

UNIVERSITÉ DE LIMOGES

ÉCOLE DOCTORALE 522 : Science et Ingénierie en Matériaux, Mécanique,
Énergétique et Aéronautique (SI-MMEA)

FACULTÉ DES SCIENCES ET TECHNIQUES

Groupe d'Étude des Matériaux Hétérogènes – Équipe Génie Civil et Durabilité
(GEMH&GCD)

Thèse N° /2013

THESE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE LIMOGES

Discipline: **Génie Civil**

Présentée et soutenue publiquement par

ZOA AMBASSA

le 21 Janvier 2013

VERS LA MODÉLISATION DU COMPORTEMENT A LA FATIGUE DES CHAUSSÉES BITUMINEUSES ROUTIERES SOUS CHARGEMENT RÉEL

Thèse dirigée par Christophe PETIT - Fatima ALLOU - Robert MEDJO EKO

Jury

M. Denys BREYSSE	Professeur à l'Université Bordeaux 1, Rapporteur
M. Pierre HORNYCH	H.D.R à l'UNAM Université, IFSTTAR, Rapporteur
M. Joseph MVONDO ONDOA	Professeur à l'Université de Yaoundé 1, Examineur
M. Robert MEDJO EKO	Professeur à l'Université de Yaoundé 1, Examineur
M. Christophe PETIT	Professeur à l'Université de Limoges, Examineur
Mme Fatima ALLOU	Maître de Conférences à l'Université de Limoges, Examinatrice

UNIVERSITÉ DE YAOUNDÉ I

THE UNIVERSITY OF YAOUNDE I

FACULTÉ DES SCIENCES

FACULTY OF SCIENCES

Département des Sciences de la Terre et de l'Univers

Thèse N° /2013

THESE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR/PhD DE L'UNIVERSITÉ DE YAOUNDÉ I

Discipline: **Sciences Géotechniques**

Présentée et soutenue publiquement par

ZOA AMBASSA

le 21 janvier 2013

**VERS LA MODÉLISATION DU COMPORTEMENT A LA
FATIGUE DES CHAUSSÉES BITUMINEUSES
ROUTIERES SOUS CHARGEMENT RÉEL**

Thèse dirigée par Christophe PETIT - Fatima ALLOU - Robert MEDJO EKO

Jury

M. Denys BREYSSE	Professeur à l'Université Bordeaux 1, Rapporteur
M. Pierre HORNYCH	H.D.R à l'UNAM Université, IFSTTAR, Rapporteur
M. Joseph MVONDO ONDOA	Professeur à l'Université de Yaoundé 1, Examineur
M. Robert MEDJO EKO	Professeur à l'Université de Yaoundé 1, Examineur
M. Christophe PETIT	Professeur à l'Université de Limoges, Examineur
Mme Fatima ALLOU	Maître de Conférences à l'Université de Limoges, Examinatrice

AVANT PROPOS

La présente thèse a été préparée en cotutelle entre l'Université de Limoges et l'Université de Yaoundé 1. Les travaux se sont déroulés au Groupe d'Etude des Matériaux Hétérogènes, axe Génie Civil et Durabilité de l'Université de Limoges. Conformément à la convention de cotutelle signée entre les deux Universités, la soutenance a eu lieu à Limoges, suivant le règlement de cette Université.

Ce travail est présenté ici et restitué dans ce document sous forme scientifique et impersonnelle. Je profite de ces dernières pages liminaires pour rappeler qu'en marge des aspects et échanges scientifiques, j'ai vécu de nombreuses rencontres. Certaines n'ont duré qu'un instant, j'en ai manquées quelques unes et d'autres grandissent peu à peu en une amitié que j'espère durable !

Je tiens à remercier vivement le Professeur Christophe PETIT, Université de Limoges, pour m'avoir accepté dans le laboratoire GEMH-GC&D (Groupe d'Etude des matériaux Hétérogènes, axe Génie Civil et Durabilité), dont il est responsable et pour m'avoir fait confiance tout au long de ces années en tant que Directeur de thèse. Sa rigueur scientifique, la documentation dont il a su me faire profiter, ainsi que son dynamisme et toutes les orientations productives qu'il a su donner à ce travail ont été une source de motivation. J'ai énormément apprécié sa disponibilité au quotidien.

Mes remerciements vont également au Professeur Robert MEDJO EKO, Directeur de thèse, Université de Yaoundé 1, pour l'amitié et la confiance qu'il m'a accordées tout au long de ces années de thèse. Son optimisme ainsi que ses conseils ont été une motivation supplémentaire.

Que Madame Fatima ALLOU, Maître de Conférences, Université de Limoges, encadreur de cette thèse, trouve ici ma profonde reconnaissance pour sa gentillesse, sa générosité intellectuelle, ses conseils et sa disponibilité.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude et mes vifs remerciements à :

- Monsieur Denys BREYSSE, Professeur, Université Bordeaux 1, pour avoir accepté de rapporter mon travail de thèse.
- Monsieur Pierre HORNYCH, H.D.R, IFSTTAR, l'UNAM université, pour avoir accepté de rapporter mon travail de thèse.
- Monsieur Joseph MVONDO ONDOA, Professeur, Université de Yaoundé 1, qui a bien voulu porter un intérêt à ce travail en acceptant de l'examiner.

Mes vifs remerciements à tout le personnel administratif du Centre Universitaire de Génie Civil d'Egletons et de l'Ecole Doctorale 522 de l'Université de Limoges, pour leur aide administrative et d'avoir facilité mes déplacements lors des séminaires, formations et congrès.

Toute ma profonde gratitude aux responsables du bureau d'étude PACCBTP de Yaoundé pour leur aide. Mes remerciements vont également à tous ceux qui ont participé de près ou de loin à la réussite de ce travail, mes amis, mes collègues, les enseignants du département des sciences de la terre et de l'univers de l'Université de Yaoundé 1 ainsi que tous les enseignants des départements de Génie Civil du Centre Universitaire d'Egletons et du laboratoire GEMH de l'Université de Limoges.

Enfin, je voudrais dédier cette thèse à toute ma famille qui m'a toujours soutenue.

RESUME

Ce travail s'inscrit dans le cadre d'une meilleure évaluation des effets des charges réelles sur la durabilité des chaussées bitumineuses. Cette thèse propose une démarche originale pour l'amélioration de l'évaluation de l'agressivité sur des chaussées bitumineuses, de nouveaux types de poids lourds dont la configuration d'essieux n'est pas aujourd'hui prise en compte dans les règlements. Elle associe une approche numérique et une approche opérationnelle. L'approche « numérique » repose sur une analyse des signaux de déformations horizontales subis au passage des configurations du trafic sur trois structures de chaussée du plan expérimental, tirées du catalogue des structures neuves (LCPC-SETRA, 1998). A cette fin, la réponse de ces chaussées à comportement viscoélastique est évaluée par une modélisation numérique 3D à charge roulante. Afin de s'assurer de la fiabilité de la méthode utilisée, les signaux numériques de déformations sont d'abord comparés et validés par des signaux de déformations issus d'une chaussée expérimentale, instrumentée et testée sur le manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes. Les signaux numériques issus de modélisations sont ensuite analysés en fonction des variables de chargement (vitesse des véhicules, température des matériaux bitumineux, configuration de la charge, distance inter-essieux, modèle de chargement, temps de repos entre les essieux, rigidité des matériaux, charges en giratoire). D'autres aspects tels que la contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 et l'énergie dissipée sur un cycle de chargement sont également analysés. A partir de ces signaux numériques, les durées de vie en fatigue des structures de chaussée du plan expérimental sont évaluées en fonction des paramètres influents. Les agressivités du trafic sont alors déterminées à partir de ces durées de vie en fatigue en section courante et giratoire (approche « opérationnelle »). Les résultats obtenus sont prometteurs et seront sans doute exploités et utilisés par toute la communauté « routière ».

Mots clés : chaussée bitumineuse, modélisation viscoélastique, giratoire, charge roulante, chargement multi-essieux, durée de vie en fatigue, coefficient d'agressivité.

ABSTRACT

This work is part of a better assessment of the effects of actual loads on the durability of asphalt pavements. This thesis proposes an original method for the improvement of the evaluation of the aggressiveness on asphalt pavements the new types of heavy trucks whose configuration of axles is not taken into account in the regulations today. She combines a numerical approach and an operational approach. The "numerical" approach based on an analysis of horizontal strain signals in the passage of traffic loads on three pavement structures of experimental design, taken from the French design code (LCPC-SETRA, 1998). To this end, the response of these pavements at viscoelastic behavior is evaluated by 3D numerical modeling at moving load. To ensure the reliability of the method used, the computed strain signals are first compared and validated by strain signals from an experimental pavement, instrumented and tested on the circular test track of IFSTTAR Nantes. The computed signals from modeling are then analyzed based on the variables of loading (vehicle speed, temperature of bituminous materials, load configuration, distance inter-axle, rest period between the axles, rigidity of the materials, and loads on the curved road section). Other aspects such as shear stress between the surface course (in asphalt concrete) and the road base of asphalt material as well as the dissipated energy on a cycle of loading are also analyzed. From these computed signals, fatigue lives expectancy of pavement structures of experimental design are evaluated based on influential parameters. The aggressiveness of traffic is then determined from these fatigue lives expectancy in current section and curved road section ("operational" approach). The results are promising and will undoubtedly exploited and used by the whole community of "road."

Keywords : asphalt pavement, viscoelastic modeling, curved road section, moving load, multi-axles loading, fatigue lives expectancy, coefficient of aggressiveness.

TABLE DES MATIERES

TABLE DES MATIERES.....	3
LISTE DES ILLUSTRATIONS.....	9
LISTE DES TABLEAUX.....	19
INTRODUCTION GENERALE.....	25
CHAPITRE 1. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LE COMPORTEMENT ET LE DIMENSIONNEMENT EN FATIGUE DES CHAUSSEES BITUMINEUSES.....	29
1.1. Introduction.....	31
1.2. Constitution et rôle d'une structure de chaussée.....	31
1.3. Modélisation opérationnelle des chaussées.....	32
1.3.1. Chargement dû au trafic.....	32
1.3.2. Effet de la température sur les matériaux bitumineux.....	35
1.3.3. Comportement des matériaux bitumineux.....	37
1.3.4. Approche opérationnelle de la fatigue des chaussées bitumineuses.....	38
1.4. Méthodes de dimensionnement.....	40
1.4.1. Méthode française de dimensionnement des chaussées.....	40
1.4.1.1. Chargement et calcul mécanique.....	41
1.4.1.2. Vérification du comportement à la fatigue des matériaux.....	43
1.4.1.3. Effet des charges multi-essieux.....	46
1.4.2. Méthode anglaise de dimensionnement des chaussées.....	46
1.4.3. Méthode AASHTO de dimensionnement des chaussées.....	48
1.5. Modélisation avancée des effets du chargement.....	48
1.5.1. Effet de la forme du signal de chargement.....	49
1.5.2. Effet de la fréquence du signal de chargement.....	50
1.5.3. Détermination de la durée du signal de chargement.....	50
1.5.4. Effet du temps de repos.....	51

1.5.5. Effet du nombre de pics.....	52
1.5.6. Modèles de chargement pour une modélisation numérique.....	52
a) Cas 1 : accélération-décélération (vitesse variable), charge constante.....	52
b) Cas 2 : Vitesse et charge constantes.....	53
c) Cas 3 : Vitesse constante et charge sinusoïdale.....	54
1.5.7. Signaux de chargement sur des sections particulières de chaussées.....	55
1.5.8. Influence des sollicitations horizontales.....	57
1.5.9. Effets des chargements multi-essieux.....	59
1.5.9.1. Modèles de fatigue applicables aux chargements multi-essieux (Chatte et <i>al.</i> , 2009).....	62
a) Courbes de fatigue basées sur des contraintes.....	62
b) Courbes de fatigue basées sur des déformations.....	63
c) Courbes de fatigue basées sur l'énergie dissipée.....	66
1.5.9.2. Modèle de fatigue multilinéaire.....	68
1.5.9.3. Modèle de fatigue à contrainte de cisaillement d'interface.....	74
1.6. Fatigue des matériaux bitumineux des chaussées.....	77
1.6.1. Critère de rupture pour le dimensionnement.....	78
1.6.2. Approche en terme d'énergie dissipée.....	80
1.6.3. Essais en vraie grandeur sur les chaussées.....	82
1.6.3.1. Intérêt des essais sous trafic accéléré.....	82
1.6.3.2. Inconvénients des essais sous trafic accéléré.....	85
1.6.4. Application au dimensionnement : expérience conduite sur le manège de fatigue de Nantes en 2003.....	86
1.6.4.1. Chaussée de référence testée.....	86
1.6.4.2. Conditions de sollicitation et caractéristiques des matériaux.....	87
1.6.4.3. Instrumentation de la structure.....	88
1.6.4.4. Mesures expérimentales.....	88
1.6.4.5. Calcul des déformations avec Alizé®.....	89
1.6.4.6. Pertinence de la loi de fatigue et les coefficients de calage.....	90
1.7. Conclusion.....	91

CHAPITRE 2. MODELISATION DU COMPORTEMENT DES CHAUSSEES SOUS L'EFFET

DE LA DIVERSITE DES CHARGEMENTS : ANALYSE DES PARAMETRES INFLUENTS.....	93
2.1. Introduction.....	95
2.2. Plan d'expérience.....	96
2.2.1. Structures de chaussée testées.....	96
2.2.2. Configurations d'essieux utilisées pour des simulations.....	97
2.2.3. Modèles de comportement et codes de calcul utilisés.....	98
2.3. Caractérisation rhéologique des matériaux bitumineux utilisés dans des structures de chaussée.....	99
2.3.1. Description des matériaux bitumineux testés.....	99
2.3.2. Caractérisation des matériaux dans le domaine fréquentiel.....	100
2.3.2.1. Essai de module complexe.....	100
2.3.2.2. Équivalence temps-température.....	100
2.3.2.3. Détermination du facteur de translation a_T	103
2.3.2.4. Détermination de la constante de la loi de WLF.....	104
2.3.2.5. Courbes maîtresses.....	105
2.3.3. Calibration des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé.....	106
2.3.3.1. Identification des paramètres du modèle 2S2P1D.....	107
2.3.3.2. Identification des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé	110
2.4. Modélisation du comportement des chaussées bitumineuses.....	116
2.4.1. Approche de la modélisation numérique 3D des chaussées à charge roulante avec le code Cast3M.....	119
2.4.1.1. Considérations générales.....	119
2.4.1.2. Géométrie du modèle et maillage E.F. 3D.....	120
2.4.1.3. Conditions aux limites du modèle E.F. 3D.....	123
2.4.1.4. Validation de la largeur du milieu simulé à partir du modèle E.F. 3D.....	123
2.4.2. Validation numérique à partir d'une chaussée expérimentale du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes.....	124
2.4.2.1. Description du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes.....	124
2.4.2.2. Structure de chaussée expérimentale et charges appliquées.....	125

2.4.2.3. Modélisation de la structure de chaussée expérimentale.....	126
2.4.3. Résultat du calcul numérique des chaussées à charge roulante.....	131
2.4.3.1. Détermination de la durée du signal et de la fréquence de sollicitation dans le cas du calcul à vitesse constante.....	132
2.4.3.2. Détermination des modules de rigidité pour un calcul élastique équivalent au calcul viscoélastique à vitesse constante.....	133
2.4.4. Réponse de chaussée : Comparaison du calcul viscoélastique à vitesse et charge constantes au calcul élastique équivalent.....	134
2.5. Effet des chargements multi-essieux : Analyse des paramètres influençant le comportement des chaussées bitumineuses.....	139
2.5.1. Signaux de déformations longitudinale et transversale à la base des couches bitumineuses.....	139
2.5.1.1. Influence de l'allure des signaux de déformations.....	139
2.5.1.2. Influence de la vitesse des véhicules.....	141
2.5.1.3. Influence de la température des matériaux bitumineux.....	143
2.5.1.4. Influence de la configuration de la charge.....	145
2.5.1.5. Influence de la distance inter-essieux.....	149
2.5.1.6. Influence du modèle de chargement.....	151
2.5.1.7. Influence du temps de repos entre les essieux.....	153
2.5.1.8. Influence de la rigidité des couches de matériaux et du type de Chaussée.....	155
2.5.1.9. Influence de la forme des signaux de déformations en giratoire.....	156
2.5.1.10. Synthèse sur l'analyse des paramètres influents.....	158
2.5.2. Signaux de contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 des chaussées bitumineuses.....	159
2.5.3. Énergie dissipée à la base de la couche de GB3 des chaussées bitumineuses.....	163
2.5.4. Commentaire sur les trois dernières approches.....	167
2.6. Conclusion.....	168
CHAPITRE 3. PREDICTION DU COMPORTEMENT A LA FATIGUE DES CHAUSSEES SOUS L'EFFET DE LA DIVERSITE DES CHARGEMENTS.....	171

3.1. Introduction.....	173
Partie 1. Prédiction du comportement à la fatigue et agressivité des multi-essieux.....	175
3.2. Estimation de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire....	175
3.2.1. Prédiction de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire à « déformation d’extension » maximale au fond de la couche de base de chaussée	176
3.2.2. Prédiction de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire à « énergie dissipée » sur un cycle de chargement.....	179
3.3. Prédiction de la durée de vie en fatigue à partir de la méthode française de dimensionnement.....	182
3.4. Prédiction de la durée de vie en fatigue à partir de la contrainte de cisaillement d’interface BB-GB3 de la structure de chaussée.....	184
3.5. Synthèse sur la prédiction de durée de vie à partir des modèles de fatigue...	186
3.6. Influence des méthodes de prédiction de durée de vie en fatigue sur la charge transportée.....	190
3.6.1. Influence de la vitesse sur la durée de vie des chaussées bitumineuses..	193
3.6.2. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie des chaussées bitumineuses.....	195
3.6.3. Influence de la forme du signal de déformation sur la durée de vie des chaussées avec le modèle multilinéaire.....	197
3.6.4. Influence des paramètres indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées.....	199
3.6.5. Influence des sollicitations tangentielles en giratoire sur la durée de vie des chaussées bitumineuses.....	201
3.7. Evaluation de l’agressivité du trafic dans la structure chaussée.....	203
3.7.1. Agressivité des chargements multi-essieux en section courante.....	203
3.7.2. Agressivité des chargements multi-essieux en giratoire.....	205
3.7.3. Agressivité des chaussées du carrefour giratoire vis-à-vis de la section courante sous chargements multi-essieux.....	206
3.7.3. Agressivité des poids lourds sur les chaussées.....	209

Partie 2. Calcul pratique d'agressivité du jumelage standard en giratoire.....	213
3.8. Agressivité du trafic en giratoire sous sollicitation d'un jumelage standard	
français.....	213
3.8.1. Caractéristiques des couches de chaussées analysées.....	213
3.8.2. Stabilité d'un poids lourd dans un giratoire.....	215
3.8.3. Résultats des simulations numériques.....	219
3.8.4. Prédiction de la durée de vie.....	219
3.8.5. Coefficients d'agressivité.....	222
3.9. Conclusion.....	226
CONCLUSION GENERALE.....	229
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	235
ANNEXES.....	249
Annexe 1 : Résultats des simulations.....	250
Annexe 2 : Résultats de modélisation de la fatigue.....	258
Annexe 3 : Résultats des simulations du jumelage en giratoire.....	263

LISTE DES ILLUSTRATIONS

FIGURE 1.1. Vue en perspective d'une structure de chaussée et terminologie des différentes couches (LCPC-SETRA, 1994).....	31
FIGURE 1.2. Effet d'une charge sur la chaussée (Di Benedetto et Corté, 2005)....	33
FIGURE 1.3. Sollicitation d'une chaussée par le passage d'une charge.....	34
FIGURE 1.4. a) Schéma du passage d'une charge roulante et le point de mesure, b) Déformation longitudinale résultante à la base de la couche de chaussée.....	35
FIGURE 1.5. Effet de la température sur la structure de chaussée (Di Benedetto et Corté, 2005).....	36
FIGURE 1.6. Comportement type des enrobés bitumineux à température fixée (Di Benedetto, 1990).....	38
FIGURE 1.7. Principe de la modélisation d'une chaussée : logique des essais de fatigue sur les enrobés (Di Benedetto et Corté, 2005).....	39
FIGURE 1.8. Massif multicouche et charge de référence (LCPC-SETRA, 1994)...	42
FIGURE 1.9. Courbe de fatigue de Wöhler, avec prise en compte de dispersion (LCPC-SETRA, 1994).....	45
FIGURE 1.10. Signaux sinusoïdal à double pics et triangulaire (Kogo et Himeno, 2008).....	49
FIGURE 1.11. Évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement (Zoa et <i>al.</i> , 2011).....	53
FIGURE 1.12. Évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement.....	54
FIGURE 1.13. Évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement.....	55

FIGURE 1.14. Déformations transversales (en $\mu\text{m}/\text{m}$) à la base de la couche de GB3 pour la structure bitumineuse VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) (Zoa et <i>al.</i> , 2012 ²).....	56
FIGURE 1.15. Mesures de la répartition des pressions de contact d'un pneu pour différentes conditions de charge (De Beer, 1996).....	57
FIGURE 1.16. Comparaison entre les signaux de déformations transversales du calcul élastique, viscoélastique sur ViscoRoute2.0 et les mesures expérimentales à la base de la couche de GB3 d'une structure bitumineuse au passage d'un bogie 4 roues (Chabot et <i>al.</i> , 2010).....	60
FIGURE 1.17. Courbes de fatigue basées sur les contraintes en fonction des configurations d'essieux (Chatti et <i>al.</i> , 2009).....	63
FIGURE 1.18. Déformation transversale induite sous la simulation expérimentale d'un chargement multi-essieux (Chatti et <i>al.</i> , 2009).....	64
FIGURE 1.19. Courbes de fatigue basées sur le premier pic de déformation de chaque configuration d'essieu (Chatti et <i>al.</i> , 2009).....	65
FIGURE 1.20. Courbe de fatigue basée sur le dernier pic de déformation pour toutes les configurations d'essieux (Chatti et <i>al.</i> , 2009).....	66
FIGURE 1.21. Courbe de fatigue de l'énergie dissipée cumulée des différentes configurations d'essieux (Chatti et <i>al.</i> , 2009).....	67
FIGURE 1.22. Courbe de fatigue basée sur l'énergie dissipée (Chatti et <i>al.</i> , 2009).....	67
FIGURE 1.23. Signaux modèles imitant les signaux sous le passage d'un tridem en longitudinal (Homsî, 2011).....	71
FIGURE 1.24. Signaux modèles imitant les signaux sous le passage d'un tridem en transversal (Homsî, 2011).....	71
FIGURE 1.25. Résultats expérimentaux des essais de fatigue : modèle avec le paramètre d'entrée « déformation d'extension maximale » (Homsî, 2011).....	73
FIGURE 1.26. Résultats expérimentaux des essais de fatigue : modèle avec le paramètre d'entrée « énergie dissipée » (Homsî, 2011).....	73
FIGURE 1.27. a) Eprouvette prismatique collée sur casque métallique ; b) mise en place de l'éprouvette prismatique sur le dispositif d'essai (Diakhaté, 2007).....	75

FIGURE 1.28. Distinction des trois phases au cours d'un essai de fatigue.....	79
FIGURE 1.29. Simulateurs de trafic lourd linéaires.....	84
FIGURE 1.30. Simulateurs de trafic lourd circulaires.....	85
FIGURE 2.1. Schémas des structures de chaussée testées.....	97
FIGURE 2.2. Quelques configurations d'essieux étudiées.....	98
FIGURE 2.3. Isothermes du béton bitumineux semi grenu (BBSG).....	101
FIGURE 2.4. Isothermes de la grave bitume de classe 3 (GB3).....	101
FIGURE 2.5. Ajustement de la loi de WLF aux a_T calculés pour le BBSG et la GB3 à température de 20°C.....	105
FIGURE 2.6. Courbes maîtresses du BBSG et la GB3 à température de 20°C....	106
FIGURE 2.7. Représentation du modèle 2S2P1D.....	107
FIGURE 2.8. Ajustement de tau (τ).....	109
FIGURE 2.9. Représentation dans l'espace de Black des angles de phase expérimentaux et ceux obtenus par le modèle 2S2P1D.....	110
FIGURE 2.10. Forme asymptotique du modèle de Kelvin-Voigt généralisé à N branches dans le domaine viscoélastique linéaire.....	111
FIGURE 2.11. Calage des paramètres des modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches sur la courbe maîtresse de référence du BBSG.....	113
FIGURE 2.12. Calage des paramètres des modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches sur la courbe maîtresse de référence de la GB3.....	114
FIGURE 2.13. Comparaison dans le plan Cole-Cole des modules complexes expérimentaux du BBSG et ceux obtenus par les modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches.....	115
FIGURE 2.14. Comparaison dans le plan Cole-Cole des modules complexes expérimentaux de la GB3 et ceux obtenus par les modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé.....	115
FIGURE 2.15. Schéma de principe du modèle de chaussée viscoélastique sous charge roulante	120
FIGURE 2.16. Simplification de la surface de contact pneu-chaussée (Huang, 1993).....	121

FIGURE 2.17. Vue en perspective du maillage 3D sous sollicitation d'un essieu tridem (structure VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3).....122

FIGURE 2.18. Déformations longitudinales (structure VRNS2 : BB/GB/GB/PF2) sous sollicitation d'un jumelage simple et à roues larges à une fréquence de 6 Hz et température de 20 °C.....123

FIGURE 2.19. a) Manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes ; b) charges appliquées à l'extrémité de chaque bras.....124

FIGURE 2.20. a) Structure de chaussée instrumentée et testée ; b) forme de la surface de contact pneu-chaussée du jumelage et des roues isolées chargés respectivement à 65 kN et 42,5 kN (Kerzrého et *al.*, 2012).....126

FIGURE 2.21. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage du jumelage.....128

FIGURE 2.22. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage de la roue isolée.....129

FIGURE 2.23. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage d'un essieu tandem à roue isolée.....129

FIGURE 2.24. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage d'un essieu tridem.....129

FIGURE 2.25. Vue en perspective de la déformée 3D (structure VRNS26 : BB/GB/GNT) sous sollicitation d'un essieu tridem à vitesse de 86 km/h et à $t=0,25s$132

FIGURE 2.26. Détermination de la fréquence de sollicitation à partir des signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (à 22 cm de profondeur).....133

FIGURE 2.27. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un jumelage standard français135

FIGURE 2.28. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un jumelage standard français.....135

FIGURE 2.29. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3) au passage d'un essieu tridem.....	136
FIGURE 2.30. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2: BB/GB/GB/PF2) au passage de quatre essieux.....	136
FIGURE 2.31. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un essieu tandem à roues jumelées.....	140
FIGURE 2.32. Amplitudes des signaux de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 des chaussées à vitesse de 86 km/h...	141
FIGURE 2.33. Signaux de déformations longitudinales ($\varepsilon_{i,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tridem à vitesse de 86 et 42 km/h (température 30°C).....	142
FIGURE 2.34. Signaux de déformations transversales ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tridem à vitesse de 86 et 42 km/h (température 30°C).....	142
FIGURE 2.35. Signaux de déformations longitudinales ($\varepsilon_{i,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de 5 essieux à température de 20 et 30 °C (vitesse de 86 km/h).....	144
FIGURE 2.36. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'une roue isolée à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....	145
FIGURE 2.37. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage du jumelage standard français à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....	146
FIGURE 2.38. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au	

passage d'un essieu tandem à roues jumelées à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....146

FIGURE 2.39. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tridem à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....147

FIGURE 2.40. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de quatre essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....147

FIGURE 2.41. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de cinq essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....148

FIGURE 2.42. Synthèse des signaux de déformations longitudinales ($\epsilon_{i,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage des différents essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.....148

FIGURE 2.43. Repérage des pics et creux dans un signal de déformation transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (à température de 20 °C) de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de cinq essieux à vitesse de 86 km/h.....149

FIGURE 2.44. Influence de la distance inter-essieux en signaux de déformations transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée (VRNS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse de 86km/h et température de 20°C.....150

FIGURE 2.45. Influence de la distance inter-essieux en signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée VRNS 2 au passage de l'essieu tridem à vitesse de 86 km/h et température de 20°C.....151

FIGURE 2.46. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de l'essieu tandem à roues jumelées à vitesse variable V2 et V3 (charge constante et vitesse variable).....152

FIGURE 2.47. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) et transversale ($\epsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au

passage de l'essieu tridem à vitesse de 86 km/h et température de 30 °C (charge constante et charge sinusoïdale).....	152
FIGURE 2.48. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse variable V3 (charge constante et vitesse variable, temps de repos égal au temps de chargement : 0,5s).....	154
FIGURE 2.49. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse variable V3 (charge constante et vitesse variable, temps de repos égal au temps de chargement : 0,5s).....	155
FIGURE 2.50. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structures VRNS 2 et VRS 2) au passage de quatre essieux à vitesse de 86 km/h.....	156
FIGURE 2.51. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{i,L}$) et transversale ($\varepsilon_{i,T}$) à la base de la couche de GB3 (structures VRNS 2 et VRNS 26) au passage de quatre essieux à vitesse de 86 km/h.....	156
FIGURE 2.52. Signaux de déformations horizontales à la base de la couche de GB3 (température de 20 °C) de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un jumelage standard en section courante et giratoire à vitesse de 42 km/h.....	157
FIGURE 2.53. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à température de 20 et 30°C) dans la direction du trafic au passage de cinq essieux à vitesse de 86 km/h (structure VRNS 26).....	161
FIGURE 2.54. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à température de 30°C) dans la direction du trafic au passage d'un essieu tridem à vitesse de 42 et 86 km/h (structure VRNS 2).....	161
FIGURE 2.55. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à 30°C) dans la direction du trafic au passage de cinq essieux pour un calcul viscoélastique à 86 km/h et un calcul élastique équivalent (structure VRNS 26).	162
FIGURE 2.56. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à température de 20°C) dans la direction du trafic au passage d'un essieu tandem à	

roues jumelées à à vitesse de 42 km/h (structure VRNS 2) en giratoire et section courante.....	162
FIGURE 2.57. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'une roue simple à une vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2).....	163
FIGURE 2.58. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un essieu tandem à roues jumelées à vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2).....	164
FIGURE 2.59. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un quad à une vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2).....	164
FIGURE 2.60. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un essieu tridem à une vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2) en giratoire.....	166
FIGURE 3.1. Durées de vie N_f de la structure VRNS 26 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	186
FIGURE 3.2. Durées de vie N_f de la structure VRNS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	186
FIGURE 3.3. Durées de vie N_f de la structure VRS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	187
FIGURE 3.4. Influence de la rigidité de la plate-forme sur la durée de vie des chaussées en section courante (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C)	189
FIGURE 3.5. Influence du type de comportement sur la durée de vie des chaussées en section courante à température de 20 °C (à vitesse de 86 km/h ou 10Hz).....	190
FIGURE 3.6. Charges transportées par le demi-essieu du poids lourd dans la structure VRNS 26 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	192
FIGURE 3.7. Charges transportées par le demi-essieu du poids lourd dans la structure VRNS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	192

FIGURE 3.8. Charges transportées par le demi-essieu du poids lourd dans la structure VRS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	192
FIGURE 3.9. Influence de la vitesse sur la durée de vie N_f de la structure VRNS 2 (à température de 20 °C) en section courante (modèle multilinéaire à déformation d'extension).....	194
FIGURE 3.10. Influence de la vitesse sur la charge transportée par le demi-essieu du poids lourd sur la structure VRNS 2 (à vitesse de 42 et 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante (modèle multilinéaire à déformation d'extension).....	194
FIGURE 3.11. Influence de la distance inter-essieux du tandem à roues jumelées et du tridem sur la durée de vie N_f de la structure VRS 2 et sur la CTR (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C).....	195
FIGURE 3.12. Influence de la forme des signaux de déformations horizontales sur la durée de vie de la structure de chaussée VRNS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante (modèle avec déformation d'extension) : a) N_f en direction longitudinale ; b) N_f en direction transversale	197
FIGURE 3.13. Influence de la forme des signaux de déformations horizontales sur la durée de vie (modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension) de la structure de chaussée VRNS 2 : a) calcul élastique, b) calcul viscoélastique.....	198
FIGURE 3.14. Influence du type de signal (signal élastique et signal viscoélastique) de déformation horizontale sur la durée de vie (N_f du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension) de la structure de chaussée VRNS 2.....	199
FIGURE 3.15. Durées de vie critiques de la structure VRNS 2 (à vitesse de 42 km/h et à température de 20 °C) en section courante.....	202
FIGURE 3.16. Comparaison des durées de vie en section courante et en giratoire de la structure VRNS 2 à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension (à vitesse de 42 km/h et à température de 20 °C).....	202
FIGURE 3.17. Coefficients d'agressivité des multi-essieux par rapport à l'essieu standard (130 kN) en section courante des chaussées.....	205

FIGURE 3.18. Agressivité des silhouettes de poids lourds à vitesse de 86 km/h en section courante des chaussées.....210

FIGURE 3.19. a) Détermination de la fréquence équivalente ; b) détermination des modules élastiques à partir de la courbe maîtresse pour un calcul élastique équivalent.....214

FIGURE 3.20. a) déformation d'un pneu dans un carrefour giratoire ; b) stabilité d'un essieu dans un carrefour giratoire.....216

FIGURE 3.21 Abaque d'agressivité de la structure VRNS 2 en giratoire sous le passage du jumelage standard français. a) base de la couche GB3 de chaussée ; b) interface BB/GB3.....224

LISTE DES TABLEAUX

TABLEAU 1.1. Lois de fatigue des matériaux bitumineux testés à 10Hz et à 20°C.....	77
TABLEAU 1.2. Mesures expérimentales de température et de déformation dans le BBSG et la GB3) (Domec, 2005).....	88
TABLEAU 1.3. Comparaison entre les déformations mesurées et calculées (Domec, 2005).....	90
TABLEAU 2.1. Configurations d'essieux simulés.....	98
TABLEAU 2.2. Composition du mélange des matériaux bitumineux.....	100
TABLEAU 2.3. Paramètres du modèle 2S2P1D obtenus pour des températures de 20 et 30 °C.....	110
TABLEAU 2.4. Paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé obtenus pour des températures de 20 et 30 °C.....	116
TABLEAU 2.5. Modèles à comportement élastique.....	117
TABLEAU 2.6. Modèles à comportement élastique et viscoélastique.....	118
TABLEAU.2.7 Paramètres du modèle de Huet-Sayegh obtenus à température de 20°C (Kerzrého et <i>al.</i> , 2012).....	125
TABLEAU 2.8. Comparaison des amplitudes de déformations ($\mu\text{m}/\text{m}$) mesurées et calculées à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée expérimentale (6BBSG/20GB3/20GNT/PF2) de l'IFSTTAR Nantes.....	127
TABLEAU 2.9. Modules de rigidité du BBSG et de la GB3 à températures et fréquences données.....	134
TABLEAU 2.10. Durée des signaux de déformations longitudinales à température de 20°C et 30°C : VRNS 2 et VRNS 26 (R.I : roue isolée ; R.J : roues jumelées)....	144

TABLEAU 2.11. Énergie dissipée W_d à la base de la couche de GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 86 km/h (structure VRNS 2 et VRS 2).....	165
TABLEAU 2.12. Énergie dissipée W_d à la base de la couche de GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 42 km/h (structure VRNS 2 et VRS 2) en giratoire.....	166
TABLEAU 3.1. Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir du signal de déformation transversale en section courante (structure VRNS 2).....	178
TABLEAU 3.2. Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir du signal de déformation longitudinale en section courante (structure VRNS 2).....	179
TABLEAU 3.3. Sensibilité des effets des variables de chargement sur les paramètres de forme indépendants et de durée de vie en fatigue (structure VRNS 2).....	179
TABLEAU 3.4. Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à énergie dissipée en transversal (section courante) dans la structure VRNS 2.....	180
TABLEAU 3.5. Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à énergie dissipée en longitudinal (section courante) dans la structure VRNS 2.....	181
TABLEAU 3.6. Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir de la déformation d'extension maximale induite au passage du jumelage standard en section courante (structure VRNS 2).....	184
TABLEAU 3.7. Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir de la contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 induite au passage du jumelage standard en section courante (structure VRNS 2).....	185
TABLEAU 3.8. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire (à ϵ_t) et de la CTR (structure VRS 2) à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C.....	196
TABLEAU 3.9. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire (à W_d) et de la CTR (structure VRS 2) à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C.....	196

