux ruptures d'orniérage de surface. La figure montre également qu'à un angle d'inclinaison de 5°, la contrainte de cisaillement est maximale. De même, pour les pressions verticales, la conception de la résistance au cisaillement HMA doit également être basée sur l'angle d'inclinaison maximal possible qui génère les contraintes les plus critiques, qui dans ce cas serait de 5°.



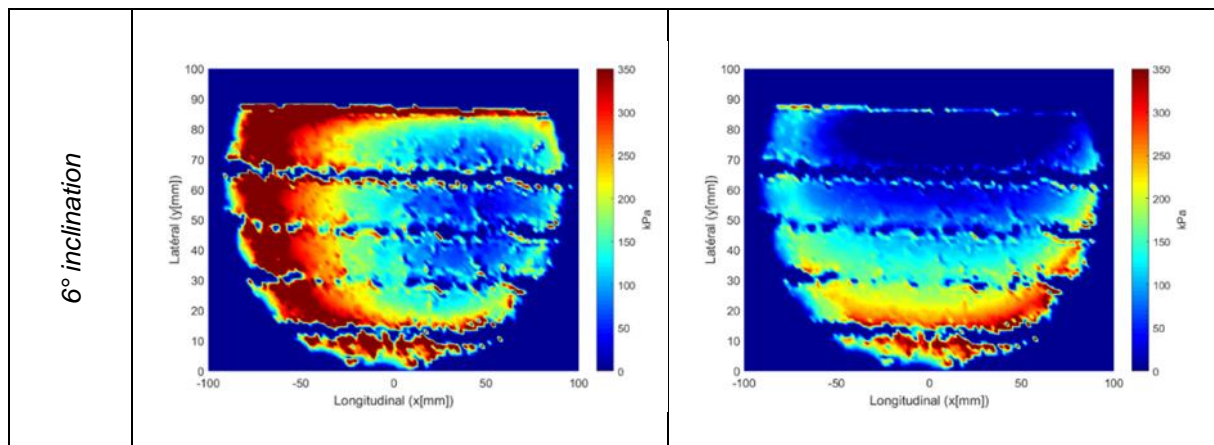


Figure III-41 : Contrainte de cisaillement de surface transversale (droite) contrainte de cisaillement de surface longitudinale (gauche)(z=0)

Afin d'identifier les facteurs critiques ayant un impact significatif sur le comportement mécanique de la chaussée en virage, nous avons également analysé l'évolution de l'effort de traction principal en fonction de l'angle d'inclinaison du pneumatique. Nous avons analysé le cisaillement de déformation en cas de rupture et de renversement ou de rond-point avec inclinaison du pneu en virage avec la variation de l'angle d'inclinaison du pneu. Les résultats du calcul semi-analytique de la déformation principale dans la couche de roulement de traction en section courante (0°) et dans les virages avec une inclinaison du pneu (2°) sont présentés dans la Figure III-42. En section roulante, la principale la distribution des déformations s'est produite près du bord de la charge du pneu avec une déformation maximale de $200 \mu\text{strain}$, comme le montre la Figure III-42a. Cependant, la répartition de la zone d'effet de cisaillement s'est déplacée vers le bord intérieur du pneu en inclinant la charge du pneu avec une déformation croissante (Figure III-42b) pour l'inclinaison du pneu de 2° . Le déplacement de la zone principale de rapport de déformation pourrait indiquer que la zone critique de rupture par cisaillement s'étend sur toute la largeur de la zone de contact du pneumatique en fonction de l'inclinaison du pneumatique, ce qui peut en partie contribuer à l'ornièrage de la couche superficielle. Dans le cas d'une inclinaison du pneumatique à 4° (Figure III-42c), les principales déformations se produisent sur le bord intérieur du contact pneumatique-chaussée avec une déformation maximale de $280 \mu\text{strain}$. A 5° , les déformations maximales se concentrent toujours sur les bords intérieurs du pneumatique mais avec une augmentation de la déformation maximale qui passe de $320 \mu\text{strain}$ à 4° à $360 \mu\text{strain}$ à 5° (Figure III-42d). Il a été bien démontré que les fissures de fatigue par le dessus apparaissaient principalement du fait des contraintes induites par le contact pneu chaussée (Blab & Harvey, 2002).

La méthode française de dimensionnement des chaussées SETRA-LCPC suppose que la fissuration en déformation est celle en traction. Cette méthode de conception évalue la déformation en traction ϵ_t au bas de la couche de surface pour prédire le cycle de charge de la fissuration du fond par l'équation 13 :

$$\varepsilon_t \leq \varepsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})} \cdot \left(\frac{E_{(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}}{E_{(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}} \right)^{0.5} \cdot \left(\frac{N_f}{10^6} \right)^b \cdot k_r \cdot k_c \cdot k_s$$

Avec :

$\varepsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})}$: Niveau de déformation à la rupture après un million de cycles (10^6),

$E_{(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}$: Module élastique à 10°C , 10 Hz,

$E_{(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}$: Module élastique at 15°C , 10 Hz,

N_f : Nombre d'essieux standards équivalents pour la fissuration du fond Nombre

b: Pente de la loi de fatigue (in a $\log \varepsilon_t - \log N_f$)

k_r : Coefficient de variabilité, c'est-à-dire une fonction du risque de calcul et des facteurs de diffusion,

k_c : Coefficient d'ajustement entre la conception numérique et les observations de terrain

k_s : Coefficient d'hétérogénéité de la capacité portante du sol

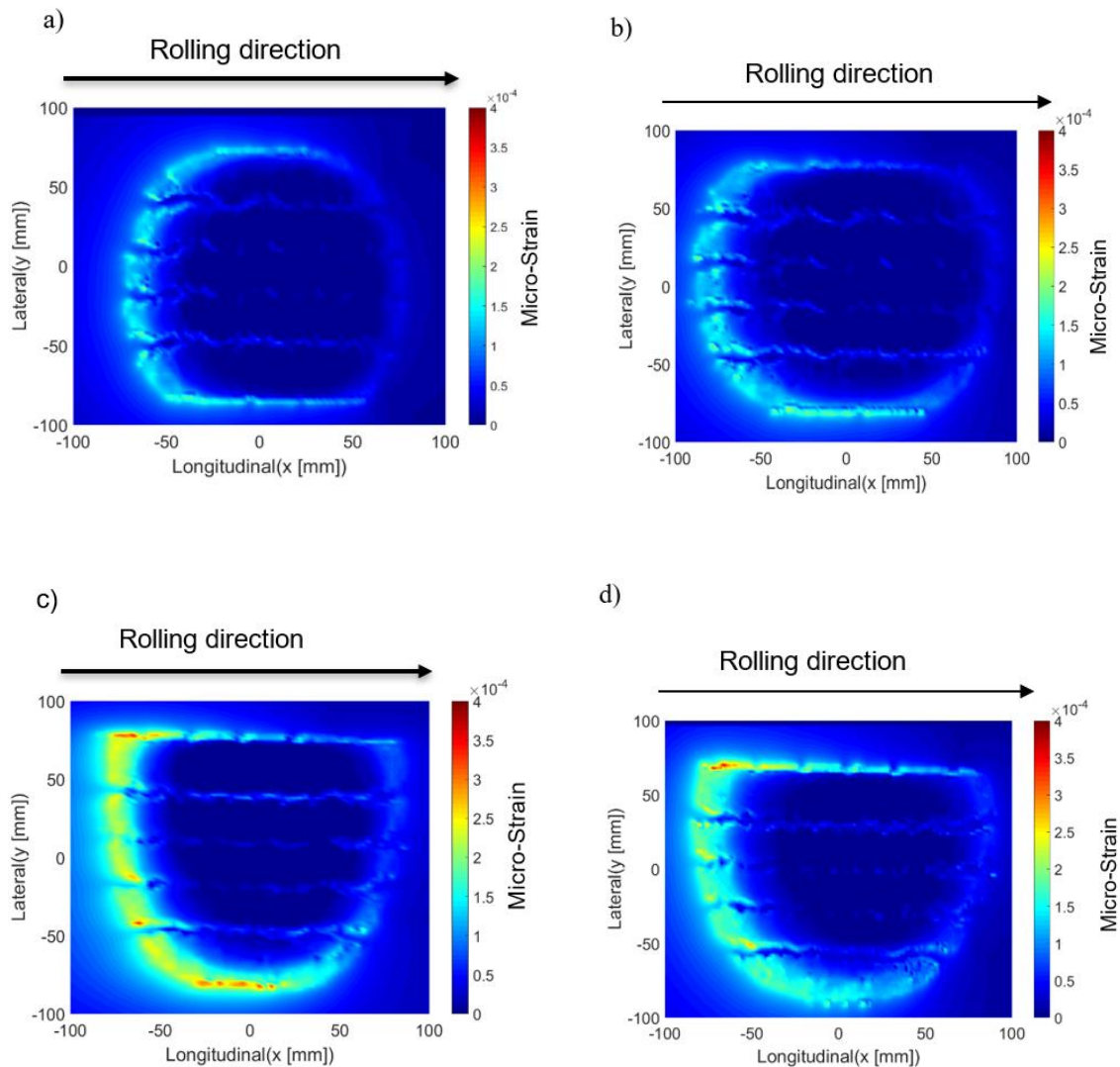


Figure III-42 : Déformation principale à a) 0° , b) 2° , c) 4° et d) 5° ($z=0$)

Ces paramètres sont déterminés par des essais de fatigue en laboratoire. Le paramètre majeur dans ce modèle est ϵ_6 qui caractérise le seuil de durée de vie d'un million de cycles au-delà duquel la fissure est accélérée en fonction du mélange bitumineux. Le niveau de déformation ϵ_6 (10°C, 25Hz) à la rupture après un million de cycles de mélange bitumineux (BBSG) utilisé dans votre calcul est d'environ 100 μ strain. Selon les résultats ci-dessus, la micro-déformation maximale se déplace vers le bord extérieur du pneumatique avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison avec des déformations maximales qui dépasse ϵ_6 . Encore une fois, cette valeur dépasse le double de ϵ_6 par fatigue, la durée de vie l'enrobé se trouve diminué et une fissuration réduite et descendante sont susceptibles d'apparaître. La traction est concentrée vers un côté de la zone de contact dans le sens de l'application de la charge. La Figure III-43 montre les principales directions de traction pour une inclinaison du pneu de 4°. Dans cette configuration, une fissuration longitudinale de haut en bas se produira vers la voie externe à l'intérieur du virage ou du rond-point.

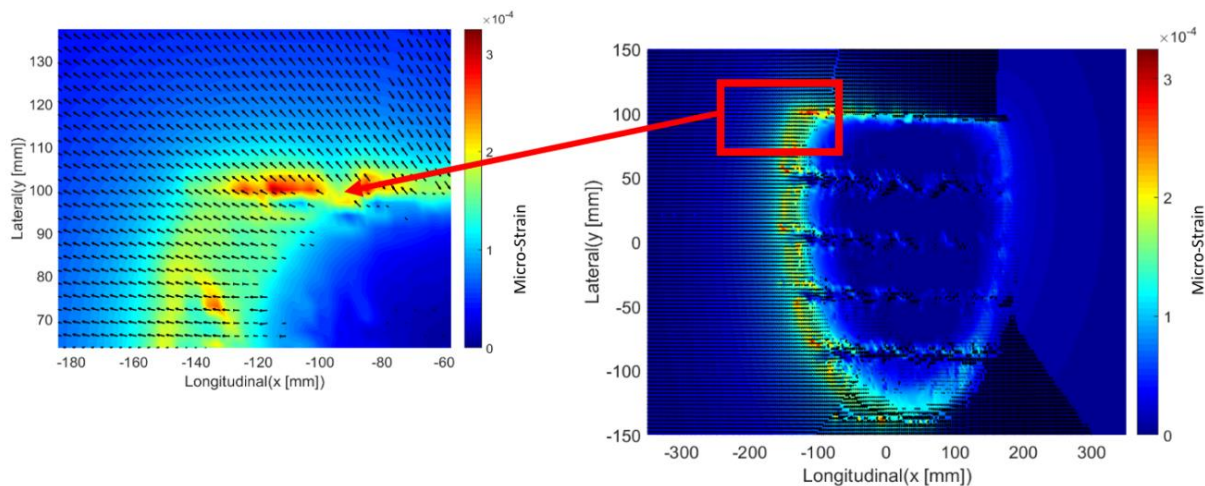


Figure III-43 : Directions principales de déformation de surface ($z = 0$) en virage à 4° d'inclinaison

III.6. Conclusion du chapitre trois

Ce chapitre a présenté une analyse des réponses mécaniques en surface et à l'interface de trois couches de roulement différentes soumises au simulateur MLS10. En surface, dans la direction transversale, le comportement de la couche de surface sous le passage d'une charge roulante dépend de la position de celui-ci par rapport au point observé. Par contre, au bord extérieur du pneu, le passage d'une charge dynamique a pour effet de solliciter l'enrobé bitumineux en traction. L'amplitude maximale en traction dépend principalement de la rigidité, de la température et de l'épaisseur de la structure. L'analyse des signaux en surface entre le jumelage a permis de constater que le couche de surface est sollicité en compression. Le passage de la charge a pour effet d'engendrer un saut de déformation, observé dans les signaux mesurés et calculés, dû à la contribution des contraintes dans la déformation transversale (par effet de Poisson). En surface, entre le jumelage, l'enrobé bitumineux subit

des contraintes longitudinales nettement supérieure aux contraintes transversales. Cet état de contrainte montre que le revêtement bitumineux est plus sollicité horizontalement que transversalement.

Les outils numériques SAM et ViscoRoute donnent des prédictions raisonnables hors de la bande de roulement. Ils donnent également des résultats équivalents puisque l'intégration de l'empreinte réelle n'est efficace que dans la zone de contact. Entre le jumelage, les modélisations élastiques et viscoélastique donne des prédictions plus au moins satisfaisantes. Les facteurs non pris en compte dans ces modélisations peuvent être la raison de ces réponses incohérentes, y compris la complexité de l'état de déformation (c'est-à-dire les mesures de déformation dans l'état de déformation multiple). L'effet non uniforme de la géométrie et de la structure du pneu et l'effet non linéaire des matériaux peuvent également être parmi ces raisons. Enfin, les conditions d'interface ont un effet sur les modalisations, les résultats ont montré que les interfaces viscoélastiques donnent une meilleure prédiction du comportement de la structure.

La modélisation et la validation de l'application de la méthode SAM a été également effectuée pour l'analyse du contact de roulement pneumatique-chaussée dans les sections courbes. Les résultats ont montré que la pression de contact augmente avec une augmentation de l'angle d'inclinaison du pneumatique de 0° à 5° , mais à partir de 5° les pressions de pression ont tendance à se stabiliser. En roulement, l'aire de contact pneumatique comporte deux zones distinctes : la zone d'adhérence à l'avant de l'aire de contact et la zone de glissement derrière l'aire de contact où la surface de la chaussée a un comportement différent. Les contraintes de cisaillement pour un pneumatique réel et un pneumatique lisse augmentent considérablement avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison dans le virage mais à 5° les contraintes de cisaillement ont tendance à se stabiliser pour les contraintes verticales. Cela fournit des preuves analytiques à l'appui des hypothèses théoriques selon lesquelles le trafic tournant sur les routes (par exemple, aux intersections) peut provoquer une contrainte de cisaillement plus importante dans la chaussée que par le trafic. Dans le secteur courant, la déformation principale se situe au niveau du bord des mains du pneu lors des virages la déformation est concentrée au niveau du bord intérieur avec une augmentation en fonction de l'angle d'inclinaison. Cela suggère que les sections d'une autoroute avec un grand volume de trafic dans les virages peuvent être plus sensibles à la fissuration descendante et aux ornières de surface.

Chapitre IV. Etude de l'orniérage

IV.1. Présentations et objectifs

L'orniérage est une détérioration permanente courante de la chaussée qui affecte la qualité et la sécurité routière. Il est donc important de qualifier et de quantifier son évolution. Pour cela Coleri et al. (Coleri et al., 2008), You et al. (You et al., 2008), Behnke et al. (Behnke et al., 2019) ou encore Hussan et al. (Hussan et al., 2020) ont présenté des essais d'orniérage en laboratoire et ont introduit des modèles de régression sur la profondeur d'orniérage. Des simulations numériques ont également été développées pour estimer la déformation permanente de la chaussée.

L'objectif principal de ce chapitre est de suivre l'évolution de l'ornière à l'aide d'essais en vraie grandeur. Notre stratégie d'évaluation consiste à tester la performance de quatre matériaux différents présentés dans le chapitre II. Les mesures d'ornières sur la couche de BBSG ont constitué une base de référence pour l'analyse de la performance des bétons Anti-Orniérants (BBAO et BBAO+). Ces essais ont été fait avec des conditions de température et de chargement identique alors que les essais sur l'enrobé à froid (Agreco) ont été réalisés dans des conditions différentes. Le profil d'ornière, les caractéristiques de déformation, l'effet de la température et la résistance au cisaillement ont été analysés. Le profil transversal de l'ornière a été mesuré à l'aide d'un profilomètre. Ce résultat a été comparé à deux techniques de traitement d'images : la photogrammétrie et le scanner.

IV.2. Suivi de l'ornière des enrobés bitumineux à chaud

Dans ce paragraphe, une comparaison d'essais MLS10 sur différentes couches de surface de chaussées en enrobé bitumineux à chaud est réalisée. La performance du béton bitumineux couramment utilisé (BBSG) dans la construction routière en France et les enrobés à hautes performances (BBAO et BBAO+) est étudiée. On évalue ici la relation entre leur performance à l'orniérage en fonction de la température et du nombre de cycles. Pour cela, le profil d'orniérage, l'effet de la température, la profondeur de l'orniérage et la zone de déformation ont été relevés.

IV.2.1. Contrôle de la température

Trois campagnes de mesures ont été réalisées pour le suivi de l'orniérage. La première campagne de mesures concerne la couche de BBSG considérée comme couche de référence. Les mesures ont été réalisées en juin 2019 pendant 15 jours en ambiance thermique naturelle. Durant cette période, le matériau a été soumis à 100.000 cycles de chargement jusqu'à atteindre 1 cm d'ornière, critère choisi pour l'arrêt de l'essai.

Le suivi de la température en surface est présenté sur la Figure IV-1. Le profil de température sur toute la durée des essais nous montre des variations entre 20 et 30°C avec des fluctuations typiques qui correspondent au temps d'arrêt ou de démarrage du simulateur. Les zones en jaunes correspondent à une journée d'essais.