TABLEAU 3.10. Influence des paramètres de forme indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées en direction longitudinale et transversale (structure VRNS 26), $N_f(\varepsilon_{t,max}) > N_f(\varepsilon_{t,min})$	200
TABLEAU 3.11. Influence des paramètres de forme indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées en direction longitudinale et transversale (structure VRNS 2) $N_f(\varepsilon_{t,max}) > N_f(\varepsilon_{t,min})$	200
TABLEAU 3.12. Influence des paramètres de forme indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées en direction longitudinale et transversale (structure VRS 2) (* : distance inter-essieux de 1,35 m ; ** : distance inter-essieux de 1,62 m) $N_f(\varepsilon_{t,max}) > N_f(\varepsilon_{t,min})$	200
TABLEAU 3.13. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux en section courante (à 86 km/h et température des matériaux bitumineux 20 °C).....	205
TABLEAU 3.14. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux en giratoire (à 42 km/h et température des matériaux bitumineux 20 °C).....	206
TABLEAU 3.15. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux du giratoire par rapport à la section courante en fonction du trafic (température des matériaux bitumineux 20 °C).....	207
TABLEAU 3.16. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux, durées de vie critiques (N_f) et charges transportées par les demi-essieux (CTR) en section courante (à 86 km/h et température des matériaux bitumineux 20 °C).....	208
TABLEAU 3.17. Agressivité des silhouettes de poids lourds sur les chaussées...211	
TABLEAU 3.18. Valeurs des modules des matériaux bitumineux pour un calcul élastique équivalent à une température de 15 °C.....	214
TABLEAU 3.19. Valeurs des charges critiques (en kN) appliquées par le jumelage standard français sur des giratoires à différents rayons.....	218
TABLEAU 3.20. Paramètres de la tenue à la fatigue par flexion de la GB3 utilisée (LCPC, 2003 ; Zoa et al., 2011).....	221
TABLEAU 3.21. Nombre d'essieux équivalent ($N_f * 10^4$) sur l'ensemble des structures testées en fonction de la vitesse du poids lourd et du rayon du giratoire.....	221

TABLEAU 3.22. Nombre d'essieux équivalent à l'interface BB/GB3 ($N_i \cdot 10^4$) sur l'ensemble des structures testées.....	221
TABLEAU 3.23. Coefficients d'agressivité A_{gir} et A_{girt} de l'essieu standard en fonction de la vitesse et le rayon du giratoire sur l'ensemble des structures testées.....	223
TABLEAU 3.24. Expressions paramétriques de détermination des coefficients d'agressivité du jumelage standard français dans un carrefour giratoire.....	225
TABLEAU 3.25. Structures de chaussée équivalentes en giratoire pour des vitesses de 20 et 25 km/h.....	225
TABLEAU 3.26. Structures de chaussée équivalentes en giratoire pour une vitesse de 30km/h.....	226
TABLEAU A.1.1. Synthèse des résultats des essais de module complexe pour le BBSG (mesure par un essai de flexion sinusoïdale sur éprouvettes trapézoïdales).....	250
TABLEAU A.1.2. Synthèse des résultats des essais de module complexe pour la GB3 (mesure par un essai de flexion sinusoïdale sur éprouvettes trapézoïdales)..	251
TABLEAU A.1.3. Amplitudes des déformations ($\mu\text{m/m}$) longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée).....	252
TABLEAU A.1.4. Amplitudes des déformations ($\mu\text{m/m}$) longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée souple (VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3) (R.J : roues jumelées).....	252
TABLEAU A.1.5. Amplitudes ($\mu\text{m/m}$) et accroissements de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée souple (VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée).....	253
TABLEAU A.1.6. Amplitudes ($\mu\text{m/m}$) et accroissements de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée souple (VRS 2 : BB/GB/GB/PF4) à température de 20 °C (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée).....	254

TABLEAU A.1.7. Amplitudes ($\mu\text{m/m}$) et accroissements de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 (structures de chaussée VRNS 2 et VRS 2) en giratoire à température de 20 °C (R.J : roues jumelées).....	255
TABLEAU A.1.8. Amplitudes (MPa) des contraintes de cisaillement d'interface (τ_{LZ}) BBSG-GB3 des structures de chaussée VRNS 2 et VRNS 26 (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée).....	256
TABLEAU A.1.9. Amplitudes (MPa) des contraintes de cisaillement d'interface (τ_{LZ}) BBSG-GB3 des structures de chaussée VRS 2.....	256
TABLEAU A.1.10. Amplitudes (MPa) des contraintes de cisaillement d'interface (τ_{LZ}) BBSG-GB3 des structures de chaussée VRNS 2 et VRS 2 (à température de 20°C) en giratoire au passage des charges roulantes à vitesse de 42 km/h.....	257
TABLEAU A.2.1. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) à température de 20 °C en section courante : direction longitudinale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées).....	258
TABLEAU A.2.2. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) à température de 20 °C en section courante : direction transversale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées).....	258
TABLEAU A.2.3. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS2 (BB/GB/GB/PF2) à température de 20 °C en direction longitudinale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées).....	259
TABLEAU A.2.4. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS2 (BB/GB/GB/PF2) à température de 20 °C en direction transversale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées).....	260
TABLEAU A.2.5. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRS2 (BB/GB/GB/PF4) à température de 20 °C en direction longitudinale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées, *distance inter-essieux=1,62 m et 1,35 m pour les autres essieux).....	261

TABLEAU A.2.6. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRS2 (BB/GB/GB/PF4) à température de 20 °C en direction transversale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées).....262

TABLEAU A.2.7. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS2 (BB/GB/GB/PF3) à température de 20 °C.....262

TABLEAU A.3.1. Synthèse des valeurs de déformations horizontales maximales (en $\mu\text{m}/\text{m}$) élastiques obtenues sur les sections de chaussées à température de 15 °C sous sollicitation d'un jumelage standard français.....263

TABLEAU A.3.2. Synthèse des valeurs de contraintes de cisaillement (en MPa) d'interface BB/GB élastiques obtenues sur les sections de chaussées à température de 15 °C sous sollicitation d'un jumelage standard français.....263

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Les poids lourds circulant sur les chaussées à travers le monde ont des configurations d'essieux multiples, allant de l'essieu isolé jusqu'à 8 essieux (Salama et Chatti, 2007; Chatti et *al.*, 2009; Chatti et Salama, 2011). Des convois exceptionnels dont le nombre d'essieux peut aller jusqu'à 16 (www.convoi-exceptionnel.fr) sont couramment rencontrés partout dans le monde. En France, le transport de marchandises est actuellement réparti de la manière suivante : soit 78 % par la route, 16 % par la voie navigable, 5 % par le train et 1 % par le pipeline ou par la voie aérienne (Kerzrého et *al.*, 2012). Pour absorber la croissance de trafic attendue, le gouvernement développe le transport ferroviaire, qui est considéré plus sûr et moins polluant. Pour limiter le nombre de poids lourds sur les routes, certains pays ont autorisé quelques alternatives comme les trains routiers, appelés éco-combis ou EMS (European Modular Systems). S'ils peuvent traîner plusieurs tonnes de marchandises, à de longues distances de transport, ils sont considérés plus dangereux pour la sécurité du trafic.

Cette démultiplication du nombre d'essieux et de la charge transportée est motivée par des arguments environnementaux, qui incitent de plus en plus les décideurs de plusieurs pays à augmenter les charges autorisées des poids lourds, avec pour objectif de diminuer leurs nombres et de réduire de ce fait les émissions massives des gaz à effet de serre. Ces véhicules à essieux multiples causent des dégâts dans la chaussée dont les effets restent actuellement mal connus. La mise en place de l'éco-redevance poids lourds, indexée entre autre au dommage induit sur les chaussées constitue une motivation supplémentaire pour améliorer la prise en compte de l'effet de la diversité des chargements sur l'endommagement en fatigue des chaussées, et en particulier des chaussées bitumineuses. Outre ces problèmes de multi-chargements, on ne peut écarter l'idée que le trafic poids lourd

est plus agressif dans un carrefour giratoire, que dans une section de chaussée courante à cause des sollicitations tangentielles induites en surface, de la dissymétrie des charges à l'essieu et de la plus faible vitesse de trafic.

Une chaussée est une structure composite réalisée par empilement des couches de matériaux liées entre elles ou non par des couches d'accrochage et permettant la circulation des biens et des personnes. Sous le passage répété des charges roulantes, les matériaux de chaussée s'endommagent par fatigue. C'est sur ce mécanisme que s'appuie le dimensionnement rationnel des structures de chaussée. La résistance à la fatigue des matériaux bitumineux est étudiée par des essais en laboratoire. L'essai de fatigue normalisé (EN 12697-24) sur les enrobés bitumineux donne la durée de vie en fatigue par flexion sous un signal sinusoïdal continu d'extension-compression. Il se traduit par une relation liant la durée de vie au niveau de déformation maximale supportée par le matériau. Les signaux de sollicitations supportées par les matériaux dans une chaussée réelle sont difficilement assimilables à ce chargement continu utilisé pour les essais en laboratoire. C'est notamment, les cas des signaux de sollicitations multi-essieux et les sollicitations horizontales des poids lourds.

Actuellement, le modèle de fatigue multilinéaire (Homsy, 2011), établi pour la détermination de la durée de vie des chaussées bitumineuses, prend en compte, non seulement l'amplitude de déformation maximale ou l'énergie dissipée sur un cycle de chargement, mais aussi l'effet des paramètres de forme et la durée des signaux multi-pics simultanément. Bien qu'établi à partir d'essais unidirectionnels et lui-même aussi unidirectionnel, ce modèle sera utilisé dans ce travail.

Cette thèse propose une méthode pour l'amélioration de l'évaluation de l'agressivité de nouveaux types de poids lourds dont la configuration d'essieux n'est pas aujourd'hui prise en compte dans les règlements. La thèse s'appuie sur :

- Une modélisation viscoélastique de la réponse de chaussée, qui permet un calcul plus réaliste des sollicitations dans la chaussée que les calculs élastiques linéaires.

-
- L'utilisation des lois de fatigue avancées, permettant de mieux prendre en compte l'effet des chargements multi-essieux (Homsy, 2011) et également d'une loi de résistance à la fatigue par cisaillement des interfaces (Diakhaté, 2007).

Outre cette introduction et une conclusion, cette contribution numérique est structurée en trois chapitres :

Le premier chapitre établit le cadre général de ce travail. Il est consacré à l'étude bibliographique relative au comportement mécanique des chaussées bitumineuses sous chargement réel (charges verticales, charges horizontales en giratoire, charges multi-essieux, forme des signaux, vitesse de chargement, viscoélasticité des matériaux bitumineux, etc.), aux modèles de fatigue utilisant des signaux réels et à leur intégration dans des méthodes de dimensionnement.

Le second chapitre correspond à une analyse paramétrique du comportement mécanique des chaussées. Cette analyse découle des résultats issus d'un plan d'expérience composé de trois structures types du catalogue des chaussées neuves (LCPC, 1998) à faible et moyen trafic, ayant des rigidités différentes et soumises à des configurations de trafic variables. L'analyse est fonction de la forme des signaux réels de chargement reproduits par la modélisation numérique et validés sur une chaussée expérimentale du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes. Ces signaux, qui dépendent de plusieurs paramètres, seront ensuite exploités pour la détermination des durées de vie en fatigue des structures de chaussée bitumineuses routières.

Le troisième chapitre consiste, en une étude de la sensibilité des paramètres indépendants des modèles de fatigues actuels à partir des signaux réels de chargement analysés dans le chapitre 2. Un couplage des modèles de fatigue à partir de ces signaux numériques avec le comportement de chaque structure de chaussée est effectué afin de déterminer les charges transportées par chaque configuration de chargement et les coefficients d'agressivité des essieux qui en résultent. Ensuite, sont évaluées les agressivités des silhouettes de poids lourds en fonctions des coefficients d'agressivité des essieux montés sur ces poids lourds. Ces

coefficients d'agressivité seront fonction des variables macroscopiques du plan d'expérience. Ils sont ensuite intégrés dans des méthodes de dimensionnement des chaussées pour des calculs opérationnels.

CHAPITRE 1. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LE COMPORTEMENT ET LE DIMENSIONNEMENT EN FATIGUE DES CHAUSSEES BITUMINEUSES

Sommaire

1.1. Introduction	31
1.2. Constitution et rôle d'une structure de chaussée.....	31
1.3. Modélisation opérationnelle des chaussées	32
1.3.1. Chargement dû au trafic	32
1.3.2. Effet de la température sur les matériaux bitumineux.....	35
1.3.3. Comportement des matériaux bitumineux.....	37
1.3.4. Approche opérationnelle de la fatigue des chaussées bitumineuses.....	38
1.4. Méthodes de dimensionnement	40
1.4.1. Méthode française de dimensionnement des chaussées	40
1.4.1.1. Chargement et calcul mécanique.....	41
1.4.1.2. Vérification du comportement à la fatigue des matériaux.....	43
1.4.1.3. Effet des charges multi-essieux.....	46
1.4.2. Méthode anglaise de dimensionnement des chaussées.....	46
1.4.3. Méthode AASHTO de dimensionnement des chaussées.....	48
1.5. Modélisation avancée des effets du chargement.....	48
1.5.1. Effet de la forme du signal de chargement	49
1.5.2. Effet de la fréquence du signal de chargement.....	50
1.5.3. Détermination de la durée du signal de chargement	50
1.5.4. Effet du temps de repos	51
1.5.5. Effet du nombre de pics	52

1.5.6. Modèles de chargement pour une modélisation numérique	52
a) Cas 1 : accélération-décélération (vitesse variable), charge constante....	52
b) Cas 2 : vitesse et charge constantes.....	53
c) Cas 3 : vitesse constante et charge sinusoïdale	54
1.5.7. Signaux de chargement sur des sections particulières de chaussées	55
1.5.8. Influence des sollicitations horizontales.....	57
1.5.9. Effets des chargements multi-essieux	59
1.5.9.1. Modèles de fatigue applicables aux chargements multi-essieux (Chatti et al., 2009).....	62
a) Courbes de fatigue basées sur des contraintes	62
b) Courbes de fatigue basées sur des déformations	63
c) Courbes de fatigue basées sur l'énergie dissipée	66
1.5.9.2. Modèle de fatigue multilinéaire	68
1.5.9.3. Modèle de fatigue à contrainte de cisaillement d'interface	74
1.6. Fatigue des matériaux bitumineux des chaussées.....	77
1.6.1. Critère de rupture pour le dimensionnement	78
1.6.2. Approche en terme d'énergie dissipée	80
1.6.3. Essais en vraie grandeur sur les chaussées	82
1.6.3.1. Intérêt des essais sous trafic accéléré.....	82
1.6.3.2. Inconvénients des essais sous trafic accéléré.....	85
1.6.4. Application au dimensionnement : expérience conduite sur le manège de fatigue de Nantes en 2003	86
1.6.4.1. Chaussée de référence testée.....	86
1.6.4.2. Conditions de sollicitation et caractéristiques des matériaux	87
1.6.4.3. Instrumentation de la structure	88
1.6.4.4. Mesures expérimentales	88
1.6.4.5. Calcul des déformations avec Alizé [®]	89
1.6.4.6. Pertinence de la loi de fatigue et des coefficients de calage.....	90
1.7. Conclusion.....	91

1.1. Introduction

Le passage répété des poids lourds entraîne progressivement l'endommagement dans le temps des structures de chaussée. Ces structures en service, sont soumises à des sollicitations très complexes. La circulation automobile et les conditions climatiques ont une influence sur la durabilité mécanique des matériaux de chaussées. Le mode de sollicitation de ces matériaux conditionne alors le dimensionnement d'une chaussée. Cette étude s'intéresse au comportement en fatigue des chaussées bitumineuses sous l'effet des chargements réels.

Ce chapitre décrit d'abord une synthèse du comportement à la fatigue des matériaux de chaussées face aux sollicitations du trafic, la problématique de l'influence de la forme des signaux de chargement sur la durée de vie des chaussées bitumineuses est abordée. Une synthèse des travaux récents relatifs à l'amélioration de la prise en compte de la diversité des chargements et l'intégration des modèles de fatigue dans le dimensionnement est ensuite présentée.

1.2. Constitution et rôle d'une structure de chaussée

Une chaussée est une structure multicouche constituée de trois parties principales qui ont chacune un rôle bien défini (Figure 1.1).

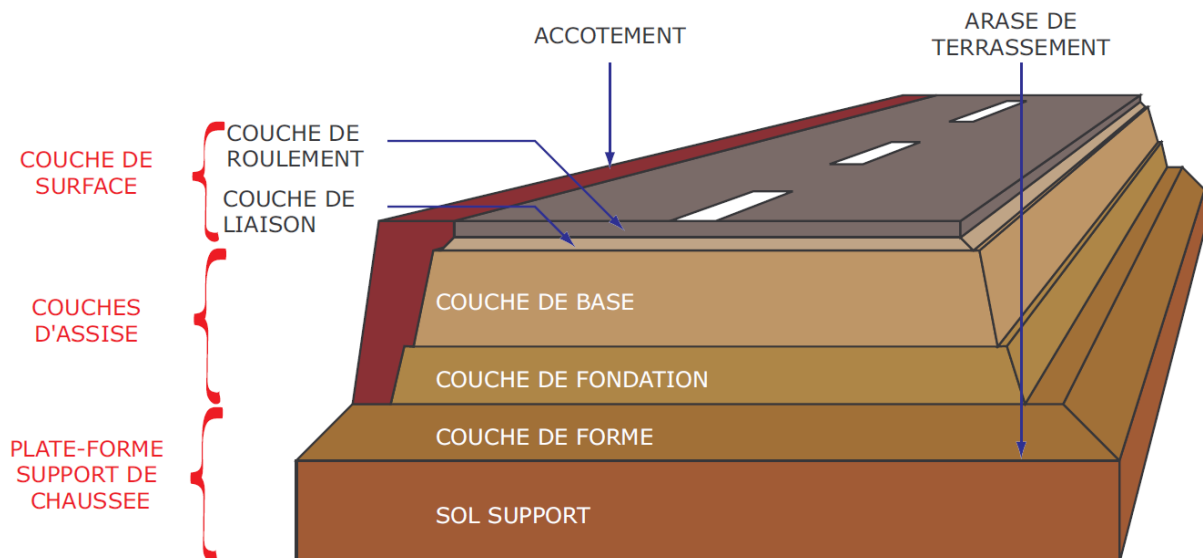


FIGURE 1.1. *Vue en perspective d'une structure de chaussée et terminologie des différentes couches (LCPC-SETRA, 1994)*

Tout d'abord, le sol terrassé ou sol support est surmonté généralement d'une couche de forme. L'ensemble sol-couche de forme représente la plate-forme support de la chaussée. La couche de forme a une double fonction. Pendant les travaux, elle assure la protection du sol support et permet la qualité du nivellement ainsi que la circulation des engins. En service, elle permet d'homogénéiser les caractéristiques mécaniques des matériaux constituant le sol ou le remblai et d'améliorer la portance à long terme.

Viennent ensuite les couches de base et de fondation formant ainsi les couches d'assise. Ces couches d'assise apportent à la chaussée la résistance mécanique aux charges induites par le trafic et répartissent les pressions sur la plate-forme support afin de maintenir les déformations à un niveau admissible.

Enfin, la couche de surface se compose de la couche de roulement et éventuellement d'une couche de liaison entre la couche de roulement et les couches d'assise. Elle a deux fonctions; elle assure d'une part la protection des couches d'assise vis-à-vis des infiltrations d'eau. D'autre part, elle confère aux usagers un confort de conduite d'autant plus satisfaisant que les caractéristiques de la surface sont bonnes.

1.3. Modélisation opérationnelle des chaussées

1.3.1. Chargement dû au trafic

Une chaussée est principalement soumise aux effets de l'environnement et du trafic. Sous l'action des chargements répétés, chaque couche de chaussée subit des écrasements et des flexions (Figure 1.2) qui se traduisent par des dégradations de type usure, fluage et rupture par fatigue (Di Benedetto et Corté, 2005).

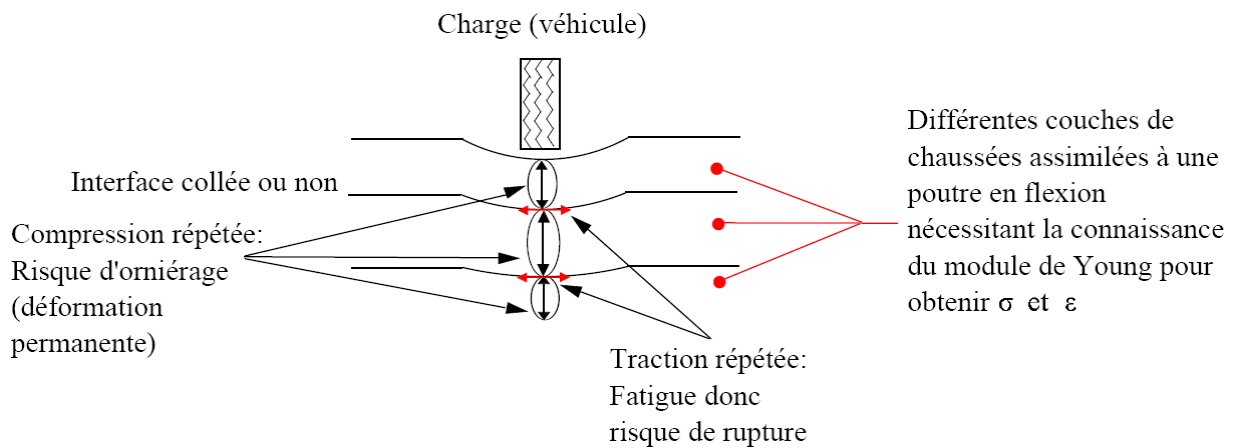


FIGURE 1.2. *Effet d'une charge sur la chaussée (Di Benedetto et Corté, 2005)*

De manière générale, la structure multicouche de chaussée présente une déformée dans les trois directions illustrées par la figure 1.3. Longitudinalement et en un point de la couche de base sous le chargement, il y a, avec le passage de la charge, une succession contraction - extension - contraction. Transversalement, la partie inférieure de la couche de base est soumise principalement à une extension sous la charge. Les amplitudes des cycles de chargement étant faibles, le calcul des efforts et des déformations, pour chaque cycle, s'effectue selon la démarche de dimensionnement classique considérant un modèle multicouche élastique linéaire isotrope dont les seuls paramètres sont le module d'Young et le coefficient de Poisson. Cette hypothèse n'est pas toujours justifiée en raison de la dépendance du comportement des enrobés bitumineux à la vitesse de chargement et à la température ambiante. Les effets de non linéarité et de l'irréversibilité s'accroissent avec le nombre de cycles. La répétition de petites tractions à la base des couches entraîne la formation de micro-dégradations qui s'accroissent et peuvent entraîner la fissuration et la fatigue du matériau. De plus, les compressions répétées sous le passage de la charge peuvent créer des déformations permanentes induisant un orniérage à la surface de la chaussée (Di Benedetto et Corté, 2005).

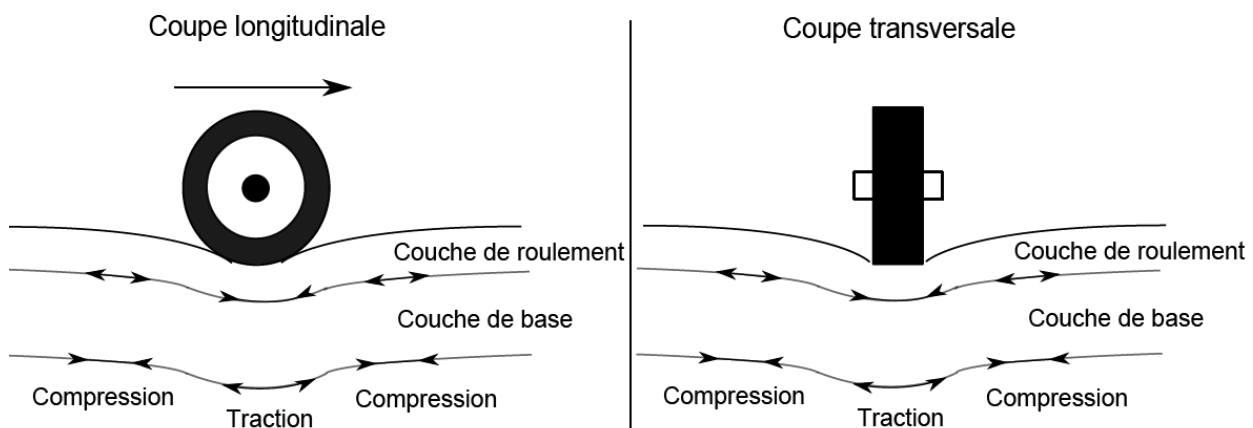


FIGURE 1.3. *Sollicitation d'une chaussée par le passage d'une charge*

Dans une chaussée, plusieurs facteurs peuvent avoir une influence sur la forme du signal d'un chargement de trafic quelconque ; les principaux sont :

- structure de chaussée (loi de comportement des matériaux, épaisseur et rigidité des couches, température, type d'interface entre couches, etc.) ;
- la configuration du chargement (intensité de la charge, type de roues, type d'essieux, distance entre les essieux, temps de repos, etc.) ;
- le modèle ou le mode de chargement (vitesse et charge constantes, vitesse variable et charge constante, vitesse constante et charge sinusoïdale, etc.) ;
- la vitesse (ou fréquence) de chargement ;
- la distance inter essieux.

Les matériaux de chaussée sont soumis à des sollicitations de courte durée à chaque passage d'essieux de véhicule. Des contraintes de traction apparaissent alors à la base de la chaussée et sont répétées à chaque passage de roues. Chaque couche de la chaussée peut être assimilée simplement à une plaque qui subit des efforts de flexions et de cisaillement sous l'effet du trafic. Ces charges ne provoquent pas immédiatement la rupture, mais leur répétition peut aboutir à terme, à une fissuration par fatigue.

Lors du passage d'une charge, roulant à une vitesse constante V , le point J de la chaussée est sollicité (Figure 1.4-a). Ce point est situé à une profondeur d par

rapport à la surface. Le signal correspondant à la déformation longitudinale (dans la direction de roulement) au point J est présenté dans la figure 1.4-b (Zoa et *al.*, 2011). À l'approche de la charge, le point de mesure J est soumis à une contraction puis à une extension quand la charge est suffisamment proche. De plus, les phases d'extension et de contraction sont asymétriques avec une amplitude de contraction plus faible lorsque la charge s'éloigne. Cette asymétrie est due à la viscoélasticité du matériau. La figure 1.4-b montre également que l'amplitude de déformation longitudinale résultante en extension est beaucoup plus grande que celle en contraction. Puisque la résistance de l'enrobé bitumineux en traction est beaucoup plus faible que celle en compression, la dégradation se fait donc principalement dans la phase de traction par flexion. Quand il s'agit des couches collées, cette traction par flexion devient plus importante à la base de la chaussée et peut déclencher l'amorçage de la fissure.

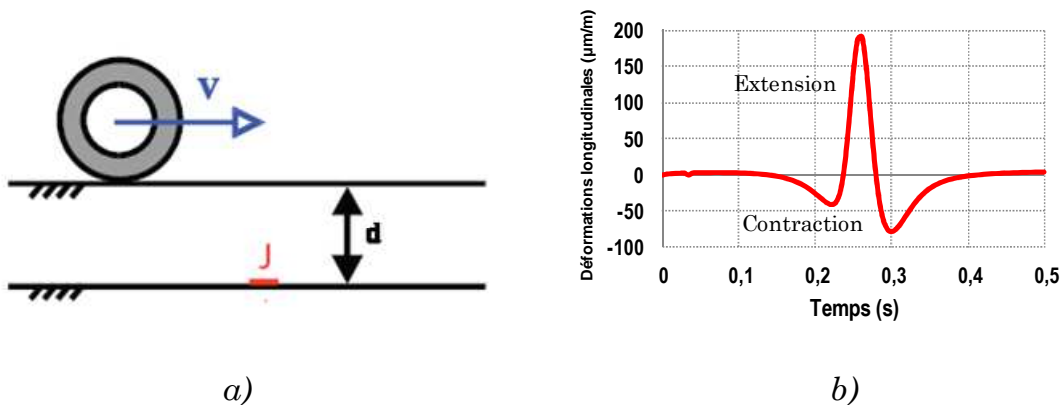


FIGURE 1.4. a) Schéma du passage d'une charge roulante et le point de mesure, b) Déformation longitudinale résultante à la base de la couche de chaussée

1.3.2. Effet de la température sur les matériaux bitumineux

Si le champ de température est en général découplé des actions mécaniques, les champs de contraintes et déformations sont fortement dépendants de la température (Di Benedetto et Corté, 2005). En effet, outre le vieillissement du matériau, la température a deux effets mécaniques principaux.

A basse température, le bitume possède un comportement fragile. Sous l'effet conjugué des conditions climatiques et des contraintes de trafic, l'enrobé est

susceptible de se fissurer. L'utilisation d'un grave bitume de grade élevé permet d'éviter la fissuration. Néanmoins, un bitume de grade trop élevé devient « mou » à température élevée, l'enrobé rencontre alors des problèmes d'ornièrage.

Les enrobés doivent donc présenter deux qualités principales en rapport direct avec la dépendance du liant utilisé vis-à-vis de la température :

- La stabilité, c'est-à-dire, la résistance à la déformation permanente qui est aggravée à haute température ;
- La flexibilité, c'est-à-dire, l'aptitude à supporter sans fissures thermiques les basses températures.

Le deuxième effet mécanique principal de la température se manifeste lors des changements de température par la création de contraintes et déformations au sein du matériau en raison des dilatations-contractions thermiques (Figures 1.5).

Par exemple, lors d'un refroidissement, la chaussée a tendance à se contracter. Mais, étant donnée que les mouvements de contraction sont empêchés dans le sens longitudinal de la chaussée, cela revient à exercer une traction longitudinale, des fissures transversales risquent d'apparaître.

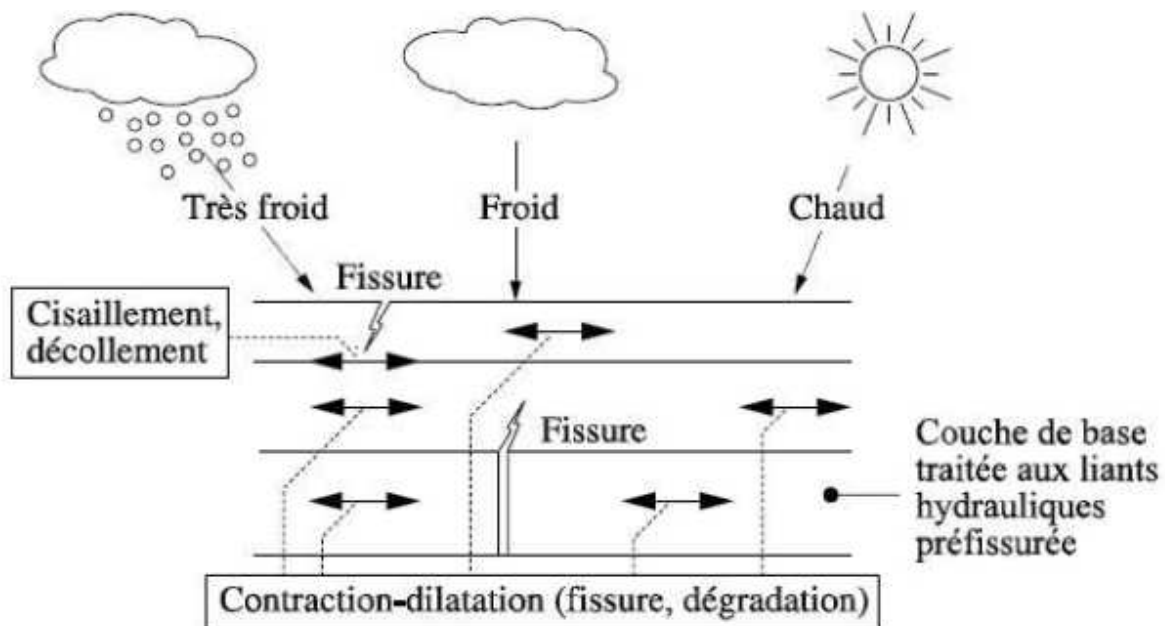


FIGURE 1.5. Effet de la température sur la structure de chaussée (Di Benedetto et Corté, 2005)

1.3.3. Comportement des matériaux bitumineux

En situation de service, les matériaux de chaussée n'obéissent pas nécessairement à un comportement linéaire. Les sollicitations auxquelles ils sont soumis peuvent dépasser leur domaine de linéarité ou au contraire être répété un nombre suffisant de fois avant que les effets négligeables deviennent significatifs. Le comportement des enrobés bitumineux face aux sollicitations auxquelles ils sont soumis est complexe. Quatre types de comportement (Figure 1.6) peuvent être schématiquement identifiés en fonction de l'amplitude de la déformation ε et le nombre de cycles de chargement appliqués (Di Benedetto, 1990).

- Comportement non linéaire pour un faible nombre de cycles de chargements et pour une déformation relative (ε) de quelques pour cent ;
- Comportement viscoélastique linéaire pour quelques centaines de cycles et pour $\varepsilon < 10^{-4}$;
- Fatigue pour plusieurs dizaines de milliers de cycles de chargement et pour de faibles déformations ;
- 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 1.6 permet de fixer l'ordre de grandeur des différents domaines du comportement des mélanges bitumineux pour une température fixée. Les frontières correspondent à des ordres de grandeur qui peuvent varier avec le matériau, la température et la direction du chemin de sollicitation (compression, cisaillement, etc.). Dans ce travail, nous nous intéressons uniquement au comportement en fatigue des matériaux bitumineux sous l'effet du trafic, dans le domaine de petites déformations.

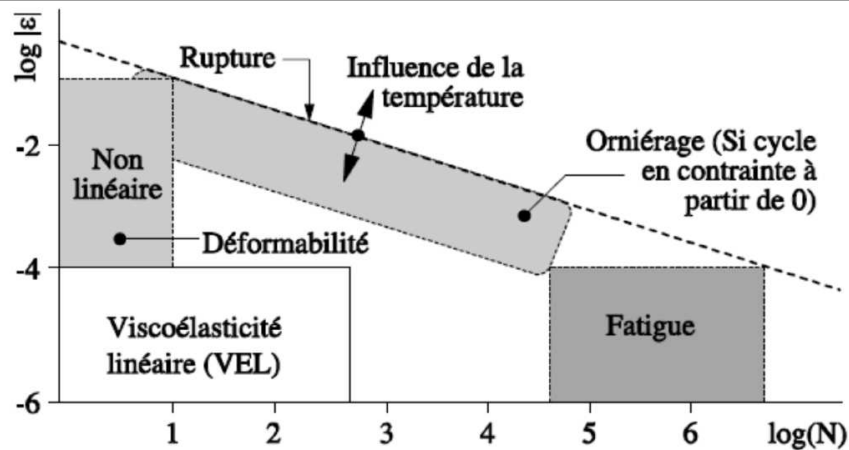


FIGURE 1.6. Comportement type des enrobés bitumineux à température fixée (Di Benedetto, 1990)

1.3.4. Approche opérationnelle de la fatigue des chaussées bitumineuses

La structure d'une chaussée est choisie en fonction de multiples critères, à la fois techniques, géographiques et économiques. Son dimensionnement (c'est-à-dire la détermination des épaisseurs de matériaux à mettre en œuvre) est fonction :

- de la nature du sol support;
- de la nature et de la qualité des matériaux;
- du trafic de véhicules lourds à la mise en service et de son évolution prévisible, permettant de déterminer le trafic cumulé que devra supporter la chaussée.

Dans la méthode française de dimensionnement, la chaussée est modélisée sous la forme d'une superposition de couches élastiques, linéaires, homogènes, isotropes, infinies dans le plan. Chaque couche est caractérisée par un module d'élasticité, un coefficient de Poisson, et son épaisseur. Après modélisation de la charge appliquée, les calculs de déformations et contraintes dans ce modèle multicouche sont effectués à l'aide du modèle de Burmister (LCPC-SETRA, 1994).

L'origine des essais de fatigue sur enrobés se trouve dans la comparaison des valeurs de déformations en traction par flexion, calculées à la base des couches

d'enrobé, avec les valeurs de déformations maximales supportées par une éprouvette d'enrobé en laboratoire lors d'un essai de fatigue (Figure 1.7).