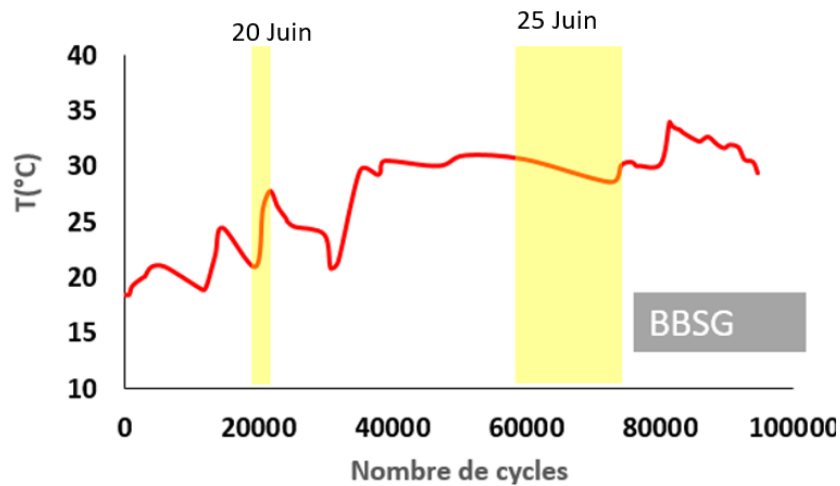


Figure IV-1 : Evolution de la température en fonction de nombre de cycles

Sur cette figure, on remarque que les températures augmentent pendant le fonctionnement du simulateur. Cette augmentation de température est de 5°C à 10°C selon la durée de l'essai et de la valeur de la température ambiante de départ. L'origine de cette augmentation est due à la chaleur dégagée par le fonctionnement du simulateur.

Les essais suivants (BBAO et BBAO+) ont été réalisés dans les mêmes conditions de température que les essais de la première campagne. Le contrôle de la température a été rendu possible grâce au système de chauffage réalisé par six panneaux chauffants de puissance 2 kW placés aux abords de la zone d'essai (cf. Figure II-36), le dispositif de chauffage est piloté par une sonde de température en surface. La Figure IV-2 illustre la variation de cette température pour les trois matériaux testés qui reste assez faible. Nous pouvons donc considérer que les essais ont été réalisés dans les mêmes conditions de températures (Un exemple du suivi de la température journalière est présenté en Annexe 2).

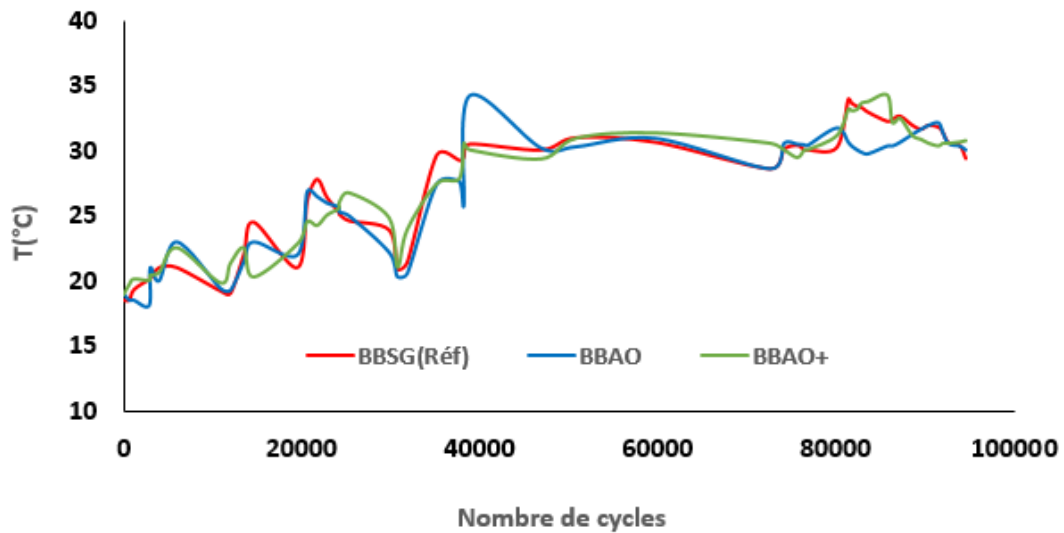


Figure IV-2 : Evolution de la température en fonction du nombre de cycles

IV.2.2. Profil transversal de l'orniérage

Des études de l'orniérage réalisées par Villiers (Villiers et al., 2005) et Haddock (Haddock et al., 2005) ont suggéré qu'il existe une relation entre les profils de surface transversaux de l'ornière et le type d'ornière provoquée. D'autres études plus récentes ont montré que les formes des profils de surface transversaux sont différentes entre les déformations permanentes dans les couches de surface et celles qui proviennent des couches de base (Ali & Tayabji, 2000), (Hussan et al., 2013). La caractérisation des profils de surface de chaussée a été menée par Simpson et al. (Simpson et al., 1999). Les auteurs ont émis l'hypothèse que la zone sous le profil de surface transversal pourrait être utilisée pour prédire la source d'orniérage. 128 profils de surface transversaux ont été alors classés en quatre catégories générales représentant l'origine de l'orniérage. La Figure IV-3 montre le profil type de l'ornière de la couche de surface. L'aire algébrique entre le profil transversal et la ligne droite reliant ses extrémités (ligne de référence) a été calculée pour identifier dans quelles catégories se situent les différents profils transversaux.

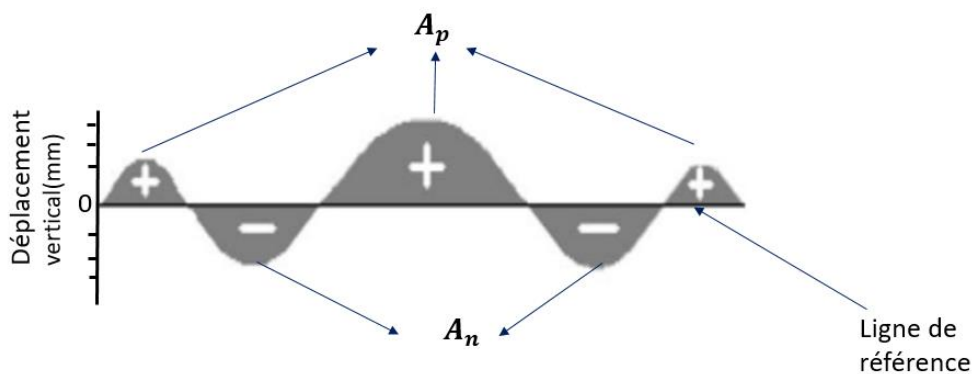


Figure IV-3 : Schéma type du profil transversal (Simpson, 1999)

Ce profil type correspond parfaitement aux trois essais réalisés. La zone au-dessus de la ligne de référence a été considérée comme positive et la zone en dessous de la ligne a été considérée comme négative. Les zones négatives (A_n) caractérisent les paramètres de distorsion, c'est-à-dire les déformations permanentes provoquées par le cisaillement. Les zones positives (A_p) traduisent les déformations permanentes causées par les contraintes verticales. Dans ce paragraphe, nous allons utiliser ces zones pour caractériser l'orniérage de chaque matériau.

La Figure IV-4 présente les profils transversaux des trois matériaux mesurés par un profilomètre à la même position (0,5 m de l'axe transversal) après 100.000 cycles de chargement. Une dépression longitudinale se développe progressivement avec l'augmentation des cycles de chargement.

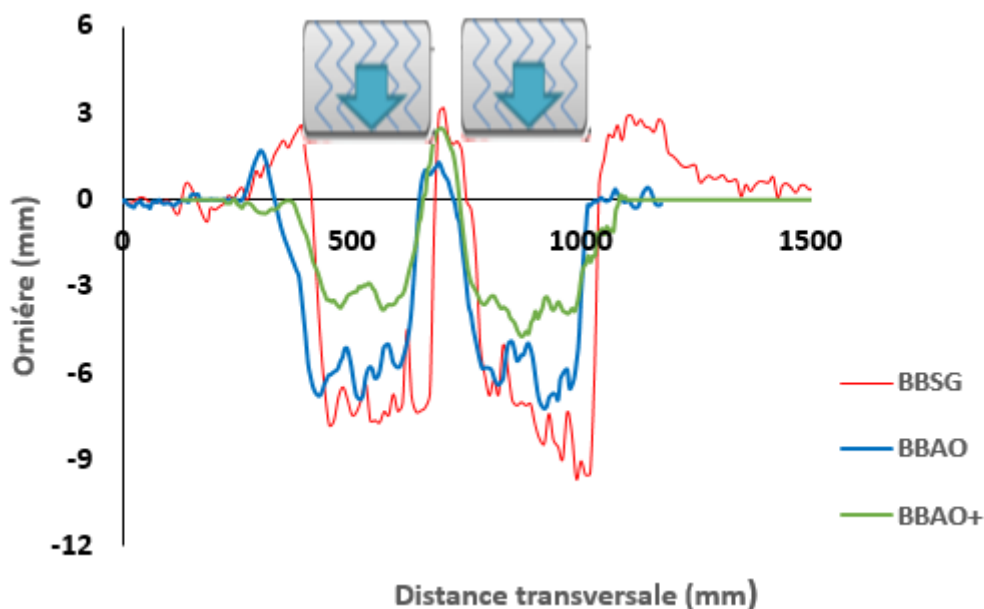


Figure IV-4 : Profils transversaux relevés après 100.000 Cycles

Les profils transversaux présentent une déformation en forme de W. Une dépression se situe sous les pneumatiques tandis qu'un soulèvement se situe entre les deux pneumatiques et sur les bords extérieurs de la zone de contact. La déformation par soulèvement perceptible au niveau de la ligne médiane indique qu'un écoulement de cisaillement se produit dans les enrobés bitumineux pendant les essais MLS10. La déformation de soulèvement dans la couche de BBSG est plus importante que dans les deux autres matériaux. Les deux matériaux ont donc une capacité de résistance à l'écoulement par cisaillement différente. La déformation par soulèvement remarquée dans la couche de BBSG sur les deux côtés de la zone de chargement est moins visible dans les couches BBAO et le BBAO+.

La photogrammétrie et le scanner ont été également utilisés pour relever le profil transversal de l'ornière. La reconstruction 3D par la technique de photogrammétrie est réalisée à partir de plusieurs photographies prises sous différents angles et distances.

Ces photographies sont traitées par la suite à l'aide d'un outil numérique (Agisoft Metashape®), qui détecte les points communs entre chaque photographie puis crée le modèle 3D. Le scanner utilisé est un scanner 3D Artec Eva dont les données sont traitées à l'aide du logiciel Artec Studio 13 Professional®. Cet outil fonctionne sur le principe de la lumière structurée. Une séquence de motifs est projetée sur l'objet étudié et enregistrée par une caméra. La déformation de ces motifs est analysée par le relief (distances des points composant le motif). La Figure IV-5 présente les profils transversaux en analyse 3D des trois techniques de mesure après 100.000 cycles de chargement pour la couche de BBSG. Les profils sont assez similaires mais la méthode de photogrammétrie semble moins performante en termes de résolution.

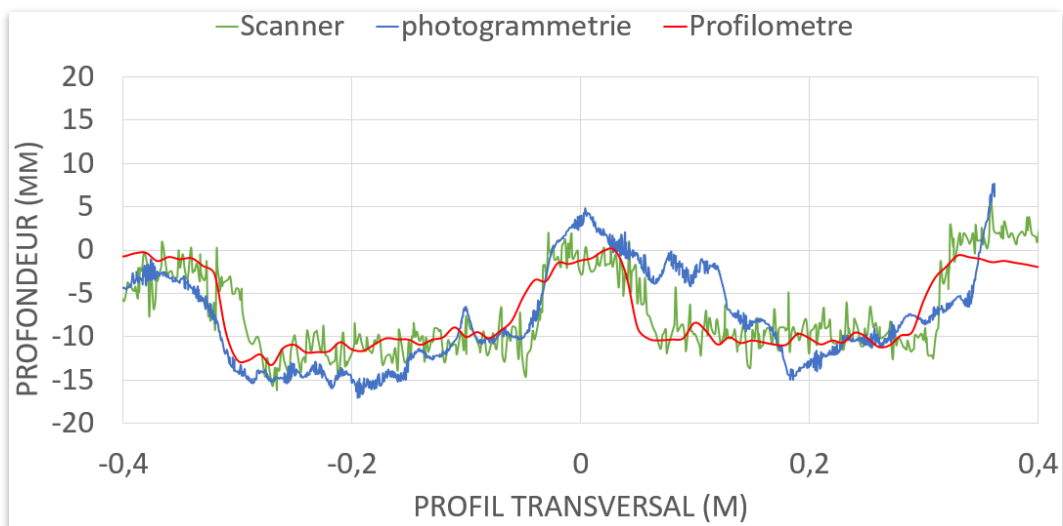


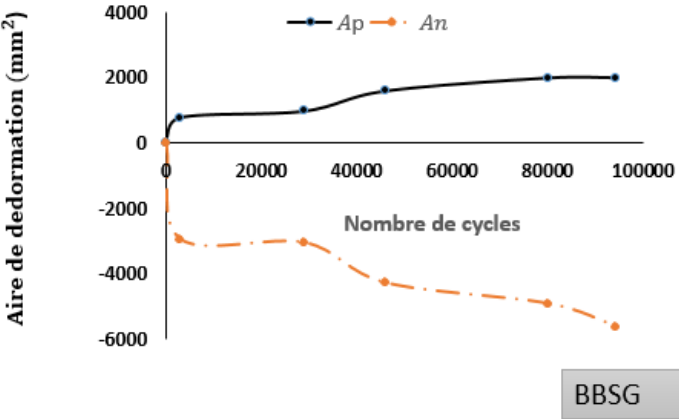
Figure IV-5 : Profils transversaux pour le BBSG issus des trois techniques

L'utilisation des trois méthodes a montré que :

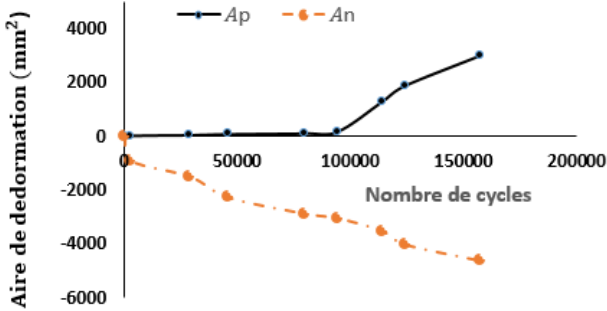
- les profils de l'ornière sont assez similaires,
- le profilomètre permet des mesures instantanées sans post – traitement,
- la technique du scanner est plus précise mais nécessite un post – traitement complexe,
- la photogrammétrie impose un déplacement de la machine pour chaque mesure avec un post-traitement moins complexe.

En conséquence, pour nos analyses de profil suivantes, nous avons préféré l'utilisation du profilomètre grâce à précision et sa facilité d'exécution.

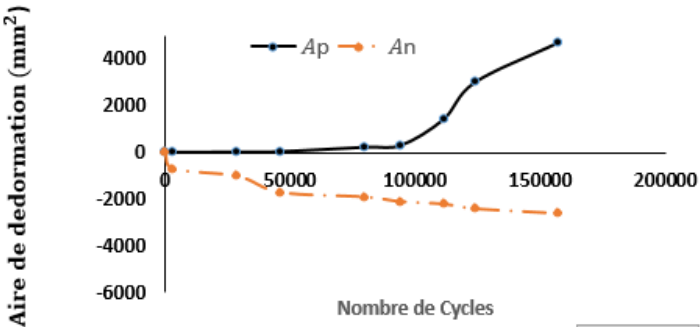
Les paramètres de distorsion (zones positives A_p et négatives A_n) ont été analysés pour révéler les caractéristiques d'orniérage pour les trois matériaux. L'évolution des aires A_p et A_n de déformation en fonction de nombre de cycles est présentée dans la Figure IV-6.



BBSG



BBAO



BBAO+

Figure IV-6 : Aires de déformations calculées pour les trois matériaux

Comme le montre cette figure, jusqu'à 100.000 cycles, les zones positives des couches BBAO et BBAO+ sont plus petites que les zones négatives. Ceci est dû au fait que la largeur de la déformation par affaissement est plus large que celle de la déformation par soulèvement. Les matériaux BBAO et BBAO+ présentent alors une meilleure résistance au cisaillement par rapport au BBSG pour lequel les surfaces sont plus importantes et présentent une évolution plus marquée. Par ailleurs, les aires négatives (A_n) évoluent progressivement en fonction de nombre de cycles pour les trois matériaux. En revanche, la couche de BBSG présente deux fois plus de déformations par affaissement que les autres matériaux. A 100.000 cycles, par exemple, l'aire de déformation (A_n) de la couche de BBSG est de 5900 mm^2 alors qu'elle est de 3026 mm^2 pour la couche de BBAO et 2100 mm^2 pour la couche de BBAO+. Cette différence s'explique en grande partie par la teneur en liant, la dureté et la granulométrie du BBAO et du BBAO+. L'analyse des aires de déformation d'orniérage montre que l'utilisation de matériaux recyclés augmente considérablement la résistance à l'orniérage, conséquence du durcissement du liant total dans le mélange. De plus, il est possible d'observer que les mélanges avec des matériaux recyclés comme le BBAO et le BBAO+, bien qu'à forte teneur en liant, ont une bonne résistance à l'orniérage, avec des surfaces de déformations inférieures à celles obtenues pour le BBSG.

IV.2.3. Profondeur de l'orniérage

Les mécanismes impliqués dans le développement de la profondeur de l'ornière peuvent être évalués à l'aide d'observations sur le terrain et via la connaissance de ces mécanismes. La différence constatée entre la profondeur maximale mesurée et la ligne de référence (déterminée sur la base de mesures de profondeur de profil prises avant l'application du chargement, c'est-à-dire à 0 cycle de chargement) est définie comme la profondeur maximale mesurée de l'ornière après un certain nombre de cycles. La comparaison des profondeurs d'orniérage nous a permis d'évaluer les performances d'orniérage des trois matériaux testés.

Les essais sur les trois matériaux ont été réalisés dans des conditions de température quasi identique jusqu'à 100.000 cycles. L'évolution de la profondeur d'ornière en fonction du nombre de cycles et de la température est présentée sur la Figure IV-7. Les premiers cycles réalisés à 20°C correspondent à une phase de post-compactage. La température ne présente pas d'effet significatif pour la couche de BBSG, l'augmentation de l'ornière est alors de 2 mm. A 35°C, elle augmente de 0,5 mm puis diminue jusqu'à 1,2 mm pour se stabiliser vers 30°C. L'effet de la température est en revanche bien marqué sur les couches BBAO et BBAO+. Jusqu'à 100.000 cycles, l'orniérage de la couche de BBAO pour une température de

20 °C est dû principalement au réarrangement du squelette granulaire. L'augmentation de l'ornière est de l'ordre de 1 mm.