En France, l'essai de fatigue s'effectue sur une éprouvette de forme trapézoïdale qui est testée en flexion deux points à 10°C et à 25Hz (NF P98-261-1). On suppose que l'essai à une température de 10°C et à une fréquence de 25 Hz plus rapide, donne les mêmes résultats qu'à 15 °C (température moyenne annuelle de référence en France) et à 10Hz (qui représente un trafic à 80 km/h, à mi-hauteur de la chaussée). La déformation considérée est la déformation maximale subie par la fibre extrême de l'éprouvette lors d'une sollicitation sinusoïdale à amplitude de flèche constante. Cette déformation est calculée à partir de la flèche en tête, en supposant que le matériau a un comportement linéaire et homogène.

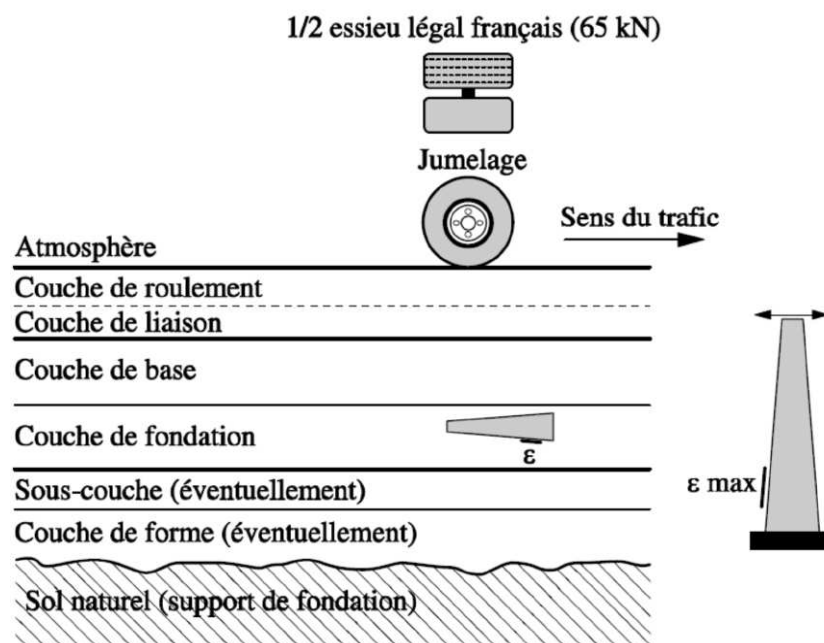


FIGURE 1.7. Principe de la modélisation d'une chaussée : logique des essais de fatigue sur les enrobés (Di Benedetto et Corté, 2005)

L'essai de fatigue en laboratoire permet de déterminer la déformation ϵ_6 conduisant à la rupture d'une éprouvette par fatigue sous certaines conditions d'essais (fréquence, température, etc.) pour 10^6 cycles de chargements.

Une déformation admissible ϵ_{adm} est calculée à partir de cette valeur de ϵ_6 . Elle tient compte du décalage existant entre les conditions d'essais de laboratoire et la

réalité (chargement, température, etc.) à travers un certain nombre de coefficients correctifs. Cette valeur de ε_{adm} est ensuite comparée aux valeurs calculées à l'aide de la modélisation. Le dimensionnement des couches bitumineuses est considéré comme correct, lorsque $\varepsilon_{calculé} < \varepsilon_{adm}$ est satisfaite dans chaque couche, sinon, il faut augmenter les épaisseurs ou reconsidérer les matériaux choisis.

1.4. Méthodes de dimensionnement

Sous l'effet des sollicitations externes (environnementales, conditions de chargements, etc.), les structures de chaussées sont soumises à des phénomènes complexes (mécaniques, thermiques, physiques et chimiques) qui apparaissent souvent de manière couplée. Devant la complexité des problèmes observés, les méthodes de dimensionnement développées sont basées sur des règles empiriques tirées de l'observation du comportement en service des structures de chaussée ou de sections expérimentales. Ces méthodes présentent des limites qui sont d'autant plus visibles avec de nouveaux types de structures et la configuration du trafic qui est en constante évolution. Un développement de méthodes de dimensionnement plus rationnelles est apparu donc nécessaire. Cette nécessité a conduit au développement et à l'application dès les années 1970 de la méthode rationnelle française (LCPC-SETRA, 1994) et, le développement, aux Etats-Unis dans le cadre du programme SHRP (*Strategic Highway Research Program* : 1988-1993, poursuivi après 1996), de la méthode « Superpave » et la mise en place du guide de dimensionnement AASHTO 2002 (Di Benedetto et Corté, 2005). Ci-après, sont présentés, les concepts des méthodes de dimensionnement des structures de chaussée bitumineuses adoptées en France, au Royaume-Uni et aux Etats-Unis.

1.4.1. Méthode française de dimensionnement des chaussées

Les fondements de la méthode française de dimensionnement des chaussées ont été dégagés dès le début des années 1970. Dans la démarche adoptée, la détermination des épaisseurs des différentes couches de chaussée ainsi que les caractéristiques mécaniques des matériaux relève, soit d'une approche expérimentale empirique, soit de calculs de vérification (méthode rationnelle). Par

opposition aux modèles empiriques, ces méthodes rationnelles font appel à l'utilisation combinée de modèles mécaniques et de données expérimentales. C'est par le biais des modèles de calculs qu'est vérifié le dimensionnement de la structure vis-à-vis des critères de durabilité (LCPC-SETRA, 1994). Elle combine en effet:

- l'analyse théorique de la mécanique des chaussées, celle-ci est effectuée par le logiciel ALIZE (LCPC, 1964), qui se base sur le modèle élastique linéaire de Burmister (Burmister, 1943);
- les résultats d'essais de laboratoire sur le comportement en fatigue des matériaux de chaussée;
- les données obtenues par l'observation du fonctionnement des chaussées.

1.4.1.1. Chargement et calcul mécanique

D'un point de vue mécanique, la démarche de la méthode française de dimensionnement peut être scindée en deux étapes.

Dans la première étape, il convient de calculer, sous l'effet de l'essieu standard de référence de 130 kN, la réponse d'une structure de chaussée choisie à priori (type de structure, matériaux et épaisseurs des couches constitutives). Ce calcul repose sur l'évaluation, sous l'effet d'une charge circulaire appliquée à la surface d'un massif multicouche (Figure 1.8), des champs de contraintes maximales dans les couches de matériaux et du sol. Dans ce calcul, la charge appliquée symbolise l'action de l'essieu de référence, et le modèle semi-analytique de Burmister, développé aux Etats-Unis à partir de 1943 (Burmister, 1943) est utilisé pour obtenir la réponse mécanique.

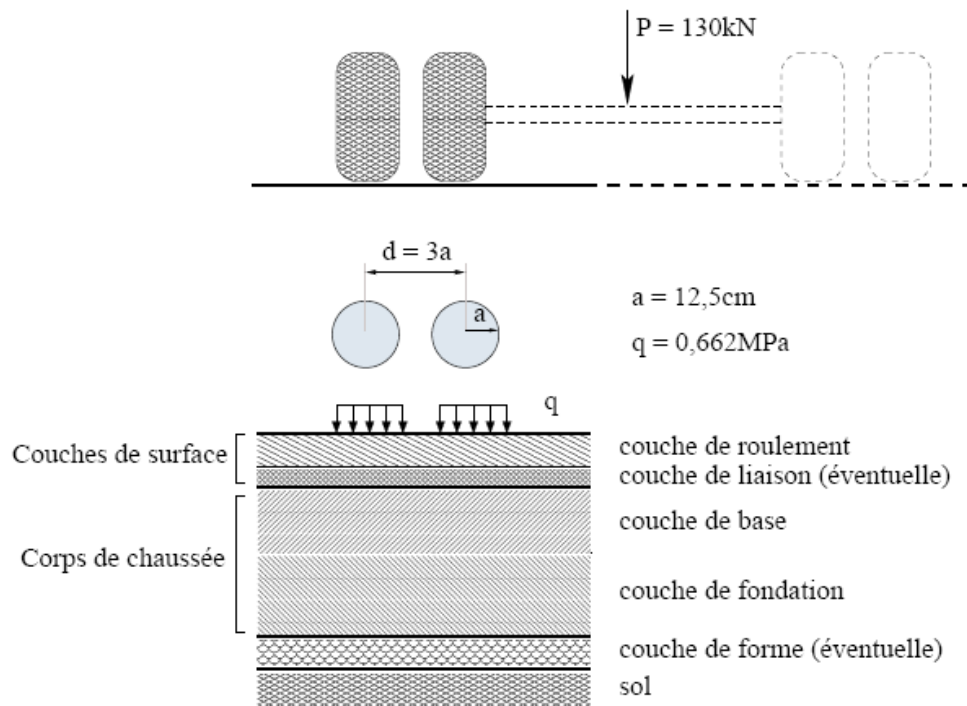


FIGURE 1.8. *Massif multicouche et charge de référence (LCPC-SETRA, 1994)*

Le dimensionnement est en général effectué en prenant en compte un demi-essieu, c'est-à-dire un jumelage de deux roues de 65 kN au total. La charge de ces deux roues est ensuite transmise aux chaussées par deux zones de charge circulaire de rayon $r = 0,125$ m, d'entre-axe $3r = 0,375$ m et de pression uniformément répartie $q = 0,662$ MPa.

Dans une seconde étape, il s'agit de calculer les valeurs de sollicitations admissibles des matériaux de la structure, en fonction de leur localisation dans la structure, de leurs modes de dégradation (rupture par fatigue des couches en matériaux liés et orniérage du sol et des couches en matériaux non liés), et du trafic cumulé (nombre de poids lourds) devant circuler sur la chaussée pendant sa durée de vie sur une plate-forme donnée. La structure convient si les sollicitations induites par le passage de l'essieu de référence restent inférieures ou égales aux sollicitations admissibles pour chaque couche. Le choix de la structure finale se fait par calculs itératifs. Le calcul des valeurs admissibles s'appuie sur le comportement en fatigue des matériaux liés, traduisant la rupture d'une éprouvette en laboratoire pour l'application d'un grand nombre de cycles de sollicitations, et sur le caractère

plastique des matériaux non liés, expliquant l'apparition des déformations permanentes (LCPC-SETRA, 1994).

1.4.1.2. Vérification du comportement à la fatigue des matériaux

La chaussée travaillant en flexion sous l'action répétée des chargements de poids lourds, la vérification du comportement en fatigue des matériaux constitutifs de chaussée est effectuée en comparant les contraintes et déformations déterminées par le modèle mécanique de Burmister à la base de chacune des couches, là où les efforts de traction sont les plus importants, et au sommet du sol support, là où on souhaite diminuer la déformation verticale, avec celle admise par les matériaux.

Ces contraintes et déformations admissibles sont évaluées connaissant:

- Le trafic cumulé sur la période de calcul retenue,
- Le risque de ruine admis sur cette période,
- Les caractéristiques de la résistance à la fatigue des matériaux,
- Les données d'observation du comportement des chaussées similaires.

Le trafic étant caractérisé par le nombre cumulé d'essieux équivalents à l'essieu de référence pour la durée initiale de calcul choisie.

Le risque de ruine r prend en compte la probabilité d'apparition de dégradations dans les chaussées. Cette probabilité dépend des dispersions du comportement en fatigue des matériaux et la variation d'épaisseur des couches de chaussée, liée aux difficultés de mise en œuvre. Ces deux paramètres présentent un caractère aléatoire, source d'incertitude importante sur la détermination de la durée de vie réelle des structures. Cela conduit à raisonner en termes probabilistes ; ainsi, la durée de vie d'une structure de chaussée est associée au risque qui correspond à la probabilité d'apparition des dégradations structurelles.

La vérification du comportement en fatigue des matériaux est effectuée en comparant les contraintes et déformations déterminées par le modèle mécanique précédent avec des contraintes et déformations admissibles des matériaux. Un ensemble de normes codifie les différentes familles de matériaux de chaussée,

définissant pour chacune des classes selon la qualité des constituants et certaines propriétés physiques et mécaniques des mélanges. La méthode de dimensionnement s'applique aux familles de matériaux ainsi définies. Le comportement en fatigue de ces matériaux est décrit à partir de résultats d'essais de laboratoire normalisés.

La courbe de Wöhler est une courbe représentative de l'amplitude des sollicitations appliquées aux éprouvettes de matériau sollicité en déplacement ou force imposée de même amplitude en fonction du nombre de cycles à la rupture appelé aussi durée de vie N_f (Figure 1.9). L'équation de cette courbe est la loi de fatigue du matériau. On évalue ensuite le nombre de cycles engendrant la rupture. Cette loi de fatigue est exprimée en termes des déformations pour les matériaux bitumineux et elle se présente comme suit:

$$\log(N_f) = A \cdot \log(\varepsilon) + B \quad \text{ou} \quad \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_6} \right) = \left(\frac{N_f}{10^6} \right)^{1/A} \quad (1.1)$$

Ces dernières formules, qui résultent de la linéarisation de l'expression en échelle bilogarithmique de la loi de fatigue, sont valables pour N_f compris entre 10^5 et 10^6 . Dans ces expressions, N_f est le nombre de cycles entraînant la rupture sous le niveau de déformation ε ; ε_6 , est la déformation correspondant à 10^6 cycles provoquant la rupture; A , est la pente de la droite de fatigue en coordonnées bilogarithmiques. Un coefficient multiplicateur de "calage" est introduit pour corriger les écarts entre les prédictions tirées de la démarche du calcul et de l'observation du comportement des chaussées.

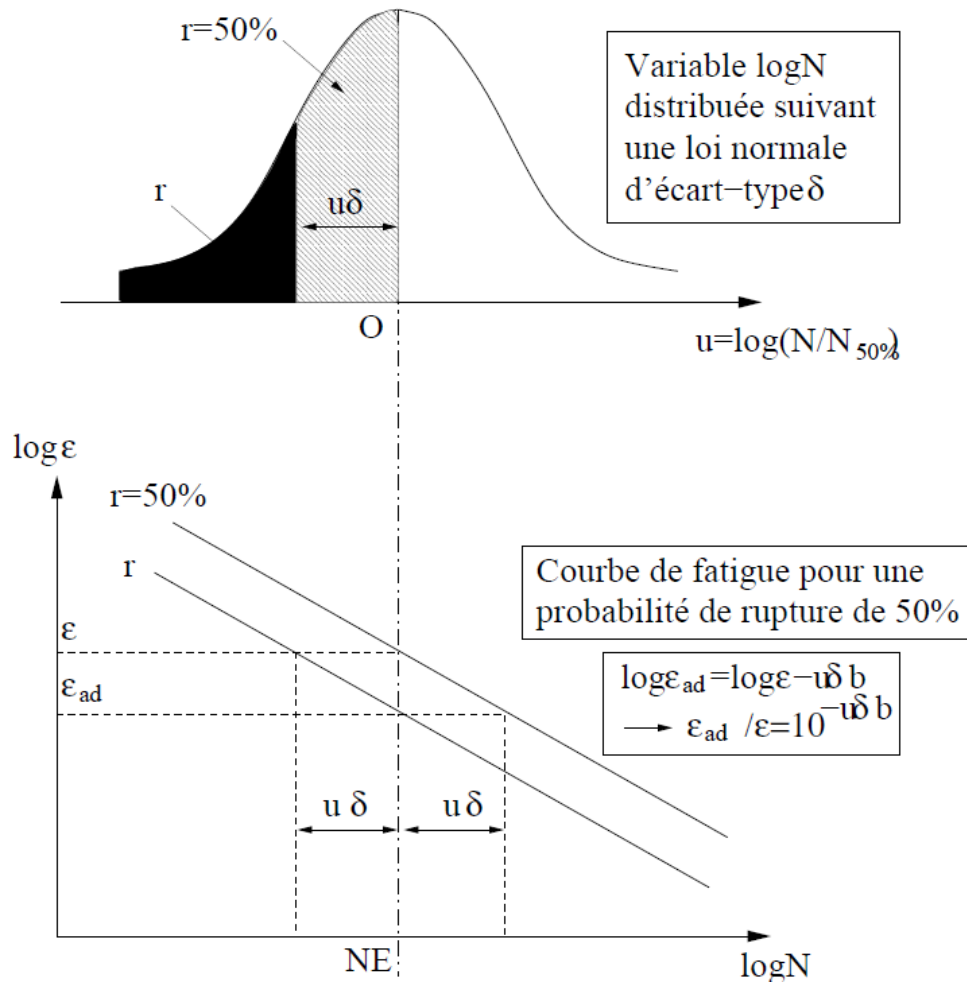


FIGURE 1.9. *Courbe de fatigue de Wöhler, avec prise en compte de dispersion (LCPC-SETRA, 1994)*

De manière pratique, la tenue à la fatigue par flexion d’une couche de chaussée en matériaux bitumineux dans des conditions expérimentales de 15 °C (température moyenne en France), prenant en compte l’ensemble de la structure, est vérifiée à travers l’équation 1.1 précédente, qui devient alors (LCPC-SETRA, 1994):

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

où: ϵ_{hmax} est l’intensité de déformation horizontale maximale, obtenue à la base de la couche bitumineuse sous le passage du jumelage standard français sur la

chaussée ; $\varepsilon_6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})$ est l'amplitude de la déformation horizontale appliquée qui provoquerait la rupture en fatigue par flexion de l'éprouvette trapézoïdale, en matériau bitumineux, au bout d'un million de cycles de chargement; $E(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})$: module d'Young du matériau bitumineux évalué à 10°C et à 10Hz ; $E(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})$: module d'Young du matériau bitumineux évalué à 15°C et à 10Hz ; N_f : nombre d'essieux standard équivalents; b : pente de la droite de fatigue du matériau bitumineux ($b=-0,2$); k_r : coefficient qui ajuste la valeur de la déformation horizontale admissible au risque de calcul retenu en fonction des facteurs de dispersion sur l'épaisseur (écart-type Sh) et sur les résultats des essais de fatigue (écart-type SN); k_c : coefficient de calage destiné à ajuster les résultats du modèle de calcul au comportement de chaussée observé de même type; k_s : coefficient minorant tenant compte de l'effet d'hétérogénéités locales de portance d'une couche de faible rigidité supportant les couches liées

1.4.1.3. Effet des charges multi-essieux

En ce qui concerne les multi-essieux, la méthode française de dimensionnement des chaussées (LCPC-SETRA, 1994) considère pour le calcul, un dommage pour lequel les charges multi-essieux sont ramenées à une charge de référence par un coefficient d'agressivité CA .

$$CA = k.Nb.Essieux.\left(\frac{P}{P_0}\right)^\alpha \quad (1.2)$$

Où P est la charge de l'essieu simple; P_0 , la charge de l'essieu de référence ($P_0 = 130\text{ kN}$); k , le coefficient qui permet de tenir compte du type d'essieu; α , coefficient qui dépend du matériau (à défaut des résultats expérimentaux, $\alpha=5$ pour les chaussées bitumineuses). Le coefficient d'agressivité CA ne prend en compte que la charge par essieu.

1.4.2. Méthode anglaise de dimensionnement des chaussées

La méthode anglaise de dimensionnement est essentiellement empirique. Elle est basée sur l'interprétation du comportement des sections tests de chaussée. Au

fil des années, les principes de la méthode de dimensionnement ont été remis à jour à travers des rapports de recherche du TRRL (« Transport and Road Research Laboratory ») actuellement TRL, « Transport and Research Laboratory ») pour prendre en compte l'augmentation de l'agressivité des véhicules et du trafic. Ces rapports ont servi de base à l'établissement du catalogue de dimensionnement des routes et des ponts DMRB (Design Manual for Roads and Bridges). Le DMRB synthétise les résultats de recherche du TRL et permet de dimensionner facilement une structure à l'aide de graphes. Dans cette méthode (DMRB, 2006), le traitement des données du trafic (partie 1, section 2, volume 7 du DMRB) ne prend en compte que le nombre de véhicules commerciaux, et chaque catégorie de véhicules est ramenée à un nombre d'essieux standards équivalent. Le dimensionnement de la plate-forme support de chaussée (partie 2, section 2, volume 7 du DMRB) s'appuie sur la valeur de CBR (Californian Bearing Ratio), un minimum de 15% est requis sous la structure de chaussée, et en dessous de cette valeur, une couche en matériaux granulaire est ajoutée. Le dimensionnement proprement parlé est traité dans la partie 3, section 2, volume 7 du DMRB (DMRB, 2006). Les structures envisagées sont souples, semi-rigides ou rigides. Pour chaque type de structure, la lecture d'un graphe donne directement l'épaisseur des couches en fonction du trafic (exprimé en million d'essieux équivalent) et du type de matériaux.

Cependant, même si la méthode anglaise de dimensionnement est très simple d'utilisation, elle ne permet pas le dimensionnement de cas non standard faisant intervenir de nouveaux matériaux ou conditions particulières de chargement. Achimatos (Achimatos et Porot, 2003) fait remarquer que dans la méthode anglaise, le comportement en fatigue des couches liées n'est pas considéré comme le critère dimensionnant car la méthode considère que la ruine des chaussées en matériaux bitumineux est due à la fissuration de type « Top-down ». L'essieu standard est toujours de type simple à roues jumelées de 80 kN. La charge est uniformément répartie sur des disques circulaires symbolisant les empreintes des pneumatiques. Pour le TRL, la loi de fatigue proposée par Powell (Powell *et al.*, 1984) afin de vérifier la fissuration de type « Top-down » est la suivante:

$$N_f = -9,38 - 4,16 \cdot \log(\varepsilon) \quad (1.3)$$

Où : N_f est nombre d'essieux équivalent provoquant la rupture en fatigue de la couche de surface et ε , la déformation horizontale de type allongement au sommet de la couche de surface.

1.4.3. Méthode AASHTO de dimensionnement des chaussées

D'après Achimatos (Achimatos et Porot, 2003), la méthode américaine de dimensionnement des chaussées AASHTO (American Association of State Highway and Transportation Officials) est basée sur une analyse empirique des résultats des essais de l'AASHTO Road test réalisés à la fin des années 1950 sur plus de 500 sections tests de chaussées. La dernière version du guide de dimensionnement date de fin 2004, mais la version de 1993 reste encore la plus utilisée.

La nouvelle méthode mécanique empirique (AASHTO, 2004) propose la loi de fatigue des enrobés bitumineux ci-après :

$$N_f = 0,00432 \cdot k_1' \cdot C \left(\frac{1}{\varepsilon} \right)^{3,942} \cdot \left(\frac{1}{E} \right)^{1,281} \quad (1.4)$$

Où : N_f est nombre d'essieux équivalent provoquant la rupture en fatigue des couches bitumineuses, E est le module d'Young du matériau bitumineux en MPa, ε : déformation horizontale de type allongement à la base des couches bitumineuses et k_1' est le facteur représentant les variantes d'épaisseurs des couches bitumineuses.

1.5. Modélisation avancée des effets du chargement

Plusieurs travaux antérieurs ont montré que la prise en compte des différents effets non intégrés dans des méthodes de dimensionnement permet d'obtenir une réponse réelle de chaussée face à une sollicitation de trafic quelconque. Homsî (2011) a montré que les travaux menés antérieurement, concernant les essais de fatigue en laboratoire n'ont pas toujours été précédés d'une étude paramétrique

justifiant le choix des signaux appliqués. De plus, plusieurs paramètres pouvant avoir une influence sur la durée de vie en fatigue variaient à la fois (l'aire sous le signal de chargement, le nombre de pics, la fréquence du signal de chargement, l'énergie dissipée par cycle de chargement, la durée au voisinage des pics, etc.). Il est par conséquent difficile de séparer l'effet de chacune de ces variables sur la durée de vie en fatigue.

1.5.1. Effet de la forme du signal de chargement

La forme du signal de chargement est un facteur qui influence la durée de vie en fatigue des matériaux bitumineux. Les durées de vie en fatigue sous des signaux rectangulaires et triangulaires sont 0,42 fois et 1,45 fois celle sous un signal sinusoïdal de même fréquence (Raithby et Sterling, 1972).

D'après Kogo et Himeno (2008), lorsque le niveau de déformation est de 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, la durée de vie en fatigue sous le signal triangulaire est de 60% plus élevée que celle sous le signal sinusoïdal de même fréquence (f) (Figure 1.10). La durée de vie en fatigue sous le signal à double pics (fréquence : $0,5 f$) est la moitié de celle sous le signal sinusoïdal de fréquence double (Figure 1.9).

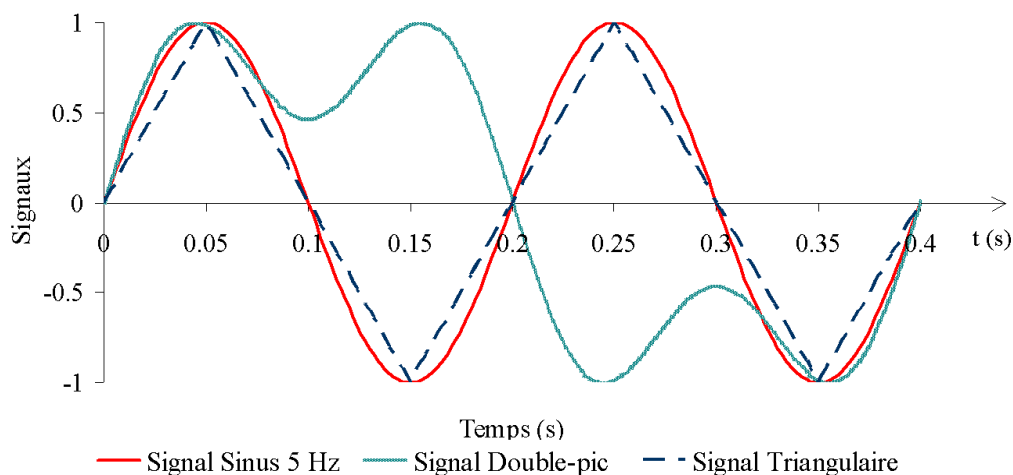


FIGURE 1.10. *Signaux sinusoïdal à double pics et triangulaire (Kogo et Himeno, 2008)*

1.5.2. Effet de la fréquence du signal de chargement

L'effet de la fréquence du signal de chargement sur la durée de vie en fatigue des matériaux bitumineux est évalué en laboratoire (Bodin et *al.*, 2009). Des cycles de chargements sinusoïdaux de fréquences différentes, 8,33 ; 15 ; 25 et 40 Hz ont été appliqués sur des éprouvettes de béton bitumineux lors des essais de flexion deux points à une température de 20°C (Bodin et *al.*, 2009). Les résultats ont montré que le nombre d'applications de cycles de chargement jusqu'à la rupture (durée de vie N_f) diminue quand la fréquence de sollicitation augmente. Une réduction de la durée de vie de 10%, de 47% et de 56% par rapport à celle sous la fréquence 8,33 Hz a été observée pour les fréquences 15 Hz, 25 Hz et 40 Hz respectivement. Ceci peut être expliqué par la pente de chargement qui augmente quand la fréquence du signal augmente.

1.5.3. Détermination de la durée du signal de chargement

La définition du terme «durée du signal de chargement» dépend de chaque auteur, des méthodes utilisées et surtout du but recherché. Ce terme n'a pas la même définition dans la direction longitudinale et transversale. Dans la direction longitudinale, le signal de déformation subit un changement de signe et dans la direction transversale, du fait de la viscoélasticité, le signal reste, non nul bien après que la charge soit éloignée pour le cas des chaussées bitumineuses épaisses. Garcia et Thompson (2008) ont défini la durée du chargement des signaux longitudinaux comme la durée pendant laquelle la déformation est en extension. La même définition a été adoptée par Hornyak et Croveti (2009). Homsy (2011) a utilisé les signaux expérimentaux mesurés sur une structure de chaussée du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes et a défini les paramètres de forme caractérisant le signal de chargement. L'auteur a défini deux durées du signal de chargement pour les signaux longitudinaux : D1 étant la durée du signal de chargement entre le premier et le dernier pic en contraction et D2, la durée du signal de chargement en extension.

Garcia et Thompson (2008) ont noté que le signal de déformation transversale reste non nul bien après le passage de la charge. Cela est vrai uniquement pour notre cas sur des chaussées bitumineuses épaisses. Garcia et Thompson (2008) ont travaillé comme si le signal de déformation est symétrique et ont par la suite défini la durée du signal de déformation transversale comme le double de la durée entre le début du signal et le pic. La même définition avait été adoptée auparavant par Domec (Domec, 2005). Hornyak et Crovetti (2009) ont également adopté cette définition. Homsy (2011) a démontré dans ses travaux qu'à cause du bruit observé sur certaines mesures, il a été difficile de repérer le début et la fin du signal de chargement et a défini la durée d'un signal de déformation dans la direction transversale comme la période de temps comprise entre le premier et le dernier point où l'on atteint 10% de la valeur au pic.

1.5.4. Effet du temps de repos

Sur une chaussée, les sollicitations ne sont pas continues. Elles sont espacées par des temps de repos qui sont liés à la distance entre les groupes d'essieux d'un même poids lourd et à la distance entre les poids lourds du trafic auquel est soumise la chaussée. Ce temps de repos est réduit à zéro dans l'essai de fatigue normalisé. Des essais de fatigue de laboratoire (Francken, 1979; Breysse et *al.*, 2003; Domec, 2005 ; Homsy, 2011) ont montré une augmentation de la durée de vie en fatigue de l'éprouvette sollicitée par des périodes de fatigue espacées par des périodes de repos.

Kogo et Himeno (2008) ont noté une augmentation de la durée de vie en fatigue de 50% et de 150% par introduction d'un temps de repos de 1s et de 10s respectivement après chaque cycle d'un chargement sinusoïdal de fréquence 5 Hz et un niveau de déformation de 400 $\mu\text{m}/\text{m}$. Une augmentation de la durée de vie de 120% et de 290% a été observée pour les cycles sinusoïdaux de fréquence 25 Hz et de contrainte imposée de 413 kN/m^2 après introduction d'un temps de repos de 0,04s et 0,08s respectivement (Raithby et Sterling, 1979). Ceci est expliqué par un phénomène d'auto-réparation par cicatrisation des fissures ayant lieu pendant le repos (Bonnaure et *al.*, 1983; Kim, 1988; Kim et Little, 1989; Little et *al.*, 1999).

1.5.5. Effet du nombre de pics

Le nombre de pics dans un signal de chargement qui correspond au nombre d'essieux est un facteur influant sur la durée de vie en fatigue des enrobés bitumineux (Salama et Chatti, 2007; Chatti et *al.*, 2009 ; Chatti et Salama, 2011; Homsî, 2011 ; Kerzrého et *al.*, 2012 ; Zoa et *al.*, 2012³).

D'après Chatti (Chatti et *al.*, 2009), les groupes d'essieux sont moins endommageant que des essieux simples transportant la même charge. À l'échelle des poids lourds, le camion ayant le plus d'essieux simples et le moins de groupes d'essieux est plus endommageant. Salama et Chatti (2007) ont montré que les essieux simples et les tandems sont plus agressifs que les essieux multiples. La distribution d'une même charge sur un plus grand nombre d'essieux réduit son agressivité. Ceci est principalement dû à la diminution du niveau de déformation maximal du signal de déformation résultant.

Les travaux de Homsî (Homsî, 2011) sur les chaussées bitumineuses sous chargement multi-essieux ont montré que, dans la direction longitudinale, les configurations tandem et tridem permettent de transporter 1,56 et 1,25 fois plus de charge que la configuration essieu simple. Dans la direction transversale, les configurations tandem et tridem sont plus agressives que la configuration essieu simple. Ceci est principalement dû à l'accroissement du niveau de déformation des signaux multi-pics en direction transversale.

1.5.6. Modèles de chargement pour une modélisation numérique

a) Cas 1 : accélération-décélération (vitesse variable), charge constante

On considère que la charge reste constante, mais il y a accélération puis décélération (vitesse variable) lors de chaque passage de véhicule ; c'est ce cas de chargement qui est considéré pour modéliser l'orniérage des chaussées.

$$\begin{cases} T = T \\ L\omega = L\omega_0 \cdot \cos.\omega t \\ Z = z \end{cases} \quad \text{et } q=q_0 \quad (1.5)$$

$L\omega$ est la position à un instant donné de la surface de contact pneu-chaussée sur le modèle et $L\omega_0 = 6.l$, l étant la longueur de la surface de contact pneu-chaussée. La figure 1.11 présente l'évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement pour les cas simulés (Zoa et al., 2011).

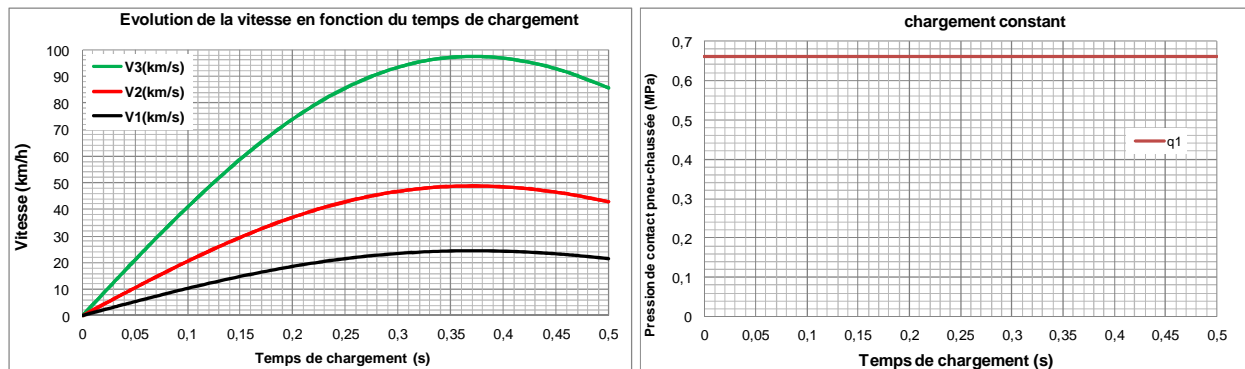


FIGURE 1.11. *Évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement (Zoa et al., 2011)*

b) Cas 2 : vitesse et charge constantes

On considère que la vitesse et la charge restent constantes lors d'un passage d'un véhicule.

$$\begin{cases} T = T \\ L = L_0 + V.t \\ Z = z \end{cases} \quad \text{et} \quad q = q_0 \quad (1.6)$$

C'est ce cas de chargement qui est le plus utilisé lors des modélisations numériques (Figure 1.12) car il est facilement comparable au chargement sur chaussée en grandeur réelle.

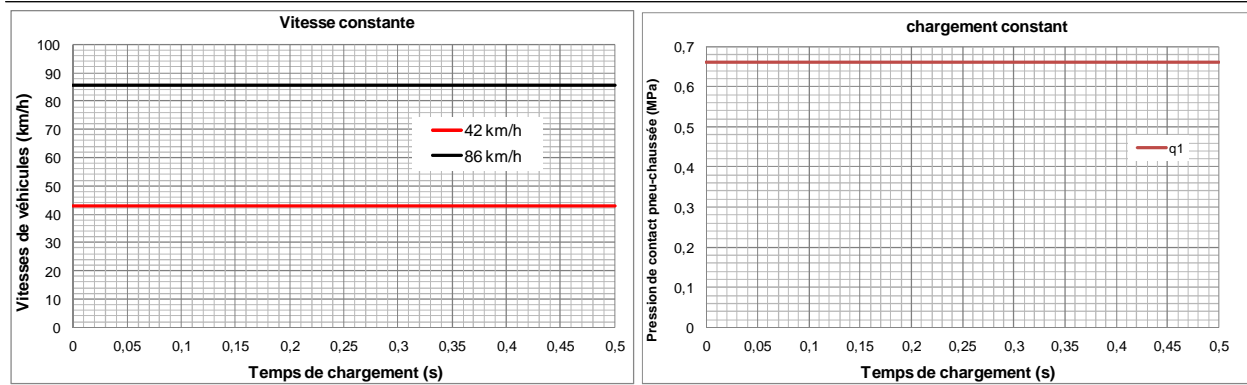


FIGURE 1.12. *Évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement*

c) Cas 3 : vitesse constante et charge sinusoïdale

Pour simuler le comportement en fatigue d'une chaussée, deux types d'essais peuvent être utilisés : les essais de laboratoire et les essais à échelle réelle. L'essai de laboratoire couramment utilisé, consiste à soumettre le sommet d'une éprouvette trapézoïdale, encastrée à sa grande base à des sollicitations sinusoïdales en tête de l'échantillon. Pour modéliser numériquement cet essai, on considère que la vitesse reste constante et que l'intensité de la charge varie en fonction du temps de chargement. Afin de simplifier le processus de simulation d'une charge roulante, la relation (1.7), qui est une fonction de haversine a été proposée par Huang (1993) pour décrire la relation entre la durée de charge mobile et l'amplitude de cette charge à la surface de la chaussée. Quand la charge est à une distance considérable d'un point donné, où $t=d/2$, l'amplitude de la charge au dessus du point est $q=q_0$. Quand la charge est à une distance où $t=0$ ou $t=d$, l'intensité de la charge est nulle.

$$\begin{cases} T = T \\ L = L_0 + V.t \\ Z = z \end{cases} \quad \text{et} \quad q = q_0 \cdot \sin^2\left(\pi \cdot \frac{t}{d}\right) \quad (1.7)$$

Avec V , la vitesse de la charge ; d , la durée de la charge mobile en un point de la chaussée, qui est le temps entre deux amplitudes de charge zéro; q_0 , pression de contact pneu-chaussée et t est la durée, qui correspond au passage d'un élément du maillage de la surface de contact pneu-chaussée.

La figure 1.13 présente l'évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement pour les exemples simulés dans ce cas de chargement.

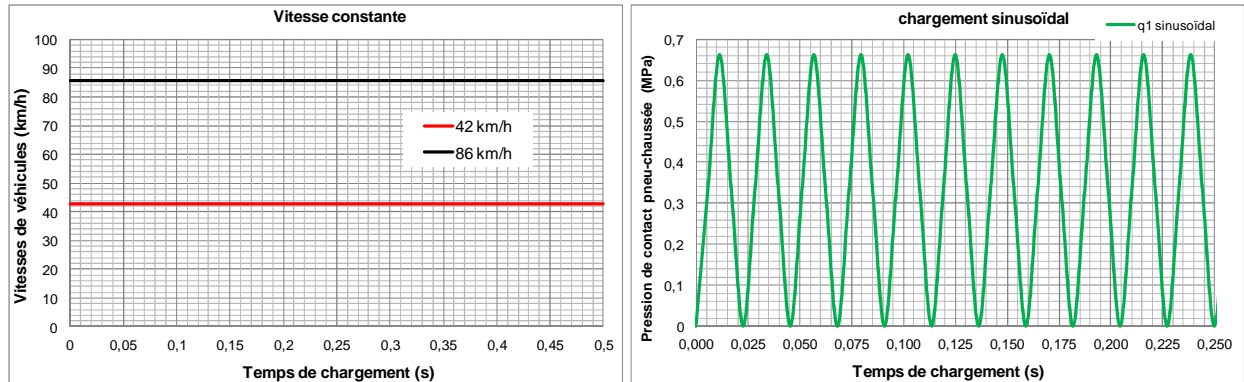


FIGURE 1.13. *Évolution de la vitesse et de la pression de contact pneu-chaussée en fonction du temps de chargement*

1.5.7. Signaux de chargement sur des sections particulières de chaussées

Le succès des points singuliers a suscité une documentation importante traitant des aspects de circulation routière avec des guides et publications sur des carrefours giratoires (SETRA, 2006 ; Hamlat, 2007). Cependant, les aspects de conception et d'optimisation rationnelles sont pratiquement absents. De manière générale l'endommagement par fatigue est étudié sur des chaussées bitumineuses en section courante. La durée de vie d'une chaussée est fortement influencée par le mode de sollicitation. Sur des points singuliers (carrefours giratoires, virages, zone d'arrêt obligatoire etc.), la chaussée est soumise non seulement aux sollicitations verticales, mais aussi aux sollicitations tangentielles dues, soit à l'effet du freinage (zone d'arrêt obligatoire), soit à la force centrifuge exercée sur le poids lourd lors des manœuvres des conducteurs (giratoire ou virage). La figure 1.14 ci-dessous illustre un exemple des signaux de déformations transversales à la base de la couche de grave bitume au passage d'un jumelage standard français sur un giratoire (de 15 m de rayon) à vitesse de 30 km/h (chaussée souple).

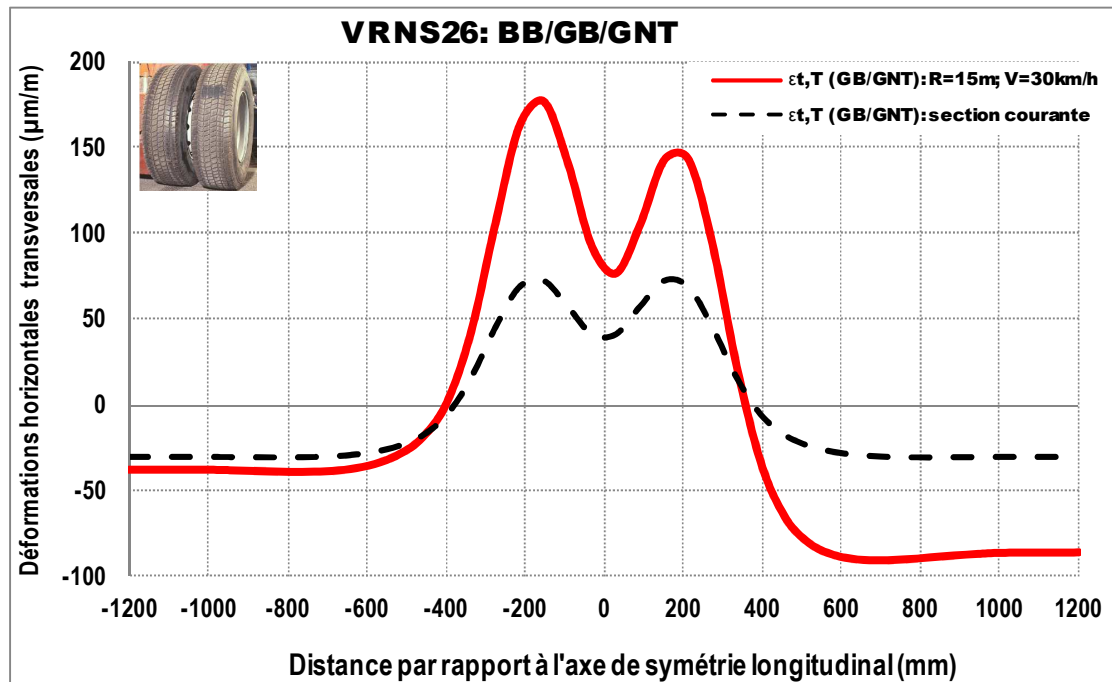


FIGURE 1.14. Déformations transversales (en $\mu\text{m}/\text{m}$) à la base de la couche de GB3 pour la structure bitumineuse VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) (Zoa et al., 2012²)

Sur cette figure, l'effet de la force centrifuge est observé sur le signal transversal en giratoire. Les travaux concernant l'agressivité des chaussées bitumineuses (Zoa et al., 2012²) ont montré que la distribution des contraintes dans la chaussée est différente en différents points d'un tronçon routier et est surtout influencée par la géométrie de cette dernière et la vitesse de circulation des véhicules. Les sections de chaussées situées sur des points singuliers sont plus vulnérables à cause des sollicitations tangentiels répétées qu'elles subissent et la dissymétrie des charges à l'essieu. La durée de vie des sections de chaussées bitumineuses en giratoires est d'environ dix fois inférieure à celles des sections courantes de chaussées. Une chaussée étant construite pour une durée de service de 20 à 30 ans, les travaux de renforcement seront nécessaires pour les structures de chaussée situées sur des points singuliers (giratoires, virages, zones d'arrêt, etc.) pour que leurs durées de vie réelle puisse atteindre la durée de vie théorique prévue lors de la conception.

1.5.8. Influence des sollicitations horizontales

Plusieurs travaux visant l'analyse de l'influence des sollicitations horizontales sur le développement des déformations en extension au sommet des chaussées et l'endommagement par fatigue de type « top-down cracking » ont été examinés par plusieurs auteurs. La plupart de ces travaux considère les couches de chaussées à comportement élastique linéaire, homogène et isotrope. Collop et Cebon (Collop et Cebon, 1995) ont utilisé l'approche par la mécanique de la rupture en mode élastique linéaire et la modélisation par éléments finis pour l'analyse des contraintes et déformations dans des structures de chaussée. Les résultats de leurs travaux ont montré que les sollicitations horizontales peuvent causer un développement rapide des fissures superficielles dans la couche de surface de chaussée. Groenendijk (1998) a examiné l'influence du contact non uniforme qui inclut des pressions verticales, longitudinales et transversales comme définit dans des travaux de De Beer (De Beer, 1996) sur la distribution des contraintes à la surface de la chaussée (Figure 1.15) et a conclu que des sollicitations horizontales causent des déformations d'extension, critiques à la surface de la chaussée.

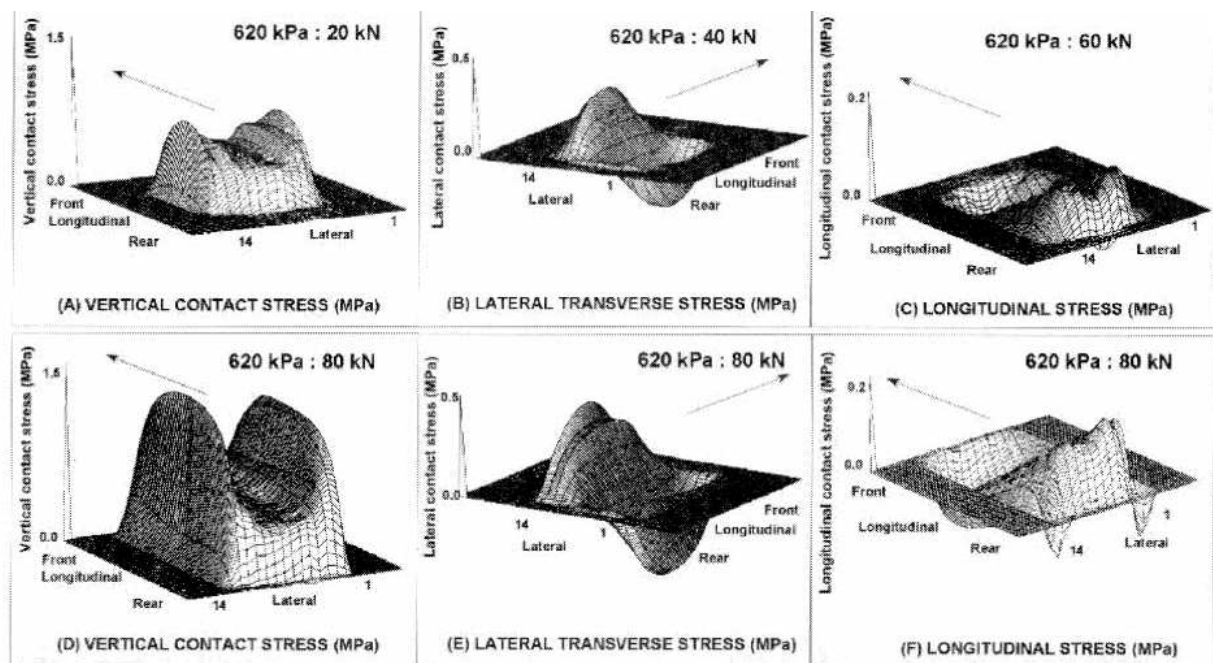


FIGURE 1.15. Mesures de la répartition des pressions de contact d'un pneu pour différentes conditions de charge (De Beer, 1996)

D'autres travaux publiés par plusieurs chercheurs (Molenaar, 1984; Kunst, 1990; Gerritsen et *al.*, 1987; Myers et *al.*, 1998; Pellinen et *al.*, 2004; Kim et *al.*, 2009; Petit et *al.*, 2009; Wang et Al-Qadi, 2010; Zoa et *al.*, 2012⁴; Gideon et Murali, 2012) ont rapporté que l'endommagement par fatigue de type « top-down cracking » d'une structure de chaussée est amorcé en raison des déformations d'extension superficielles qui sont induites à cause des sollicitations horizontales appliquées à la surface de la chaussée.

Diakhaté (Diakhaté, 2007) a modélisé trois structures de chaussée bitumineuses épaisses réalisées sur un giratoire. Sur cette section particulière de chaussée, en plus de la pression normale couramment appliquée (0,662 MPa), une pression tangentielle de 0,46 MPa générée par la force centrifuge résultante du mouvement du poids lourd de type jumelage standard français a été appliquée. Les résultats de cette étude ont montré que, la déformation horizontale en extension à la surface de la couche de roulement était largement supérieure à celle prélevée à la base des couches bitumineuses. Cette valeur importante conduisait à l'apparition de fissures de fatigue à la surface de la chaussée et un endommagement de type « top-down cracking ».

L'ampleur et l'orientation des charges horizontales, induites au passage des sollicitations de trafic dépendent de la nature des mouvements de véhicules, du coefficient de friction entre la chaussée et le pneu, de la réponse mécanique de la structure de chaussée et des propriétés structurelles du pneu. D'autres recherches visant à quantifier la pression de contact pneu-chaussée ont été menées par De Beer et ses collègues (De Beer et *al.*, 2004). Ils ont utilisé la technologie dite de « Stress-In-Motion » pour capturer la variation spatiale et temporelle des pressions de contact pneu-chaussée, tant verticalement que horizontalement. Leurs travaux ont montré que des pressions horizontales considérables se développent dans les deux directions : longitudinales (dans la direction du mouvement du pneu) et transversales (perpendiculaire à la direction du mouvement du pneu). Les expériences conduites par De Beer (De Beer et *al.*, 2004) montrent que le ratio entre la pression horizontale et la pression verticale est de l'ordre de 20 %. Wang et Al-Qadi (Wang et Al-Qadi, 2010) estiment que ce ratio est de 33%. Ce ratio est de

40% pour Pottinger (1992). Taramoeroa et De Pont (Taramoeroa et De Pont, 2008) ont indiqué que l'ampleur des charges horizontales sur un pneu lors des manœuvres du conducteur prenant un virage sur une section de chaussée peut être aussi élevée et atteindre jusqu'à 100 % de la valeur des charges verticales. Perret (2003) a effectué l'analyse des contraintes et déformations dans une structure de chaussée au passage d'une charge de trafic en utilisant la modélisation numérique et a rapporté que la charge horizontale appliquée en surface de la chaussée a un effet non-négligeable sur l'endommagement par fatigue qui se développe à la surface de la chaussée. Novak (Novak et *al.*, 2003) a utilisé les données de répartition de la pression de contact pneu-chaussée issues des travaux de Pottinger (1992) pour évaluer l'effet des charges horizontales sur la chaussée. Il conclut que ces sollicitations horizontales causent d'importantes contraintes de cisaillement au sommet de la chaussée.

1.5.9. Effets des chargements multi-essieux

Plusieurs travaux expérimentaux visant une amélioration de la prise en compte de l'effet des chargements multi-essieux sur l'endommagement par fatigue des chaussées bitumineuses ont été menés (Hajek et Agarwal, 1991 ; Salama et Chatti, 2007; Chatti et *al.*, 2009; Merbouh, 2010 ; Chabot et *al.*, 2010 ; Walton et *al.*, 2010 ; Chatti et Salama, 2011 ; Homsy, 2011, Kerzrého et *al.*, 2012). Notons tout de même qu'aucun des ces travaux n'a fait le couplage de la diversité des chargements dans son ensemble (charges roulantes à vitesse variable, charges horizontales sur les points singuliers, variétés des charges multi-essieux, etc.). Elles se limitent généralement aux charges verticales à vitesse constante sur des sections de chaussées courantes, d'où l'intérêt de cette étude.

Les études de Chabot (Chabot et *al.*, 2010) sur la modélisation des chaussées bitumineuses soumises aux chargements multi-essieux sur ViscoRoute 2.0, révèlent que le comportement des chaussées dépend fortement du chargement, de la température des matériaux bitumineux et de la vitesse de chargement. La déformation horizontale transversale à la base de la couche de béton bitumineux

est supérieure à la déformation longitudinale, donc prédominance de la fissuration longitudinale.

En analysant les résultats obtenus sur des sections de chaussées aéronautiques expérimentales, sous sollicitation d'aéronefs gros porteurs ; Chabot (Chabot et *al.*, 2010) a fait des simulations sur des chaussées ayant des mêmes caractéristiques que celles expérimentales sur ViscoRoute sous sollicitations d'un A340 et a comparé les résultats de calcul à ceux obtenus expérimentalement. Les résultats montrent que la prise en compte du comportement viscoélastique des couches bitumineuses augmente l'amplitude de déformation à la base des couches bitumineuses. L'amplitude de déformation transversale à la base de la couche de grave bitume obtenue sur ViscoRoute augmente de 55% par rapport à celle obtenue par calcul élastique (Figure 1.16).

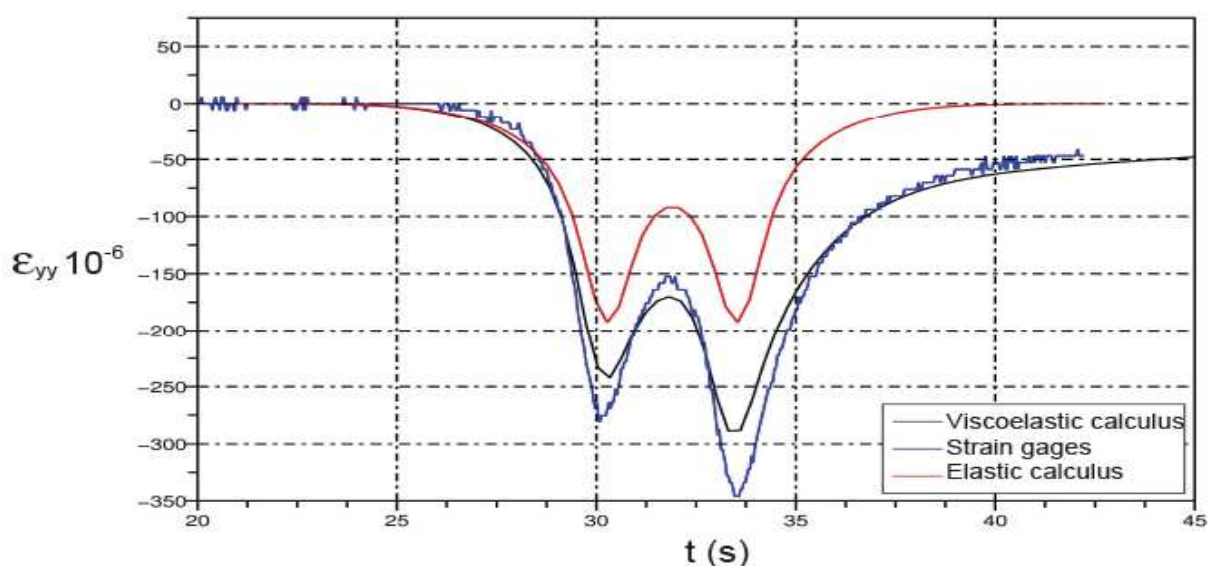


FIGURE 1.16. Comparaison entre les signaux de déformations transversales du calcul élastique, viscoélastique sur ViscoRoute2.0 et les mesures expérimentales à la base de la couche de GB3 d'une structure bitumineuse au passage d'un bogie 4 roues (Chabot et *al.*, 2010)

Les valeurs obtenues par calcul élastique, présentent deux pics de déformations d'égale valeur, alors que deux pics de déformations différents dépendant du temps de passage de chaque roue sont observés pour le calcul sur ViscoRoute et les

valeurs expérimentales (Figure 1.16). Cette différence de pics sur ViscoRoute et sur les mesures montre l'effet de la viscoélasticité des enrobés bitumineux.

Dans la même étude, Chabot (Chabot et *al.*, 2010) a présenté les résultats de simulations sur chaussées bitumineuses routières sous le passage d'une charge de trafic (essieu isolé à roues jumelées, tandem et tridem à roues isolées) à une vitesse de 72 km/h et à des températures des matériaux bitumineux de 20 et 30°C. Ces résultats montrent que, lorsque la température augmente de 20 à 30°C, les déformations horizontales à la base de la couche de GB3 augmentent entre 79 et 97% au passage d'un essieu isolé à roues jumelées. Cette augmentation est d'environ de 100% au passage d'un essieu tandem et entre 110 à 158% pour une sollicitation tridem.

Kerzrého (Kerzrého et *al.*, 2012) a évalué les coefficients d'agressivités de quatre configurations d'essieux (essieux simple, tandem et tridem à roue isolée chargée à 42,5 kN et jumelage standard chargé à 65 kN) à partir des signaux réels de déformations prélevés sur une chaussée bitumineuse épaisse du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes. En se basant sur la méthode française de dimensionnement, Kerzrého (Kerzrého et *al.*, 2012) a déterminé les coefficients d'agressivité du jumelage standard, du tandem et du tridem par rapport à l'essieu simple (à roue isolée) à partir de l'expression (1.8) ci-après.

$$\frac{\varepsilon_{charge1}}{\varepsilon_6} = \left(\frac{N_{f(charge1)}}{10^6} \right)^{-0.2} \quad \text{et} \quad \frac{\varepsilon_{charge2}}{\varepsilon_6} = \left(\frac{N_{f(charge2)}}{10^6} \right)^{-0.2}$$

$$A = \frac{N_{f(charge2)}}{N_{f(charge1)}} = \left[\frac{\varepsilon_{t(charge1)}/\varepsilon_6}{\varepsilon_{t(charge2)}/\varepsilon_6} \right]^5 = \left[\frac{\varepsilon_{t(charge1)}}{\varepsilon_{t(charge2)}} \right]^5 \quad (1.8)$$

avec N_f , le nombre de cycle avant la rupture, ε_6 , la déformation après 10^6 cycles de chargement et ε_t , la déformation horizontale en extension au passage de la charge. Les coefficients d'agressivité entre l'essieu simple à roue isolée et les autres essieux sont de l'ordre de 1,01 pour le jumelage standard ; 2,15 pour l'essieu tandem et 3,03 pour le tridem.

1.5.9.1. Modèles de fatigue applicables aux chargements multi-essieux (Chatti et al., 2009)

Chatti et ses collègues du Michigan Department Of Transportation (Chatti et al., 2009) ont évalué les effets des chargements multi-essieux sur l'endommagement par fatigue des chaussées de l'état de Michigan aux U.S.A. Ils ont utilisé les données expérimentales pour l'analyse des mécanismes et les interactions entre les poids lourds d'essieux différents. Les résultats issus de leurs travaux (Chatti et al., 2009) proposent des courbes de fatigue permettant de prendre en compte les chargements multi-essieux afin d'estimer la durée de vie. Les courbes de fatigue basées sur les contraintes, les courbes de fatigue basées sur déformations et les courbes de fatigue basées sur l'énergie dissipée ont été analysées.

a) Courbes de fatigue basées sur des contraintes

Trois configurations d'essieux (essieu isolé, tridem et 8 essieux) ont été testées expérimentalement en laboratoire sous trois niveaux de contrainte (faible : 4,375 Psi, moyen : 8,75 Psi et élevé : 17,5 Psi) sur un matériau bitumineux (avec $1\text{Psi}=0,0689\text{ bar}$). Les courbes de fatigue en fonction de la contrainte ont été obtenues (Chatti et al., 2009) en déterminant le niveau de contrainte par rapport au nombre de répétitions de charge avant la rupture. Le nombre de répétitions sous simulation d'un essieu simple avant la rupture, à un niveau de contrainte constant était plus élevé que celui d'un tridem, qui à son tour, était plus élevé que celui du groupe de 8 essieux. Les auteurs (Chatti et al., 2009) concluent que pour les multi-essieux d'un poids lourd, l'analyse d'une courbe de fatigue à partir de la contrainte doit être effectuée séparément pour chaque configuration d'essieu. Les lois de fatigue (Figure 1.17) basées sur les contraintes en fonction de chaque configuration d'essieu sont les suivantes :

$$\bullet \quad 1 \text{ essieu} : \sigma = 672,67 \cdot (N_f)^{-0,4694} \Rightarrow N_f = \left(\frac{1}{672,67} \right)^{-0,4694} \cdot (\sigma)^{-\frac{1}{0,4694}}$$

$$\text{d'où } N_f = 1057525,163 \cdot (\sigma)^{-2,1304} \quad (1.9)$$

- 3 essieux : $\sigma = 774,81.(N_f)^{-0,5418} \Rightarrow N_f = \left(\frac{1}{774,81}\right)^{\frac{1}{0,5418}} .(\sigma)^{-\frac{1}{0,5418}}$

d'où $N_f = 215073,1649.(\sigma)^{-1,8457}$ (1.10)

- 8 essieux : $\sigma = 533,47.(N_f)^{-0,5296} \Rightarrow N_f = \left(\frac{1}{533,47}\right)^{\frac{1}{0,5296}} .(\sigma)^{-\frac{1}{0,5296}}$

Finalement, $N_f = 141051,2344.(\sigma)^{-1,888}$ (1.11)

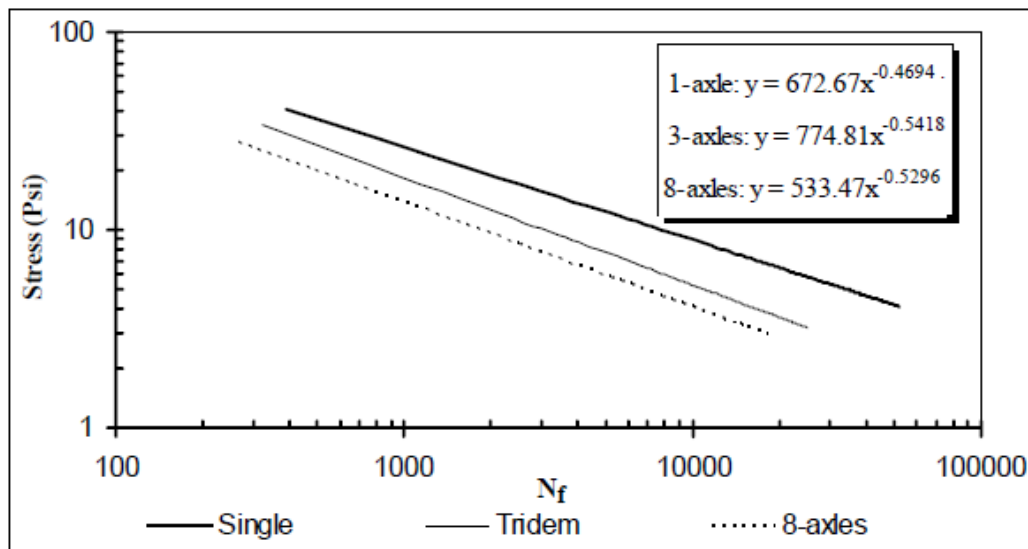


FIGURE 1.17. Courbes de fatigue basées sur les contraintes en fonction des configurations d'essieux (Chatti et al., 2009)

b) Courbes de fatigue basées sur des déformations

Pour des matériaux bitumineux, les courbes de fatigue, fonction des déformations sont actuellement les plus utilisées. Cependant, le critère de rupture varie selon les chercheurs. En général, en utilisant un essai à déformation contrôlée, le niveau de déformation est déterminé en fonction du nombre de répétitions de charge avant la rupture; d'autre part, dans un essai à contrainte contrôlée, la déformation initiale est déterminée en fonction du nombre de répétitions de charge avant la rupture (Chatti et al., 2009). Dans les travaux de Chatti (Chatti et al., 2009), l'essai dans cette partie a été effectué en mode de

contrainte contrôlée et les déformations initiales ont été déterminées en fonction du nombre de cycles avant la rupture.

En testant des échantillons sous une configuration multi-essieux, Chatti (Chatti et al., 2009), a remarqué que l'amplitude des pics de déformations augmente significativement du premier pic, et ce jusqu'aux pics ultérieurs (Figure 1.18).

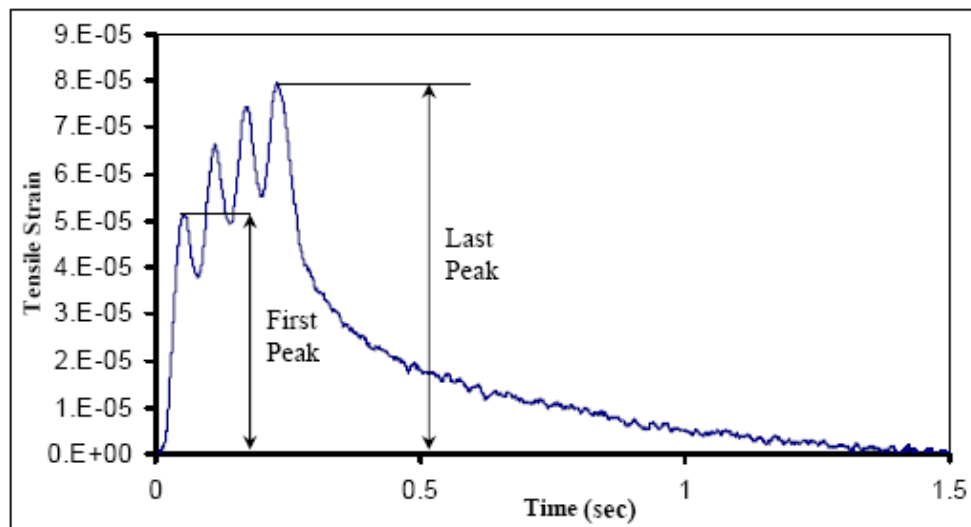


FIGURE 1.18. Déformation transversale induite sous la simulation expérimentale d'un chargement multi-essieux (Chatti et al., 2009)

Cela étant dû d'une part à l'accumulation des déformations transversales et d'autre part au fait que l'essai est à contrainte contrôlée. Deux courbes de fatigue basées sur les déformations ont été déterminées :

- Courbe de fatigue basée sur le premier pic de déformation (ϵ_{i0}) (Figure 1.19): pour un niveau de contrainte constant, les premières valeurs de déformations maximales sont les mêmes pour l'essieu simple, tridem et 8 essieux. Ainsi, à un niveau de déformation constant, le nombre de répétitions de cycles avant la rupture augmentait au fur et à mesure que le nombre d'essieux diminuait. Chatti (Chatti et al., 2009) conclut que pour analyser efficacement les effets des multi-essieux sur l'endommagement par fatigue des chaussées, une courbe de fatigue doit être établie également pour chaque configuration d'essieux. Les modèles de fatigue obtenues sont les suivantes :

$$\text{❖ 1 essieu : } \varepsilon_{t_0} = 0,0022 \cdot (N_f)^{-0,427} \Rightarrow N_f = \left(\frac{1}{0,0022} \right)^{\frac{1}{0,427}} \cdot (\varepsilon_{t_0})^{-\frac{1}{0,427}}$$

$$\text{d'où } N_f = 5,97 \cdot 10^{-7} \cdot (\varepsilon_{t_0})^{-2,342} \quad (1.12)$$

$$\text{❖ 3 essieux : } \varepsilon_{t_0} = 0,0022 \cdot (N_f)^{-0,4605} \Rightarrow N_f = \left(\frac{1}{0,0022} \right)^{\frac{1}{0,4605}} \cdot (\varepsilon_{t_0})^{-\frac{1}{0,4605}}$$

$$\text{d'où } N_f = 1,69 \cdot 10^{-6} \cdot (\varepsilon_{t_0})^{-2,172} \quad (1.13)$$

$$\text{❖ 8 essieux : } \varepsilon_{t_0} = 0,001 \cdot (N_f)^{-0,4034} \Rightarrow N_f = \left(\frac{1}{0,001} \right)^{\frac{1}{0,4034}} \cdot (\varepsilon_{t_0})^{-\frac{1}{0,4034}}$$

$$\text{d'où } N_f = 3,66 \cdot 10^{-8} \cdot (\varepsilon_{t_0})^{-2,479} \quad (1.14)$$

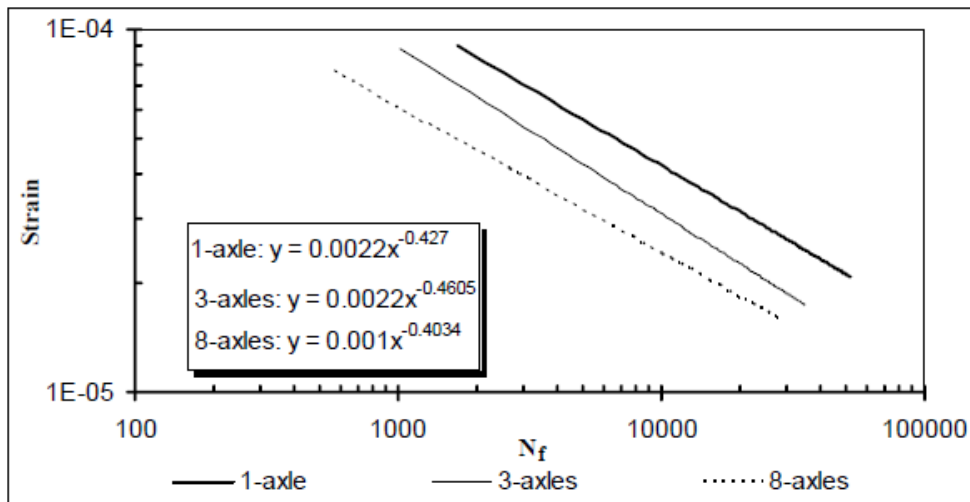


FIGURE 1.19. *Courbes de fatigue basées sur le premier pic de déformation de chaque configuration d'essieu (Chatti et al., 2009)*

- Courbe de fatigue basée sur le dernier pic de déformation ($\varepsilon_{t,max}$) (Figure 1.20): Pour pallier aux insuffisances du cas précédent (besoin d'une courbe de fatigue séparée pour chaque configuration d'essieu), les derniers pics de déformation d'extension d'un signal ont été déterminés en fonction du nombre de répétitions de charge avant la rupture. En considérant le dernier

pic de déformation d'extension au lieu du premier, le nombre d'essieux et leurs espacements sont pris en considération par une courbe unique pour des multi-essieux. La loi de fatigue obtenue est de la forme :

$$\varepsilon_{t,\max} = \left(\frac{1}{3,777 \cdot 10^{-7}} \right)^{\frac{1}{1,92802}} \cdot (N_f)^{-\frac{1}{1,92802}} \text{ et } N_f = 3,777 \cdot 10^{-5} (\varepsilon_{t,\max})^{-1,92802} \quad (1.15)$$

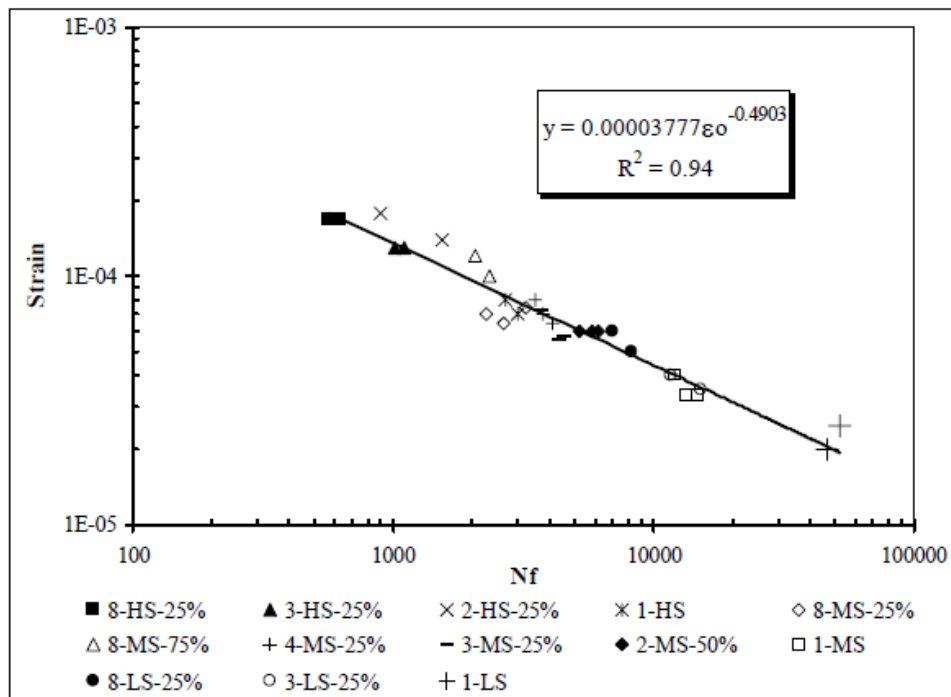


FIGURE 1.20. Courbe de fatigue basée sur le dernier pic de déformation pour toutes les configurations d'essieux (Chatti et al., 2009)

c) Courbes de fatigue basées sur l'énergie dissipée

Pour la courbe de fatigue basée sur l'énergie dissipée (Figures 1.21 et 1.22), la densité d'énergie dissipée initiale est déterminée en fonction du nombre de répétitions de charge avant la rupture (Chatti et al., 2009). L'utilisation de la courbe de fatigue basée sur l'énergie dissipée tient compte de la détermination du nombre de répétitions jusqu'à la rupture pour n'importe quelle configuration d'essieux (Chatti et al., 2009). La loi de fatigue découlant de ces expérimentations est de la forme:

$$N_f = 2,12.(W_0)^{-0,955} \tag{1.16}$$

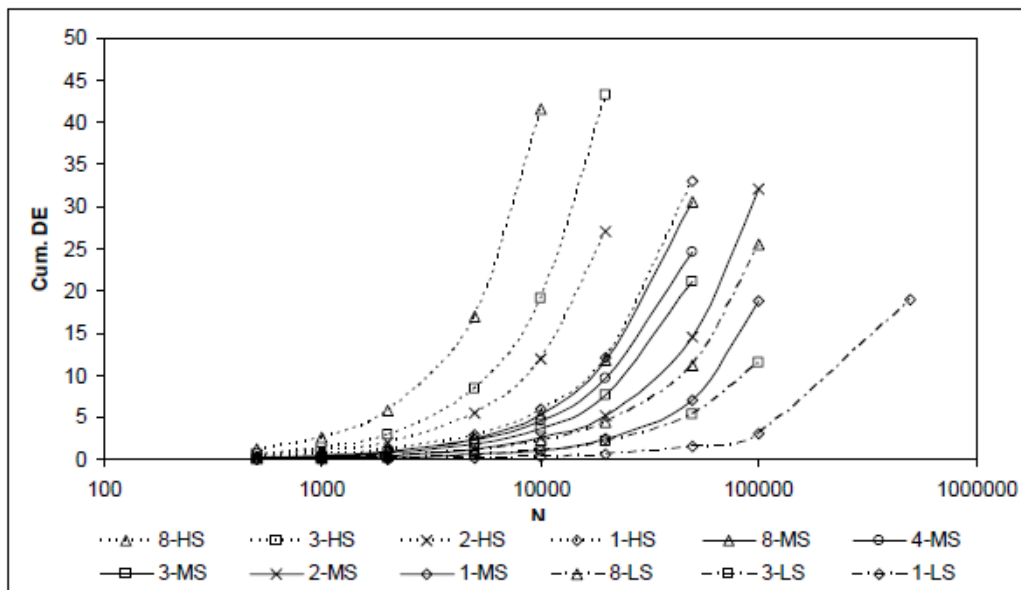


FIGURE 1.21. Courbe de fatigue de l'énergie dissipée cumulée des différentes configurations d'essieux (Chatti et al., 2009)

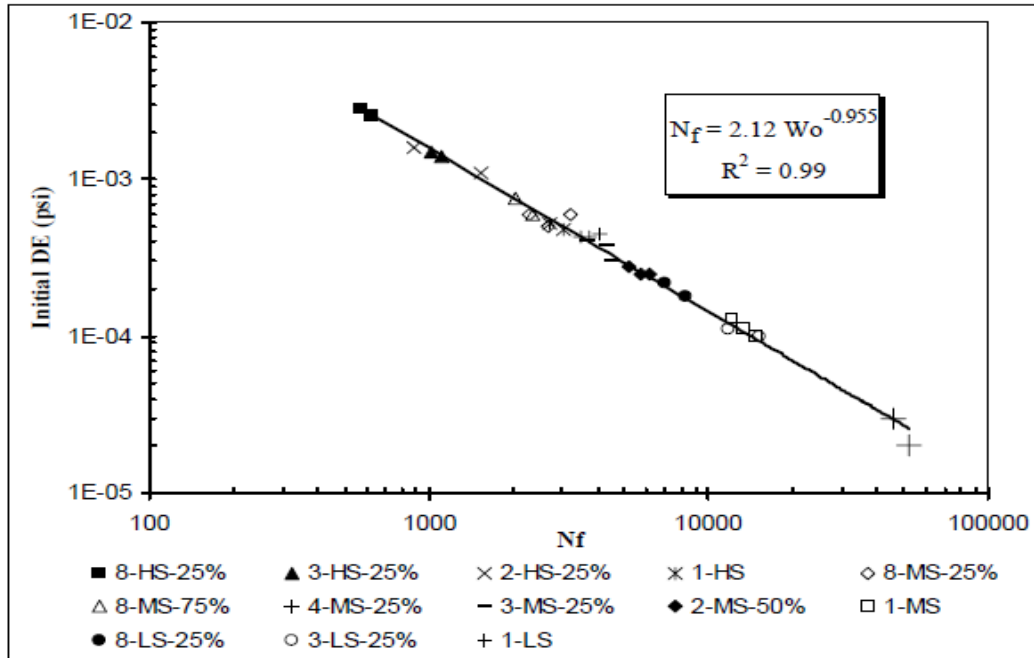


FIGURE 1.22. Courbe de fatigue basée sur l'énergie dissipée (Chatti et al., 2009)

1.5.9.2. *Modèle de fatigue multilinéaire*

Le modèle de fatigue multilinéaire développé par Homsî (Homsî, 2011) associe une approche « structure » et une approche « matériau ».

a) Approche structure

L'approche « structure » repose sur une caractérisation paramétrique des signaux de chargement subis par le matériau au passage de vraies configurations d'essieux. À cette fin, une base de données des signaux de déformations mesurés dans des chaussées expérimentales instrumentées par des jauges extensiométriques à différentes profondeurs et testées sur le manège de fatigue de l'IFSTTAR a été analysée par Homsî (Homsî, 2011).