On constate sur la même figure que l'ornière augmente avec l'augmentation des cycles pour les trois matériaux. En revanche, la tendance d'évolution est différente pour les trois matériaux. On peut observer que, jusqu'à 100.000 cycles et pour les mêmes conditions de température, la couche de BBSG présente une évolution de la profondeur d'ornière deux fois supérieure à la profondeur d'ornière de la couche de BBAO, et près de trois fois supérieure à celle de la couche de BBAO+. A titre d'exemple, à 100.000 cycles et pour les mêmes conditions de températures, l'enrobé de référence présente une profondeur d'ornière maximale d'environ 12 mm alors que la profondeur d'ornière maximale est d'environ 5 mm pour le BBAO et de 3 mm pour le BBAO+. Les analyses indiquent que le BBAO+ présente une meilleure résistance à l'orniérage et que l'enrobé de référence (BBSG) est le plus défavorable quelles que soient les conditions de chargement.

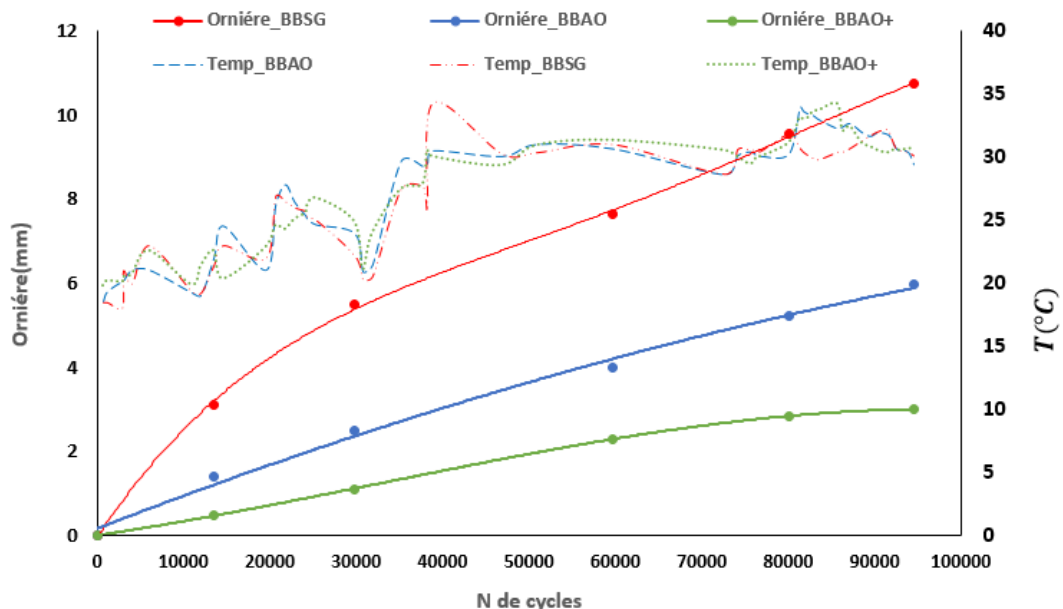


Figure IV-7 : Courbes d'orniérage jusqu'à 100.000 cycles

Pour la couche de BBSG, l'ornière s'est développée rapidement (vers les 30.000 cycles), puis a augmenté régulièrement et linéairement jusqu'à la fin de l'essai (100.000 cycles). La même tendance est remarquée pour les couches de BBOA et de BBAO+ mais il a fallu 60.000 cycles avant que l'évolution de l'ornière devienne linéaire. La forme des courbes de l'évolution des ornières pour les trois matériaux est différente. La courbe du BBSG présente une forme convexe, indiquant une sensibilité précoce à l'orniérage. La courbe du BBAO est légèrement convexe jusqu'à 100.000 cycles. Cette tendance est inversée à partir de 132.000 cycles à cause de la température. Le BBAO+ montre une convexité moins prononcée que les deux

autres matériaux mettant en évidence que ce dernier est moins sensible à un orniérage précoce.

La prise en compte de la forme de la courbe d'orniérage permet ainsi de donner une indication critique de la sensibilité d'un mélange à l'orniérage précoce. Nous avons donc considéré deux paramètres pour caractériser la courbe : l'aires sous la courbe d'orniérage, notée Δ_A et Δ_B . La Figure IV-8 décrit graphiquement ces paramètres.

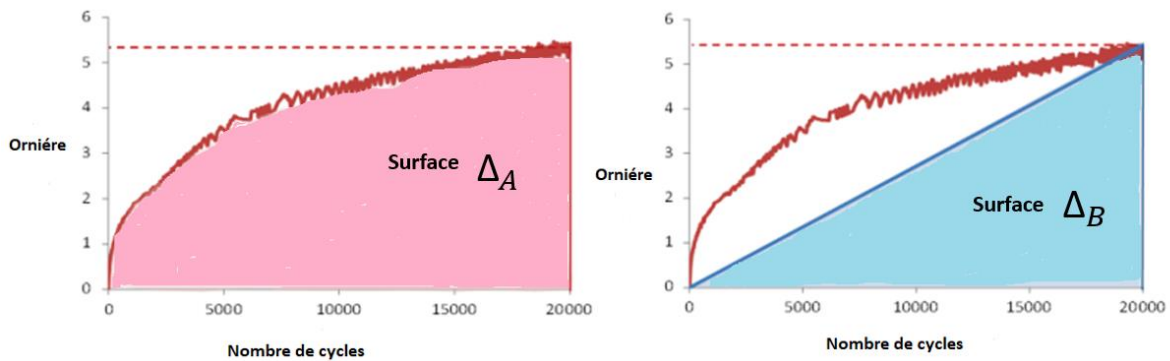


Figure IV-8 : Paramètres d'analyse des courbes d'orniérage (d'après Walubita et al., 2014)

L'aire sous la courbe d'orniérage, Δ :

Pour caractériser la courbe de l'orniérage, l'un des paramètres pris en compte sont les sous la profondeur de l'orniérage en fonction du nombre du cycle. Idéalement, lors de la comparaison des trois matériaux dans les mêmes conditions (cycle N, température T), le matériau avec une un rapport entre les deux surface (SF) inférieure aurait la forme la plus souhaitable de la courbe d'orniérage (moins convexe). La surface sous la courbe de la profondeur de l'ornière en fonction du nombre de passages est calculée à l'aide de la formule trapézoïdale en divisant la surface en n nombre de trapèzes comme suit :

$$\Delta = \frac{N}{2n} * [f(x_0) + 2 * f(x_1) + 2 * f(x_2) + \dots + 2 * f(x_{n-1}) + f(x_n)] \quad \text{Eq IV-1}$$

où, $f(x_i)$ et $f(x_{i+1})$ sont respectivement les valeurs de la profondeur d'ornière aux extrémités gauche et droite de chaque trapèze.

Facteur de forme, SF :

Le paramètre du facteur de forme (SF) est défini comme le rapport des aires sous la courbe d'orniérage Δ_A réelle et Δ_B avec hypothèse linéaire comme illustré à la figure IV-8.

$$SF = \frac{\Delta_A}{\Delta_B} \quad \text{Eq IV-2}$$

À partir de cette dernière équation, la condition $SF > 1$ décrit une forme convexe de la courbe d'orniérage, tandis que la condition $SF < 1$ dénote une forme concave. Idéalement, pour

atténuer l'orniérage précoce, une valeur SF inférieure ou concave est préférable (Walubita, Faruk, et al., 2014). Le Tableau IV-1 présentent les paramètres calculés pour les trois matériaux. Les résultats montrent que le BBSG présente une concavité beaucoup plus importante avec un coefficient SF=3,5 qui confirme que ce dernier est plus sensible à l'orniérage précoce ou l'orniérage dû au post-compactage par rapport au BBAO (SF=1,1). Ces analyses prouvent également que la granulométrie arrangée et corrigée pour le BBAO+ confère à ce dernier une meilleure résistance aux déformations permanentes causées par le post-compactage (SF<1). Par ailleurs, l'effet de la température est constaté sur l'évolution de l'ornière pour les trois matériaux.

	$\Delta_A(\text{mm}^2)$	$\Delta_B(\text{mm}^2)$	SF
BBSG	287129,5	81836,6	3,50
BBAO	41153,5	37101	1,10
BBAO+	69194	68000	1,02

Tableau IV-1 : Paramètres de caractérisation des courbes d'orniérage

IV.2.3.1. Influence de la température

La Figure IV-9a illustre l'évolution de l'ornière après 100.000 cycles pour les couches de BBAO et de BBAO+. Pour le BBAO, l'augmentation de la température influence fortement la stabilité du mélange à haute température. La profondeur d'ornière a significativement augmenté lorsque la température passe de 30 à 35°C. Durant cette phase d'essai, le taux d'évolution de l'ornière passe de 1 mm à 1.5 mm. Par ailleurs, quand les essais ont été réalisés entre 45 et 55°C, le taux d'augmentation de ce dernier est de 2,5 mm et l'augmentation de la température de 30°C à 55°C conduit à une augmentation de l'orniérage de 40%. Dans cette phase, la température accélère le mouvement des granulats, qui se manifeste par des soulèvements latéraux, indiquant une rupture par cisaillement du mélange (Figure IV-9b).

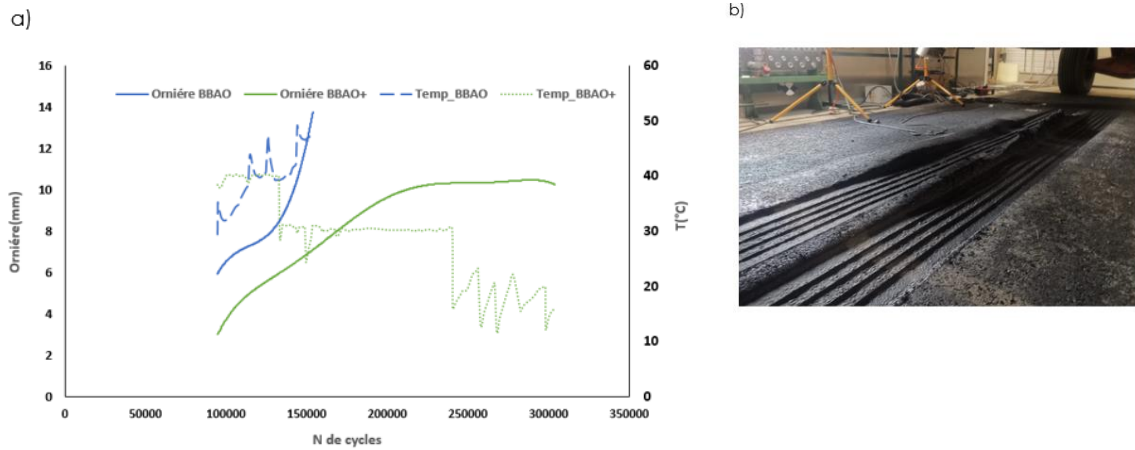


Figure IV-9 : a) Courbes d'orniérage après 100.000 cycles, b) Ornière BBAO à 160000 cycles

L'influence de la température sur la couche de BBAO+ est marquée par deux parties. La première partie concerne les essais réalisés à des températures plus ou moins élevés (entre 20°C et 30°C) alors que la deuxième partie concerne les basses températures (entre 12°C et 17°C). L'influence de la température sur le développement de l'orniérage dans la première partie est similaire aux phénomènes remarquées et expliquées pour le BBAO. Par ailleurs, à basses températures, le taux d'augmentation de l'orniérage est nul malgré l'augmentation du nombre de passage (Figure IV-9a).

IV.3. Suivi de l'orniérage sur l'enrobé à froid (Agreco)

L'objectif de ce paragraphe est d'étudier la performance de l'enrobé à froid vis-à-vis de l'orniérage. La Figure IV-10 illustre l'évolution de la profondeur de l'ornière en fonction du nombre de cycles de chargement à des températures comprises entre 13 et 30°C. Les températures relevées correspondent aux températures moyennes lors des essais.

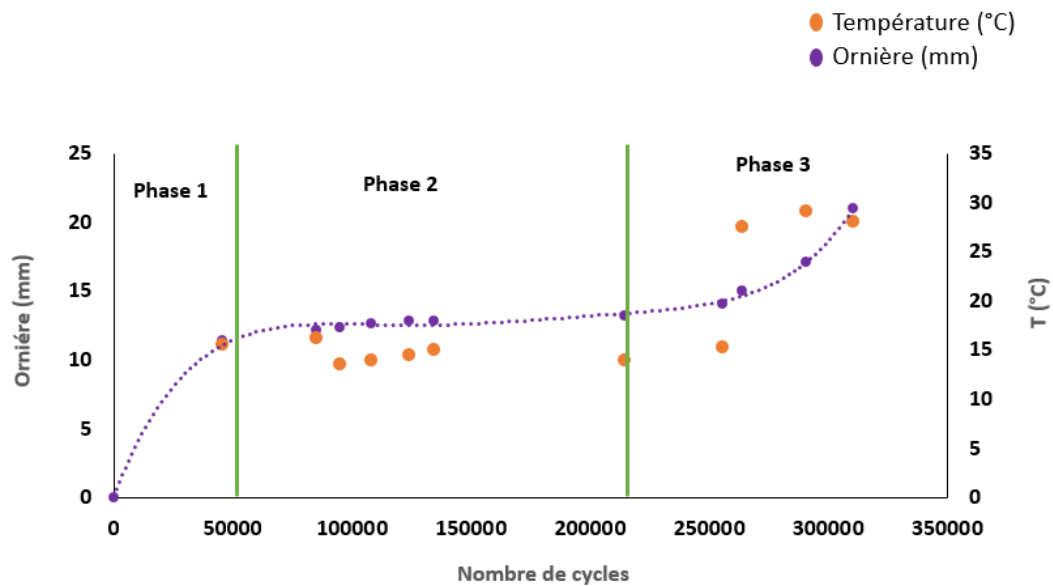


Figure IV-10 : Courbe de l'orniérage de l'Agreco

Les analyses montrent trois phases de développement de l'ornière. Dans la première phase, l'ornière augmente rapidement mais la vitesse d'orniérage tend à diminuer atteignant une valeur constante ou avec cinétique d'évolution très faible dans la deuxième phase (ce qui tend à considérer dans la profession les matériaux à froid anti-orniérants). Au cours de cette deuxième phase, on remarque une diminution de la vitesse d'évolution de l'ornière, qui est probablement due au murissement des enrobés à froid. La présence de ce phénomène réside dans le fait qu'il existe de nombreux défauts dans l'enrobé, à savoir le pourcentage assez important des vides qui de 15% dans ce mélange ainsi que des dislocations dans les agrégats. C'est le mouvement de ces dislocations, en particulier dans le liant bitumineux, sous chargement répété qui provoque les déformations permanentes des enrobés bitumineux. La densité des dislocations augmente progressivement avec des chargements répétés. Cependant, la fraction de ces dislocations mobiles diminue simultanément car les dislocations croissantes se rencontrent fréquemment. Par conséquent, les intersections de dislocations peuvent réduire leur mobilité, ce qui entraîne une réduction progressive de la déformation permanente par cycle. Ainsi, le processus physique de l'étape primaire est le mouvement (ou microflux) des dislocations, généralement appelé écrouissage. Avec l'accumulation des déformations permanentes, l'Agreco durcit sous des charges répétées jusqu'à ce qu'il atteigne un point où les microfissures s'amorcent et se développent. La déformation permanente de chaque cycle cesse alors de diminuer et le stade secondaire ou stable apparaît. L'apparition de microfissures entraîne le développement de plus de dislocations. Dans le même temps, ce processus fournit également « l'espace » supplémentaire pour la mobilité des dislocations et ramollit davantage l'enrobé bitumineux. L'étape secondaire est atteinte lorsque la vitesse d'écrouissage est dynamiquement égale à celle de l'adoucissement. L'équilibre dynamique se traduit par l'accumulation linéaire des déformations permanentes au cours de l'étape

secondaire. Enfin, la vitesse d'orniérage augmente brutalement avec l'augmentation de la température qui passe de 15°C à 30°C, il apparaît clairement une cinétique concave de rupture.

IV.1. Modèle prédictif de l'orniérage basé sur les essais à grande échelle

Lorsque les conditions environnementales ne changent pas de manière appréciable, la plupart des études d'essais de chaussées empiriques et accélérées présentent une tendance concave de déformation (profondeur d'ornière) par rapport au nombre d'applications de charge. La courbe A de la Figure IV-11 montre cette tendance. Elle illustre la façon dont les matériaux durcissent avec le chargement. Le même incrément du nombre d'applications de charge (DN) produit un incrément plus important de profondeur d'ornière (DRD) vers le début que vers la fin de la durée de vie de la chaussée (Archilla & Madanat, 2001). La courbe B illustre ce qui se passe lorsque l'environnement passe à des conditions plus défavorables. Par exemple, le phénomène de dégel affecte négativement la performance des matériaux non liés, et les températures élevées de l'air affectent négativement la performance des mélanges des enrobés bitumineux. Dans de telles situations, la tendance de la courbe A est interrompue par les sauts dans les incréments de profondeurs d'ornière indiqués par la courbe B.

De cette manière, les sauts de profondeur d'ornière avec des changements des conditions environnementales peuvent être pris en compte dans la spécification des incréments de profondeur d'ornière. Pour modéliser les incréments de profondeur d'ornière pour chaque période, il est important de considérer les mécanismes d'orniérage et les emplacements d'origine des déformations dans la structure de la chaussée. L'orniérage apparaît comme une conséquence de la densification et de l'écoulement plastique dans les couches de chaussée. Il est très difficile d'attribuer la part d'orniérage due à la densification et la part due à l'écoulement car les deux mécanismes se produisent dans toutes les couches de chaussée à des degrés différents. Cependant, près de la surface de chaussée, l'écoulement joue un rôle plus important que la densification, mais l'importance de l'écoulement par rapport à la densification diminue avec la profondeur. Ainsi, bien que les deux mécanismes ne puissent être séparés, il faut s'attendre à des compromis différents entre les variables décrivant ces phénomènes près de la surface de la chaussée et celles en profondeur de la structure de chaussée.

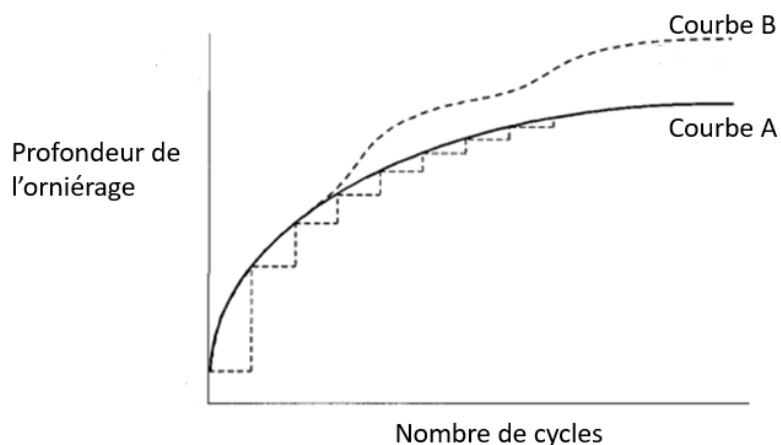


Figure IV-11 : Profondeur de l'orniérage en fonction du nombre de cycle
(d'après Archilla & Madanat, 2001)

Par conséquent, l'incrément de profondeur d'ornière pour chaque période est modélisé comme la somme d'un incrément prenant naissance proche de la surface de la chaussée et d'un incrément prenant naissance en profondeur dans la structure. Les effets environnementaux pertinents sont également différents. Proche de la surface, l'enrobé bitumineux a des performances fortement affectées par des températures élevées de l'air. En revanche, les couches sous-jacentes de la structure de chaussée sont généralement construites avec des matériaux non liés qui sont plutôt affectés par les phases de gel - dégel.