Deux structures de chaussées bitumineuses ont été considérées : St1 et St2 d'épaisseurs 26 cm et 16 cm respectivement. Les deux structures sont constituées de trois couches : Couche de surface (EB 10 roulement 35/50 de type BBSG) surmontant la couche d'assise (EB 14 base 35/50 de type GB3) mise en œuvre sur une couche de fondation en Grave Non Traitée (GNT). Les signaux enregistrés sur le manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes ont été obtenus sous le passage de trois configurations d'essieux dans des conditions bien spécifiques: un essieu simple, un tandem et un tridem avec une charge à la roue de 42,5 kN, des vitesses de roulement allant de 4 à 50 km/h et pour une température moyenne de la couche de grave bitume variant entre 4°C et 38°C. Les signaux de la base de données ont été mesurés à des profondeurs de 26 cm et de 16 cm, respectivement pour la structure 1 et pour la structure 2.

Les paramètres de forme influant le plus sur la durée de vie en fatigue ont été analysés (Homsî, 2011) lors d'une campagne d'essais de fatigue en flexion 2 points sur des éprouvettes trapézoïdales à une température de 20°C avec différents types de signaux (des signaux sinusoïdaux de fréquences : 8,33 Hz, 15 Hz, 25 Hz et 40 Hz et des signaux à deux pics avec différents niveaux de déchargements caractérisés par un paramètre λ allant de 0 pour un palier de chargement jusqu'à 1 pour un chargement sinusoïdal). Les résultats d'une autre base de données d'essais de fatigue de laboratoire en flexion 4 points à une température de 10°C avec des

signaux triangulaire de fréquence 5 Hz, sinusoïdale de fréquence 5 Hz et à double-pic de fréquence 2,5 Hz ont été également analysés par Homsî (Homsî, 2011).

Une analyse statistique en composante principale a conduit à identifier les paramètres indépendants caractérisant tout signal de chargement de trafic. Ces paramètres sont : le niveau de déformation (ϵ), le nombre de pics (N_p), l'aire en extension sous le signal de chargement normalisée par rapport au niveau de déformation et divisée par la durée du signal de chargement (\hat{A}_n) et la durée du signal de chargement divisée par le nombre de pics (\bar{D}). Outre les grandeurs classiques ϵ (amplitude de déformation), et N_p (configuration de l'essieu) ; deux paramètres supplémentaires ont été identifiés par Homsî (Homsî, 2011) : le premier, \hat{A}_n est lié au taux de remplissage du signal et le second, \bar{D} dépend de la vitesse de chargement, de l'épaisseur de la couche et des caractéristiques viscoélastiques du matériau.

b) Approche matériau

Les quatre paramètres indépendants identifiés dans l'approche structure ont alors été utilisés comme les variables d'un plan d'expérience d'une campagne d'essais de fatigue en laboratoire à une température de 20 °C, sous divers chargements reproduisant les signaux réels. Pour déterminer les niveaux de chacune des variables indépendantes dans le plan d'expérience, Homsî (Homsî, 2011) a évalué leurs plages de variation pour une plage de température allant de 15°C à 25°C, aux alentours de la température à laquelle se déroulent les essais de fatigue de laboratoire (20°C). Les niveaux pris par chacune des variables ont été inspirés de leurs plages de variation sur la base de données expérimentales étudiées. Les niveaux de déformations variaient entre 47 $\mu\text{m/m}$ et 550 $\mu\text{m/m}$ avec 50% des valeurs inférieures à 97 $\mu\text{m/m}$ (pour les signaux longitudinaux) et à 167 $\mu\text{m/m}$ (pour les signaux transversaux).

Les niveaux de déformation des signaux transversaux prenaient les valeurs comprises entre 90 $\mu\text{m/m}$ et 240 $\mu\text{m/m}$ (sur la structure 1) et 290 $\mu\text{m/m}$ et 555 $\mu\text{m/m}$ (sur la structure 2).

Le nombre de pics N_p a été pris égal à 1, 2 et 3, correspondant aux trois configurations d'essieux expérimentaux (essieu simple, essieu tandem et essieu tridem). Le taux de remplissage \hat{A}_n des signaux longitudinaux était compris entre 0,15 et 0,35 avec 50% des valeurs inférieures à 0,21. \hat{A}_n des signaux transversaux variait entre 0,35 et 0,48 avec 50% des valeurs inférieures à 0,42. Les valeurs de \bar{D} étaient comprises entre 0,07 et 2,2 secondes, avec 50% des valeurs inférieures à 0,2 seconde. Les valeurs élevées de \bar{D} correspondaient aux faibles vitesses de roulement (4 et 7 km/h) et au temps que met le signal pour s'atténuer dans la direction transversale.

Des signaux modèles unitaires ont alors été construits à partir des quatre paramètres de forme indépendants (Figures 1.23 et 1.24). La variable N_p définit le nombre de pics du signal. La variable \hat{A}_n définit la forme du signal. Un signal synthétique avec $\hat{A}_n = 0,21$ (niveau faible du taux de remplissage) imite un signal longitudinal réel : le signal commence et se termine par une partie en contraction, et pour les signaux multipics, entre deux pics consécutifs, le signal est en contraction (Figure 1.23). Un signal synthétique avec $\hat{A}_n = 0,42$ (niveau élevé du taux de remplissage) imite un signal transversal réel : le signal est toujours en extension (Figure 1.24). Le paramètre \bar{D} définit la durée du signal de chargement. La faible valeur de \bar{D} (0,105s) correspond à un signal synthétique imitant un signal réel sous le passage d'un véhicule à une vitesse élevée. La valeur élevée de \bar{D} (0,25 s) correspond à un signal synthétique imitant un signal réel sous le passage d'un véhicule à une vitesse plus faible.

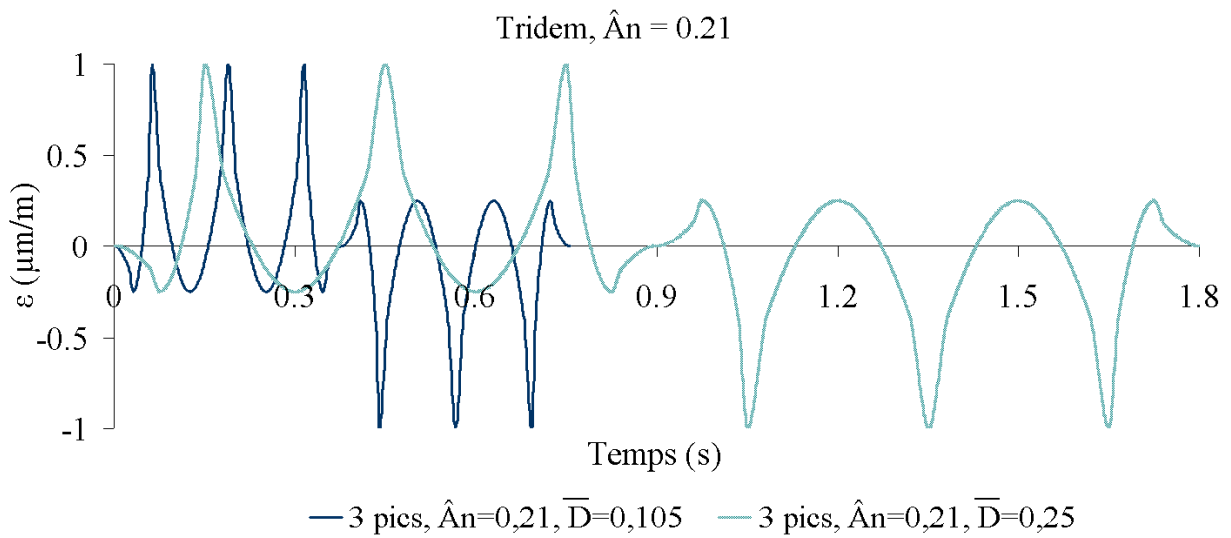


FIGURE 1.23. Signaux modèles imitant les signaux sous le passage d'un tridem en longitudinal (Homsî, 2011)

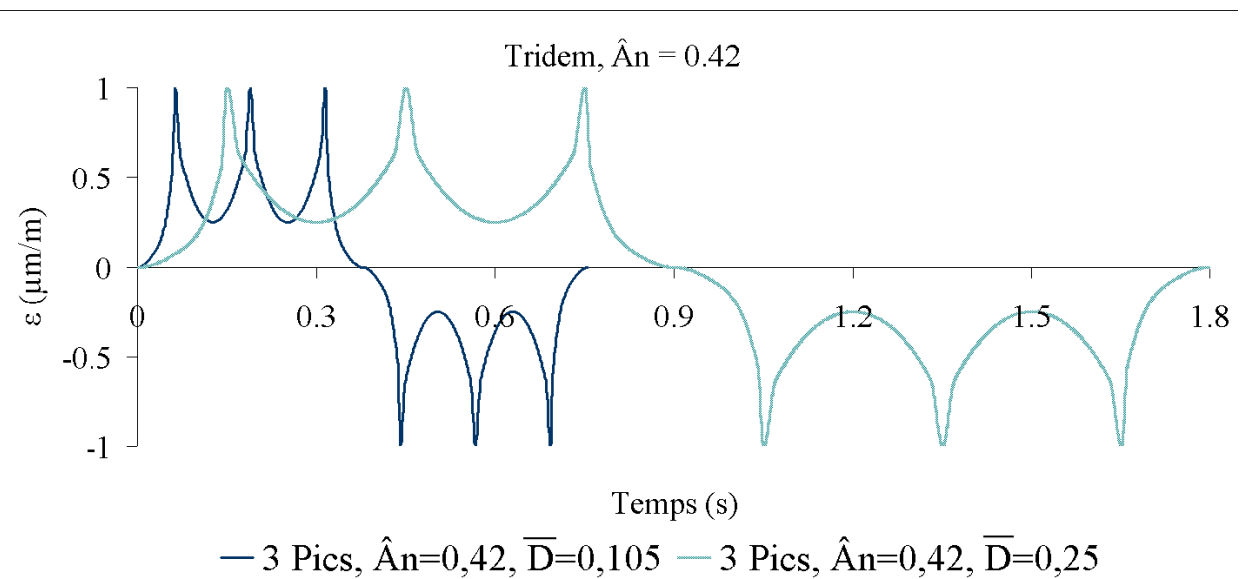


FIGURE 1.24. Signaux modèles imitant les signaux sous le passage d'un tridem en transversal (Homsî, 2011)

Le matériau choisi pour la calibration expérimentale des coefficients du modèle est le matériau des couches de base des chaussées : une grave bitume 0/14 mm de classe 3 stabilisée avec 4,12 % de bitume pur 35/50. Des plaques de dimensions (400 X 600 X 1200 mm) ont été construites à l'IFSTTAR avec un compacteur

roulant conformément à la norme (EN 12697-26). Des éprouvettes trapézoïdales ont été ensuite sciées pour les essais mécaniques. L'essai de fatigue standard a été adapté pour appliquer en laboratoire les signaux synthétiques au lieu des signaux harmoniques.

Un modèle de fatigue multilinéaire a été établi à partir de ces résultats d'essais. Il exprime la durée de vie en fatigue en fonction des paramètres de forme indépendants, caractérisant le signal de chargement. Ce modèle s'exprime sous différentes formes, se différenciant par le choix parmi les paramètres d'entrée, soit de la déformation d'extension maximale, soit de l'énergie dissipée sur un cycle de chargement. L'expression du modèle de fatigue multilinéaire avec le paramètre d'entrée, «déformation d'extension maximale» est de la forme :

$$\log(N_f) = a \log(\varepsilon_t) + b \log(N_p) + c \hat{A}_n + d \bar{D} + e \quad (1.17)$$

avec N_f : nombre d'application de cycles de chargement avant la rupture; ε_t : amplitude de déformation maximale en traction ($\mu m/m$); N_p : nombre de pics du signal de chargement (nombre d'essieux); \hat{A}_n : aire sous le signal de chargement normalisée par rapport au niveau de déformation et ramenée à la durée du signal; \bar{D} : durée du signal (s) de chargement ramenée au nombre de pics; a , b , c , d et e sont des coefficients du modèle de fatigue multilinéaire.

Le matériau bitumineux (grave bitume de classe 3) qui a été testé à température de 20 °C par Homsî (Homsî, 2011) a donné les valeurs des coefficients du modèle ci-après: $a=-4,58$; $b=-0,84$; $c=1,31$; $d=1,76$ et $e=15,22$.

De la même manière, la loi de fatigue multilinéaire avec le paramètre d'entrée, «énergie dissipée» sur un cycle de chargement a pour expression:

$$\log(N_f) = a_1 \log(W_d) + b_1 \log(N_p) + c_1 \hat{A}_n + d_1 \bar{D} + e_1 \quad (1.18)$$

avec : $a_1=-2,29$; $b_1=1,22$; $c_1=-1,78$; $d_1=1$ et $e_1=24,42$.

Les figures 2.25 et 2.26 illustrent les résultats obtenus par le modèle multilinéaire pour les signaux du plan d'expérience en fonction des résultats

expérimentaux. Elles montrent que ce modèle donne une prédiction des résultats expérimentaux dans un intervalle de confiance de $\pm 10\%$ sur $\log(Nf)$.

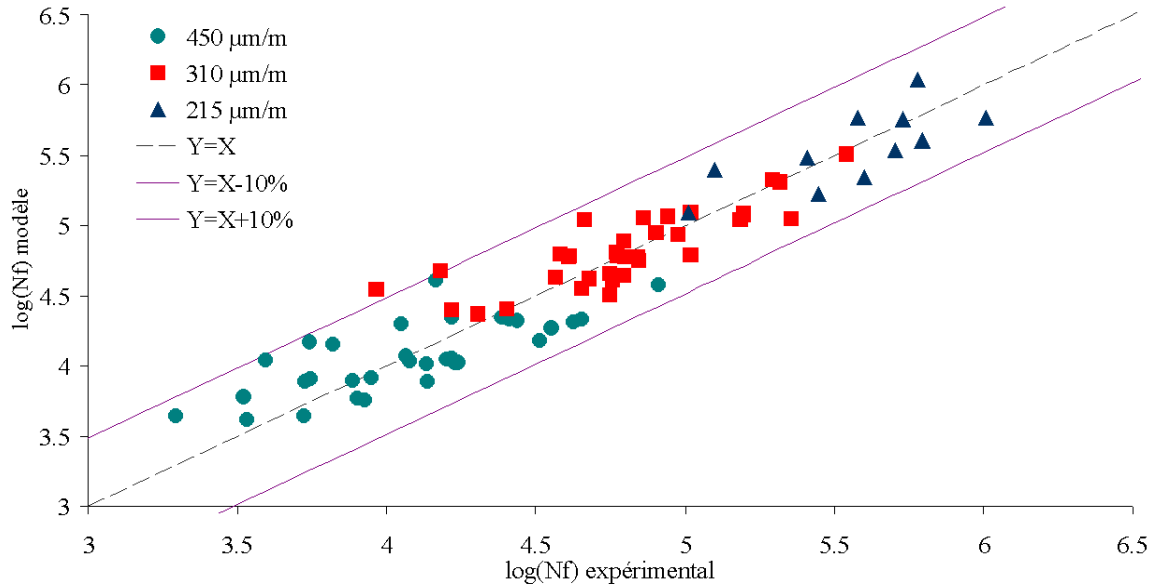


FIGURE 1.25. Résultats expérimentaux des essais de fatigue : modèle avec le paramètre d'entrée « déformation d'extension maximale » (Homsî, 2011)

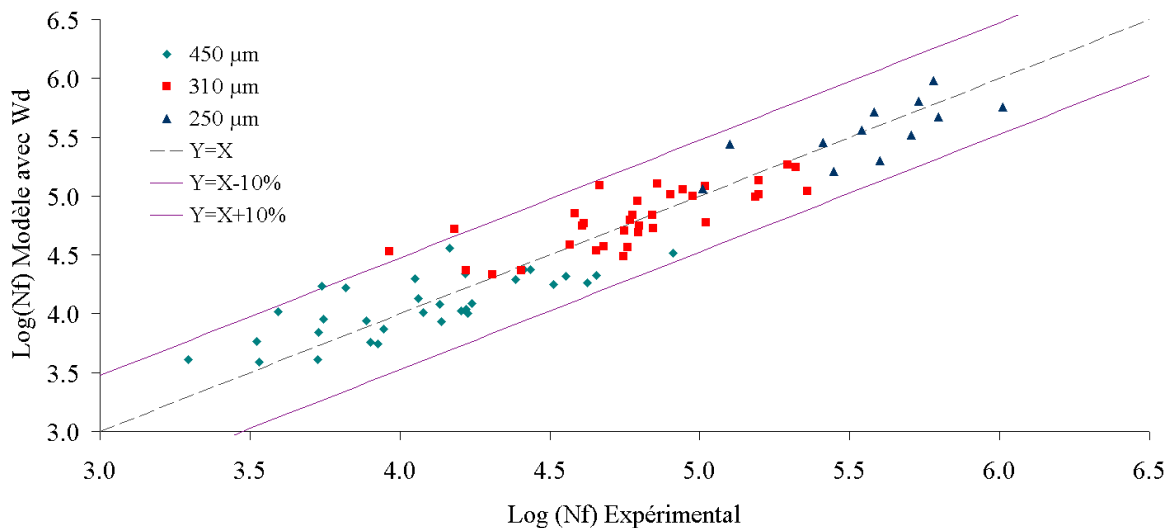


FIGURE 1.26. Résultats expérimentaux des essais de fatigue : modèle avec le paramètre d'entrée « énergie dissipée » (Homsî, 2011)

1.5.9.3. *Modèle de fatigue à contrainte de cisaillement d'interface*

La campagne expérimentale menée dans le cadre de la thèse de doctorat de Diakhaté (Diakhaté, 2007) visait à couvrir une gamme complète du nombre de cycles à la rupture d'interface allant d'un quart de cycle (rupture sous sollicitation monotone) à quelques millions de cycles de chargement. Ceci nécessitait alors de réaliser des essais monotones, des essais oligocycliques et des essais de fatigue. Les raisons qui ont motivées la réalisation de ces types d'essais étaient les suivantes :

- sur chantier, l'interface entre couches de chaussée est sollicitée par des chargements cycliques. Ainsi, son comportement mécanique doit être caractérisé en fatigue comme dans le cas des couches de matériaux ;
- sur quelques structures de chaussée particulières (quais de déchargement, taxiway des aéroports, sols industriels, etc.), il arrive qu'on observe des pathologies de décollement en plaques de la couche de surface après un faible nombre de cycles de chargement ;
- un des objectifs du travail mené par Diakhaté (2007) était de trouver une passerelle entre les essais de fatigue et les essais monotones. Cette passerelle permettrait d'évaluer la performance en fatigue de l'interface à partir d'essais monotones. De plus, dans certains cas d'expertises, EUROVIA pratiquait l'essai de torsion pour évaluer la performance en monotone du collage à l'interface.

Dans cette campagne expérimentale (Diakhaté, 2007), l'interface étudiée est celle entre deux couches d'enrobés bitumineux dont l'un est représentatif d'un Béton Bitumineux Semi Grenu (BBSG) et l'autre, d'un Béton Bitumineux Très Mince (BBTM). De par sa position dans la structure de chaussée, cette interface est la plus sollicitée en cisaillement.

a) Fabrication des éprouvettes

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

L'éprouvette prismatique nécessaire à la réalisation d'un essai de double cisaillement, est formée de trois couches deux à deux séparées par une interface (Figure 1.27).

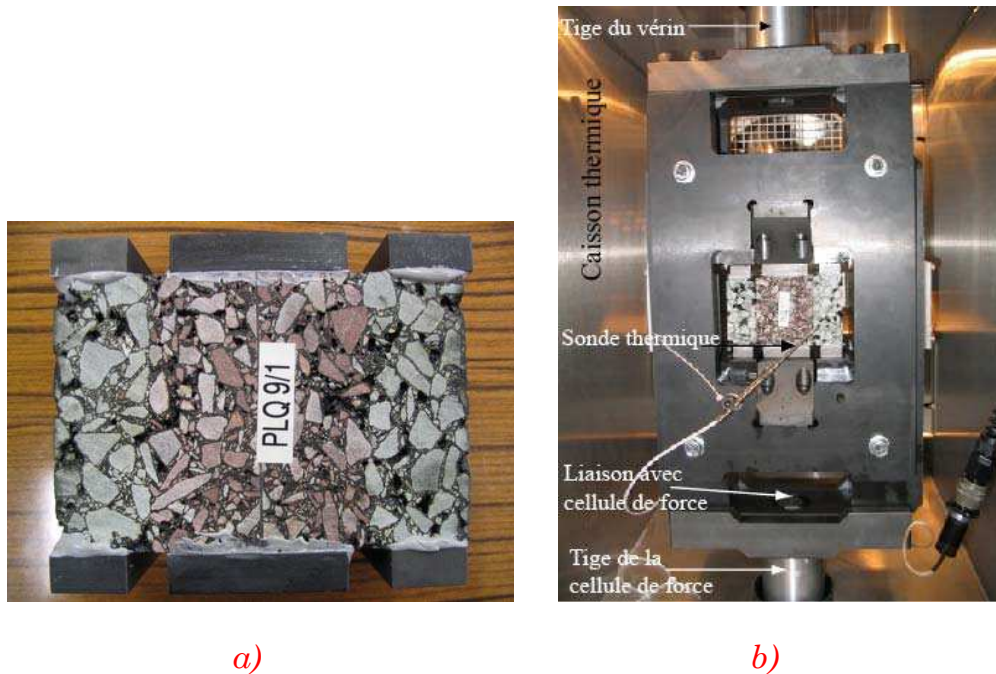


FIGURE 1.27. a) *Éprouvette prismatique collée sur casque métallique ; b) mise en place de l'éprouvette prismatique sur le dispositif d'essai (Diakhaté, 2007)*

b) Matériaux bitumineux et couches d'accrochage

Les enrobés (BBSG et BBTM) sélectionnés dans cette campagne expérimentale étaient formulés et fabriqués avec le même bitume mais avec des teneurs en liant et des formules granulométriques différentes. Le bitume sélectionné est un bitume pur de grade 70/100. La couche d'accrochage sélectionnée dans cette campagne expérimentale est de type émulsion bitumineuse à rupture rapide et de classe C65B4 selon la norme prEN 13808:2004 (F). Elle a été formulée avec un dosage de 65% en bitume pur.

c) Analyse des résultats d'essais monotones

Deux méthodes d'analyse des résultats d'essais monotones ont été explorées pour la détermination de la tenue à la fatigue du collage à l'interface à partir des résultats d'essais monotones (Diakhaté, 2007). Dans la première méthode, on

s'appuie sur la notion de la fréquence équivalente de sollicitation (appliquée aux essais monotones) pour comparer la résistance au cisaillement qui correspondrait à une fréquence équivalente de 10 Hz à l'amplitude de la contrainte de cisaillement qui conduirait à la rupture de l'interface au bout d'un cycle de chargement. Dans la deuxième méthode, Diakhaté (2007) cherchait à déterminer la vitesse de sollicitation (essais monotones) qui conduirait à une résistance au cisaillement égale à l'amplitude de cisaillement qui provoquerait une rupture au bout de 100 cycles de chargement. De plus, il fait l'hypothèse que la pente de la droite de fatigue est de -0,24 à 20°C.

L'application de la seconde méthode conduit à une loi de fatigue prévisionnelle du collage très proche de celle obtenue à partir de l'analyse des essais de fatigue. Cette méthode de passage monotone – fatigue a pu être appliquée dans le cas de l'interface comportant l'émulsion C65B4-70/100 (étudiée aussi bien en monotone qu'en fatigue). L'interprétation des lois de fatigue obtenues (cas de l'interface comportant une émulsion C65B4-70/100) à 20°C et fréquence de 10 Hz permet d'écrire, une relation comparable à celle obtenue par des essais de fatigue sur les enrobés bitumineux : $\log(N_{f,\tau}) = A_1 \cdot \log(\tau) + B_1$.

Avec : $A_1 = -4,17$; $B_1 = 2,31$

Le tableau 1.1 ci-après présente une synthèse des lois de fatigue qui seront utilisées dans ce travail pour la prédiction de la durée de vie des chaussées bitumineuses. Les valeurs des constantes ont été calibrées expérimentalement sur une grave bitume à une fréquence de 10 Hz et une température de 20 °C (modèles multilinéaires et modèle du LCPC). Il en est de même pour des constantes du modèle de fatigue de l'interface BBSG-GB3, dont les valeurs ont été calibrées en laboratoire à partir des essais de cisaillement monotone sur un béton bitumineux et une GB3 (les deux matériaux ont été liés par une couche d'accrochage de type C65B4-70/100 à une fréquence de 10 Hz et une température de 20°C).

TABLEAU 1.1. *Lois de fatigue des matériaux bitumineux testés à 10Hz et à 20°C*

Lois de fatigue	Paramètres	Constantes à 20°C
Modèle de fatigue multilinéaire avec le paramètre d'entrée déformation d'extension ε_t (Homsni, 2011). $\log(N_f) = a \log(\varepsilon_t) + b \log(N_p) + c \hat{A}_n + d \bar{D} + e$	4 paramètres : $\varepsilon_t, N_p, \hat{A}_n, \bar{D}$	$a = -4,58 ; b = -0,84 ;$ $c = 1,31 ; d = 1,76$ et $e = 15,22$
Modèle de fatigue multilinéaire avec le paramètre d'entrée énergie dissipée Wd (Homsni, 2011). $\log(N_f) = a_1 \log(W_d) + b_1 \log(N_p) + c_1 \hat{A}_n + d_1 \bar{D} + e_1$	4 paramètres : $Wd, N_p, \hat{A}_n, \bar{D}$	$a_1 = -2,29 ; b_1 = 1,22 ;$ $c_1 = -1,78 ; d_1 = 1$ et $e_1 = 24,42$
Modèle de fatigue avec le paramètre d'entrée déformation d'extension maximale ε_t (LCPC, 1994). $\log(N_f) = A \cdot \log(\varepsilon_t) + B$	1 paramètre ε_t	$A = -4,14$ $B = 14,64$
Modèle de fatigue avec le paramètre d'entrée contrainte de cisaillement d'interface τ (Diakhaté, 2007). $\log(N_{f,\tau}) = A_1 \cdot \log(\tau) + B_1$	1 paramètre τ	$A_1 = -4,17$ $B_1 = 2,31$

1.6. Fatigue des matériaux bitumineux des chaussées

La simulation expérimentale du comportement à la fatigue d'une couche de chaussée peut être effectuée à l'aide de deux types d'essais :

- essais en laboratoire ;
- essais en grandeur réelle.

Compte tenu du nombre important d'essais existants, les phénomènes liés à la fatigue et observés au cours des essais peuvent prendre une importance différente et influencer différemment les résultats. Ainsi, la pertinence des mesures faites en laboratoire reste difficile à apprécier pour une application à une échelle en vraie grandeur.

Une raison importante qui peut expliquer la différence, entre les résultats de fatigue obtenus en laboratoire et ceux observés sur la chaussée, est le mode de sollicitation. Dans les conditions expérimentales de laboratoire, les sollicitations sont continues; alors qu'une structure de chaussée subit davantage des

sollicitations en mode discontinu. Sur la chaussée, des interruptions (de durées variables) existent entre le passage des charges roulantes. On peut ajouter que le temps entre les essieux est lui aussi différent, il dépend de la silhouette des véhicules et du flux du trafic.

1.6.1. Critère de rupture pour le dimensionnement

Quelque soit le mode de sollicitation choisi, le module des matériaux diminue du fait de la croissance des dommages par fatigue. Le critère arbitraire choisi pour décrire la durée de vie de l'éprouvette correspond à une perte de 50% du module par rapport à son module initial, soit :

- pour un essai à déplacement imposé : $Force\ (finale) = \frac{1}{2} \times Force\ (initiale)$;
- pour un essai à force imposée : $Déplacement\ (final) = 2 \times Déplacement\ (initial)$.

Les sollicitations appliquées selon le mode choisi, effort imposé ou déplacement imposé, sont différentes et jusqu'à présent aucune analyse rationnelle n'a permis d'obtenir les résultats d'un mode en considérant ceux de l'autre mode.

Les limitations et faiblesses de l'approche classique reposent sur cette dernière remarque, néanmoins cette approche reste la plus étudiée de nos jours ; de tels essais réalisés à différents niveaux de sollicitations permettent de tracer la courbe de Wöhler dans un graphique bilogarithmique, dont l'équation de régression linéaire est : $\log(N_f) = A \cdot \log(\varepsilon) + B$. Les résultats de calage de cette courbe sont utilisés pour le dimensionnement, au travers de la pente A et de ε_0 , qui correspond à l'amplitude de la sollicitation qu'il faudrait appliquer au matériau pour avoir une durée de vie de 10^6 cycles.

Indépendamment du type d'essai, Piau (Piau, 1989) et après lui, d'autres auteurs, notent la distinction de trois phases sur la courbe d'évolution du module en fonction du nombre de cycles dans un essai de fatigue (Figure 1.28) :

- Phase I (échauffement): décroissance rapide du module ;

- Phase II (fatigue): décroissance lente et continue du module ;
- Phase III (rupture): chute brutale du module correspondant à la propagation d'une macro-fissure dans l'éprouvette.

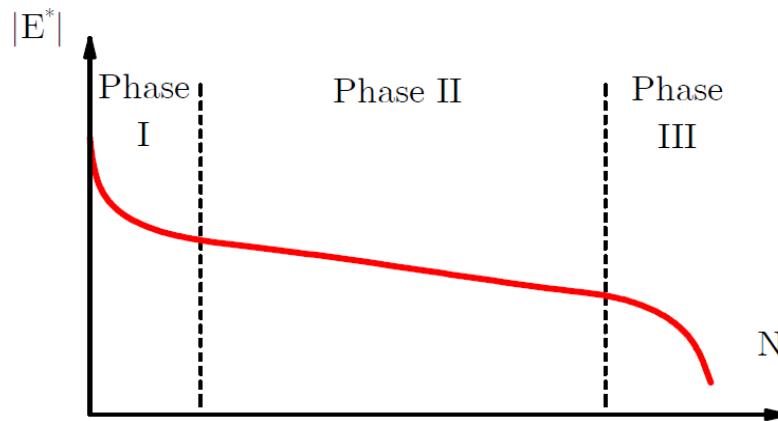


FIGURE 1.28. Distinction des trois phases au cours d'un essai de fatigue

La durée de la phase II est, entre autre, le reflet de l'agressivité des sollicitations. Si le chargement est important, la phase II est très courte. Le critère le plus utilisé lors des essais de fatigue est de considérer que le matériau est fatigué si son module est réduit de moitié par rapport à sa valeur initiale mesurée au premier cycle de chargement, dans les mêmes conditions expérimentales de fréquence et de température. Ainsi, la durée de vie est donc le nombre de cycles qui est nécessaire pour arriver à cette condition. Rivière (Rivière, 1996) propose de suivre l'évolution de la valeur complexe du module des éprouvettes jusqu'à une diminution de 10% de ce dernier par rapport à sa valeur initiale. Cette proposition a été émise dans le cadre d'essais qui comportent des chargements avec des temps de repos. L'avantage est surtout, dans ce cas précis ; de pouvoir envisager des essais avec des faibles niveaux de sollicitation ou avec des périodes de repos plus longues tout en conservant une durée d'essai raisonnable.

De La Roche et Sanson (1994²) concluent que le critère de rupture en $\frac{F_0}{2}$ n'est pas pertinent. Ce critère ne correspond pas à une phase donnée de diminution du module dans aucun des essais. En revanche, un critère en $\frac{F_0}{3}$ donne de très bonnes

corrélations avec le début de la phase de chute brutale du module correspondant à la propagation d'une macro-fissure dans l'éprouvette, c'est à dire la phase III des essais.