IV.1.1. Modélisation des performances d'orniérage

Pour caractériser la sensibilité de l'ornière vis-à-vis du nombre de cycles de chargement et de la température, nous avons effectué une étude statistique sur les mesures d'ornière pour les quatre matériaux. L'analyse statistique est basée sur une étude de la régression linéaire des variables suivants : Rd (profondeur de l'ornière), T (température) et N (nombre de cycles). Les résultats de l'analyse des corrélations de Pearson (valeur P) sont présentés dans le Tableau IV-2. On remarque que la profondeur de l'ornière (Rd) a une corrélation plus élevée avec la température (T) qu'avec le nombre de cycle (N).

En utilisant les résultats des relevés de la profondeur de l'ornière, nous avons effectué une analyse de régression multiple pour un total de 10 valeurs expérimentales en utilisant les trois conditions de température, le nombre de cycles et la profondeur d'ornière comme paramètres. Sur la base de notre analyse, nous avons généré un modèle de prédiction de l'orniérage exprimé dans l'équation IV-3. Le Tableau IV-3 répertorie les valeurs prédites des paramètres générés par l'analyse de la régression multiple ainsi que le coefficient de corrélation et la proportion significative (valeur P).

BBSG	(résultats exprimés en %)	N	T	Rd
N	Coefficient de corrélation	-	-0.8	0.5
	Valeur P	-	0.04	0.0005
	Nb de point d'observation	-	6	6
T	Coefficient de corrélation	-0.8	-	0.98
	Valeur P	0.04	-	0.0005
	Nb de point d'observation	6	-	6
Rd	Coefficient de corrélation	0.5	0.98	-
	Valeur P	0.0005	0.0005	-
	Nb de point d'observation	6	6	-
BBAO	(résultats exprimés en %)	N	T	Rd
N	Coefficient de corrélation	-	-0.84	0.38
	Valeur P	-	0.01	0.009
	Nb de point d'observation	-	6	6
T	Coefficient de corrélation	-0.84	-	0.78
	Valeur P	0.01	-	0.007
	Nb de point d'observation	6	-	6
Rd	Coefficient de corrélation	0.38	0.78	-
	Valeur P	0.009	0.007	-
	Nb de point d'observation	6	6	-
BBAO+	(résultats exprimés en %)	N	T	Rd
N	Coefficient de corrélation	-	-0.87	0.3
	Valeur P	-	0.001	0.009
	Nb de point d'observation	-	6	6
T	Coefficient de corrélation	-0.87	-	0.58
	Valeur P	0.001	-	0.005
	Nb de point d'observation	6	-	6
Rd	Coefficient de corrélation	0.3	0.58	-
	Valeur P	0.009	0.005	-
	Nb de point d'observation	6	6	-
Agreco	(résultats exprimés en %)	N	T	Rd
N	Coefficient de corrélation	-	-0.70	0.28
	Valeur P	-	0.02	0.0001
	Nb de point d'observation	-	6	6
T	Coefficient de corrélation	-0.70	-	0.78
	Valeur P	0.02	-	0.002
	Nb de point d'observation	6	-	6
Rd	Coefficient de corrélation	0.28	0.78	-
	Valeur P	0.0001	0.002	-
	Nb de point d'observation	6	6	-

Tableau IV-2 : Corrélations entre divers paramètres (N,T,Rd)

$$Rd = \alpha * T^{\beta} * N^{\delta}$$

Eq IV-3

Avec Rd la profondeur de l'ornière, T la température et N le nombre de cycles.

Les paramètres α , β et δ sont des paramètres propres à chaque matériau. α dépend de la rigidité du matériau (plus le module de rigidité est faible plus α est important). β indique la sensibilité du matériau à la température et δ montre sa sensibilité au nombre de cycles.

BBSG	Statistique t	p-valeur	Erreur-type
$\alpha=0.0035$	1.95	<0.001	-0.48
$\beta=0.87$	9.85		0.00001
$\delta=0.43$	4.064		0.07

BBAO	Statistique t	p-valeur	Erreur-type
$\alpha=0.0004$	2.43	<0.001	-0.02
$\beta=1.01$	4.13		1.25
$\delta=0.5$	2.6		0.00007

BBAO+	Statistique t	p-valeur	Erreur-type
$\alpha=0.0001$	6.4	<0.001	-0.4
$\beta=1.01$	2.13		2.68
$\delta=0.5$	0.9		3.71

Agreco	Statistique t	p-valeur	Erreur-type
$\alpha=0.031$	3.41	<0.001	-1
$\beta=0.62$	4.13		1.25
$\delta=0.43$	2.71		1.71

Tableau IV-3 : Résultats de l'analyse de régression multiple sur les données

La Figure IV-12 montre une comparaison des valeurs prédites et les mesures.

Les comparaisons montrent que les modèles proposés pour prédire la profondeur de l'orniérage ont montré une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. Les modèles proposés sont valables pour les températures croissantes.

Par ailleurs, l'analyse des équations montre une évolution quasi-linéaire de l'ornière en fonction de la température et une évolution « racine-carré » en fonction du nombre de cycle de chargement.

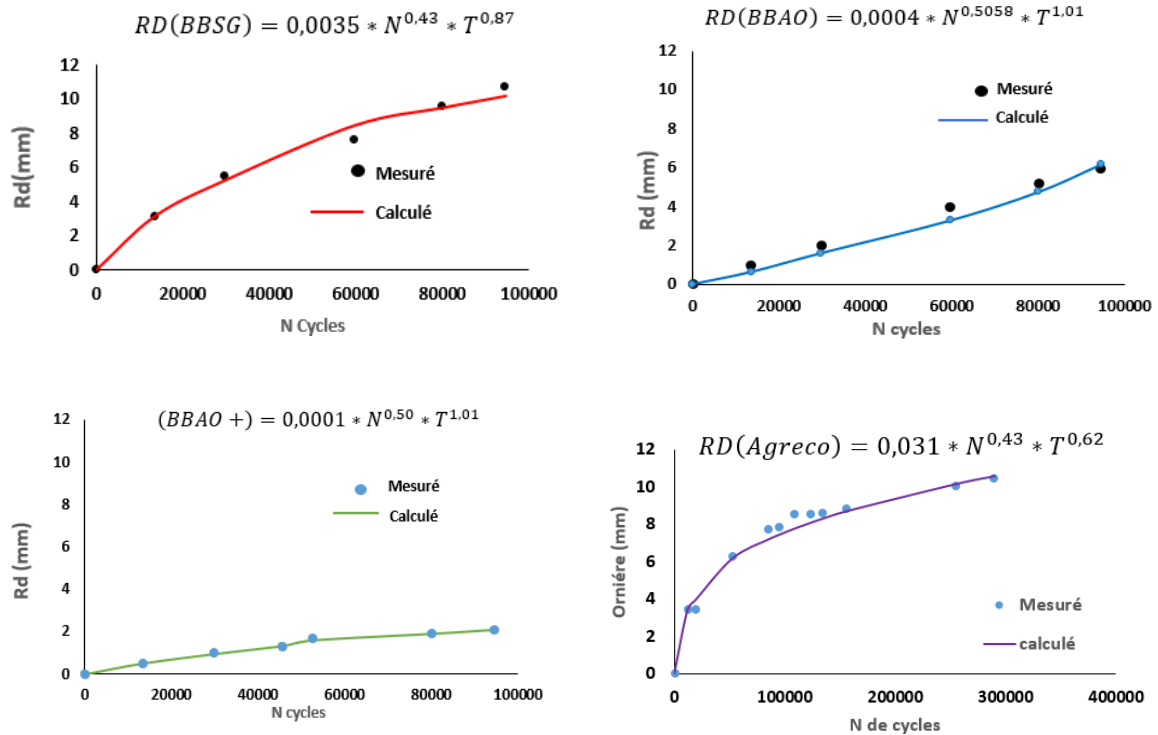


Figure IV-12: Comparaison entre l'orniage calculé et mesuré pour les quatre matériaux

IV.1.2. Discussion des modèles et analyse des paramètres

Pour déterminer la sensibilité des paramètres dans le modèle proposé, nous avons réalisé une analyse paramétrique afin d'estimer leur impact sur l'orniage.

IV.1.2.1. Effet du paramètre α

La Figure IV-13 montre l'effet du coefficient α sur l'évolution de la profondeur de l'orniage en fonction du nombre de cycles. L'augmentation de α implique une augmentation rapide de l'orniage. Pour cette simulation, α traduit la vitesse du développement de l'orniage pour une température constante ($T=20^\circ\text{C}$ et $\beta=1$) avec augmentation du nombre de cycle.

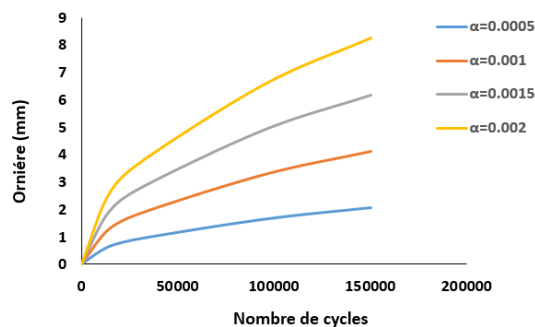


Figure IV-13 : Étude paramétrique sur α

Le paramètre β caractérise la sensibilité du matériau à la température. La Figure IV-14 montre l'influence de la variation de β sur l'évolution de la profondeur de l'ornière. Pour un coefficient $\alpha = 0,0005$ et $\delta = 0.87$, le paramètre β engendre un effet significatif sur l'orniérage. Pour chacune des valeurs, l'augmentation de ce dernier provoque une augmentation drastique de la profondeur de l'ornière. Ce paramètre engendre aussi un changement de la courbe d'ornière, plus le coefficient est important plus la tangente à la courbe est importante.

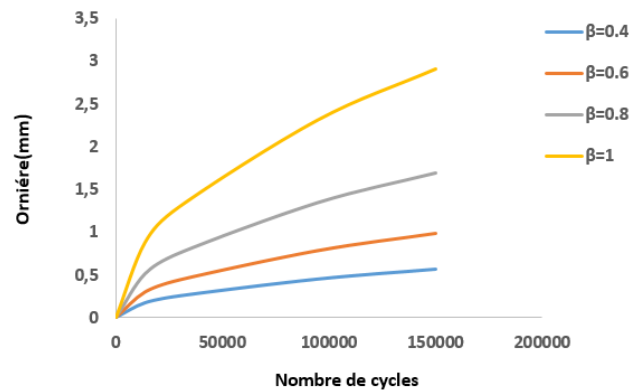


Figure IV-14 : Étude paramétrique sur β

IV.1.2.2. Effet du paramètre δ

Le paramètre δ caractérise l'effet du nombre de cycles sur la profondeur de l'ornière. La Figure IV-15 montre l'évolution de l'ornière en fonction de la variation de δ . Son augmentation n'a un effet significatif qu'à partir $\delta = 0.6$. La vitesse d'évolution de la profondeur n'est pas influencée par l'évolution de δ jusqu'à cette même valeur.

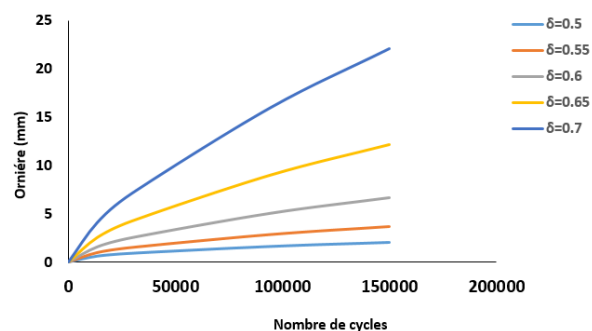


Figure IV-15 : Étude paramétrique du paramètre δ

IV.1.3. Principe d'équivalence temps - température appliqué à l'orniérage

L'objectif de ce paragraphe est d'appliquer le Principe d'Equivalence Temps-Température (Di Benedetto et al., 2008) à partir des modèles de prédiction de l'orniérage établie dans le paragraphe précédent. D'autre part, Khosravifar et al. (Khosravifar et al., 2015) ont étudié la

possibilité d'utiliser la fonction de translation de température obtenue à partir des essais de module dynamique pour construire une courbe maîtresse des déformations et pour prédire la déformation cumulée en termes de cycles de chargement réduits. La figure IV-16 B illustre la déformation axiale plastique par rapport au nombre réduit de cycles de charge (NR) dans l'espace log – log. Les déformations axiales plastiques à différentes températures se translatent relativement bien pour former une seule déformation par rapport à un nombre réduit de cycles de chargement, confirmant la validité de PETT dans le domaine viscoplastique dans essais uniaxial sous chargements répétés. Les lignes en pointillés de la figure IV-16B présentent la prédiction de deuxième phase de la courbe de l'orniérage basée sur des essais à différentes températures mais après les avoir déplacées à la température de référence de 20°C.

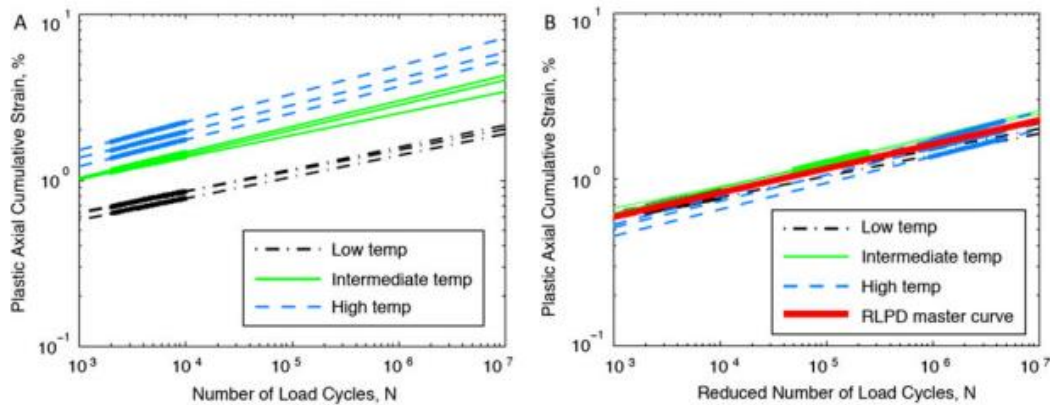


Figure IV-16 : PETT appliquée au essais uniaxial sous chargements répétés à trois températures différentes (à gauche), Courbe maîtresse des deformations permanente à Tref = 20°C (à droite).
(D'après Khosravifar et al., 2015)

Là où le PETT s'applique, à partir des modèles issus des essais en vraies grandeurs à une température et à un nombre de cycles donnés (T_i, N_{Ti}), l'évolution de la profondeur de l'ornière reste la même pour un essai effectué à un nombre de cycles et une température de référence (T_{ref}, N_{Tref}). Le nombre de cycles équivalent est exprimé par le coefficient de translation décrit comme suit :

$$N_{Tref} \equiv N_{ref} = N_{Ti} * a_T \quad \text{Eq IV-4}$$

La Figure IV- schématise le PETT appliqué au modèle issu des essais en vraies grandeurs :

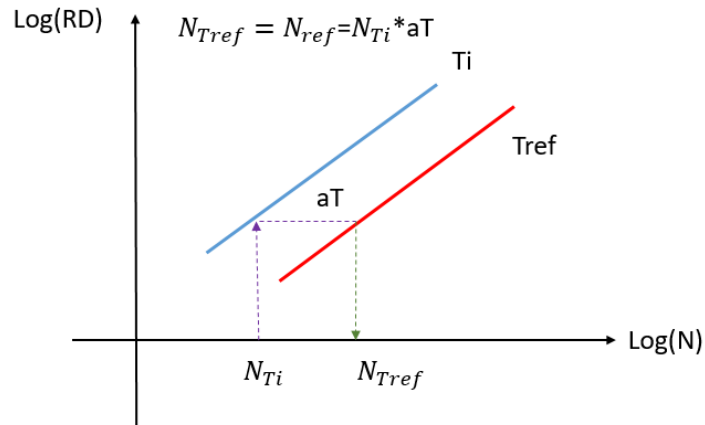


Figure IV-17 : PETF appliqué au modèle d'orniérage

Pour établir le PETF, nous allons utiliser le modèle de prédiction de l'orniérage du BBAO défini comme suit :

$$RD(BBAO) = 0,0004 * N^{0,50} * T^{1,01} \quad \text{Eq IV-5}$$

D'après l'équation Eq IV-5 et pour la même profondeur de l'ornière la relation devient :

$$\log(0,0004 * N_{ref}^{0,50} * T_{ref}^{1,01}) = \log(0,0004 * (\frac{N_{ref}}{aT})^{0,50} * T_i^{1,01}) \quad \text{Eq IV-6}$$

Il est possible de ramener l'équation IV-6 à une forme plus simple :

$$\text{Log}(aT) = 2 \times \text{Log} \left(\frac{T_i}{T_{ref}} \right) \quad \text{Eq IV-7}$$

La fonction de translation aT peut se définir à partir de la relation entre la température et le Logarithme de aT. La Figure IV- montre l'évolution du coefficient de translation en fonction de la température pour une température choisie à 25°C. A l'échelle semi-logarithmique la fonction du coefficient aT est linéaire avec une pente positive.