La notion d'endommagement a été introduite dans les années 50 pour décrire le fluage des métaux à haute température (Kachanov, 1958). Elle vise à rendre compte du processus de détérioration progressive d'un matériau. L'endommagement se manifeste par la décohésion des joints des grains, la propagation des défauts ainsi créés et la coalescence de tous les micros vides résultants. Il va se traduire par une évolution d'un certain nombre de grandeurs physiques.

Pour se rendre compte du niveau de dégradation du matériau, une variable d'endommagement D ($1/N_f$) est introduite telle que :

- $D = 0$, lorsque le matériau est vierge ;
- $D = 1$, à la rupture ;
- $0 < D < 1$, caractérise l'état d'endommagement du matériau.

1.6.2. Approche en terme d'énergie dissipée

Plusieurs auteurs ont avancé l'hypothèse d'une relation unique entre la durée de vie en fatigue et l'énergie totale dissipée à la rupture. Cette approche énergétique pourrait mener à des résultats plus cohérents que les lois de fatigue usuelles (Baburamani, 1992 ; Tayebali, 1994 ; Chatti et *al.*, 2009 ; Homsy, 2011). Lorsque l'on soumet un enrobé à une sollicitation cyclique, la densité d'énergie locale W_i produite par dissipation visqueuse au cours du cycle i est donnée par l'expression :

$$W_i = \pi \cdot \varepsilon_i \cdot \sigma_i \cdot \sin \varphi_i \quad (1.19)$$

avec :

- ε_i : amplitude de la déformation au cycle i ;
- σ_i : amplitude de la contrainte au cycle i ;
- φ_i : déphasage entre la contrainte et la déformation au cycle i .

Cette énergie varie au cours de l'essai puisque :

- l'angle de phase augmente ;
- la contrainte diminue en contrôle de déplacement, l'énergie dissipée va tendre vers 0 ;
- la déformation augmente pour un essai en contrôle de force, l'énergie dissipée va donc augmenter.

L'énergie totale dissipée cumulée W_N sur toute la durée de l'essai est obtenue par l'équation ci-après :

$$W_N = \sum_{i=1}^N W_i \quad (1.20)$$

Les premiers travaux à la base du concept d'énergie dissipée sont ceux de Van Dijk en 1972, sur la fatigue des films minces de liants bitumineux, travaux qui ont été étendus aux enrobés par la suite (Van Dijk et Wissler, 1977 ; Chatti *et al.*, 2009). La principale hypothèse de cette approche est l'existence d'une relation entre l'énergie dissipée cumulée pendant l'essai W_N et le nombre de cycles à la rupture N_f :

$$W_N = A \times (N_f)^z \quad (1.21)$$

avec :

- N_f : durée de vie définie par le critère conventionnel ;
- W_N : énergie totale dissipée ;
- A, z : coefficients du matériau, déterminés expérimentalement (A variant de 10^4 à 10^6 J/m³, z de l'ordre de 0,6).

Cette relation n'a pas été établie pour l'énergie dissipée localement mais l'énergie dissipée dans toute l'éprouvette, calculée à partir des valeurs de force et de déplacement aux bornes de l'éprouvette. Cette relation est considérée par ses auteurs comme dépendante de la formulation du mélange mais indépendante de l'essai de fatigue choisi (flexion 2 ou 3 points), de la température (de 10 à 40 °C), du mode de chargement (contrôle de contrainte ou de déformation) et de la fréquence

(de 10 à 50 Hz). Cette affirmation semble cependant nuancée par certains des résultats obtenus dans le cadre du SHRP (Strategic Highway Research Program) (Tayebali, 1994). La relation ci-dessus a été déterminée pour 16 matériaux contenant 2 types de bitumes et 2 types de granulats, pour 2 températures (0 et 20 °C) et 3 types d'essais. Dans les conditions testées, la relation dépend du matériau testé mais également de la température d'essai et du type de chargement.

Dans le cas théorique d'un essai à énergie contrôlée, l'énergie dissipée par cycle resterait constante et l'énergie totale cumulée serait proportionnelle à l'énergie W_0 dissipée au 1er cycle :

$$W_N = N_f \cdot W_0 \quad (1.22)$$

avec :

- N_f : nombre de cycles à la rupture.

Soit en utilisant la relation ci-après,

$$N_f = \left(\frac{A}{\pi \cdot \epsilon_0^2 \cdot E_0 \cdot \sin \varphi_0} \right)^{\frac{1}{1-z}} \quad (1.23)$$

La durée de vie dépendrait donc essentiellement du niveau de déformation initiale et du module de perte $E_0 \cdot \sin \varphi_0$ de l'enrobé. Cette approche est mise en défaut par la dépendance de la relation aux conditions de sollicitations (Tayebali, 1994).

1.6.3. Essais en vraie grandeur sur les chaussées

Les essais en vraie grandeur sont le meilleur moyen pour évaluer les effets des chargements complexes sur la durée de vie en fatigue des chaussées. Ils sont cependant des essais longs et coûteux, d'où le développement des essais en grandeur réelle sous trafic accéléré.

1.6.3.1. Intérêt des essais sous trafic accéléré

En dépit de tous les avantages que présentent des essais en laboratoire, l'observation du comportement des chaussées par le trafic est essentielle pour une

conception et un dimensionnement rationnel de ces dernières. Les chaussées sont conçues normalement pour de longues durées de service (20 à 30 ans) et les projets en matière de matériaux et structures de chaussées se trouvent ainsi freinés par de longs délais nécessaires aux retours d'expériences et aux bilans des techniques effectuées sur chaussées réelles (AFD40, 2004 ; NCHRP, 2004).

Ce constat partagé par de nombreux acteurs du domaine routier a conduit un certain nombre de centres de recherche dans le monde à s'équiper de simulateurs de trafic lourd. Ces machines appliquent aux chaussées expérimentales testées, en quelques mois, voire quelques semaines, le nombre total de charges lourdes que supporte une chaussée réelle pendant toute sa durée de service. Les expériences réalisées à l'aide de simulateurs en général concernent les matériaux et les structures de chaussée, ainsi que les couches de roulement. Des techniques usuelles ou innovantes sont testées, et on s'intéresse autant aux travaux neufs qu'aux techniques d'entretien et de renforcement. Les chaussées sont instrumentées afin de suivre l'évolution avec le trafic de leur comportement : déplacements réversibles et permanents, sollicitations internes créées par le passage des charges, et également températures, teneurs en eau, entre autres. En plus des données d'endommagement structurel et d'orniérage, sont également acquises des données sur l'évolution des caractéristiques de surface (uni, adhérence, entre autres), ou encore sur l'usure des pneumatiques.

Différents moyens d'essai sont utilisés afin de réaliser ces expériences sous trafic accéléré en vraie grandeur simulant le passage du trafic lourd (AFD40, 2004). La plupart sont des systèmes linéaires (Figure 1.29), d'autres sont des manèges circulaires ou mixtes (Figure 1.30).



FIGURE 1.29. *Simulateurs de trafic lourd linéaires : 1) Afrique du Sud, 2) Etats-Unis (Texas), 3) Japon, 4) Chine, 5) Etats-Unis (Ohio), 6) Australie, 7) Corée du sud, 8) Norvège, 9) Danemark, 10) France, 11) Suisse, 12) Etats-Unis (Louisiane), 13) Pays-Bas, 14) Brésil, 15) Etats-Unis (Kansas), 16) Grande Bretagne*



FIGURE 1.30. *Simulateurs de trafic lourd circulaires : 1) Roumanie, 2) Suisse, 3) Etats-Unis (Minnesota), 4) Japon, 5) Slovaquie, 6) France, 7) Japon, 8) Nouvelle Zélande, 9) Espagne*

1.6.3.2. Inconvénients des essais sous trafic accéléré

Il est important de rappeler que les essais en vraie grandeur à travers des simulateurs de trafic restent des essais sous trafic accéléré, qui ne reproduisent pas toujours le cycle de vie d'une chaussée réelle. En effet, les essais dont la durée est généralement de l'ordre de 1 à 3 mois, voire quelques semaines, se déroulent souvent sur une seule saison et ne permettent pas de reproduire l'effet des variations climatiques saisonnières, ni le vieillissement des matériaux de chaussées dans le temps. En plus, ces essais ne permettent pas de simuler les efforts tangentiels (freinage, accélération, force centrifuge réelle, etc.).

Les effets des forces centrifuges qui y sont générés sont très faibles, comparativement à ceux générés dans un giratoire réel, où la transmission des

charges sur la chaussée se fait dans des conditions très sévères. En plus de la sollicitation centrifuge, la sollicitation normale du trafic augmente en fonction de l'angle de dévers de la chaussée, de la vitesse et de la hauteur du centre de gravité du véhicule (qui est de loin supérieure à celle des roues montées sur un simulateur de trafic), conduisant à une dissymétrie des charges à l'essieu (*Conf. §.3.8.2*, du chapitre 3).

1.6.4. Application au dimensionnement : expérience conduite sur le manège de fatigue de Nantes en 2003

Une expérience commandée par la Direction des Routes (France), a été réalisée au cours de l'été 2003 au LCPC de Nantes sur le manège de fatigue (Balay, 2003). Le manège de fatigue permet de tester des structures de chaussée à échelle réelle sollicitées par un essieu normalisé (*Conf. §.2.4.2.1*, du chapitre 2). Les structures de chaussées ont été instrumentées afin de mesurer les déformations et la température dans les couches. Le premier objectif de l'expérience décrite ici, était l'étude des propriétés mécaniques des sols et des Graves Non Traitées (GNT) dans les conditions variables de l'état hydrique. Il s'agissait de déterminer la résistance aux déformations permanentes de la GNT en fonction de son état hydrique. L'étude de la résistance aux déformations permanentes de la GNT ne concerne pas directement nos préoccupations dans le cas présent. Toutefois, au cours de cette expérience, une structure de référence, mise en œuvre dans un secteur du manège, a été endommagée en fatigue et c'est son évolution dans des conditions réelles qui nous intéresse. Nous confrontons le comportement de la chaussée réelle aux modèles de prédictions issus des essais de laboratoire. Cette étude a été réalisée dans le cadre de la thèse de Domec (Domec, 2005).

1.6.4.1. Chaussée de référence testée

L'expérience menée au manège en 2003, a utilisé l'anneau C pour maîtriser les conditions hydriques du sol support. Il a été divisé en cinq sections, cinq structures ayant été mises à l'épreuve. Une des cinq structures correspond à une chaussée souple classique qui a servi de référence. C'est elle qui nous intéresse, car elle est

en partie composée de la GB3 que Domec (Domec, 2005) a testé en laboratoire en condition de « trafic simulé ».

La structure théorique testée (« structure 5 »), correspond à une structure souple donc les dimensions sont : 6 cm d'épaisseur pour le béton bitumineux semi grenu (BBSG), 8 cm d'épaisseur pour la grave bitume de classe 3 (GB3), 20 cm pour la GNT et 2,66 m pour le sol ; le tout reposant sur un substratum. Les différentes couches sont collées entre elles par une couche d'accrochage. Cette structure a une longueur de 29,8 m et une largeur de 6 m. Le mouvement indépendant de chacune des couches n'est pas possible théoriquement.

Compte tenu des difficultés de mise en œuvre, les épaisseurs théoriques ont été rarement respectées. Les épaisseurs des couches varient transversalement et longitudinalement de façon aléatoire dans un intervalle toutefois limité à ± 2 cm si l'épaisseur des couches est inférieure à 10 cm.

Par exemple, les épaisseurs des couches, au point P8 d'abscisse curviligne de 8 m et de rayon 19,21 m (l'origine est prise au début de la structure 5 et la distance est mesurée dans le sens de rotation des bras) mesurées sur les carottes prélevées sont : 8 cm d'épaisseur pour le béton bitumineux semi grenu (BBSG), 7,2 cm d'épaisseur pour la grave bitume de classe 3 (GB3), 19,8 cm pour la GNT et 2,65 m pour le sol ; reposant sur un substratum (Domec, 2005).

Ces variations d'épaisseur sont l'une des deux raisons (avec la variabilité des propriétés mécaniques des matériaux) qui justifient l'utilisation du coefficient de calage k_r , pour des sollicitations admissible (*Conf. §.1.4.1.2*).

1.6.4.2. Conditions de sollicitation et caractéristiques des matériaux

La chaussée a été testée dans des conditions suivantes :

- application de 1,5 millions de chargements standard au rayon de rotation moyen de 19 m par un demi-essieu du jumelage standard français de 65 kN ;
- nappe phréatique basse dans le cuvelage, correspondant à une portance du sol support d'environ 100 MPa ;

- vitesse des charges de 70 km/h ;
- balayage latéral continu des charges d'amplitude 1,10 m.

Les matériaux utilisés dans cette structure expérimentale ont des caractéristiques suivantes à température de 15 °C et fréquence de 10 Hz : BBSG : 5400 MPa ; GB3 : 9300 MPa ; GNT : 200 MPa ; Sol (PF3) : 120 MPa.

1.6.4.3. Instrumentation de la structure

Chaque couche a été instrumentée avec des capteurs de température et des jauges de déformations. Ces jauges ont été orientées dans les trois directions de l'espace pour mesurer les déformations verticales, longitudinales et transversales. Toutefois, seules deux jauges ont fonctionné : une jauge de déformation transversale dans la GB3 et une jauge de déformation longitudinale dans le BBSG, situées à 1,5 cm au dessus de la base de la couche dans la quelle elles sont implantées (Domec, 2005). Ces deux jauges sont implantées au point P8, dont les coordonnées et les épaisseurs des couches ont précédemment été présentées. Les capteurs de température se situent à la base des couches.

1.6.4.4. Mesures expérimentales

Au passage de l'essieu, des jauges de déformation et de température au point P8 donnent les résultats présentés dans le tableau 1.2 ci-après (Domec, 2005).

TABLEAU 1.2. *Mesures expérimentales de température et de déformation dans le BBSG et la GB3) (Domec, 2005)*

Nombre de rotations	Vitesse de rotation du manège (tours/min)	Charge (kN)	BBSG		GB3	
			T (°C)	εL (µm/m)	T (°C)	εT (µm/m)
3000	10	65	20,40	94	22,25	93,7
3000	10	65	21,05	108	22,35	99,6
3100	8	65	22,95	115	23,40	105
3200	6	65	23,00	148,8	23,70	145,4
3200	1	65	25,00	261,5	23,95	242
3200	0,5	65	25,05	321	23,85	246
3400	6	65	29,95	95	23,35	149,5
3500	6	65	31,25	97,3	26,80	213

Une rotation du manège correspond au passage des quatre bras, soit 4 cycles de chargement. Pour 3500 rotations, la structure a subi 12200 cycles de chargement. Lors des mesures, la structure n'était à priori pas ou très peu endommagée puisque la structure a été initialement dimensionnée pour atteindre 600 000 cycles (Domec, 2005).

Les températures ont été mesurées à une profondeur de 8 cm pour le BBSG et à 15,2 cm pour la GB3. On constate que la température de la GB3 est parfois supérieure à celle du BBSG alors que le capteur se situe à une profondeur plus importante. La température dans le BBSG est influencée par la température de l'air qui varie entre le jour et la nuit et l'ensoleillement, ce qui induit des variations de température d'autant plus importantes que la profondeur est faible. Ainsi, selon que la mesure de température est réalisée le matin ou l'après-midi, la température dans le BBSG est soit inférieure soit supérieure à celle de la GB3.

1.6.4.5. Calcul des déformations avec Alizé[®]

Par l'intermédiaire du logiciel Alizé, les déformations ont été calculées dans cette structure expérimentale par Domec (Domec, 2005), en utilisant les modules de matériaux pour des couples de fréquences et températures subis par la chaussée. Le tableau 1.3, ci-après présente les intensités de déformations mesurées et calculées dans la structure expérimentale.

Afin d'obtenir une adéquation entre les déformations mesurées et calculées. Domec (Domec, 2005) a considéré une structure légèrement différente de la structure théorique, en supposant l'interface entre le BBSG et la GB3 semi-collée. Il a dû considérer également les modules de la GNT et du sol plus faibles que leurs modules théoriques, soit 85 MPa, car il s'est avéré lors de la mise en œuvre de cette structure que la couche d'accrochage entre le BBSG et la GB3 était de mauvaise qualité.

TABLEAU 1.3. Comparaison entre les déformations mesurées et calculées (Domec, 2005)

BBSG					
T (°C)	F (Hz)	E (MPa)	εL mesurée (µm/m)	εL calculée (µm/m)	εLcal /εLmes
20,40	16,7	7450	94,0	92,1	0,98
21,05	16,7	7160	108,0	93,3	0,86
22,95	16,7	6295	115,0	100,0	0,87
23,00	12,5	5784	148,8	110,0	0,74
25,00	4,4	3275	261,5	150,0	0,57
25,05	2,4	2582	321,0	175,6	0,55
29,95	15	2966	95,0	130,9	1,38
31,25	15	2685	97,3	144,0	1,48
GB3					
T (°C)	F (Hz)	E (MPa)	εT mesurée (µm/m)	εT calculée (µm/m)	εTcal/εTmes
22,25	9,5	6019	93,7	97,8	1,04
22,35	9,5	5976	99,6	99,0	0,99
23,40	9,5	5523	105,0	105,2	1,00
23,70	7	4718	145,4	114,2	0,79
23,95	2,5	3232	242,0	150,1	0,62
23,85	1,4	2602	246,0	171,4	0,70
23,35	8,6	4461	149,5	133,9	0,90
26,80	8,6	3855	213,0	145,1	0,68

Le rapport entre les valeurs de déformations calculées et mesurées est d'autant plus faible que la déformation mesurée est importante. Cette diminution du rapport est due, à la non linéarité du module avec la déformation mise en évidence par De la Roche (De la Roche, 1996).

1.6.4.6. Pertinence de la loi de fatigue et des coefficients de calage

A 1,5 millions de cycles de chargement dans cette structure expérimentale, la fissuration de surface atteint 28 % de la structure et une profondeur d'ornièrre de 19 mm (Balay, 2003). D'après Balay (Balay, 2003), la fissuration de surface dans cette structure ne semble pas avoir affectée le comportement mécanique de la chaussée. Le mécanisme prépondérant d'endommagement est l'orniérage dont le niveau

aurait valu, sur une chaussée réelle, une réfection de la couche de surface avant l'application des 1,5 millions de cycles (Balay, 2003). Le dimensionnement de la structure en fatigue est très pessimiste, car la chaussée présente un comportement à la fatigue très nettement meilleur que prévu puisque la rupture était initialement attendue après application de 650 000 cycles.

Pour Domec (Domec, 2005), cette différence de comportement sur une chaussée réelle est due au fait que :

- les valeurs de modules mesurées en laboratoire sont différentes de celle donnée par le guide technique de conception et de dimensionnement des chaussées (LCPC-SETRA, 1994) ;
- la fréquence de sollicitation employée pour les essais de fatigue est différente de celle mesurée dans la chaussée ;
- la température équivalente durant la période de l'étude est différente de celle durant une année ;
- l'existence des périodes de repos entre les sollicitations.

1.7. Conclusion

Une synthèse du comportement à la fatigue des matériaux de chaussées face aux diverses sollicitations du trafic, à l'influence de la forme des signaux de chargement sur la durée de vie des chaussées bitumineuses, à la diversité des chargements et à l'intégration des modèles de fatigue dans le dimensionnement a été présentée dans ce chapitre. Les résultats des travaux expérimentaux de plusieurs chercheurs, visant une amélioration de la prise en compte de l'effet des chargements multi-essieux sur l'endommagement par fatigue des chaussées bitumineuses ont été présentés. Ces travaux ont montré que les groupes d'essieux sont moins endommageant que des essieux simples transportant la même charge. La distribution d'une même charge sur un plus grand nombre d'essieux réduit son agressivité.

D'autres travaux visant la détermination de l'influence des sollicitations horizontales sur le développement des déformations en extension au sommet des chaussées et l'endommagement par fatigue de type « top-down cracking » ont été examinés et présentés. Ces travaux ont démontré que les charges horizontales appliquées en surface des chaussées ont un effet non-négligeable sur l'endommagement par fatigue qui se développe à la surface de la chaussée. L'ampleur et l'orientation de ces charges horizontales induites au passage du poids lourd dépendent de la nature des mouvements des véhicules, du coefficient de friction entre la chaussée et le pneu, de la réponse mécanique de la structure de chaussée et des propriétés structurelles du pneu.

Dans la méthode française actuelle de dimensionnement des chaussées, le chargement standard est un essieu isolé à roues jumelées de 130 kN. Le dommage sous une configuration à essieux multiples est ramené à celui d'une charge de référence par des coefficients d'agressivité.

L'agressivité des multiples dans une chaussée à comportement viscoélastique, ainsi que l'agressivité due aux effets horizontaux, sont des phénomènes qui ne sont pas encore bien pris en compte dans le calcul de dimensionnement d'une chaussée. Cette thèse se veut une contribution dans cette voie.

CHAPITRE 2. MODELISATION DU COMPORTEMENT DES CHAUSSEES SOUS L'EFFET DE LA DIVERSITE DES CHARGEMENTS: ANALYSE DES PARAMETRES INFLUENTS

Sommaire

2.1. Introduction	95
2.2. Plan d'expérience	96
2.2.1. Structures de chaussée testées	96
2.2.2. Configurations d'essieux utilisées pour les simulations	97
2.2.3. Modèles de comportement et codes de calcul utilisés	98
2.3. Caractérisation rhéologique des matériaux bitumineux utilisés dans des structures de chaussée	99
2.3.1. Description des matériaux bitumineux testés	99
2.3.2. Caractérisation des matériaux dans le domaine fréquentiel	100
2.3.2.1. Essai de module complexe	100
2.3.2.2. Équivalence temps-température	100
2.3.2.3. Détermination du facteur de translation a_T	103
2.3.2.4. Détermination de la constante de la loi de WLF	104
2.3.2.5. Courbes maîtresses	105
2.3.3. Calibration des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé	106
2.3.3.1. Identification des paramètres du modèle 2S2P1D	107
2.3.3.2. Identification des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé	110

2.4. Modélisation du comportement des chaussées bitumineuses.....	116
2.4.1. Approche de la modélisation numérique 3D des chaussées à charge roulante avec le code Cast3M	119
2.4.1.1. Considérations générales.....	119
2.4.1.2. Géométrie du modèle et maillage E.F. 3D.....	120
2.4.1.3. Conditions aux limites du modèle E.F. 3D	123
2.4.1.4. Validation de la largeur du milieu simulé à partir du modèle E.F. 3D	123
2.4.2. Validation numérique à partir d'une chaussée expérimentale du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes.....	124
2.4.2.1. Description du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes	124
2.4.2.2. Structure de chaussée expérimentale et charges appliquées.....	125
2.4.2.3. Modélisation de la structure de chaussée expérimentale	126
2.4.3. Résultat du calcul numérique des chaussées à charge roulante.....	131
2.4.3.1. Détermination de la durée du signal et de la fréquence de solicitation dans le cas du calcul à vitesse constante.....	132
2.4.3.2. Détermination des modules de rigidité pour un calcul élastique équivalent au calcul viscoélastique à vitesse constante.....	133
2.4.4. Réponse de chaussée : Comparaison du calcul viscoélastique à vitesse et charge constantes au calcul élastique équivalent.....	134
2.5. Effet des chargements multi-essieux : Analyse des paramètres influençant le comportement des chaussées bitumineuses	139
2.5.1. Signaux de déformations longitudinale et transversale à la base des couches bitumineuses.....	139
2.5.1.1. Influence de l'allure des signaux de déformations.....	139
2.5.1.2. Influence de la vitesse des véhicules.....	141
2.5.1.3. Influence de la température des matériaux bitumineux.....	143
2.5.1.4. Influence de la configuration de la charge.....	145
2.5.1.5. Influence de la distance inter-essieux	149
2.5.1.6. Influence du modèle de chargement	151
2.5.1.7. Influence du temps de repos entre les essieux.....	153

2.5.1.8. Influence de la rigidité des couches de matériaux et du type de chaussée	155
2.5.1.9. Influence de la forme des signaux de déformations en giratoire.....	156
2.5.1.10. Synthèse sur l'analyse des paramètres influents	158
2.5.2. Signaux de contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 des chaussées bitumineuses.....	159
2.5.3. Énergie dissipée à la base de la couche de GB3 des chaussées bitumineuses	163
2.5.4. Commentaire sur les trois dernières approches.....	167
2.6. Conclusion.....	168

2.1. Introduction

Les poids lourds circulant sur les chaussées à travers le monde ont des configurations d'essieux multiples, allant de l'essieu isolé jusqu'à 8 essieux (Salama et Chatti, 2007; Chatti et *al.*, 2009; Chatti et Salama, 2011). Des convois exceptionnels dont le nombre d'essieux peut aller jusqu'à 16 (www.convoi-exceptionnel.fr) sont également rencontrés partout dans le monde. Ces véhicules à essieux multiples causent des dégâts dans la chaussée dont les effets restent actuellement mal connus. À l'heure actuelle, l'agressivité relative des chargements multi-essieux est déterminée en utilisant la loi de Miner. Ce concept d'agressivité permet à l'ingénieur de quantifier les dégâts causés par le passage d'un groupe d'essieux par rapport à ceux causés par le passage d'un essieu standard.

Une méthode d'identification rhéologique (pour des matériaux bitumineux utilisés) des paramètres des modèles viscoélastiques qui serviront au calcul mécanique des chaussées à comportement viscoélastique sous chargement multi-essieux est développée au début de ce chapitre. Ensuite des simulations numériques sur Cast3M (Cast3M, 2010) sont réalisées afin de déterminer le comportement mécanique de chaque structure de chaussée. Ces simulations sont faites à partir des variables objectives suivantes : la structure de chaussée à comportement élastique et viscoélastique, la vitesse (ou fréquence) de chargement,

la configuration du chargement, les charges horizontales et la température des matériaux bitumineux. La loi viscoélastique du modèle de Kelvin-Voigt généralisé implantée dans le code de calcul E.F Cast3M (Cast3M, 2010) est utilisée pour évaluer le comportement mécanique des couches bitumineuses. Une analyse des signaux de déformations, de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 et d'énergie dissipée (dont l'intérêt a été mis en évidence dans la littérature) obtenus à partir des simulations numériques sur des chaussées bitumineuses en fonction des variables de chargement est également effectuée.

2.2. Plan d'expérience

2.2.1. Structures de chaussée testées

Trois structures types du catalogue des chaussées neuves (LCPC-SETRA, 1998) à faible et moyen trafic sont testées dans cette étude. Pour juger une éventuelle influence de la rigidité des structures sur les résultats, les analyses portent sur des structures de rigidité différentes mais d'épaisseurs proches. Les structures de chaussée bitumineuses sélectionnées pour les simulations numériques de cette thèse sont des voies du réseau non structurant (VRNS) pour les faibles trafics et des voies du réseau structurant (VRS) pour les moyens trafics. Elles sont tirées des fiches :

- VRNS2.TC₃₀: 6BBSG/16GB3 (0,5 à 1,5 millions de poids lourds), reposant sur une plateforme PF2 ;
- VRNS26.TC₃₀: 6BBSG/8GB3/20GNT (0,5 à 1,5 millions de poids lourds), reposant sur une plateforme PF3 ;
- VRS2.TC₄₀: 6BBSG/16GB3 (3 à 6 millions de poids lourds), reposant sur une plateforme PF4 du catalogue des structures neuves (LCPC-SETRA, 1998).

Ces structures sont composées d'une couche de surface bitumineuse (BBSG : béton bitumineux semi grenu) reposant sur une assise en matériaux traités aux liants hydrocarbonés (GB3 : grave bitume de classe 3) pour les fiches N°2 et sur une

GNT (Grave Non Traitée) pour la fiche N°26 (Figure 2.1). Les caractéristiques géométriques et mécaniques (pour la GNT et le sol) de ces structures de chaussée testées sont présentées sur la figure 2.1 ci-dessous. Notons que les deux premières structures sont des structures type camerounaise.

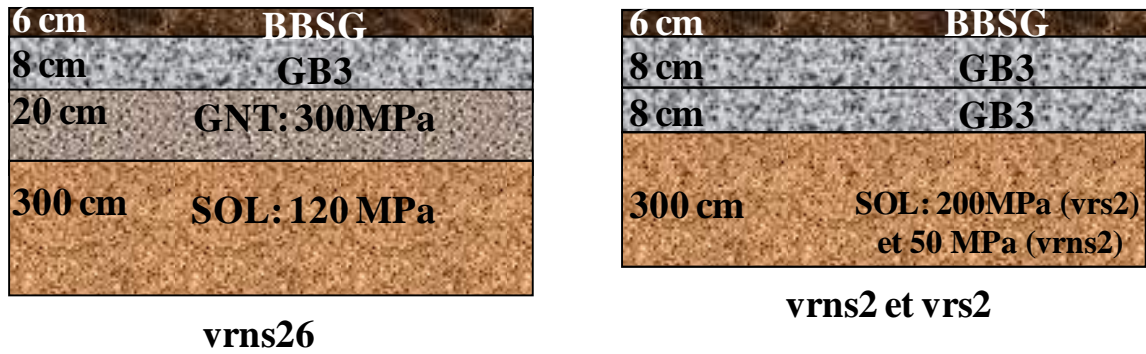


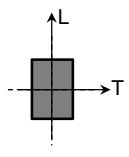
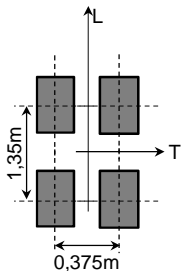
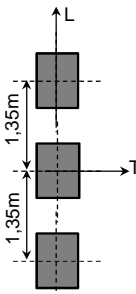
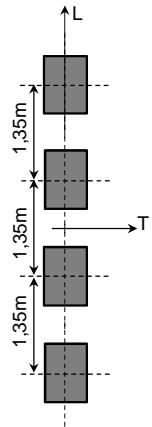
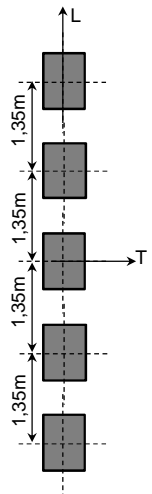
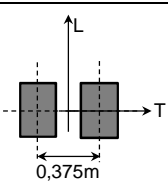
FIGURE 2.1. Schémas des structures de chaussée testées

Les caractéristiques mécaniques des couches bitumineuses (BBSG et GB3) des chaussées considérées répondent au modèle de Kelvin-Voigt généralisé, dont les paramètres seront déterminés et présentés dans la section 2.3 à des températures de 20 et 30 °C.

2.2.2. Configurations d'essieux utilisées pour les simulations

Les structures de chaussée ci-dessus sont soumises à sept configurations de chargement observées couramment sur les routes. Il s'agit de : roue simple, jumelage standard français, essieux tandem à roues jumelées, essieu tandem à roues isolées, tridem, quad et 5 essieux. Les vitesses de circulation de 42 et 86 km/h sont utilisées. Les effets des chargements multi-essieux sont observés dans deux sections de chaussée différentes (section courante et giratoire). En section courante, seule la composante verticale de la sollicitation est appliquée sur la chaussée, tandis qu'en giratoire, en plus de la sollicitation verticale, s'ajoute la sollicitation horizontale transversale due à la force centrifuge sur le giratoire. Le tableau 2.1 et la figure 2.2 ci-dessous, présentent en détail les caractéristiques des configurations du chargement utilisées en section courante.

TABLEAU 2.1. Configurations d'essieux simulés

Essieu simple	Essieu tandem	Essieu tridem	4Essieux	5Essieux
à roues isolées	à roues jumelées et isolées	à roues isolées	à roues isolées	à roues isolées
 $F_z = 32,5 \text{ kN}$	 Tandem à roues jumelées $F_z = 4 \times 26,25 \text{ kN}$ Tandem à roues isolées : $F_z = 2 \times 45 \text{ kN}$	 $F_z = 3 \times 45 \text{ kN}$	 $F_z = 4 \times 45 \text{ kN}$	 $F_z = 5 \times 45 \text{ kN}$
<th>à roues jumelées</th> <td>  $F_z = 2 \times 32,5 \text{ kN}$ </td>				

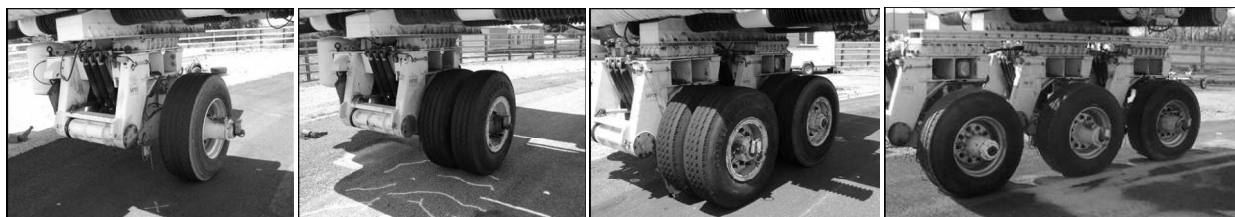


FIGURE 2.2. Quelques configurations d'essieux étudiées

2.2.3. Modèles de comportement et codes de calcul utilisés

L'utilisation des méthodes de calcul numériques ou analytiques pour la prédiction de la réponse des chaussées face aux sollicitations induites par le trafic nécessite une bonne connaissance des lois de comportement qui y sont implantées. Cependant, les différents matériaux constitutifs d'une structure de chaussée obéissent à des lois de comportement qui leurs sont propres. Ainsi, le choix d'un modèle approprié pour représenter le comportement réel de chaque matériau doit permettre un calcul précis et fiable de la distribution des contraintes dans la chaussée. Pour la validation du code de calcul fiable et utilisable dans cette étude, trois outils d'analyse du comportement mécanique (élastique et/ou viscoélastique)

d'une structure de chaussée seront testés. Il s'agit du logiciel Alizé (LCPC-SETRA, 1994), logiciel ViscoRoute 2.0 (Chabot et *al.*, 2010) et le code de calcul E.F. Cast3M (Cast3M, 2010). Pour les simulations à comportement viscoélastique, les caractéristiques mécaniques des couches bitumineuses répondent d'une part au modèle de Kelvin-Voigt généralisé implanté dans le code de calcul E.F. Cast3M (Cast3M, 2010) et d'autre part à la loi de Huet-Sayegh implantée dans le logiciel ViscoRoute 2.0 (Chabot et *al.*, 2010). Les paramètres de ces lois (Huet-Sayegh et Kelvin-Voigt généralisé) sont obtenus après calage des courbes maîtresses issues des essais en laboratoire sur le matériau bitumineux testé qui sont présentés dans la section ci-après.

2.3. Caractérisation rhéologique des matériaux bitumineux utilisés dans des structures de chaussée

2.3.1. Description des matériaux bitumineux testés

Les structures de chaussée faisant l'objet de cette étude sont constituées de deux matériaux bitumineux ; il s'agit d'un BBSG : béton bitumineux semi grenu (pour la couche de roulement) et une GB3 : grave bitume de classe 3 (pour les couches d'assise). Leurs modules complexes ont été déterminés au laboratoire (LCPC, 2003) par l'essai de flexion sinusoïdale (EN 12697-26, annexe A). Ces deux matériaux sont composés des granulats calcaires issus de la carrière du Patis (44), avec une granulométrie 0/14. Le tableau 2.2 présente la composition du mélange des matériaux utilisés. Ces matériaux ont été mis en œuvre dans la structure 5 qui a servi de référence lors d'un essai de fatigue à échelle réelle sur le manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes (Domec, 2005).

TABLEAU 2.2. *Composition du mélange des matériaux bitumineux*

Composition du mélange	BBSG	GB3
	Proportion (%)	
Granulats 10/14	32	46
Granulats 6/10	20	-
Granulats 2/6	15	20
Granulats 0/2	30	33
Fines	3	1
Liant 50/70	5,4	4,6

2.3.2. Caractérisation des matériaux dans le domaine fréquentiel

2.3.2.1. Essai de module complexe

Le module complexe de ces matériaux a été déterminé en laboratoire par l'essai de flexion sinusoïdale (voir résultats en annexe). Cet essai est réalisé dans le domaine fréquentiel, et les grandeurs caractéristiques obtenues sont $|E^*(\omega, T)|$ et φ qui représentent, respectivement la norme et l'angle de phase du module complexe. Les températures des matériaux varient de (-10 à 50°C) à des plages de fréquences allant de 1 à 40 Hz. Les résultats expérimentaux issus de cet essai ont été ensuite analysés.