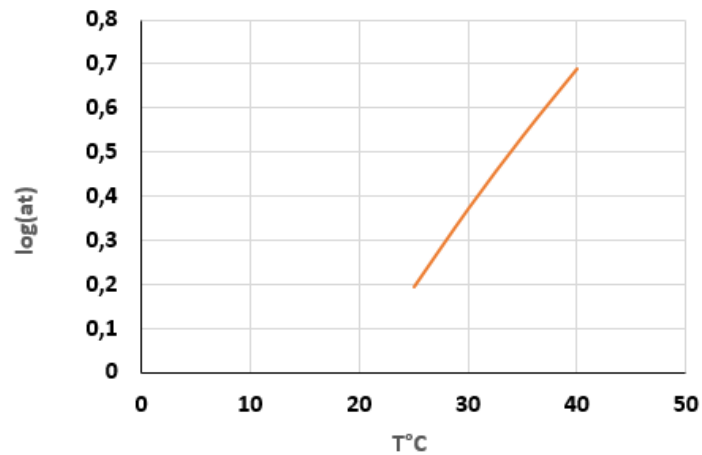


Figure IV-18 : Relation entre la température et le logarithme du facteur aT à partir de l'équation IV-7

Dans la littérature il existe plusieurs expressions pour exprimer l'évolution du coefficient de translation en fonction de la température. Cependant dans le domaine des enrobés bitumineux c'est le modèle WLF qui est largement utilisé car il traduit correctement le comportement des enrobés bitumineux. Pour ce faire nous essayé de déterminer les paramètres du modèle WLF défini dans l'équation VI-8

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T-T_R)}{(T-T_R)+C_2} \quad \text{Equation VI-8}$$

Pour ce faire on s'est basé sur le modèle développé dans l'équation VI-7 pour déterminer les paramètres du modèle C1 et C2. La méthode suivie consiste à l'optimisation de l'erreur entre les deux modèles (Equation IV-7et 8) qui a été fait sur le module Solveur sur Excel pour une température de référence de 20°C. A partir de cette analyse on détermine les coefficients C1 et C2 définis comme suit : C1= -2,1 ; C2= 50. Les travaux ont été réalisés par Andriescu et Hesp (Andriescu & Hesp, 2009) pour l'application du PTT aux déformations permanentes Ce qui semble cohérent avec nos résultats. La figure IV-19 montre la comparaison entre le modèle issu de notre calcul et le modèle WLF. Les résultats montrent une très bonne superposition

entre les deux modèles et que la fonction $\log(a_T)$ est une fonction croissante en fonction de la température.

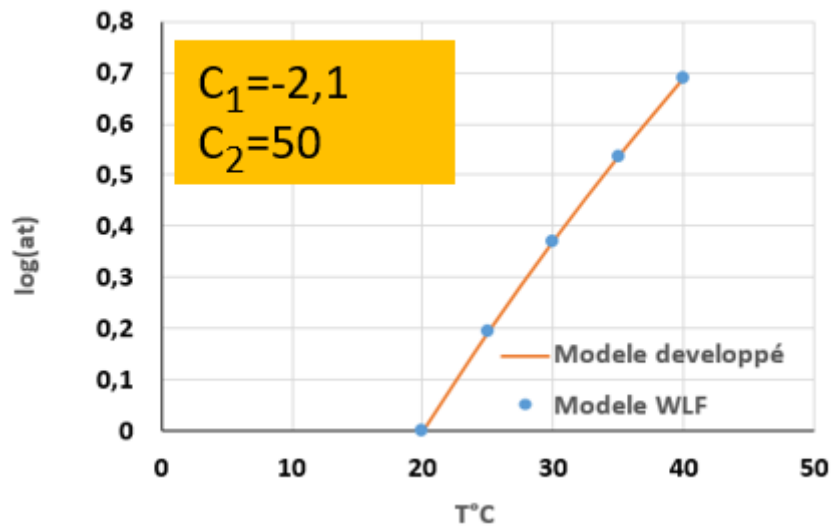


Figure IV-19 : Comparaison entre le modèle analytique et le modèle WLF

Comme expliqué dans la méthodologie de l'utilisation du PETT, la fonction de translation et d'ajustement de la courbe maîtresse est utilisée pour décaler horizontalement la profondeur de l'ornièrre à chaque température pour former la courbe maîtresse à la température de référence de 25°C. La Figure IV- représente l'ornièrre en fonction du nombre de cycles dans l'espace log-log.

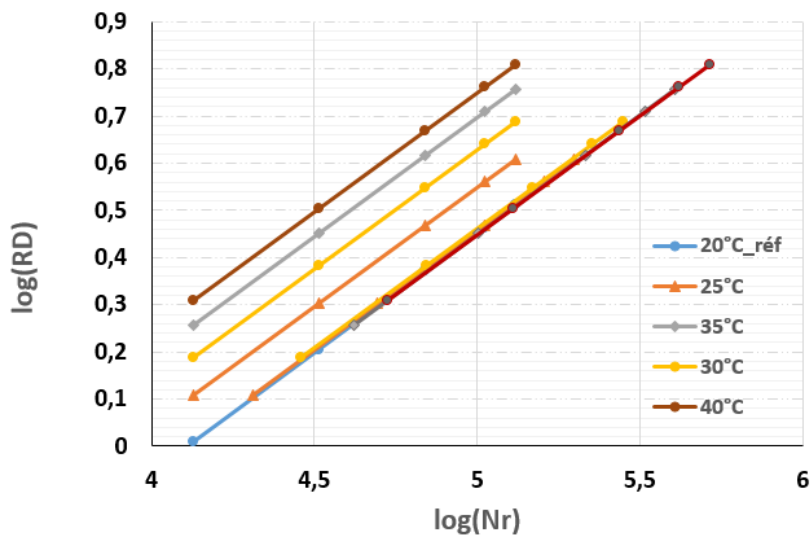


Figure IV-20 : Construction de la courbe maîtresse

La profondeur de l'ornièrre à différentes températures diminue pour former une seule courbe par rapport à un nombre de cycles de chargement. Cela confirme la validité du PETT dans le domaine viscoplastique. Les droites présentent l'évolution de l'ornièrre prédites à partir du modèle à différentes températures après avoir été déplacées à la température de référence de 20°C .

Afin d'exploiter le PETT pour réduire le nombre d'essai et pour suivre l'évolution de l'ornière, il est important de prédire efficacement ce dernier à n'importe quelle température en utilisant les résultats des essais à partir d'une température constante. Pour valider cela, nous avons une température de référence de 20°C et nous essayons de tracer la courbe d'orniérage à une température constante de 30°C et une courbe d'orniérage à trois température différentes. La figure IV-21 montre la comparaison entre le palier de la courbe de l'orniérage BBAO à 30°C et l'orniérage calculé à partir du PETT pour la même température et le même de nombre de cycle. Les résultats montrent une bonne corrélation entre les calculs et les mesures. L'erreur de prédiction à partir du PETT est inférieur à 6%.

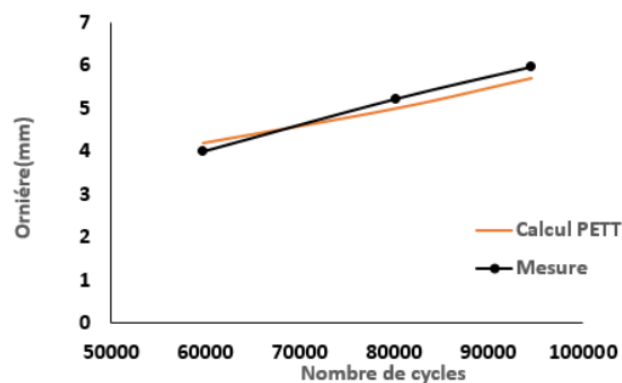


Figure IV-21 : Comparaison entre mesure et calcul issu du PETT à une température constante (30°C)

Le deuxième cas de la validation du PETT est d'essayer de tracer une courbe d'ornière à des paliers de température différentes. Nous avons choisi la dernière partie de la courbe d'orniérage du BBAO dont les essais ont été déroulés entre 30 et 40 °C. La figure IV-22 montre les résultats de la comparaison entre les mesures et les calculs issus du PETT.

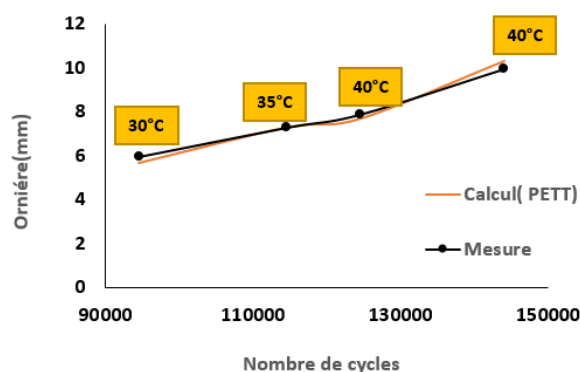


Figure IV-22 : Comparaison entre mesure et calcul issu du PETT à des températures différentes

L'application du principe d'équivalence temps température permet de prédire d'une manière satisfaisante l'orniérage à différentes températures aussi, l'erreur entre les mesures et l'orniérage calculé étant inférieur à 3.5%.

D'autre part l'application du PETT à l'orniérage permet de prédire des courbes d'orniérage à des températures constantes (Figure IV-23) et de prévoir l'évolution de l'ornière pour n'importe quelle situation, cependant cette configuration doit faire objet à une validation expérimentale.

Le contrôle de la température et le maintien d'une température étant possible dans notre halle à l'aide des panneaux chauffants pilotés en température.

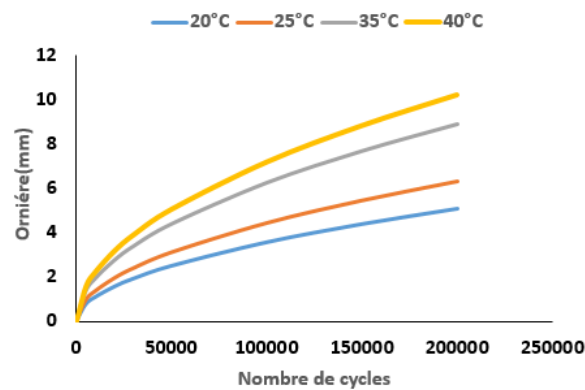


Figure IV-23 : Courbes d'orniérages calculées à différentes températures

IV.2. Conclusion du chapitre IV

Dans ce dernier chapitre, nous avons étudié les mécanismes d'orniérage de quatre matériaux de surface différents. Les profils d'orniérage des quatre matériaux de surface présentent une forme en W. Le BBAO+ a une performance d'orniérage plus constante. L'analyse de la zone de déformation a suggéré que la déformation permanente la plus importante s'est produite principalement dans l'enrobé à froid. La performance vis à vis de l'orniérage dépend néanmoins du revêtement bitumineux et de sa rigidité. Un modèle de prédiction d'orniérage intégrant les essais accélérés a été développé. Ce modèle intègre le nombre de cycles et la température. Les résultats ont montré que l'orniérage est plus sensible à la température. Finalement, nous avons étudié la possibilité d'utiliser le principe d'équivalence temps température pour prédire la profondeur de l'orniérage.

Conclusion générale et perspectives

De nouvelles dégradations en surface des chaussées bitumineuses, telles que la fissuration par le haut et l'orniérage à petit rayon, causées par le passage répété de véhicules lourds ont conduit à s'interroger sur le comportement de la couche de surface liée au contact pneu-chaussée. Aussi, pour augmenter la durée de vie de ces ouvrages, les futures méthodes de dimensionnement devront mieux prendre en compte l'impact du contact réel sur l'état de contrainte et de déformation de la surface de la chaussée. Dans l'objectif de proposer une future méthode rationnelle de dimensionnement de la couche de surface, ce document a présenté l'analyse du comportement mécanique de la couche de surface à l'aide d'essais en vraies grandeurs et un modèle numérique semi-analytique.

Dans un premier temps, quatre matériaux de surface ont été soumis au simulateur de trafic MLS10. Les mesures ont été comparés aux résultats du modèle semi-analytique SAM et du logiciel ViscoRoute. Les différentes analyses en surface montrent alors que les déformations dépendent fortement de la position de la charge. Nous avons démontré que :

- Au bord extérieur du pneumatique et dans la direction transversale, la couche de surface est sollicitée en traction. L'amplitude maximale des déformations en traction dépend principalement de la rigidité, de la température et de l'épaisseur de la structure.
- Dans l'axe du jumelage, la couche de surface est sollicitée en compression. Le signal mesuré et calculé a été marqué par un saut de déformation dans la zone centrale provoqué par la contribution des contraintes dans la déformation transversale par effet Poisson. Plus le coefficient de Poisson est important plus le saut de déformation est marqué. Ce phénomène explique qu'en surface et dans l'axe du jumelage, l'enrobé bitumineux subit des contraintes longitudinales nettement supérieure aux contraintes transversales, ce qui signifie que le revêtement bitumineux est plus sollicité horizontalement que transversalement.
- A l'interface de la couche de surface et la couche de grave bitume, les quatre matériaux ont été sollicités dans l'axe du jumelage en contraction et au bord extérieur du pneu en extension. L'amplitude maximale de la déformation en contraction dépend de la rigidité de l'enrobé bitumineux. A faible profondeur de la surface, un saut de déformation a été observé dans les signaux calculés et mesurés.
- Les modélisations numériques réalisées sur SAM et ViscoRoute ont permis de prédire raisonnablement et de manière équivalente les déformations réelles en dehors de la zone de roulement (en dehors du contact). Par contre, dans l'axe du jumelage, les

modélisations élastiques et viscoélastique donnent des résultats moins satisfaisants. La complexité de l'état de déformation, la non-uniformité de la géométrie et de la structure du pneumatique et l'effet non linéaire des matériaux peuvent expliquer ces différences.

- Les conditions d'interface ont un effet sur les modélisations, les interfaces viscoélastiques donnent une meilleure prédiction du comportement de la structure.

Ensuite, les mécanismes de l'orniérage pour les quatre matériaux de surface ont été étudié et discuté comme suit :

- L'analyse de la forme du profil d'ornière a démontré que le béton bitumineux Anti-Orniérant modifié + (BBAO+) présente une meilleure résistance au cisaillement que les BBAO et BBSG. L'analyse de l'évolution de la profondeur d'ornière en fonction du nombre de cycles a confirmé que le BBAO+ était beaucoup plus performant vis-à-vis de l'orniérage. L'étude de la zone de déformation a suggéré également que la déformation permanente la plus importante s'est produite principalement dans l'enrobé à froid Agreco.
- Le suivi de l'ornière à l'aide des essais en vraies grandeurs à des températures contrôlées a contribué au développement de modèles empiriques de prédiction de l'orniérage. Ces modèles ont intégré le principe d'équivalence temps-températures pour une bonne concordance avec les résultats d'essais en vraies grandeurs. Ces modèles intègrent trois paramètres principaux : nombre de cycles, rigidité du matériau et température. Par une analyse paramétrique, nous avons démontré que l'orniérage est plus sensible à la température.

Enfin, le comportement de la couche de surface dans la zone de contact a été étudié pour le cas particulier d'un virage. Pour cela, les contraintes surfaciques ont été mesurées et simulées par des calculs Semi-Analytiques en intégrant la vraie géométrie du pneu. Nous avons montré que les pressions de contact dépendent fortement de l'angle d'inclinaison en virage. L'aire de contact pneu chaussée est divisé en deux zones : la zone d'adhérence à l'avant et la zone de glissement à l'arrière de l'aire de contact. Le comportement dans ces deux zones est différent. Les contraintes de cisaillement deviennent plus importantes avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison jusqu'à produire une rupture par cisaillement dans les virages. La déformation principale est concentrée au niveau du bord intérieur du pneumatique. Elle augmente avec l'angle d'inclinaison. Ces déformations importantes démontrent alors que le virage est plus sensible aux fissurations descendantes.

Bien que les travaux présentés dans ce document aient montré l'efficacité des modélisations et l'intérêt de l'utilisation d'un simulateur de trafic (MLS10) pour leur validation, nous devons

poursuivre par des analyses plus approfondies du comportement de la couche de surface en vue du développement d'un outil de calcul de dimensionnement.

Une confrontation à des essais à petite échelle pourrait être entreprise. Une étude plus approfondie des caractéristiques en fatigue des matériaux s'appuyant sur les essais en laboratoire s'avère nécessaire. Elle permettrait de conforter les résultats de la durée de vie de la couche de surface vis-à-vis des fissurations descendantes et de l'orniérage.

La poursuite du développement du code de calcul Semi-Analytique entrepris par Manyo (Manyo,2019), utilisant les résultats présentés dans cette thèse devra être fait. Cet outil numérique permettra la validation des essais en vraies grandeurs et permettra d'introduire une loi viscoplastique. En effet, les modèles de prédictions de l'orniérage et les analyses de suivi de l'ornière pour les matériaux étudiés devront présenter des paramètres d'entrées pour une modélisation viscoplastique dans le code de calcul SAM.

La prise compte du comportement de la couche de surface en points singuliers est nécessaire car les dégradations y sont plus marquées et nécessitent plus d'entretien. Pour cela, un projet nommé « ChauSur » a débuté (janvier 2022). Son objectif est d'étudier l'agressivité des couches de surface en des points singuliers à l'aide d'un nouveau simulateur de trafic (dont le nom est MACADAM) conçu spécialement pour solliciter une chaussée en virages, zones de freinage et d'accélération en environnement contrôlé (entre -5 à 40°C).

Références bibliographiques

- Abu Al-Rub, R. K., Darabi, M. K., Huang, C.-W., Masad, E. A., & Little, D. N. (2012). Comparing finite element and constitutive modelling techniques for predicting rutting of asphalt pavements. *International Journal of Pavement Engineering*, Vol. 13(4), pp. 322-338.
- AIPCR_2013_strategies_routieres_tech_entretien.pdf.
- Airey, G. D., Collop, A. C., Zoorob, S. E., & Elliott, R. C. (2008). The influence of aggregate, filler and bitumen on asphalt mixture moisture damage. *Construction and building materials*, Vol. 22(9), pp. 2015-2024.
- Airey, G. D., Rahimzadeh, B., & Collop, A. C. (2003). Viscoelastic linearity limits for bituminous materials. *Materials and Structures*, Vol. 36(10), pp. 643-647. <https://doi.org/10.1007/BF02479495>
- Ali, B. (2006). *Modèle numérique pour comportement mécanique des chaussées : Application à l'analyse de l'orniérage*. PhD Thesis. Ecole Polytechnique Universitaire de Lille 1.
- Ali, H. A., & Tayabji, S. D. (2000). Using Transverse Profile Data to Compute Plastic Deformation Parameters for Asphalt Concrete Pavements. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1716 (1), pp. 89-97. <https://doi.org/10.3141/1716-11>
- Al-Qadi, I. L., & Yoo, P. J. (2007). Effect of surface tangential contact stress on flexible pavement response (with discussion). *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 76, pp. 558-582.
- Alvarez, A. E., Martin, A. E., & Estakhri, C. (2010). Drainability of Permeable Friction Course Mixtures. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 22(6), pp. 556-564. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000053](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000053)
- Andriescu, A., & Hesp, S. A. (2009). Time-temperature superposition in rheology and ductile failure of asphalt binders. *International Journal of Pavement Engineering*, Vol. 10(4), pp. 229-240.
- Ann Myers, L., Roque, R., & Birgisson, B. (2001). Propagation Mechanisms for Surface-Initiated Longitudinal Wheelpath Cracks. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1778(1), pp. 113-122. <https://doi.org/10.3141/1778-14>
- Archilla, A. R., & Madanat, S. (2000). Development of a Pavement Rutting Model from Experimental Data. *Journal of Transportation Engineering*, Vol. 126(4), pp. 291-299. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2000\)126:4\(291\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2000)126:4(291))
- Archilla, A. R., & Madanat, S. (2001). Estimation of Rutting Models by Combining Data from Different Sources. *Journal of Transportation Engineering*, Vol. 127(5), pp. 379-389. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2001\)127:5\(379\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2001)127:5(379))
- Arraigada, M., Pugliesi, A., Partl, M. N., & Martinez, F. (2014). Effect of full-size and down-scaled accelerated traffic loading on pavement behavior. *Materials and Structures*, Vol. 47(8), pp. 1409-1424. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0319-2>

- Assogba, O. C., Tan, Y., Sun, Z., Lushinga, N., & Bin, Z. (2021). Effect of vehicle speed and overload on dynamic response of semi-rigid base asphalt pavement. *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 22(3), pp. 572-602.
<https://doi.org/10.1080/14680629.2019.1614970>
- Baek, C., Thirunavukkarasu, S., Underwood, B. S., Guddati, M. N., & Kim, Y. R. (2012). Top-down cracking prediction tool for hot mix asphalt pavements. *7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements*, pp. 465-474.
- Bai, T., Cheng, Z., Hu, X., Fuentes, L., & Walubita, L. F. (2020). Viscoelastic modelling of an asphalt pavement based on actual tire-pavement contact pressure. *Road Materials and Pavement Design*, pp. 1-20. <https://doi.org/10.1080/14680629.2020.1766545>
- Balay, J. M., Caron, C., & Lerat, P. (2009). Alize-Lcpc Airfield pavement, a new software for the rational design of airport pavement. 11 pages. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00402386>
- Beguere A., Berengier, M, Cesbron, J, Conte, F, Coquelle, E., Duhamel, D., Klein, P., Palhevani, L., Pouteau, B., Tian, B., Wang, B. (2016). Modélisation et réalisation d'une couche de roulement de chaussée optimisée, dense et peu bruyante. Rapport de recherche IFSTTAR. 213 pages.
- Behbahani, H., Nowbakht, S., Fazaeli, H., & Rahmani, J. (2009). Effects of fiber type and content on the rutting performance of stone matrix asphalt. *Journal of Applied Sciences*, Vol. 9(10), pp. 1980-1984.
- Behnke, R., Wollny, I., Hartung, F., & Kaliske, M. (2019). Thermo-mechanical finite element prediction of the structural long-term response of asphalt pavements subjected to periodic traffic load : Tire-pavement interaction and rutting. *Computers & Structures*, Vol. 218, pp. 9-31. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2019.04.003>
- Benedetto, H. D., Delaporte, B., & Sauzéat, C. (2007). Three-Dimensional Linear Behavior of Bituminous Materials: Experiments and Modeling. *International Journal of Geomechanics*, Vol. 7(2), pp. 149-157.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2007\)7:2\(149\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2007)7:2(149))
- Blab, R., & Harvey, J. T. (2002). Modeling Measured 3D Tire Contact Stresses in a Viscoelastic FE Pavement Model. *International Journal of Geomechanics*, Vol. 2(3), pp. 271-290. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2002\)2:3\(271\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2002)2:3(271))
- Bonicelli, A., Arguelles, G. M., & Pumarejo, L. G. F. (2016). Improving Pervious Concrete Pavements for Achieving More Sustainable Urban Roads. *Procedia Engineering*, Vol. 161, pp. 1568-1573. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.08.628>
- Boussinesq, J. (1885). Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques : Principalement au calcul des déformations et des pressions que produisent, dans ces solides, des efforts quelconques exercés sur une petite partie de leur surface ou de leur intérieur. Mémoire suivi de notes étendues sur divers points de physique, Mathématiques et d'analyse (Vol. 4). Gauthier-Villars.
- Burmister, D. M., Palmer, L. A., Barber, E. S., & Middlebrooks, T. A. (1944). The theory of stress and displacements in layered systems and applications to the design of airport runways. *Highway Research Board Proceedings*, 23.

- Carter, A., et D. Perraton. (2002). « La mesure du module complexe des enrobés bitumineux ». In. Montréal.
- Catalogue des structures types de chaussées neuves. (1998.). Cerema.
- Chabot, A., & Piau, J. M. (2001). Calcul semi-analytique d'un massif viscoélastique soumis à une charge roulante rectangulaire. 1ère Conférence Internationale Albert Caquot.
- Chaise, T., Nélias, D., & Sadeghi, F. (2011). On the Effect of Isotropic Hardening on the Coefficient of Restitution for Single or Repeated Impacts Using a Semi-Analytical Method. *Tribology Transactions*, 54(5), 714-722. <https://doi.org/10.1080/10402004.2011.593113>
- Charif, K. (1991). Contribution a l'étude du comportement mécanique du Béton Bitumineux en petites et grandes déformations. [PhD Thesis]. Ecole Centrale de Paris
- Chen, J., Wang, H., Li, M., & Li, L. (2016). Evaluation of pavement responses and performance with thermal modified asphalt mixture. *Materials & Design*, 111, 88-97.
- Chen, T.-T., Chang, J.-R., & Chen, D.-H. (2008). Applying Data Mining Technique to Compute LDE for Rutting Through Full Scale Accelerated Pavement Testing. *Road Materials and Pavement Design*, 9(2), 227-246. <https://doi.org/10.1080/14680629.2008.9690115>
- Cheng, H., Liu, L., Sun, L., Li, Y., & Hu, Y. (2020). Comparative analysis of strain-pulse-based loading frequencies for three types of asphalt pavements via field tests with moving truck axle loading. *Construction and Building Materials*, 247, 118519.
- Cheng, H., Wang, Y., Liu, L., Sun, L., Hu, Y., & Li, Y. (2020). Back-Calculation of the Moduli of Asphalt Pavement Layer Using Accelerated Pavement Testing Data. In A. Chabot, P. Horny, J. Harvey, & L. G. Loria-Salazar (Éds.), *Accelerated Pavement Testing to Transport Infrastructure Innovation* (p. 379-388). Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-030-55236-7_39
- Chun, S., Kim, K., Greene, J., & Choubane, B. (2015). Evaluation of interlayer bonding condition on structural response characteristics of asphalt pavement using finite element analysis and full-scale field tests. *Construction and Building Materials*, 96, 307-318. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.031>
- Coleri, E., Tsai, B.-W., & Monismith, C. L. (2008). Pavement Rutting Performance Prediction by Integrated Weibull Approach. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 2087(1), 120-130. <https://doi.org/10.3141/2087-13>
- Corté, J. F., Brosseau, Y., Kerzreho, J. P., & Spagnol, A. (1997). Study of rutting of wearing courses on the LCPC test track. Eighth International Conference on Asphalt Pavements Federal Highway Administration.
- Costanzi, M., Rouillard, V., & Cebon, D. (2006). Effects of tire contact pressure distribution on the deformation rates of pavements. 9th International Symposium on Heavy Vehicle Weights and Dimensions. International Forum for Road Transport Technology.
- Crouteau, J., Davidson, J., & Perrone, P. (2002). Surface Slurry Sealing Systems in Canada : Performance and Practice. Proceedings of the Forty-Seventh Annual Conference of the Canadian Technical Asphalt Association (CTAA). Calgary, Alberta. <https://trid.trb.org/view/1657703>

- De Beer, M., Fisher, C., & Jooste, F. J. (1997). Determination of pneumatic tyre/pavement interface contact stresses under moving loads and some effects on pavements with thin asphalt surfacing layers. Proceedings of the 8th international conference on asphalt pavements, 1, 10-14.
- Deacon, J. A., Harvey, J. T., Guada, I., Popescu, L., & Monismith, C. L. (2002). Analytically Based Approach to Rutting Prediction. Journal of the Transportation Research Board, 1806(1), 9-18. <https://doi.org/10.3141/1806-02>
- Derobert, X. (2003). Techniques radar appliquées au génie civil. Etudes et recherches des laboratoires des ponts et chaussées. <https://trid.trb.org/view/966679>
- Di Benedetto, H., & Corté, J.-F. (2005). Matériaux routiers bitumineux 2 : Constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges, 1ère éd. Coll. Mécanique et Ingénierie des Matériaux. Paris: Hermes Science.
- Di Benedetto, H., Nguyen, H. M., Pouget, S., & Sauzéat, C. (2008). Time-temperature superposition principle for bituminous mixtures: Three dimensional approach and extension in the non-linear domain. International conference on transportation infrastructure (ICTI), Beijing, 2426.
- Drakos, C. A., Roque, R., & Birgisson, B. (2001). Effects of Measured Tire Contact Stresses on Near-Surface Rutting. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, 1764(1), 59-69. <https://doi.org/10.3141/1764-07>
- Duhamel, D., Chabot, A., Tamagny, P., & Harfouche, L. (2005). ViscoRoute : Visco-elastic modeling for asphalt pavements. Bulletin des Laboratoires des Ponts et chaussées, 258, 89-103.
- Duhamel, D., Chabot, A., Tamagny, P., & Harfouche, L. (2005). Viscoroute : Visco-elastic modeling for asphalt pavements - Viscoroute : Modélisation des chaussées bitumineuses. Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 89-103.
- Dukatz, E. L. (1989). Aggregate properties related to pavement performance (with discussion). Association of Asphalt Paving Technologists Proc, 58.
- Duong, N. S. (2017). Instrumentation de chaussées : La route intelligente qui s'auto-détecte? PhD Thesis. École centrale de Nantes.
- Dupont, J. (2002). Comportements de Capteurs à Fibres Optiques, noyés ou fixés en surface d'ouvrages en béton. [PhD Thesis]. Ecole nationale des ponts et chaussées
- Manyo, E., Picoux, B., Reynaud, P., Tautou, R., Nelias, D., Allou, F., & Petit, C. (2021b). Approach of Pavement Surface Layer Degradation Caused by Tire Contact Using Semi-Analytical Model. Materials, 14, 14. <https://doi.org/10.3390/ma14092117>
- Flintsch, G., Xue, W., Diefenderfer, B., & Meroni, F. (2020). Evaluation of Cold Central-Plant Recycling (CCPR) Technique Using Full-Scale Accelerated Pavement Testing. In A. Chabot, P. Hornych, J. Harvey, & L. G. Loria-Salazar (Éds.), Accelerated Pavement Testing to Transport Infrastructure Innovation (p. 270-279). Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-030-55236-7_28
- Freitas, E., Pereira, P., & Picado-Santos, L. (2003.). Assessment of Top-Down Cracking Causes in Asphalt Pavements. 11.Mairepave conference, University of Minho, Guimaraes, Portugal

- Full Scale / Accelerated Pavement Testing (AFD40). (2005).
- Gallego, L., Nelias, D., & Deyber, S. (2010). A fast and efficient contact algorithm for fretting problems applied to fretting modes I, II and III. *Wear*, 268(1-2), 208-222.
- Garg, N., Kazmee, H., Ricalde, L., & Parsons, T. (2018). Rutting Evaluation of Hot and Warm Mix Asphalt Concrete under High Aircraft Tire Pressure and Temperature at National Airport Pavement and Materials Research Center. *Transportation Research Record*, 2672(23), 117-127. <https://doi.org/10.1177/0361198118794293>
- Gokhale, S., Choubane, B., Byron, T., & Tia, M. (2005). Rut Initiation Mechanisms in Asphalt Mixtures as Generated under Accelerated Pavement Testing. *Journal of the Transportation Research Board*, 1940 (1), 136-145.
<https://doi.org/10.1177/0361198105194000115>
- Goodrich, J. L. (1991). Asphaltic binder rheology, asphalt concrete rheology and asphalt concrete mix properties (with discussion). *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, 60. <https://trid.trb.org/view/486824>
- Graziani, A., Bocci, M., & Canestrari, F. (2014). Complex Poisson's ratio of bituminous mixtures : Measurement and modeling. *Materials and Structures*, 47(7), 1131-1148. <https://doi.org/10.1617/s11527-013-0117-2>
- Grellet, D. (2018). Caractérisation expérimentale et modélisation du comportement viscoélastique des couches bitumineuses et de leur interface. PhD Thesis. Université Laval.
- Gruber, P., Sharp, R. S., & Crocombe, A. D. (2012). Normal and shear forces in the contact patch of a braked racing tyre. Part 2 : Development of a physical tyre model. *Vehicle System Dynamics*, 50(3), 339-356. <https://doi.org/10.1080/00423114.2011.586429>
- Guo, C., Wang, F., & Zhong, Y. (2016). Assessing pavement interfacial bonding condition. *Construction and Building Materials*, 124, 85-94.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.07.064>
- GUO, R., HONG, G., LI, P., & WANG, H. (2013). Experiment on high-temperature stability of AC-16 asphalt mixture. *Journal of Chang'an University (Natural Science Edition)*, 02.
- Haddock, J. E., Hand, A. J. T., Fang, H., & White, T. D. (2005). Determining Layer Contributions to Rutting by Surface Profile Analysis. *Journal of Transportation Engineering*, 131(2), 131-139.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2005\)131:2\(131\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2005)131:2(131))
- Hammoum, F. (2010). Apport du multi-échelle dans l'étude de la durabilité des matériaux de chaussées. Mémoire d'Habilitation à Diriger les Recherches. Université Nantes Angers Le Mans.
- Harmelink, D., Shuler, S., & Aschenbrener, T. (2008). Top-Down Cracking in Asphalt Pavements : Causes, Effects, and Cures. *Journal of Transportation Engineering*, 134(1), 1-6. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2008\)134:1\(1\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2008)134:1(1))
- Heck, J. V. (2001). Modélisation des déformations réversibles et permanentes des enrobés bitumineux : Application à l'orniérage des chaussées. PhD Thesis. Université de Nantes.

- Hu, X., Faruk, A. N., Zhang, J., Souliman, M. I., & Walubita, L. F. (2017). Effects of tire inclination (turning traffic) and dynamic loading on the pavement stress–strain responses using 3-D finite element modeling. *International Journal of Pavement Research and Technology*, 10(4), 304-314.
- Huet, C. (1963). Etude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés, Thèse de Docteur Ingénieur. Faculté des Sciences de l'université de Paris, 71 pages.
- Hugo, F., de Vos, E., Tayob, H., & Kannemeyer, L. (2008.). Innovative applications of the MLS10 for developing pavement design systems. APT '08. Third International Conference, Madrid , Spain.
- Hussan, S., Kamal, M. A., Hafeez, I., Ahmad, N., Khanzada, S., & Ahmed, S. (2020). Modelling asphalt pavement analyzer rut depth using different statistical techniques. *Road Materials and Pavement Design*, 21(1), 117-142. <https://doi.org/10.1080/14680629.2018.1481880>
- Hussan, S., Kamal, M., Khan, M., Irfan, M., & Hafeez, I. (2013). Determining the Contribution of Different Structural Layers of Asphalt Pavement System to Rutting Using Transverse Profile Analysis. *American Journal of Civil Engineering and Architecture*, 1, 174-180. <https://doi.org/10.12691/ajcea-1-6-7>
- Imaninasab, R., Bakhshi, B., & Shirini, B. (2016). Rutting performance of rubberized porous asphalt using Finite Element Method (FEM). *Construction and Building Materials*, 106, 382-391. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.12.134>
- Jacq, C., Ne'lias, D., Lormand, G., & Girodin, D. (2002). Development of a three-dimensional semi-analytical elastic-plastic contact code. *J. Trib.*, 124(4), 653-667.
- Juneau, S., & Pierre, P. (2008). Développement d'un simulateur routier de sollicitations mécaniques et climatiques en laboratoire. Canadian Society of Civil Engineers annual conference, Québec, QC.
- Khosravifar, S., Haider, I., Afsharikia, Z., & Schwartz, C. W. (2015). Application of time–temperature superposition to develop master curves of cumulative plastic strain in repeated load permanent deformation tests. *International Journal of Pavement Engineering*, 16(3), 214-223. <https://doi.org/10.1080/10298436.2014.937810>
- Kim, S.-M., Darabi, M. K., Little, D. N., & Abu Al-Rub, R. K. (2018). Effect of the Realistic Tire Contact Pressure on the Rutting Performance of Asphaltic Concrete Pavements. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 22(6), 2138-2146. <https://doi.org/10.1007/s12205-018-4846-1>
- Kim, Y. R., & Lee, Y.-C. (1995). Interrelationships among stiffnesses of asphalt aggregate mixtures. *Asphalt Paving Technology*, 64, pp. 575-610.
- Kok, B. V., & Kuloglu, N. (2007). The effects of different binders on mechanical properties of hot mix asphalt. *International Journal of Science & Technology*, 2(1), pp. 41-48.
- Kouevdjian, A. B., Some, C., Barthelemy, J.-F., Dhia, H. B., & Feeser, A. (2019, août). Influence du vieillissement thermique sur les propriétés viscoélastiques et les paramètres de rupture des matériaux bitumineux. Congrès Français de Mécanique. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-02475254>

- Kozel, M., Kyselica, M., Mikolaj, J., & Herda, M. (2016). Accelerated Pavement Testing in Slovakia. *Procedia Engineering*, 153, pp. 310-316.
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.08.121>
- Lankarani, H. M. (1994.). Continuous contact force models for impact analysis in multibody systems. *Nonlinear Dynamics* Vol. 5, pp.193–207.
- Lee, S. I., Mwanza, A. D., Mutembo, G., & Walubita, L. F. (2014). Effects of Tire Inclination on the HMA Pavement Shear Stress-Strain Response : 2-D Computational Modeling. Design, Analysis, and Asphalt Material Characterization for Road and Airfield Pavements, pp. 41-48. <https://doi.org/10.1061/9780784478462.006>
- Leng, Z., Al-Qadi, I. L., Carpenter, S. H., & Ozer, H. (2009). Interface Bonding between Hot-Mix Asphalt and various Portland Cement Concrete Surfaces : Assessment of Accelerated Pavement Testing and Measurement of Interface Strain. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 2127(1), pp. 20-28. <https://doi.org/10.3141/2127-03>
- Li, J., Pierce, L. M., & Uhlmeyer, J. (2009). Calibration of flexible pavement in mechanistic–empirical pavement design guide for Washington State. *Transportation Research Record*, Vol. 2095(1), pp. 73-83.
- Li, Q., Yang, H., Ni, F., Ma, X., & Luo, L. (2015). Cause analysis on permanent deformation for asphalt pavements using field cores. *Construction and Building Materials*, Vol. 100, pp. 40-51.
- Ling, J., Wei, F., Chen, H., Zhao, H., Tian, Y., & Han, B. (2020). Accelerated pavement testing for rutting evaluation of hot-mix asphalt overlay under high tire pressure. *Journal of Transportation Engineering, Part B: Pavements*, Vol. 146(2).
- Liu, Q., & Shalaby, A. (2013). Simulation of pavement response to tire pressure and shape of contact area. *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 40(3), pp. 236-242. <https://doi.org/10.1139/cjce-2011-0567>
- Liu, S., Wang, Q., & Liu, G. (2000). A versatile method of discrete convolution and FFT (DC-FFT) for contact analyses. *Wear*, 243(1), 101-111.
[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(00\)00427-0](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(00)00427-0)
- Love, A. E. H. (1892). *A treatise on the mathematical theory of elasticity*. Première édition.
- Luo, R., & Prozzi, J. A. (2007). Effect of Measured Three-Dimensional Tire–Pavement Contact Stress on Pavement Response at Asphalt Surface. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 2037(1), pp. 115-127.
<https://doi.org/10.3141/2037-11>
- Luo, X., Gu, F., Ling, M., & Lytton, R. L. (2018). Review of mechanistic-empirical modelling of top-down cracking in asphalt pavements. *Construction and Building Materials*, Vol. 191, pp. 1053-1070. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.10.005>
- Ma, Z., Liu, L., & Sun, L. (2018). Investigation of top-down cracking performance of in-situ asphalt mixtures based on accelerated pavement testing and laboratory tests. *Construction and Building Materials*, Vol. 179, pp. 277-284.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.165>