2.3.2.2. Équivalence temps-température

Booij et Thoone (1982) ont démontré que l'expression du module complexe s'écrit sous la forme:

$$E^* = \text{Re}(E^*) + j \text{Im}(E^*) \quad (2.1)$$

Les différentes composantes du module complexe varient avec la température et la fréquence de sollicitation fixée pour chaque essai élémentaire. Les résultats expérimentaux sont usuellement exprimés à l'aide des représentations classiques.

Les figures 2.3 et 2.4 présentent les courbes isothermes des deux matériaux utilisées.

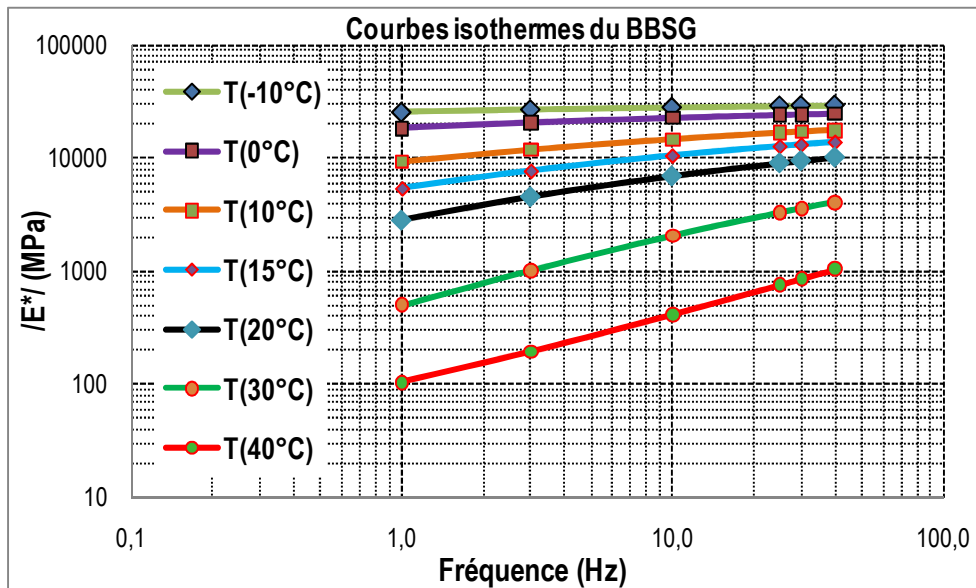


FIGURE 2.3. Isothermes du béton bitumineux semi grenu (BBSG)

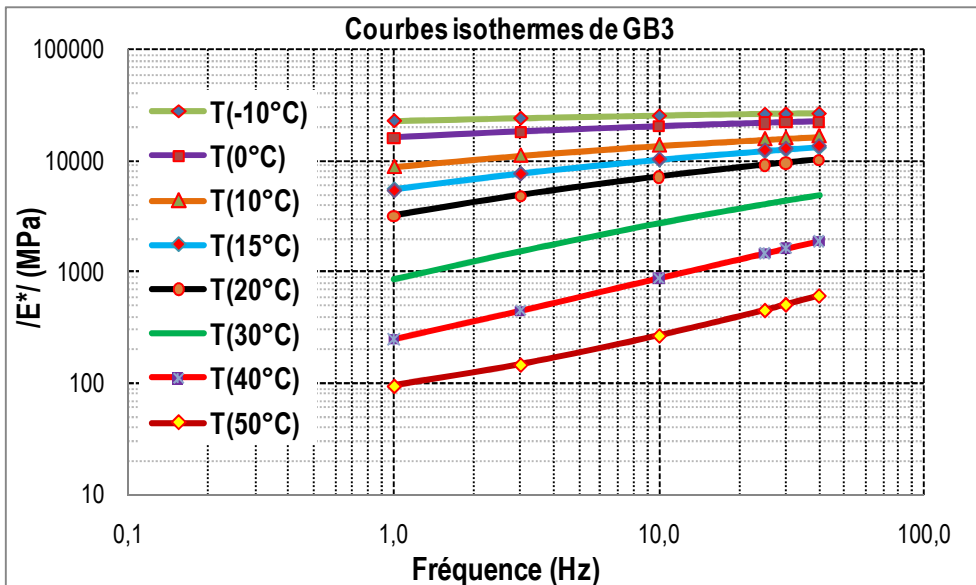


FIGURE 2.4. Isothermes de la grave bitume de classe 3 (GB3)

À l'examen des courbes ci-dessus, on remarque qu'une même valeur du module du matériau peut être obtenue pour différents couples (fréquence et température). Cette propriété est appelée le principe d'équivalence temps-température (Williams et al., 1995).

Ce principe permet donc de construire une courbe unique appelée courbe maîtresse $(\log(|E^*|), \log(f))$, pour une température de référence choisie. Les relations Kramers-Kronig décrivant la partie réelle et imaginaire d'une fonction complexe permettent d'écrire :

$$\log(|E^*(j\omega)|) - \log(|E^*(j\infty)|) = -\frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{u \cdot \varphi(u) - \omega \cdot \varphi(\omega)}{u^2 - \omega^2} du \quad (2.2)$$

$$\varphi(\omega) = \frac{2\omega}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{\log(|E^*(u)|) - \log(|E^*(\omega)|)}{u^2 - \omega^2} du \quad (2.3)$$

En simplifiant l'équation (2.3), Booij (Booij et Thoone, 1982) propose une expression approximative suivante :

$$\varphi(\omega) \approx \frac{\pi}{2} \cdot \frac{d \log |E^*(\omega)|}{d \log(\omega)} \quad (2.4)$$

Dans le cas où le comportement du matériau obéit à une fonction de fluage parabolique du type: $f(t) = A.t^\alpha$, l'approximation (2.4) devient alors selon Stéfani (2001), une égalité :

$$\varphi(\omega) = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{d \log |E^*(\omega)|}{d \log(\omega)} \quad (2.5)$$

La construction de la courbe maîtresse est pertinente lorsqu'il n'y a pas de réarrangement de la structure du réseau moléculaire avec la température et que l'essai s'effectue dans le domaine de la viscoélasticité linéaire. Dans ce cas, le diagramme de Black $(\varphi = f(|E^*|))$ est une courbe continue. Cette courbe lisse permet de confirmer le principe d'équivalence temps-température. On obtient donc le même comportement mécanique pour différentes températures et pour les différentes fréquences de chargement.

La représentation dans l'espace de Black consiste à tracer le logarithme de la norme du module complexe $|E^*|$ en fonction de l'angle de phase correspondant comme le montre la figure 2.9. On constate que les points expérimentaux définissent une courbe unique, le matériau obéit donc au principe d'équivalence temps-température.

2.3.2.3. Détermination du facteur de translation a_T

En considérant deux pulsations proches ω_i et ω_j , avec $\omega = 2\pi f$, l'équation (2.5) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\varphi_{moy}^{i,j} \cdot \frac{2}{\pi} = \frac{\log(|E^*(T, \omega_j)|) - \log(|E^*(T, \omega_i)|)}{\log(\omega_j) - \log(\omega_i)} \quad (2.6)$$

avec $\varphi_{moy}^{i,j}$ la moyenne des deux angles de phase mesurés entre ω_i et ω_j à une température T .

Selon le principe d'équivalence temps-température, il existe un coefficient $a(T_1, T_2) = \frac{f_2}{f_1} = \frac{\omega_2}{\omega_1}$ de telle sorte que $|E^*(T_1, \omega_1)| = |E^*(T_2, \omega_2)|$. On peut réécrire l'équation (2.6) sous la forme suivante :

$$\varphi_{T_1, T_2}^{moy}(\omega_2) \cdot \frac{2}{\pi} = \frac{\log(|E^*(T_1, \omega_2)|) - \log(|E^*(T_2, \omega_2)|)}{\log(a(T_1, T_2))} \quad (2.7)$$

avec $\varphi_{T_1, T_2}^{moy}(\omega_2)$ la moyenne des deux angles de phase mesurés aux températures T_1 et T_2 pour une pulsation ω_2 .

Dans le cas général de n températures (T_1, T_2, \dots, T_n), l'expression de ce facteur de translation à une température de référence T_{ref} se trouvant entre T_1 et T_n s'écrit alors :

$$\log(a_T(T_i, T_{ref})) \approx \sum_{i=1}^{i=ref} \frac{\log|E^*(T_i, \omega)| - \log|E^*(T_{ref}, \omega)|}{\varphi_{moy}^{(T_i, T_{ref})}(\omega)} \cdot \frac{\pi}{2} \quad (2.8)$$

2.3.2.4. Détermination de la constante de la loi de WLF

La méthode pour la détermination du facteur de translation a_T à une température de référence a été présentée dans la partie précédente (§.2.3.2.3). Ce coefficient identifié, permet ensuite de construire la courbe maîtresse à cette température mesurée. Cependant, pour construire la courbe maîtresse aux températures non mesurées, souvent non accessibles expérimentalement, on doit utiliser le coefficient de translation $a_T(T)$ correspondant à cette température non mesurée. Dans ce dernier cas, l'équation (2.5) n'est plus valable.

Williams, Landel et Ferry (WLF, 1995) proposent une relation régulière décrivant le coefficient de translation a_T en fonction de la température :

$$\log(a_T(T_i, T_{ref})) \approx \frac{-C_1^{ref} \cdot (T_i - T_{ref})}{C_2^{ref} + T_i - T_{ref}} \quad (2.9)$$

C_1 et C_2 sont des coefficients caractéristiques du matériau étudié à la température de référence T_{ref} . Cette loi nommée WLF (Williams et *al.*, 1995) s'adapte bien aux matériaux bitumineux. Les coefficients C_1 et C_2 sont obtenus par ajustement (Figure 2.5) de la loi de WLF aux a_T calculés par la relation (2.8) suivant un processus d'optimisation. L'équation (2.9) est indépendante du choix de la température de référence T_{ref} , par conséquent, elle peut s'exprimer par une autre température de référence T_{ref}' et par les constantes C_1' et C_2' correspondantes :

$$C_2^{ref'} = C_2^{ref} + T_{ref'} - T_{ref} \quad (2.10)$$

$$C_1^{ref'} = \frac{C_1^{ref} \cdot C_2^{ref}}{C_2^{ref'}} \quad (2.11)$$

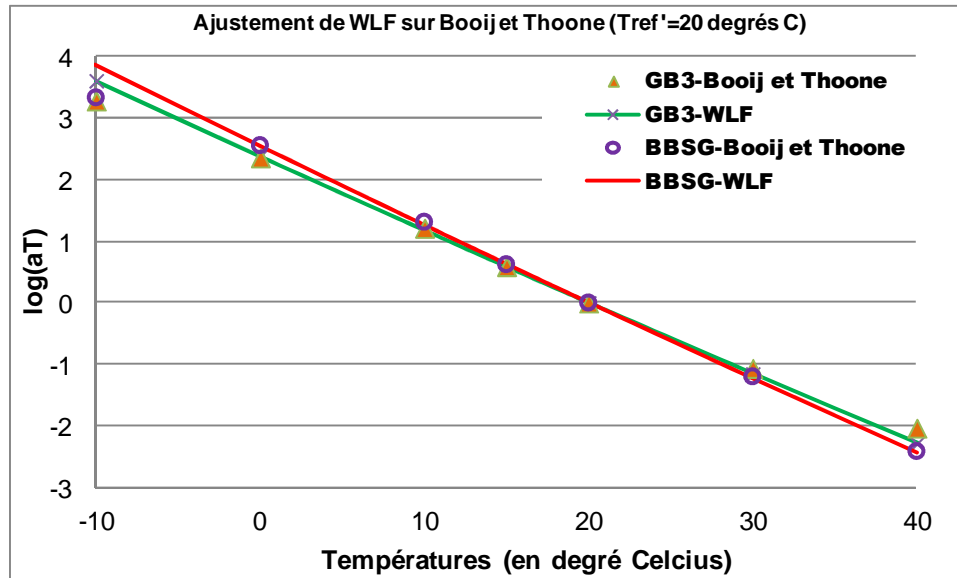


FIGURE 2.5. Ajustement de la loi de WLF aux aT calculés pour le BBSG et la GB3 à température de 20°C

2.3.2.5. Courbes maîtresses

La construction de la courbe maîtresse s'opère grâce à de simples translations, parallèlement à l'axe des fréquences de chaque isotherme (Figure 2.3 et 2.4). Ces translations s'articulent autour de l'isotherme correspondant à la température de référence jusqu'à superposition des points de même ordonnée (Figure 2.6). Dans les parties précédentes (§.2.3.2.3 et §.2.3.2.4), la méthode pour déterminer le coefficient de translation et la loi WLF a été présentée. La courbe maîtresse permet d'obtenir des valeurs de module pour des fréquences inaccessibles expérimentalement. Les données de ces courbes maîtresses (Module $|E^*|$ et fréquence équivalente f) servent de base pour identifier les paramètres des séries de Prony que nous allons développer dans la section suivante.

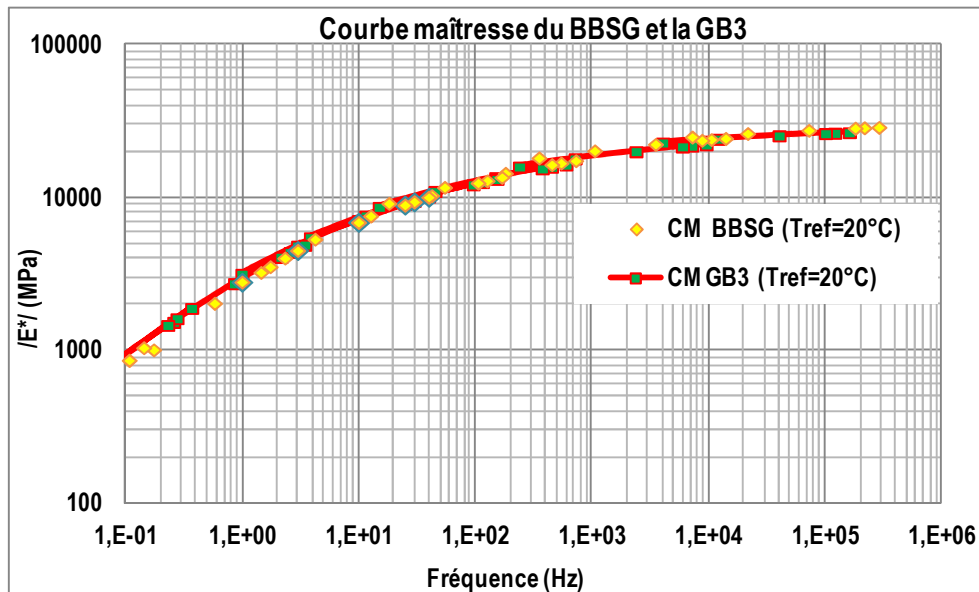


FIGURE 2.6. Courbes maîtresses du BBSG et la GB3 à température de 20°C

2.3.3. Calibration des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Les propriétés mécaniques des matériaux viscoélastiques linéaires sont souvent déterminées à partir des essais sur des éprouvettes soumises à l'excitation transitoire ou sinusoïdale en régime permanent. De nombreuses expressions analytiques du comportement viscoélastique linéaire (Ferry, 1980; Tschoegl, 1989; Tschoegl et Emri, 1992; Tschoegl et Emri, 1993; Park, 2001; Tschoegl et *al.*, 2002; Olard, 2003 ; Maillard, 2005; Chailleux et *al.*, 2006; Nguyen, 2008; Chailleux et *al.*, 2010; Clec'h, 2010; Yusoff et *al.*, 2011; Nguyen, 2011) sont proposées. Ces dernières représentations se basent sur la décomposition exponentielle souvent connue sous forme des séries de "Prony" ou de "Dirichlet". Les séries de Prony dont le modèle rhéologique est composé des éléments de Kelvin-Voigt en série sont utilisées dans cette partie.

L'identification directe des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé à partir des modules complexes expérimentaux donne des résultats moins satisfaisant du point de vue physique (les enrobés bitumineux sont représentés par une courbe à spectre continu dans le plan Cole-Cole alors que le modèle de Kelvin-Voigt généralisé est un modèle discret, pouvant être représenté par une infinité de

branches). Plusieurs travaux (Olard, 2003 ; Pouget, 2011) ont montré que le modèle de Kelvin-Voigt permet une description tout à fait satisfaisante du comportement des matériaux bitumineux, à condition qu'un nombre suffisant d'éléments (N) soit considéré et qu'en augmentant le nombre d'éléments à 19 par exemple, la précision de ces modèles est accrue. Nous utilisons un modèle à 19 branches, donc il nous faut aussi au moins 19 fréquences de sollicitations des matériaux, or expérimentalement on a que 6 fréquences. Pour pallier à ces insuffisances, une double calibration est faite, en passant par un modèle à spectre continu afin d'identifier les paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé. Le modèle 2S2P1D (Olard et Di Benedetto, 2003) est utilisé pour l'identification des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé. Le modèle 2S2P1D a un spectre continu dans le plan Cole-Cole et décrit correctement le comportement des matériaux bitumineux.

2.3.3.1. Identification des paramètres du modèle 2S2P1D

Afin de pouvoir prendre en compte la viscosité des bitumes à haute température et basse fréquence, Olard et Di Benedetto (2003) ont développé un nouveau modèle analogique pour la caractérisation des propriétés viscoélastiques linéaires des matériaux bitumineux. Ce modèle est constitué d'une combinaison d'éléments analogiques (deux ressorts, deux amortisseurs paraboliques et un amortisseur linéaire) et consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh. Ce dernier a été adapté en ajoutant en série un amortisseur linéaire $\eta = (E_0 - E_{00})\beta\tau$ avec les deux amortisseurs paraboliques et le ressort de rigidité $E_0 - E_{00}$ (Figure 2.7).

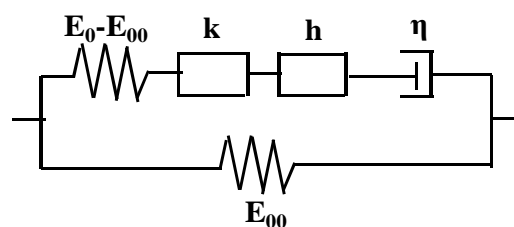


FIGURE 2.7. Représentation du modèle 2S2P1D

Le modèle 2S2P1D (2 Springs, 2 Parabolic elements, 1 Dashpot) (Figure 2.7) possède un spectre continu (*i.e.* pouvant être représenté par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle). Ce modèle est utilisé pour calibrer les paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé. À une température donnée, ce modèle possède 7 constantes et son module complexe est donné par la relation (2.12). Seul le paramètre τ dépend de la température. L'évolution de τ (Figure 2.8) peut être décrite par la loi WLF pour les intervalles de températures observées en laboratoire.

$$E^{*2S2P1D}(j\omega\tau) = E_{00} + \frac{E_0 - E_{00}}{1 + \delta(j\omega\tau)^{-k} + (j\omega\tau)^{-h} + (j\omega\beta\tau)^{-1}} \quad (2.12)$$

avec $1 > h > k > 0$.

$$\tau = \tau_0 a_T(T) \quad (2.13)$$

$$\text{Re}(E^{*2S2P1D}) = E_{00} + \frac{(E_0 - E_{00}) \left(1 + \delta(\omega\tau)^{-k} \cdot \cos(k \frac{\pi}{2}) + (\omega\tau)^{-h} \cdot \cos(h \frac{\pi}{2}) \right)}{\left(1 + \delta(\omega\tau)^{-k} \cdot \cos(k \frac{\pi}{2}) + (\omega\tau)^{-h} \cdot \cos(h \frac{\pi}{2}) \right)^2 + \left(\delta(\omega\tau)^{-k} \cdot \sin(k \frac{\pi}{2}) + (\omega\tau)^{-h} \cdot \sin(h \frac{\pi}{2}) + (\omega\beta\tau)^{-1} \right)^2} \quad (2.14)$$

$$\text{Im}(E^{*2S2P1D}) = \frac{(E_0 - E_{00}) \cdot \left(\delta(\omega\tau)^{-k} \cdot \sin(k \frac{\pi}{2}) + (\omega\tau)^{-h} \cdot \sin(h \frac{\pi}{2}) + (\omega\beta\tau)^{-1} \right)}{\left(1 + \delta(\omega\tau)^{-k} \cdot \cos(k \frac{\pi}{2}) + (\omega\tau)^{-h} \cdot \cos(h \frac{\pi}{2}) \right)^2 + \left(\delta(\omega\tau)^{-k} \cdot \sin(k \frac{\pi}{2}) + (\omega\tau)^{-h} \cdot \sin(h \frac{\pi}{2}) + (\omega\beta\tau)^{-1} \right)^2} \quad (2.15)$$

avec :

- j : nombre complexe défini par $j^2 = -1$;
- ω : la pulsation, $\omega = 2\pi.f$. (f est la fréquence) ;
- k, h : exposants tels que $0 < k < h < 1$;

- δ : constante ;
- E_{00} : “module statique”, le module lorsque $\omega\tau \rightarrow 0$, (pour les faibles fréquences et/ou températures élevées) ;
- E_0 : “module vitreux” le module lorsque $\omega\tau \rightarrow \infty$, (pour les fréquences élevées et/ou températures basses) ;
- τ : temps caractéristique, dont la valeur dépend uniquement de la température ;
- β : constante sans dimension ;
- η : viscosité Newtonienne, $\eta = (E_0 - E_{00})\beta\tau$;

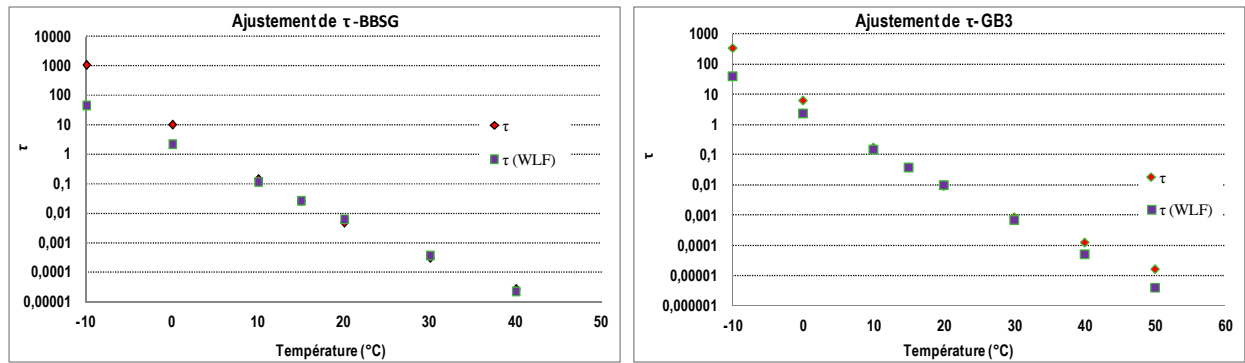


FIGURE 2.8. Ajustement de tau (τ)

La méthode utilisée pour déterminer les constantes de ce modèle consiste à minimiser la somme des écarts entre le module complexe expérimental et celui du modèle général introduit en N points de pulsation ω_i . Cette minimisation est faite à la température de référence $T_{réf}$, par l'expression (2.16).

$$\sum_{i=1}^{i=N} \left(\left[\text{Re}(E^{*exp}(\omega_i)) - \text{Re}(E^{*2S2P1D}(\omega_i)) \right]^2 + \left[\text{Im}(E^{*exp}(\omega_i)) - \text{Im}(E^{*2S2P1D}(\omega_i)) \right]^2 \right) \quad (2.16)$$

$\text{Re}(E^{*exp})$ et $\text{Im}(E^{*exp})$ sont respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe expérimental (E^{*exp}). $\text{Re}(E^{*2S2P1D})$ et $\text{Im}(E^{*2S2P1D})$ sont

respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe du modèle 2S2P1D (E^*_{2S2P1D}), données par les expressions (2.14) et (2.15). Les figures 2.9; 2.11 et 2.12 présentent une comparaison entre les données expérimentales du module complexe et le modèle 2S2P1D calibré à une température de référence $T_{réf} = 20\text{ °C}$. Le tableau 2.3 présente les différents paramètres du modèle introduit pour le béton bitumineux semi grenu (BBSG) et la grave bitume de classe 3 (GB3) à la température $T_{réf} = 20\text{ °C}$ pour $\tau_{réf}$.

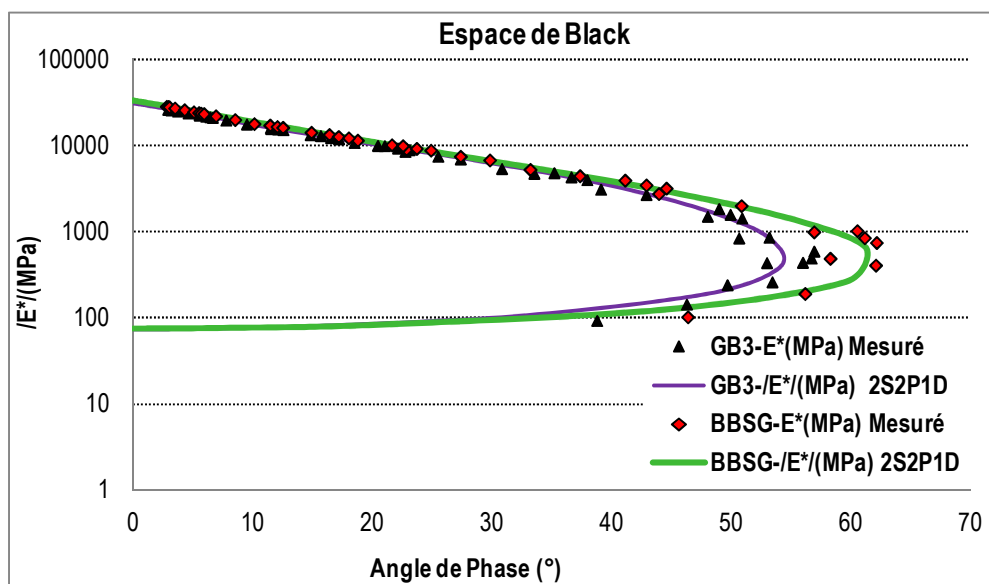


FIGURE 2.9. Représentation dans l'espace de Black des angles de phase expérimentaux et ceux obtenus par le modèle 2S2P1D

TABLEAU 2.3. Paramètres du modèle 2S2P1D obtenus pour des températures de 20 et 30 °C

Matériau	δ	k	h	E_{00}	E_0	β	τ à (20°C)	τ à (30°C)
BBSG	1,70	0,208	0,540	73	33500	10	0,00496	0,00032
GB3	1,95	0,220	0,633	74	31000	19	0,00966	0,00090

2.3.3.2. Identification des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé

À partir des 7 paramètres du modèle 2S2P1D obtenus dans le paragraphe précédent, on identifie les paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé (Figure

2.10). L'expression du module complexe de ce modèle est donnée par l'équation suivante :

$$E^{*KVG}(j\omega, T) = \left(\frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^{i=N} \frac{1}{E_i + j\omega_k \eta_i(T)} \right)^{-1} \quad (2.17)$$

On retrouve ainsi $(\text{Re}(E^{*KVG}))^{-1}$ et $(\text{Im}(E^{*KVG}))^{-1}$ qui sont respectivement l'inverse du module élastique et l'inverse du module de perte :

$$(\text{Re}(E^{*KVG}))^{-1} = \frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^N \frac{1}{E_i} \cdot \frac{1}{1 + (\omega_k \tau_i)^2} \quad (2.18)$$

$$(\text{Im}(E^{*KVG}))^{-1} = \sum_{i=1}^N \frac{1}{E_i} \cdot \frac{\omega_k \tau_i}{1 + (\omega_k \tau_i)^2} \quad (2.19)$$

avec ω la fréquence angulaire et N le nombre d'éléments des séries de Prony.

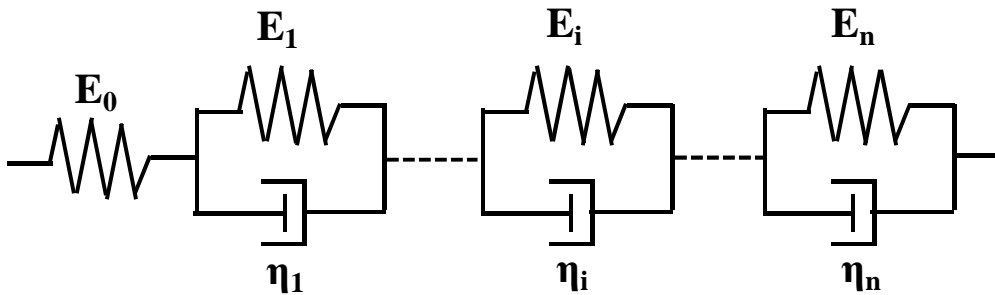


FIGURE 2.10. *Forme asymptotique du modèle de Kelvin-Voigt généralisé à N branches dans le domaine viscoélastique linéaire*

Pour le calage des paramètres du modèle, on adopte d'abord, un nombre d'éléments des séries de Prony permettant de définir l'intervalle de temps de relaxation τ_i correspondante. Théoriquement, les coefficients E_i sont obtenus en employant la méthode de décomposition en fonction spectrale qui consiste en un découplage de l'effet de chaque cellule de Kelvin-Voigt en imposant une suite régulière de temps de relaxation telle que $\frac{\tau_i}{\tau_{i+1}}$ soit multiple de 10 (Hao et *al.*, 2007).

Les matrices constituant les deux systèmes linéaires de la partie réelle et imaginaire du module complexe sont définies par les relations (2.20) et (2.21).

Chacune de ces relations induit un système d'équation linéaire dont la taille est proportionnelle au nombre de cellule de Kelvin-Voigt utilisé. Olard (2003), Pouget (2011) ont démontré dans leurs travaux qu'en augmentant le nombre d'éléments à 19 par exemple, la précision du modèle est accrue. Nous avons utilisé un modèle de Kelvin -Voigt généralisé à 19 cellules et un ressort en série. Les paramètres (N+1 valeurs de E_i et N valeurs de η_i) du modèle de Kelvin-Voigt généralisé sont obtenus suivant un processus d'optimisation à partir des 7 paramètres du modèle 2S2P1D. Le module E_0 dans l'expression du module complexe du modèle 2S2P1D (Équation 2.12) correspond à la rigidité E_0 du modèle de Kelvin-Voigt généralisé (Équation 2.17). La méthode de détermination des paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé consiste à minimiser la somme des écarts entre le module complexe du modèle 2S2P1D et celui du modèle de Kelvin-Voigt généralisé introduit en N points de pulsation ω_i . Cette minimisation est faite à la température de référence $T_{réf}$, par l'expression (2.22).

$$\frac{1}{\text{Re}(E^{*KVG})} = \begin{bmatrix} 1 & \frac{1}{1+(\omega_1\tau_1)^2} & \frac{1}{1+(\omega_2\tau_1)^2} & \dots & \frac{1}{1+(\omega_{n-1}\tau_1)^2} & \frac{1}{1+(\omega_n\tau_1)^2} \\ 1 & \frac{1}{1+(\omega_1\tau_2)^2} & \frac{1}{1+(\omega_2\tau_2)^2} & \dots & \frac{1}{1+(\omega_{n-1}\tau_2)^2} & \frac{1}{1+(\omega_n\tau_2)^2} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ 1 & \frac{1}{1+(\omega_1\tau_n)^2} & \frac{1}{1+(\omega_2\tau_n)^2} & \dots & \frac{1}{1+(\omega_{n-1}\tau_n)^2} & \frac{1}{1+(\omega_n\tau_n)^2} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \frac{1}{E_0} \\ \frac{1}{E_1} \\ \frac{1}{E_2} \\ \cdot \\ \cdot \\ \frac{1}{E_n} \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

$$\frac{1}{\text{Im}(E^{*KVG})} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{\omega_1 \tau_1}{1+(\omega_1 \tau_1)^2} & \frac{\omega_2 \tau_1}{1+(\omega_2 \tau_1)^2} & \dots & \frac{\omega_{n-1} \tau_1}{1+(\omega_{n-1} \tau_1)^2} & \frac{\omega_n \tau_1}{1+(\omega_n \tau_1)^2} \\ 0 & \frac{\omega_1 \tau_2}{1+(\omega_1 \tau_2)^2} & \frac{\omega_2 \tau_2}{1+(\omega_2 \tau_2)^2} & \dots & \frac{\omega_{n-1} \tau_2}{1+(\omega_{n-1} \tau_2)^2} & \frac{\omega_n \tau_2}{1+(\omega_n \tau_2)^2} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ 0 & \frac{\omega_1 \tau_n}{1+(\omega_1 \tau_n)^2} & \frac{\omega_2 \tau_n}{1+(\omega_2 \tau_n)^2} & \dots & \frac{\omega_{n-1} \tau_n}{1+(\omega_{n-1} \tau_n)^2} & \frac{\omega_n \tau_n}{1+(\omega_n \tau_n)^2} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \frac{1}{E_0} \\ \frac{1}{E_1} \\ \frac{1}{E_2} \\ \cdot \\ \cdot \\ \frac{1}{E_n} \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

$$\sum_{i=1}^{i=N} \left(\left[\text{Re}(E^{*2S2P1D}(\omega_i)) - \text{Re}(E^{*KVG}(\omega_i)) \right]^2 + \left[\text{Im}(E^{*2S2P1D}(\omega_i)) - \text{Im}(E^{*KVG}(\omega_i)) \right]^2 \right) \quad (2.22)$$

$\text{Re}(E^{*KVG})$ et $\text{Im}(E^{*KVG})$ sont respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe du modèle de Kelvin-Voigt généralisé. Les figures 2.11 et 2.12 présentent le calage des modèles sur chaque courbe maîtresse de référence à température de 20 °C.

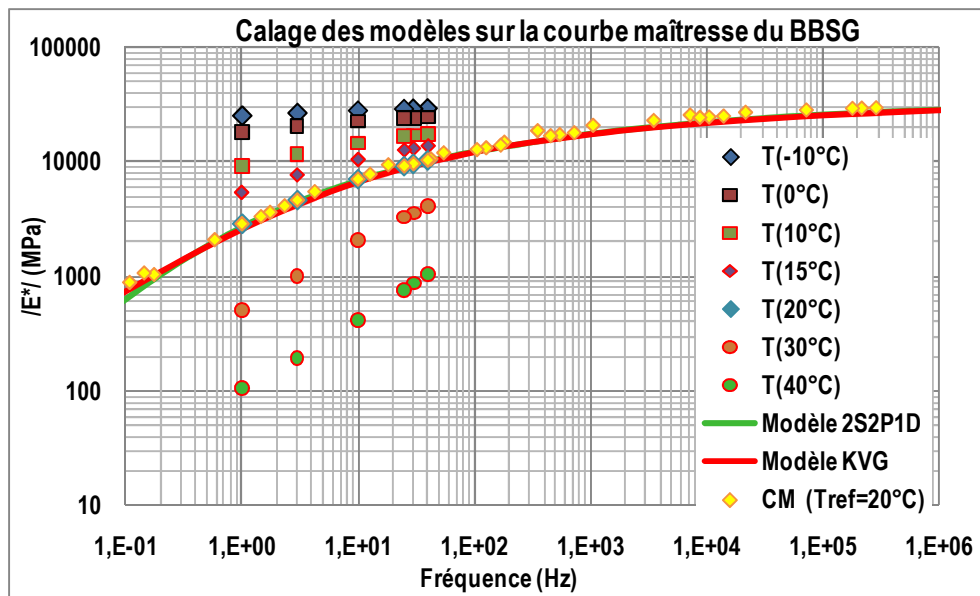


FIGURE 2.11. Calage des paramètres des modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches sur la courbe maîtresse de référence du BBSG

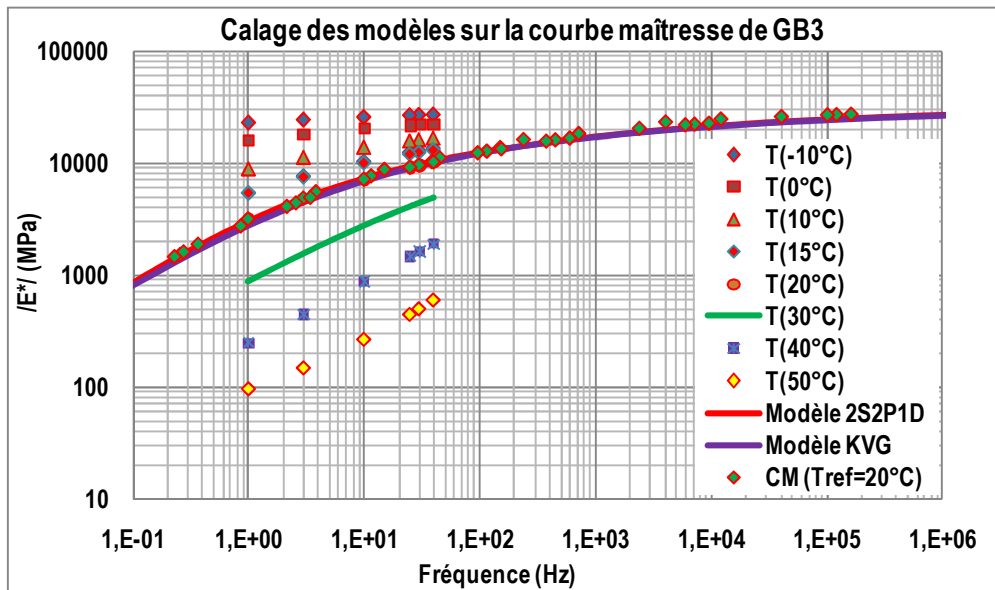


FIGURE 2.12. Calage des paramètres des modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches sur la courbe maîtresse de référence de la GB3

Les figures 2.13 et 2.14 présentent une comparaison entre les données du module complexe du modèle 2S2P1D et le modèle de Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches calibré à une température de référence $T_{réf} = 20 \text{ °C}$ dans le plan Cole-Cole. Le tableau 2.4 présente les différents paramètres E_i et η_i du modèle de Kelvin-Voigt généralisé obtenus après calibration à une température $T_{réf} = 20 \text{ °C}$. Ce sont ces paramètres qui seront utilisés dans la partie modélisation viscoélastique des chaussées bitumineuses sous charge roulante à l'aide du code de calcul E.F. Cast3M (Cast3M, 2010).