- Manyo, E. Y. (2019). Modélisation avancée du contact pneu-chaussée pour l'étude des dégradations des chaussées en surface. PhD Thesis. Université de Limoges.
- Manyo, E. Y., Reynaud, P., Picoux, B., Tautou, R., Allou, F., Petit, C., & Nélias, D. (2020). Tire-pavement tractive rolling contact under turning conditions : Towards pavement top-down cracking. *International Journal of Pavement Engineering*, pp. 1-10. <https://doi.org/10.1080/10298436.2020.1775231>
- Manyo, E. Y., Reynaud, P., Picoux, B., Tautou, R., Nelias, D., Allou, F., & Petit, C. (2019). Towards fast modelling of the tire-pavement contact. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, pp. 1-17.
- Matsuno, S. (1992). Mechanism of longitudinal surface cracking. *Proc. of Int. Conf. On Asphalt Pavements, 1992*.
- Meunier, M. (2012). Prédiction de l'orniérage lié aux déformations permanentes des enrobés bitumineux PhD Thesis. École de technologie supérieure.
- Myers, L. A. (2000). Development and propagation of surface-initiated longitudinal wheel path cracks in flexible highway pavements. University of Florida.
- Nassar, A. I., Mohammed, M. K., Thom, N., & Parry, T. (2016). Mechanical, durability and microstructure properties of Cold Asphalt Emulsion Mixtures with different types of filler. *Construction and Building Materials*, Vol. 114, pp. 352-363. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.03.112>
- Nazarian, S., & Alvarado, G. (2006). Impact of Temperature Gradient on Modulus of Asphaltic Concrete Layers. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 18(4), pp. 492-499. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2006\)18:4\(492\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2006)18:4(492))
- Neithalath, N., Weiss, W., & Olek, J. (2021). Reducing the Noise Generated in Concrete Pavements through Modification of the Surface Characteristics.
- Nélias, D., Antaluca, E., & Boucly, V. (2007). Rolling of an Elastic Ellipsoid Upon an Elastic-Plastic Flat. *Journal of Tribology*, Vol. 129(4), pp. 791-800. <https://doi.org/10.1115/1.2768078>
- NF EN 12697-5. Afnor EDITIONS.
- NF P11-300. Afnor EDITIONS.
- NF P98-150-1. (s. d.). Afnor EDITIONS.
- NF-P-98-086-2011-Dimensionnement-structurel-des-chaussées-routières.pdf.
- Niskanen, A. J., & Tuononen, A. J. (2014). Three 3-axis accelerometers fixed inside the tyre for studying contact patch deformations in wet conditions. *Vehicle System Dynamics*, Vol. 52(sup1), pp. 287-298. <https://doi.org/10.1080/00423114.2014.898777>
- Norouzi, A., Kim, D., & Kim, Y. R. (2016). Numerical evaluation of pavement design parameters for the fatigue cracking and rutting performance of asphalt pavements. *Materials and Structures*, Vol. 49(9), pp. 3619-3634.
- Novak, M., Birgisson, B., & Roque, R. (2003). Tire contact stresses and their effects on instability rutting of asphalt mixture pavements : Three-dimensional finite element analysis. *Transportation Research Record*, Vol. 1853(1), pp. 150-156.

- Olard, F. (2003). Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basse températures. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé PhD thesis, INSA de Lyon.
- Oubahdou, Y., Wallace, E.-R., Reynaud, P., Picoux, B., Dopeux, J., Petit, C., & Nelias, D. (2021). Effect of the tire – Pavement contact at the surface layer when the tire is tilted in bend. *Construction and Building Materials*, Vol. 305.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124765>
- Ozer, H., Al-Qadi, I. L., Wang, H., & Leng, Z. (2012). Characterisation of interface bonding between hot-mix asphalt overlay and concrete pavements : Modelling and in-situ response to accelerated loading. *International Journal of Pavement Engineering*, Vol. 13(2), pp. 181-196. <https://doi.org/10.1080/10298436.2011.596935>
- Perdomo, D., & Nokes, B. (1993). Theoretical analysis of the effects of wide-base tires on flexible pavements using CIRCLY. *Transportation Research Record*, 1388.
- Pereira, C. M., Ramalho, A. L., & Ambrósio, J. A. (2011). A critical overview of internal and external cylinder contact force models. *Nonlinear Dynamics*, Vol. 63(4), pp. 681-697. <https://doi.org/10.1007/s11071-010-9830-3>
- Perret, J., & Dumont, A.-G. (2004). Strain and stress distributions in flexible pavements under moving loads. *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 5 (sup1), pp. 203-225. <https://doi.org/10.1080/14680629.2004.9689993>
- Perret, J., & Dumont, A.-G. (2005). Modélisation des charges d'essieu. Rapport de recherche, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), Laboratoire des voies de circulation (LAVOC)
- Petit, C., Diakhaté, M., Millien, A., Phelipot-Mardelé, A., & Pouteau, B. (2009). Pavement Design for Curved Road Sections : Fatigue Performance of Interfaces and Longitudinal Top-down Cracking in Multilayered Pavements. *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 10(3), pp. 609-624. <https://doi.org/10.1080/14680629.2009.9690216>
- Petit, C., Lesueur, D., Millien, A., Leguernevel, G., Dopeux, J., Picoux, B., Allou, F., & Terhani, F. (2018). Smart geosynthetics for strain measurements in asphalt pavements. *Proceedings of the 13th International Conference on Asphalt Pavements, Fortaleza, Brazil*, pp. 19-21.
- Philippe, D. (1998). A pavement design software applied to the performance assessment of binders for heavy-dutied pavements. 3rd international conference on road & airfield pavement technology, proceedings.
- Picoux, B., El Ayadi, A., & Petit, C. (2009). Dynamic response of a flexible pavement submitted by impulsive loading. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 29(5), pp. 845-854. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2008.09.001>
- B. Picoux, R. Tautou, « Amélioration de l'interprétation des méthodes d'auscultation dans le cadre de l'établissement d'un diagnostic précis de la chaussée à partir de méthodes d'impact – Tranche 2 », Report number: DVDC/R/011, Mai 2019.
- Polonsky, I. A., & Keer, L. M. (1999). A numerical method for solving rough contact problems based on the multi-level multi-summation and conjugate gradient techniques. *Wear*, Vol. 231(2), pp. 206-219.

- Pouranian, M. R., & Haddock, J. E. (2018). Determination of voids in the mineral aggregate and aggregate skeleton characteristics of asphalt mixtures using a linear-mixture packing model. *Construction and Building Materials*, Vol. 188, pp. 292-304.
- Pouranian, M. R., Imaninasab, R., & Shishehbor, M. (2020). The effect of temperature and stress level on the rutting performance of modified stone matrix asphalt. *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 21(5), pp. 1386-1398.
<https://doi.org/10.1080/14680629.2018.1546221>
- Pouranian, M. R., Shishehbor, M., & Haddock, J. E. (2020). Impact of the coarse aggregate shape parameters on compaction characteristics of asphalt mixtures. *Powder Technology*, Vol. 363, pp. 369-386.
- Prozzi, J. A., & Luo, R. (2005). Quantification of the joint effect of wheel load and tire inflation pressure on pavement response. *Transportation Research Record*, Vol. 1919(1), pp. 134-141.
- Raposeiras, A. C., Vega-Zamanillo, Á., Calzada-Pérez, M. Á., & Castro-Fresno, D. (2012). Influence of surface macro-texture and binder dosage on the adhesion between bituminous pavement layers. *Construction and Building Materials*, Vol. 28(1), pp. 187-192. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.08.029>
- Reynaud, P., Nasr, S. B., Allou, F., Chaise, T., Nelias, D., & Petit, C. (2017). 3D modelling of tyre-pavement contact pressure. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, Vol. 21(6), pp. 712-729.
- Rith, M., Kim, Y. K., Hong, S. J., & Lee, S. W. (2017). Effect of horizontal loading on RCC-base composite pavement performance at heavy duty area. *Construction and Building Materials*, Vol. 131, pp. 741-745. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.11.028>
- Robati, M. (2014). Evaluation and improvement of micro-surfacing mix design method and modelling of asphalt emulsion mastic in terms of filler-emulsion interaction.
- Rushing, J. F., Little, D. N., & Garg, N. (2012). Asphalt Pavement Analyzer Used to Assess Rutting Susceptibility of Hot-Mix Asphalt Designed for High Tire Pressure Aircraft. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 2296(1), pp. 97-105. <https://doi.org/10.3141/2296-10>
- Ryden, N., & Mooney, M. A. (2009). Analysis of surface waves from the light weight deflectometer. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 29(7), pp. 1134-1142.
- Saidi, A., Ali, A., Mehta, Y., Cox, B. C., & Lein, W. (2020). Full-Scale Evaluation of Balanced Cold in-Place Recycling (CIR) Asphalt Mixtures Using a Heavy Vehicle Simulator. In A. Chabot, P. Hornych, J. Harvey, & L. G. Loria-Salazar (Éds.), *Accelerated Pavement Testing to Transport Infrastructure Innovation*. Springer International Publishing. Pp. 339-347. https://doi.org/10.1007/978-3-030-55236-7_35
- Schwartz, C. W., Gibson, N., & Schapery, R. A. (2002). Time-Temperature Superposition for Asphalt Concrete at Large Compressive Strains. *Transportation Research Record*, Vol. 1789(1), 101-112. <https://doi.org/10.3141/1789-11>
- Shanbara, H. K., Shubbar, A., Ruddock, F., & Atherton, W. (2020). Characterizing the Rutting Behaviour of Reinforced Cold Mix Asphalt with Natural and Synthetic Fibres Using Finite Element Analysis. In S. Adhikari, B. Bhattacharjee, & J. Bhattacharjee (Éds.),

- Advances in Structural Engineering and Rehabilitation. Springer Singapore. Vol. 38, pp. 221-227. https://doi.org/10.1007/978-981-13-7615-3_20
- Si, C., Zhou, X., You, Z., He, Y., Chen, E., & Zhang, R. (2019). Micro-mechanical analysis of high modulus asphalt concrete pavement. *Construction and Building Materials*, Vol. 220, pp. 128-141. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.06.019>
- Siddharthan, R. V., Krishnamenon, N., El-Mously, M., & Sebaaly, P. E. (2002). Investigation of tire contact stress distributions on pavement response. *Journal of Transportation Engineering*, Vol. 128(2), pp. 136-144.
- Simonin, J.-M., & Geffard, J.-L. (2015). Performance of Deflection Measurement Equipment and Data Interpretation in France. *International Symposium Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)*, September 2015, Berlin.
- Simonin, L. (1997). *Etudes routières - déformabilités de surface des chaussées - exécution et exploitation des mesures - méthode d'essai LPC NO 39. Techniques et méthodes des laboratoires des ponts et chaussées – Méthode 39.*
- Simpson, A. L. (1999). Characterization of Transverse Profile. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1655(1), pp. 185-191. <https://doi.org/10.3141/1655-24>
- Soares, R. F., Allen, D. H., Kim, Y.-R., Berthelot, C., Soares, J. B., & Rentschler, M. E. (2008). A Computational Model for Predicting the Effect of Tire Configuration on Asphaltic Pavement Life. *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 9(2), pp. 271-289. <https://doi.org/10.1080/14680629.2008.9690117>
- Sohm, J. (2011). *Prédiction des déformations permanentes des matériaux bitumeux.* PhD Thesis. Ecole centrale de Nantes.
- Sohm, J., Gabet, T., Hornych, P., & Piau, J. M. (2011). *Essais de fluage confinés et thermo-régulés sur enrobés bitumineux: Expérimentation et modélisation.* 20ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2011, Besançon, France. 6p
- Song, I., & Garg, N. (2010). High tire pressure and temperature effects on hot mix asphalt concrete permanent deformation using customized asphalt pavement analyzer (APA). 2010 FAA Worldwide Airport Technology Transfer Conference Federal Aviation Administration American Association of Airport Executives.
- Soon, S.-C., Drescher, A., & Stolarski, H. K. (2004). Tire-induced surface stresses in flexible pavements. *Transportation Research Record*, Vol. 1896(1), pp. 170-176.
- Souza, F. V., & Castro, L. S. (2012a). Effect of temperature on the mechanical response of thermo-viscoelastic asphalt pavements. *Construction and Building Materials*, Vol. 30, pp. 574-582. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.11.048>
- Souza, F. V., & Castro, L. S. (2012b). Effect of temperature on the mechanical response of thermo-viscoelastic asphalt pavements. *Construction and Building Materials*, Vol. 30, pp. 574-582. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.11.048>
- Sreedhar, S., & Coleri, E. (2018). Effects of Binder Content, Density, Gradation, and Polymer Modification on Cracking and Rutting Resistance of Asphalt Mixtures Used in Oregon. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 30(11), 04018298. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0002506](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002506)

- Steyn, W. J. (2012). Evaluation of the Effect of Tire Loads with Different Contact Stress Patterns on Asphalt Rutting. pp. 98-106. [https://doi.org/10.1061/41042\(349\)13](https://doi.org/10.1061/41042(349)13)
- Suh, Y.-C., & Cho, N.-H. (2014). Development of a rutting performance model for asphalt concrete pavement based on test road and accelerated pavement test data. *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol. 18(1), pp. 165-171.
- Svasdisant, T., Schorsch, M., Baladi, G. Y., & Pinyosunun, S. (2002). Mechanistic Analysis of Top-Down Cracks in Asphalt Pavements. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1809(1), pp. 126-136. <https://doi.org/10.3141/1809-15>
- Taherkhani, H., & Jalali, M. (2018). Viscoelastic Analysis of Geogrid-Reinforced Asphaltic Pavement under Different Tire Configurations. *International Journal of Geomechanics*, Vol. 18(7), 04018060. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GM.1943-5622.0001183](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GM.1943-5622.0001183)
- Tian, Y., Lee, J., Nantung, T., & Haddock, J. E. (2017). Development of a mid-depth profile monitoring system for accelerated pavement testing. *Construction and Building Materials*, Vol. 140, pp. 1-9.
- Tian, Y., Lee, J., Nantung, T., & Haddock, J. E. (2018). Calibrating the Mechanistic–Empirical Pavement Design Guide Rutting Models using Accelerated Pavement Testing. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 2672(40), pp. 304-314. <https://doi.org/10.1177/0361198118788426>
- Tong, J., Ma, T., Shen, K., Zhang, H., & Wu, S. (2020). A criterion of asphalt pavement rutting based on the thermal-visco-elastic-plastic model. *International Journal of Pavement Engineering*, pp. 1-11. <https://doi.org/10.1080/10298436.2020.1792470>
- Tschoegl, N. W., Knauss, W. G., & Emri, I. (2002). Poisson's Ratio in Linear Viscoelasticity – A Critical Review. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 6(1), pp. 3-51. <https://doi.org/10.1023/A:1014411503170>
- Vanelstraete, A. et Francken, L. (1995). Orniérage : synthèse des principaux constats et résultats. *Bulletin CRR*, Vol. 25, pp. 9–16.
- Verstraeten, J. (1995). Enrobés bitumineux à haute résistance à l'orniérage par fluage. Rapport technique, Association Internationale Permanente des Congrès de la Route (AIPCR).
- Villiers, C., Roque, R., & Dietrich, B. (2005). Interpretation of Transverse Profiles to Determine the Source of Rutting within an Asphalt Pavement System. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1905(1), pp. 73-81. <https://doi.org/10.1177/0361198105190500108>
- Wacker, B. (2015). Accelerated pavement-testing program with the mobile load simulator MLS10 – temperature analysis. In A. Nikolaidis (Éd.), *Bituminous Mixtures and Pavements VI*. CRC Press. pp. 687-692. <https://doi.org/10.1201/b18538-97>
- Wallace, E. R., Chaise, T., & Nelias, D. (2020). Three-dimensional rolling/sliding contact on a viscoelastic layered half-space. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 143, 104067. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2020.104067>
- Walubita, L. F., Faruk, A. N., Fuentes, L., Prakoso, A., Dessouky, S., Naik, B., & Nyamuhokya, T. (2019). Using the Simple Punching Shear Test (SPST) for evaluating

- the HMA shear properties and predicting field rutting performance. *Construction and Building Materials*, Vol. 224, pp. 920-929.
- Walubita, L. F., Faruk, A. N., Lee, S. I., Nguyen, D., Hassan, R., Scullion, T., & Texas A&M Transportation Institute. (2014). HMA shear resistance, permanent deformation, and rutting tests for Texas mixes: Final year-2 report. (FHWA/TX-15/0-6744-2). <https://rosap.nrl.bts.gov/view/dot/28565>
- Walubita, L. F., Lee, S. I., Zhang, J., Faruk, A. N. M., Nguyen, S., Scullion, T., & Texas A&M Transportation Institute. (2014). HMA shear resistance, permanent deformation, and rutting tests for Texas mixes: Year-1 report. (FHWA/TX-13/0-6744-1). <https://rosap.nrl.bts.gov/view/dot/27296>
- Wang, H., & Al-Qadi, I. L. (2010). Evaluation of Surface-Related Pavement Damage due to Tire Braking. *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 11(1), pp. 101-121. <https://doi.org/10.1080/14680629.2010.9690262>
- Wang, H., & Al-Qadi, I. L. (2010). Near-Surface Pavement Failure under Multiaxial Stress State in Thick Asphalt Pavement. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 2154(1), pp. 91-99. <https://doi.org/10.3141/2154-08>
- Wang, H., Al-Qadi, I. L., Portas, S., & Coni, M. (2013). Three-dimensional finite element modeling of instrumented airport runway pavement responses. *Transportation research record*, Vol. 2367(1), pp. 76-83.
- Wang, H., Al-Qadi, I. L., & Stanciulescu, I. (2012). Simulation of tyre–pavement interaction for predicting contact stresses at static and various rolling conditions. *International Journal of Pavement Engineering*, Vol. 13(4), pp. 310-321. <https://doi.org/10.1080/10298436.2011.565767>
- Wang, H., Li, M., & Garg, N. (2015). Airfield Flexible Pavement Responses under Heavy Aircraft and High Tire Pressure Loading. *Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 2501(1), pp. 31-39. <https://doi.org/10.3141/2501-05>
- Wang, L. B., Myers, L. A., Mohammad, L. N., & Fu, Y. R. (2003). Micromechanics Study on Top-Down Cracking. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, Vol. 1853(1), pp. 121-133. <https://doi.org/10.3141/1853-14>
- Wang, W., Zhao, G., Guan, Y., & Wang, Z. (2011). Influence of camber angle on rolling radial tire under braking state. *Procedia Engineering*, Vol. 15, pp. 4310-4315.
- Wasage, T. L. J., Stastna, J., & Zanzotto, L. (2010). Comparison of the rutting potential of paving mixes produced from different asphalt binders with the same superpave high-temperature performance. *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 37(11), pp. 1406-1413. <https://doi.org/10.1139/L10-073>
- Wen, H., & Bhusal, S. (2015a). Development of phenomenological top-down cracking initiation model for mechanistic–empirical pavement design. *Transportation Research Record*, Vol. 2474(1), pp. 12-18.
- Wen, H., & Bhusal, S. (2015b). Development of Phenomenological Top-Down Cracking Initiation Model for Mechanistic–Empirical Pavement Design. *Transportation Research*

- Record: Journal of the Transportation Research Board, Vol. 2474(1), pp. 12-18.
<https://doi.org/10.3141/2474-02>
- White, T. D. (2002). Contributions of pavement structural layers to rutting of hot mix asphalt pavements. National cooperative highway research program, Mississippi State University Starkville, MS.
- Williams et al. - (1955). The Temperature Dependence of Relaxation Mechanism.pdf. Journal of the American Chemical Society. Vol. 77(14), pp. 3701–3707.
<https://doi.org/10.1021/ja01619a008>
- Witczak, M. W. (2002). Simple performance test for superpave mix design (Vol. 465). Transportation Research Board.
- Wu, S. (2016). A mechanistic-empirical model for top-down cracking in asphalt pavement overlay. Washington State University.
- Xiao, C. (2019). Evaluation of Measured Strain Responses to in Situ Vehicular Loading for Typical Asphalt Pavements. Engineering Transactions, Vol. 67(1), 55.
- Xu, S., Ruan, P., Lu, Z., Liang, L., Han, B., & Hong, B. (2021). Effects of the high temperature and heavy load on the rutting resistance of cold-mix emulsified asphalt mixture. Construction and Building Materials, Vol. 298, 123831.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123831>
- Yang, S.-H., Huang, C.-W., Sun, Y.-N., & Susanto, H. A. (2018). The development of the Scaled Accelerated Loading Simulator facility and transfer functions to the full-scale pavement using theory of similitude by finite element analysis. International Journal of Pavement Research and Technology. <https://doi.org/10.1016/j.ijprt.2018.03.004>
- Yildirim, Y., Jayawickrama, P. W., Hossain, M. S., Alhabshi, A., Yildirim, C., Smit, A. de F., & Little, D. (2007). Hamburg wheel-tracking database analysis. Texas Department of Transportation and Federal Highway Administration, FHWA/TX-05/0-1707-7.
- Yoo, P. J., Al-Qadi, I. L., Elseifi, M. A., & Janajreh, I. (2006). Flexible pavement responses to different loading amplitudes considering layer interface condition and lateral shear forces. International Journal of Pavement Engineering, Vol. 7(1), pp. 73-86.
<https://doi.org/10.1080/10298430500516074>
- You, Z., Adhikari, S., & Dai, Q. (2008). Three-dimensional discrete element models for asphalt mixtures. Journal of engineering mechanics, Vol. 134(12), pp. 1053-1063.
- Zhang, R., You, Z., Wang, H., Ye, M., Yap, Y. K., & Si, C. (2019). The impact of bio-oil as rejuvenator for aged asphalt binder. Construction and building materials, Vol. 196, pp. 134-143.
- Zhang, Y., Luo, X., Deng, Y., Hou, S., Shi, X., & Lytton, R. L. (2020). Evaluation of rutting potential of flexible pavement structures using energy-based pseudo variables. Construction and Building Materials, Vol. 247, 118391.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118391>
- Zhao, Y., & Richard Kim, Y. (2003). Time–Temperature Superposition for Asphalt Mixtures with Growing Damage and Permanent Deformation in Compression. Transportation Research Record, Vol. 1832(1), pp. 161-172. <https://doi.org/10.3141/1832-20>

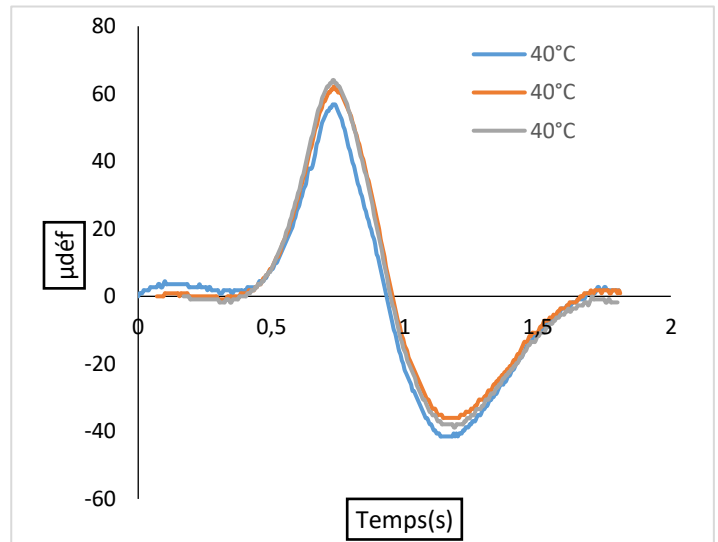
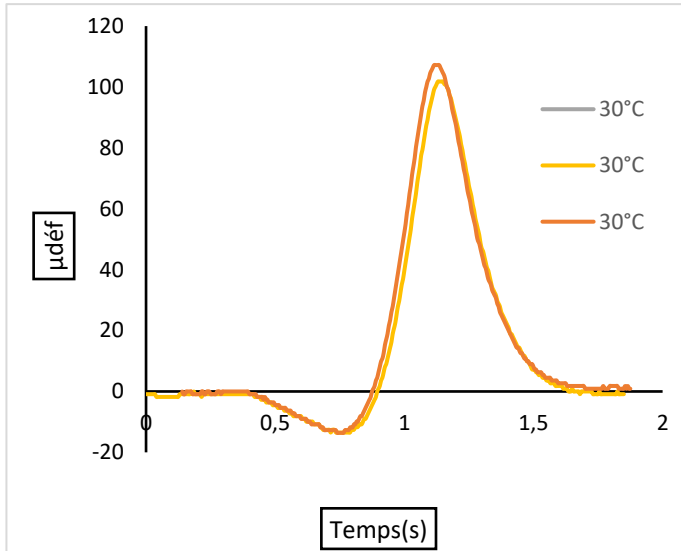
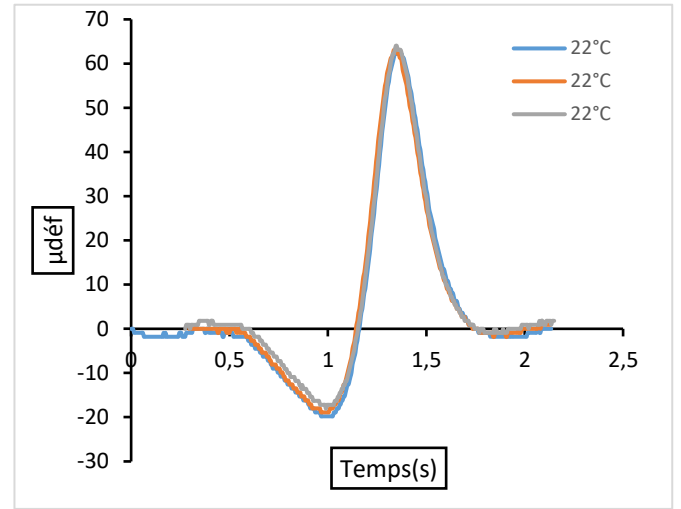
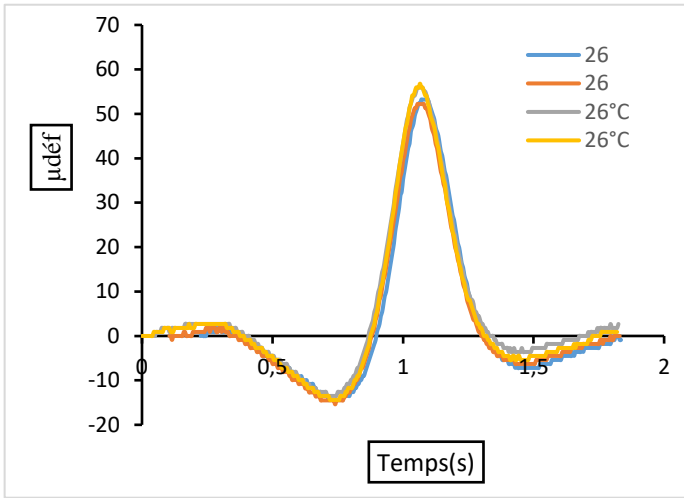
- Zhou, F., & Scullion, T. (2002). VESYS5 rutting model calibrations with local accelerated pavement test data and associated implementation. Texas Transportation Institute, Texas A & M University System.
- Zhou, H., Wang, G., Ding, Y., Yang, J., Liang, C., & Fu, J. (2015). Effect of Friction Model and Tire Maneuvering on Tire-Pavement Contact Stress. *Advances in Materials Science and Engineering*, Vol. 2015, pp. 1-11. <https://doi.org/10.1155/2015/632647>
- Zhu, T. (2015). Development Regulation of Rutting Deformation Based on an Accelerate Pavement Test. *ICTE 2015*, pp. 1206-1212.
<https://doi.org/10.1061/9780784479384.151>
- ZOA AMBASSA, -, ALLOU, F., Petit, C., & MEDJO EKO, R. (2013). Evaluation de l'agressivité du trafic sur des chaussées bitumineuses en carrefour giratoire. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, Vol. 280-281, pp 171-188.
- Zou, X., Sha, A., Jiang, W., & Huang, X. (2015). Modification mechanism of high modulus asphalt binders and mixtures performance evaluation. *Construction and Building Materials*, Vol. 90, pp. 53-58.

Annexes

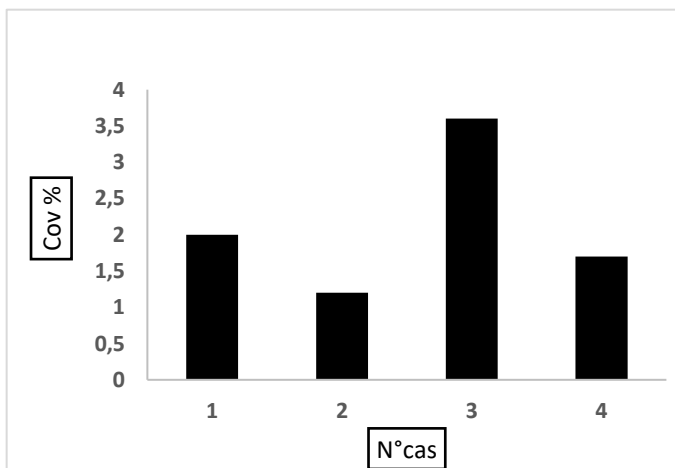
Annexe 1. Analyse de la répétabilité des mesures.....	193
Annexe 1.1. Suivi des températures journalières.....	194

Annexe 1. Analyse de la répétabilité des mesures

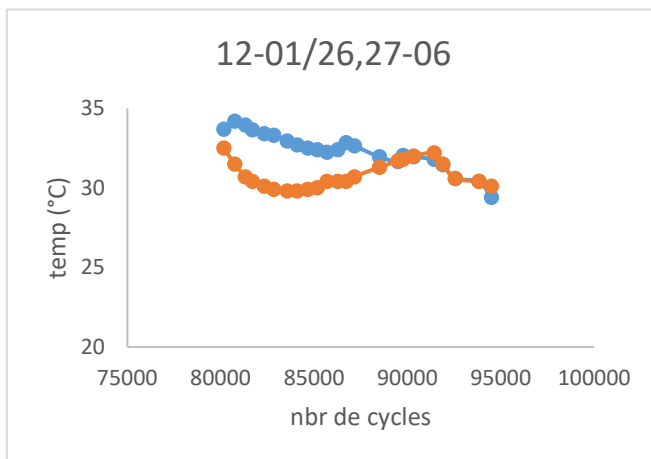
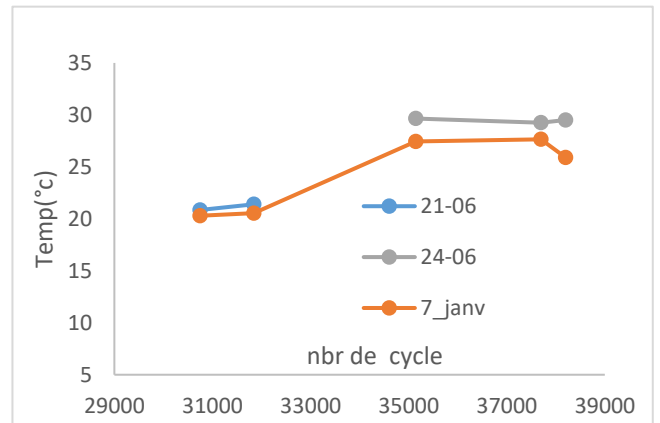
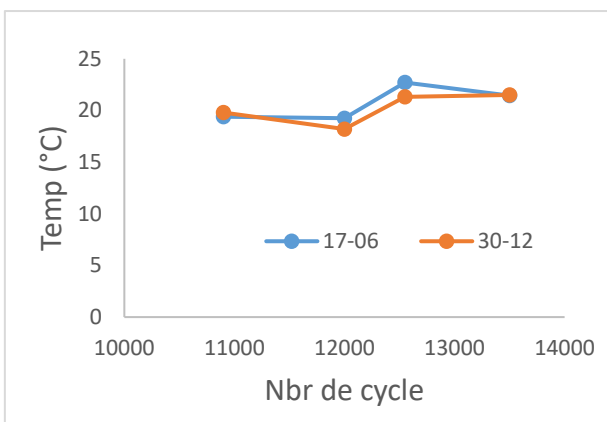
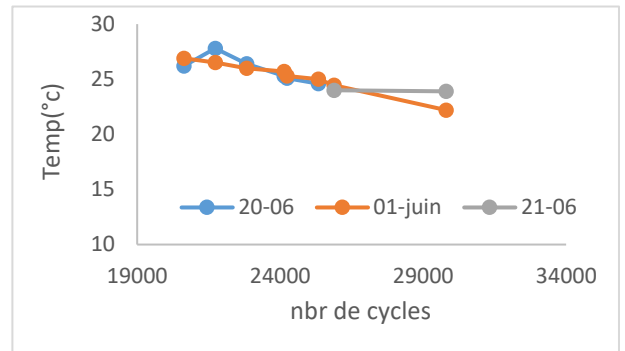
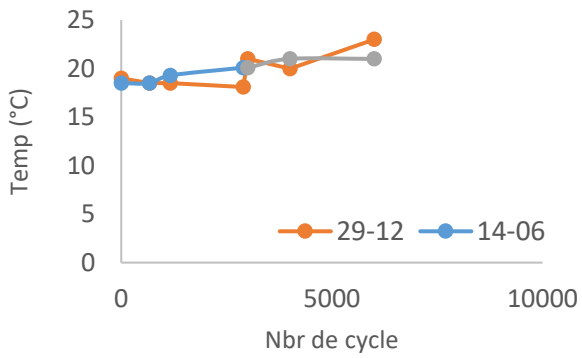
Annexe 1.1. Jauges de surface (BBAO)



• Analyse de la répétabilité



Annexe 2. Suivie de température journalier



Experimental and rational study of Surface layer's damage

L'action du trafic, combinée aux conditions climatiques et chimiques, participe à l'endommagement progressif des routes et principalement de la couche de roulement. L'endommagement de la couche de roulement se manifeste généralement par l'apparition de fissurations descendantes et de l'orniérage. L'apparition de ces pathologies a fortement augmenté avec l'émergence de nouveaux matériaux, la diminution de l'épaisseur de la couche de roulement et l'augmentation importante de la charge à l'essieu des poids lourds. Cette problématique conduit à s'interroger sur le comportement à long terme de la couche de surface face à l'augmentation du trafic et au changement climatique.

Ce travail s'intéresse à l'étude expérimentale et rationnelle du comportement des couches de surface. Il présente des essais en vraies grandeurs réalisés à l'aide d'une chaussée instrumentée et thermo-contrôlée construite dans le hall du laboratoire et d'un simulateur de trafic MLS10. La chaussée a été instrumentée avec des capteurs à fibres optiques, des jauges de déformation et des capteurs de température répartis en profondeur. Quatre matériaux de surface ont été testés.

Les déformations générées en différentes positions et sur toute la profondeur de la couche de surface lors du passage d'une charge sont analysés. Les réponses mécaniques pour des sections droites puis en virages, sont comparées à des résultats de simulations numériques (SAM et ViscoRoute). Les essais accélérés à l'aide du simulateur de trafic permettent d'obtenir l'orniérage de la chaussée après un grand nombre de cycles dans une durée relativement courte. Le profil d'orniérage, les caractéristiques de déformation et le comportement des quatre matériaux sont présentés et analysés pour aboutir au développement d'un modèle de prédiction de l'orniérage.

Mots-clés : Couche de surface, Essais en vraies grandeurs, Orniérage, Contact pneu-chaussée, Chaussée instrumentée, Températures contrôlées.

Experimental and rational study of Surface layer's damage

The action of traffic, combined with climatic and chemical conditions, contributes to the progressive damage to roads and mainly to the wearing course. Damage to the wearing course is generally manifested by the appearance of downward cracks and rutting. The appearance of these pathologies has increased sharply with the emergence of new materials, the reduction in the thickness of the wearing course and the significant increase in the axle load of heavy goods vehicles. This issue raises questions about the long-term behavior of the surface layer in the face of increased traffic and climate change.

This work focuses on the experimental and rational study of the behavior of surface layers. It presents full-scale tests carried out using an instrumented and thermo-controlled roadway built in the laboratory hall and an MLS10 traffic simulator. The pavement was instrumented with fiber optic sensors, strain gauges and temperature sensors distributed in depth. Four surface materials were tested.

The deformations created in different positions and over the entire depth of the surface layer during the passage of a load are analyzed. The mechanical responses for straight sections and then bends are compared with the results of numerical simulations (SAM and ViscoRoute). Accelerated tests using the traffic simulator make it possible to obtain the rutting of the roadway after a large number of cycles in a relatively short time. The rutting profile, deformation characteristics and behavior of the four materials are presented and analyzed to lead to the development of a rutting prediction model.

Keywords :

Surface layer, Full-scale tests, Rutting, Tire-pavement contact, Instrumented pavement, Controlled temperatures.