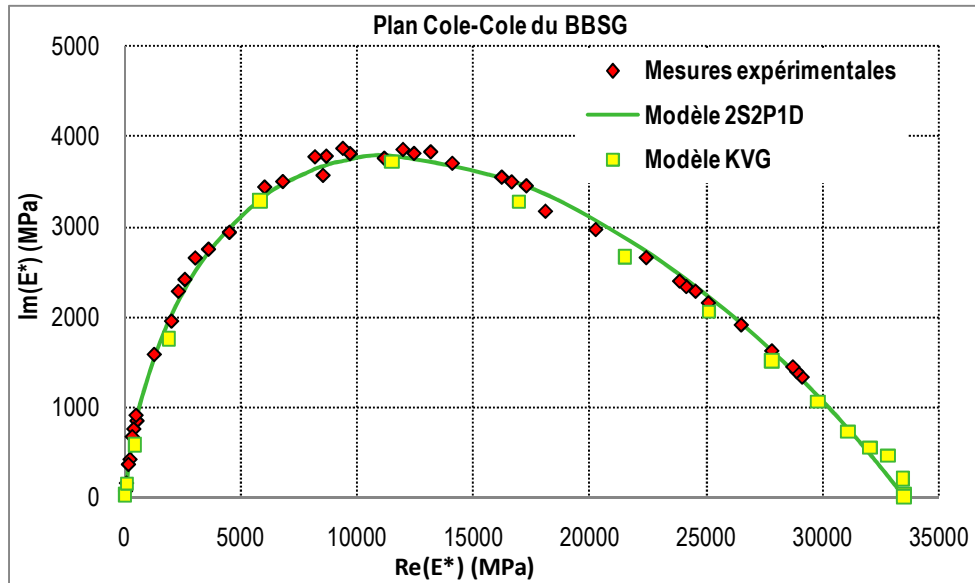


FIGURE 2.13. Comparaison dans le plan Cole-Cole des modules complexes expérimentaux du BBSG et ceux obtenus par les modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé à 19 branches

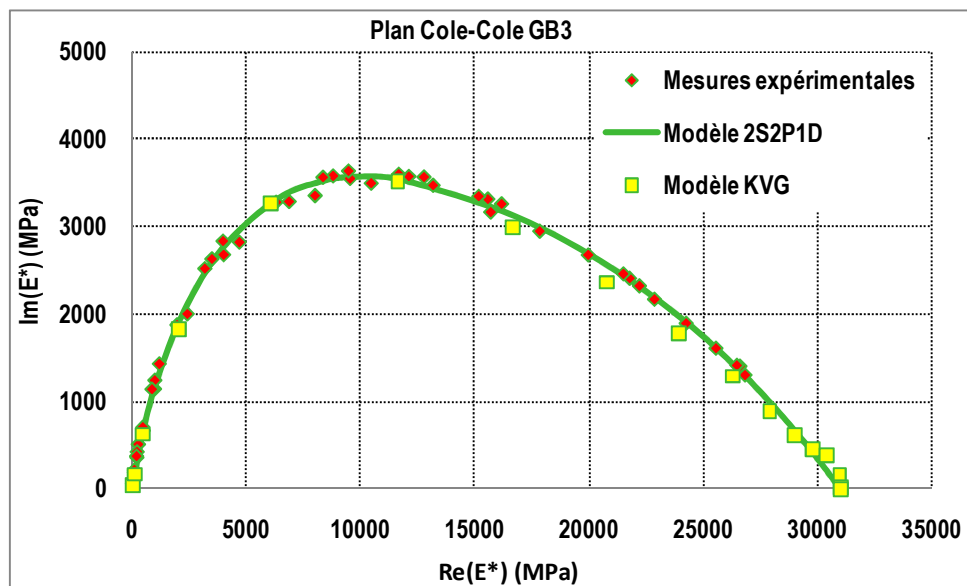


FIGURE 2.14. Comparaison dans le plan Cole-Cole des modules complexes expérimentaux de la GB3 et ceux obtenus par les modèles 2S2P1D et Kelvin-Voigt généralisé

TABLEAU 2.4. Paramètres du modèle de Kelvin-Voigt généralisé obtenus pour des températures de 20 et 30 °C

n°	BBSG			GB3		
	E _i (MPa)	η _i (20°C) (MPa.s)	η _i (30°C) (MPa.s)	E _i (MPa)	η _i (20°C) (MPa.s)	η _i (30°C) (MPa.s)
	33500			31000		
1	1479000	9,15E-06	5,34E-07	1522500	1,04E-05	8,95E-07
2	1397400	8,65E-05	5,04E-06	1438500	9,79E-05	8,46E-06
3	1091400	6,76E-04	3,94E-05	1123500	7,65E-04	6,61E-05
4	705840	4,37E-03	2,55E-04	726600	4,95E-03	4,27E-04
5	433500	2,68E-02	1,57E-03	446250	3,04E-02	2,62E-03
6	265200	1,64E-01	9,57E-03	273000	1,86E-01	1,61E-02
7	159120	9,85E-01	5,74E-02	163800	1,12E+00	9,63E-02
8	90576	5,61E+00	3,27E-01	93240	6,35E+00	5,48E-01
9	46716	2,89E+01	1,69E+00	48090	3,27E+01	2,83E+00
10	20196	1,25E+02	7,29E+00	20790	1,42E+02	1,22E+01
11	7007	4,34E+02	2,53E+01	7214	4,91E+02	4,24E+01
12	1999	1,24E+03	7,22E+01	2058	1,40E+03	1,21E+02
13	495	3,06E+03	1,79E+02	509	3,47E+03	2,99E+02
14	99	6,12E+03	3,57E+02	102	6,93E+03	5,98E+02
15	22	1,33E+04	7,77E+02	22	1,51E+04	1,30E+03
16	216	1,34E+06	7,81E+04	223	1,52E+06	1,31E+05
17	733	4,54E+07	2,65E+06	755	5,14E+07	4,44E+06
18	19278	1,19E+10	6,96E+08	19845	1,35E+10	1,17E+09
19	504900	3,13E+12	1,82E+11	519750	3,54E+12	3,06E+11

2.4. Modélisation du comportement des chaussées bitumineuses

Les lois fondamentales de la mécanique des solides ou des fluides s'expriment toutes par des équations différentielles. Déterminer la solution d'un problème de mécanique revient alors à résoudre un système d'équations aux dérivées partielles. Les principales méthodes d'évaluation des dérivées peuvent être classées en trois familles : les méthodes analytiques, les méthodes semi-analytiques et les méthodes numériques. Ainsi, lorsque les calculs le permettent, les méthodes analytiques et semi-analytiques sont utilisées. Elles s'appliquent en général à des géométries simples et des modèles linéaires. Lorsque ce n'est pas le cas, les méthodes numériques (différences finis, éléments finis, etc.) sont utilisées.

Les tableaux 2.5 et 2.6 ci-après, présentent une synthèse des paramètres d'entrée et de sortie des outils couramment utilisés (ALIZE ((LCPC-SETRA, 1994), ViscoRoute 2.0 (Chabot et *al.*, 2010), Cast3M (Cast3M, 2010)) pour l'analyse du

comportement mécanique d'une structure de chaussée, ainsi que leurs avantages et leurs limites.

TABLEAU 2.5. Modèles à comportement élastique

Outils	Alizé : 2D axisymétrique	Cast3M 2D : axisymétrique	Cast3M 3D: tridimensionnelle
Paramètres d'entrée	Nombre de couches ; Epaisseur des couches ; Module de chaque couche (à 15°C et 10Hz) ; Coefficient de poisson ; Interfaces collées ou semi-collées ou glissantes ; Charge fixe (roue isolée ou jumelage standard français) ; Pression de contact de 0,662 MPa répartie sur une surface circulaire de 0,125 m de rayon	Nombre de couches ; Epaisseur des couches ; Maillage 2D ; Module de chaque couche (à température et fréquence variables) ; Coefficient de poisson ; Interfaces collées ou réalistes ou glissantes ; Charge fixe à roue isolée, Pression de contact variable, répartie sur une surface circulaire de rayon adaptée à la charge appliquée ; Blocages mécaniques	Nombre de couches ; Epaisseur des couches ; Maillage 3D ; Module de chaque couche (à température et fréquence variables) ; Coefficient de poisson ; Interfaces collées ou réalistes ou glissantes ; Charges fixes à roues isolées ou jumelées ; Pression de contact variable et répartie sur une surface rectangulaire adaptée à la charge appliquée ; Blocages mécaniques
Sortie	Champs : de déplacement, de contrainte et de déformation		
Avantages	Méthode rationnelle, rapide	Méthode E.F ; Choix du maillage.	Méthode E.F, choix du maillage, simule les charges verticales et horizontales, charges à essieux multiples
Limites	Ne simule pas des charges horizontales, ni les multi-essieux, pas de maillage ; L'aspect viscoélastique des matériaux bitumineux n'est pas visible sur les signaux de chargement	Ne simule pas des charges horizontales, ni les multi-essieux ; L'aspect viscoélastique des matériaux bitumineux n'est pas visible sur les signaux de chargement	Durée du calcul élevée; Nécessite un PC performant ; L'aspect viscoélastique des matériaux bitumineux n'est pas visible sur les signaux de chargement

TABLEAU 2.6. Modèles à comportement élastique et viscoélastique

Outils	ViscoRoute 2.0 : 3D	Cast3M 3D: tridimensionnelle
Paramètres d'entrée	<p>Nombre de couches ; Epaisseur des couches (m) ; Module E (MPa) ; Coefficient de poisson ; Masse volumique du matériau ; Type de matériau ; Comportement ; Type de liaison (interfaces collées); Module E0 (MPa) ; Température (°C) ; Paramètres de la loi de Huet-Sayegh (à température donnée); Vitesse de charge ; Nombre de charge ; Fx (N), Fy (N), Fz (N) ; Type de charge mobile ; Surface de charge (fixe ou elliptique ou rectangulaire) ; Nombre de cas d'observation ; Cote (m).</p>	<p>Procédure viscoélastique ; Nombre de couches ; Epaisseur des couches ; Maillage 3D ; Module de chaque couche (à température et fréquence variables) ; Coefficient de poisson ; Comportement ; Type de liaison (interfaces collées); Paramètres du modèle de KVG (à température donnée); Charges mobiles ou fixes à roues isolées ou jumelées ; Pression de contact variable, répartie sur une surface rectangulaire adaptée à la charge appliquée Fx, Fy, Fz, Blocages mécaniques.</p>
Sortie	Champs (de déplacement, de contrainte et de déformation) à chaque incrément de temps	
Avantages	<p>Méthode assez rapide ; Comportement viscoélastique ou élastique des couches de chaussée ; Simule les charges verticales et horizontales, charges à essieux multiples ;</p>	<p>Méthode E.F ; Choix du maillage, Comportement viscoélastique ou élastique des couches de chaussée ; Simule les charges verticales et horizontales, charges à essieux multiples</p>
Limites	Pas de maillage	<p>Durée du calcul très élevée; Nécessite un PC très performant</p>

2.4.1. Approche de la modélisation numérique 3D des chaussées à charge roulante avec le code Cast3M

Afin de valider d'abord les signaux numériques (issus des simulations) de déformations horizontales sur les mesures réelles, nous présentons ici les étapes de la modélisation numérique des chaussées testées. Cette partie vise à reproduire les signaux numériques réels de déformations qui seront exploités au troisième chapitre 3.

2.4.1.1. Considérations générales

On considère une section de chaussée, constituée d'une part des couches de matériaux à comportement élastique, linéaire homogène et isotrope (sol support et matériaux granulaires non liés) et d'autre part des couches de matériaux bitumineux à comportement viscoélastique linéaire, répondant au modèle de Kelvin-Voigt généralisé dont les paramètres ont été présentés dans le tableau 2.4. Le coefficient de Poisson de tous les matériaux est égal à 0,35. On s'intéresse au calcul mécanique de cette structure de chaussée en petites déformations sous l'effet d'une charge roulante se déplaçant à une vitesse V , supposée constante et parallèlement à l'axe longitudinal (Figure 2.15). Lors du passage de cette charge, le point A (Figure 2.15) de la chaussée est sollicité. Ce point est situé à une profondeur Z par rapport à la surface et la pression de contact charge-chaussée est uniformément répartie sur une surface rectangulaire de $183,88 \times 267 \text{ mm}^2$ (pour la roue isolée, le jumelage et le tandem) ou de $254,59 \times 267 \text{ mm}^2$ (pour les autres multi-essieux) (Zoa et *al.*, 2011). La distance inter-essieux est prise égale à 1,35 m pour les multi-essieux.

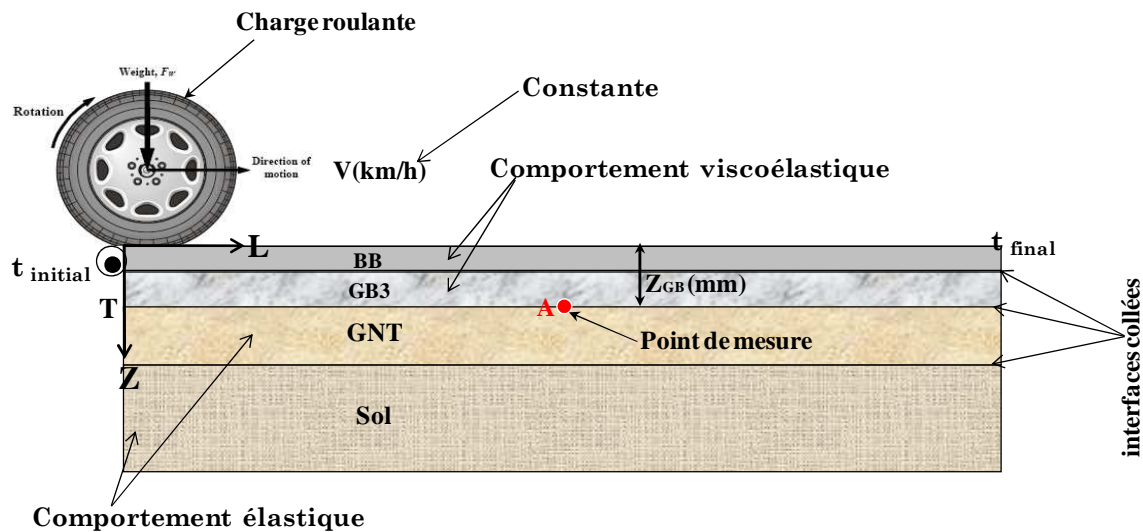


FIGURE 2.15. Schéma de principe du modèle de chaussée viscoélastique sous charge roulante

2.4.1.2. Géométrie du modèle et maillage E.F. 3D

Les charges de trafic sont appliquées sur la chaussée par des pneumatiques qui exercent des efforts sur la surface de contact pneu-chaussée. Les charges de référence poids lourds pris en compte (tableau 2.1) sont de 65 kN pour l'essieu tracteur, 130 kN pour un jumelage standard français, 210 kN pour l'essieu tandem à roues jumelées, 180 kN pour l'essieu tandem à roues isolées et 270 kN pour l'essieu tridem à roue isolée (Hamlat, 2007). L'étape initiale de la modélisation consiste à déterminer les dimensions de la section d'empreinte pour laquelle chaque roue du poids lourd exerce une pression normale de 0,662 MPa (pour la roue isolée, le jumelage, le tandem à roues isolées et le tridem, quad et 5 essieux) ou 0,535 MPa (pour le tandem) uniformément répartie sur la section de son empreinte. En modélisation 3D, la surface de contact pneu-chaussée est représentée par deux demi-cercles et un rectangle (Figure 2.16). Elle est convertie en rectangle équivalent, de surface $0,5227L^2$ et de largeur $0,6L$; L étant fonction de la charge (Q) et de la pression de contact (q) (Huang, 1993):

$$L = \left(\frac{Q}{q * 0,5227} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.23)$$

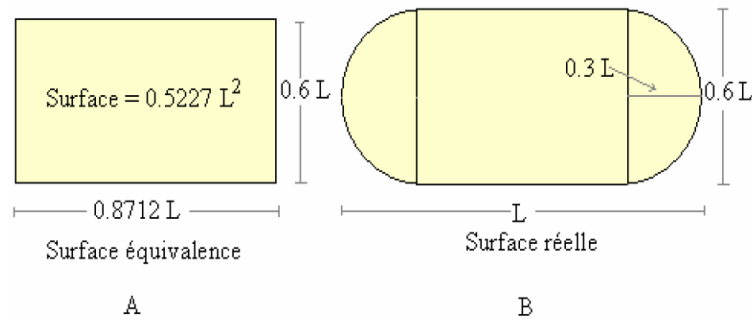


FIGURE 2.16. *Simplification de la surface de contact pneu-chaussée (Huang, 1993)*

La construction du modèle éléments finis sous Cast3M (Cast3M, 2010), est faite dans cette étude en utilisant des éléments cubiques à 8 nœuds (CUB8) comme supports géométriques pour chaque couche de matériau. La géométrie du modèle varie en fonction du type de configuration et la vitesse de chargement. Le temps de chargement t_c ici, dépend de la vitesse V du véhicule et la longueur l (267 mm) de la surface de contact pneu-chaussée. Une supposition raisonnable à partir de la relation (2.24), est que la charge n'a pratiquement aucun effet quand elle est située à une distance de $6l$ du point de mesure pour des chaussées bitumineuses (Huang, 1993).

$$t_c = \frac{12.l}{V} \quad (2.24)$$

Lors d'un calcul éléments finis, en plus du type d'éléments utilisés et des conditions aux limites, le niveau de précision des résultats dépend principalement de la finesse du maillage. Ainsi, un maillage plus fin a été choisi en surface sur la zone de chargement où d'importants gradients de contraintes et de déformations sont attendus. Le maillage devient plus étendu en profondeur afin de respecter les conditions dues à un sol semi-infini. La figure 2.17 présente une vue en perspective du maillage du modèle éléments finis 3D de la structure de chaussée VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3, sous sollicitation d'un essieu tridem. À titre d'exemple pour cette sollicitation tridem dans la dite structure (Figure 2.17), à la vitesse de 42 km/h ; le maillage comporte 111796 nœuds sur un total de 110981 éléments. La durée du calcul pour cette structure sur le serveur de 32 GO de RAM est de 8 h 13 mn. Ce

maillage est construit et utilisé pour évaluer la réponse mécanique de la structure sous l'effet d'une charge roulante.

Les épaisseurs des couches de chaussée sont suivant l'axe Z et l'axe L est la direction de la charge roulante. Les interfaces entre couches de chaussée sont supposées parfaitement collées, une continuité totale des déplacements est imposée. Les effets des six configurations de chargement suivant l'axe Z (0,662 MPa d'intensité chacune, sauf pour le chargement tandem qui est de 0,535 MPa) sur les chaussées routières et autoroutières sont pris en compte à différentes vitesses de chargement. Le comportement viscoélastique des matériaux bitumineux (BBSG et GB3) utilisés dans le modèle est décrit par la loi de Kelvin-Voigt généralisé implantée dans le code Cast3M. Les paramètres de cette loi (tableau 2.4) ont été obtenus après calage du module complexe du modèle général introduit en N points de la pulsation sur le module complexe du modèle 2S2P1D (§2.3.3).

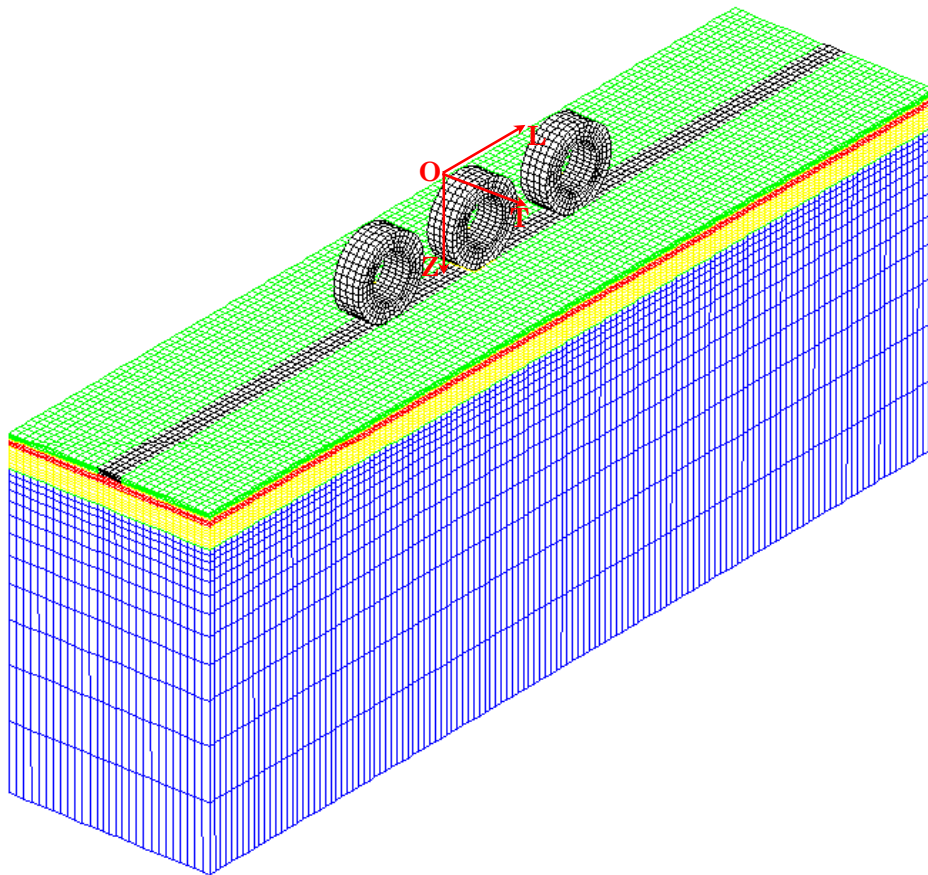


FIGURE 2.17. *Vue en perspective du maillage 3D sous sollicitation d'un essieu tridem (structure VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3)*

2.4.1.3. Conditions aux limites du modèle E.F. 3D

Ne pouvant modéliser une structure de chaussée que de manière finie dans une approche par éléments finis, la distribution des contraintes sur les frontières est alors un problème important. Pour traiter ce problème, des frontières artificielles (appelées blocages mécaniques) sont alors utilisées sur les bords du maillage. La modélisation numérique 3D (Figure 2.17) implique le blocage en déplacement du plan d'encastrement de la structure dans le substratum, ainsi les déplacements des points de ce plan sont bloqués suivant les axes T, L et Z. les nœuds des deux plans latéraux LZ qui limitent le modèle transversalement sont bloqués suivant l'axe T et les déplacements des deux plans transversaux TZ sont bloqués suivant l'axe L.

2.4.1.4. Validation de la largeur du milieu simulé à partir du modèle E.F. 3D

Afin de valider la largeur du maillage du milieu simulé, la structure VRNS2 a été modélisée sous le passage des roues jumelées simples et larges. La figure 2.18, ci-après montre une comparaison des signaux de déformations longitudinales à la base de la couche de GB3 et l'influence de la largeur des roues sur la réponse de chaussée. Cette figure montre que le niveau de déformation maximal est identique, seule une légère différence de la durée du signal qui est observée.

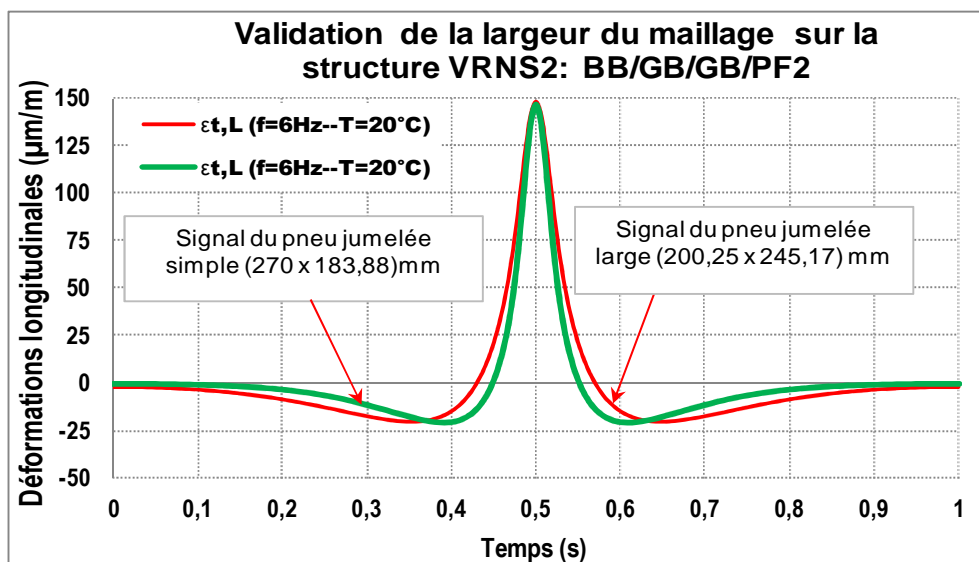


FIGURE 2.18. Déformations longitudinales (structure VRNS2 : BB/GB/GB/PF2) sous sollicitation d'un jumelage simple et à roues larges à une fréquence de 6Hz et température de 20°C

2.4.2. Validation numérique à partir d'une chaussée expérimentale du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes

La modélisation du comportement des chaussées en vue de l'obtention des champs de déplacements, de contraintes et de déformations s'opère à partir des logiciels ou des codes de calcul adaptés. Chaque code de calcul présente des avantages et des inconvénients ; tout dépend des résultats et du degré de précision recherchés. Pour qu'ils soient fiables, les résultats de modélisation doivent refléter les tendances issues des cas d'observations sur des chaussées réelles. Dans cette partie, nous présentons afin de valider notre méthode numérique, la comparaison des résultats issus des calculs et des résultats expérimentaux du manège de fatigue de L'IFSTTAR Nantes (Figure 2.19).

2.4.2.1. Description du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes

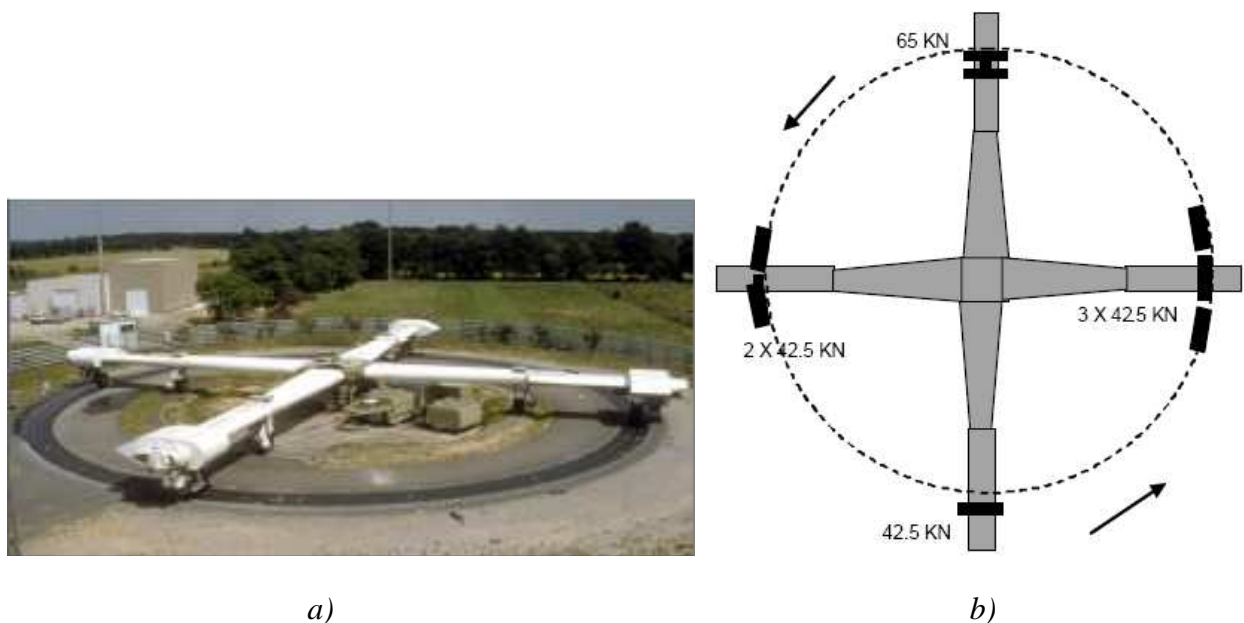


FIGURE 2.19. a) Manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes ; b) charges appliquées à l'extrémité de chaque bras

Le manège développé à l'IFSTTAR Nantes (Figure 2.19-a), pour l'étude expérimentale en vraie grandeur des chaussées sous trafic accéléré, est une installation de 1000 KW, formé d'une tourelle centrale et de quatre bras à

l'extrémité, desquels peuvent être fixées des charges roulantes (roues de poids lourds). Les configurations des charges sont variables : roues simples ou roues jumelées sur essieu simple ou tandem, et roues simples sur essieu tridem. Grâce à la longueur des bras (20 m environ), la vitesse de déplacement des charges peut atteindre 100 km/h. Selon la configuration d'essieux choisie, la charge à appliquer sur la chaussée peut être réglée entre 40 kN sur une roue simple, et 135 kN sur essieu tridem à roues simples ou un essieu tandem à roues jumelées ou à roues simples. Seul le demi-essieu de chaque configuration de charge est monté sur chaque bras de la tourelle (Kerzrého et al., 2012).

2.4.2.2. Structure de chaussée expérimentale et charges appliquées

La structure de chaussée instrumentée et testée (Figure 2.20-a) est d'épaisseur 26 cm. Elle est constituée de trois couches : couche de surface (BBSG) surmontant la couche d'assise (GB3) mise en œuvre sur une couche de fondation en Grave Non Traitée (GNT) (Homsy 2011 ; Kerzrého et al., 2012). Le module de la GNT est de 55 MPa et celui du sol support est de 50 MPa. Les paramètres mécaniques des couches bitumineuses, caractérisées par le modèle de Huet-Sayegh à température de 20 °C sont présentés dans le tableau 2.7.

TABLEAU.2.7 Paramètres du modèle de Huet-Sayegh obtenus à température de 20°C (Kerzrého et al., 2012)

Matériau	E_0	E_{00}	δ	k	h	A_0	A_1	A_2
BBSG	29843	20	2,194	0,217	0,658	3,8958	-0,3782	0,00158
GB3	22980	20	1,985	0,174	0,578	4,3252	-0,3723	0,00196

Les signaux de déformation sont obtenus sous le passage de quatre configurations d'essieux : un essieu simple, un jumelage, un tandem à roues isolées et un tridem (Figure 2.20-b), avec des charges à la roue respectivement de 42,5 kN (roue isolée, tandem et tridem) et 32,5 kN (jumelage). La vitesse de roulement est de 42 km/h. Les pneus choisis pour l'expérience ont des caractéristiques ci-après :

- Le pneu Dunlop 385/65 R 22,5 gonflé à 8,5 bars pour les roues isolées ;

- Le pneu Dunlop 12,00 R20 SP321 gonflé à 8,5 bars pour le jumelage.

La forme de la surface de contact pneu-chaussée du jumelage standard (65 kN) et des roues isolées de 42,5 kN (essieux simple, tandem et tridem) est illustrée sur la figure 2.16-b. La pression de contact est d'environ de 0,62 MPa pour le jumelage et 0,66 MPa pour les roues isolées. La distance inter-essieux est de 1,38 m. La structure de chaussée expérimentale a été instrumentée à l'aide des jauges placées à différentes profondeurs lors de sa mise en œuvre. La figure 2.20-a illustre les positions des dites jauges dans les différentes couches de cette structure de chaussée. L'instrumentation expérimentale a permis de mesurer les signaux de déformations longitudinale, transversale et verticale dans les différentes couches de la chaussée. Nous nous sommes intéressés dans cette partie, qu'aux signaux de déformations horizontales induites au niveau inférieur de la couche de base (GB3) de chaussée sous le passage du jumelage standard, la roue isolée, l'essieu tandem à roue isolée et l'essieu tridem. Les signaux expérimentaux du manège présenté dans cette partie ont été mesurés le 17 mars 2009.

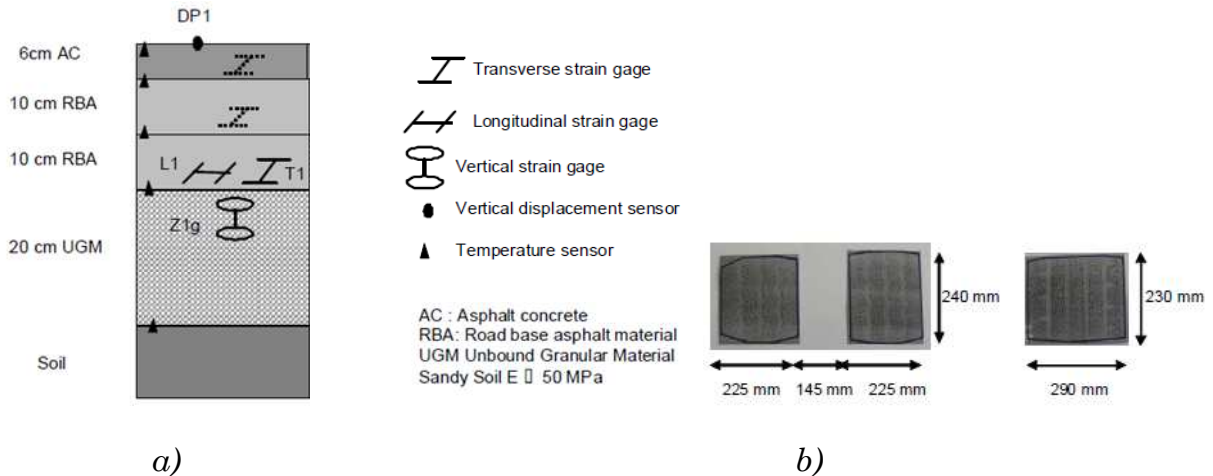


FIGURE 2.20. a) Structure de chaussée instrumentée et testée ; b) forme de la surface de contact pneu-chaussée du jumelage et des roues isolées chargés respectivement à 65 kN et 42,5 kN (Kerzrého et al., 2012)

2.4.2.3. Modélisation de la structure de chaussée expérimentale

Les signaux expérimentaux sont comparés aux signaux de la structure modélisée par les outils d'analyses du comportement mécanique d'une structure de chaussée.

Il s'agit des logiciels ALIZE (LCPC-SETRA, 1994), ViscoRoute (Chabot et *al.*, 2010) et le code Cast3M (Cast3M, 2010). Les calculs ont été faits sous ALIZE, après avoir déterminé les modules élastiques des matériaux bitumineux à partir de leurs courbes maîtresses à température de 20 °C et à une fréquence de 6 Hz (correspondant à une vitesse de 42 km/h). Ces modules élastiques sont équivalents à 8808 MPa pour le BBSG et 7321 MPa pour la GB3. Sous ViscoRoute, les paramètres mécaniques des matériaux bitumineux (tableau 2.7) ont été déterminés à partir du modèle de Huet-Sayegh à température de 20 °C. Les modélisations avec le code Cast3M (Cast3M, 2010), ont été faites avec des matériaux bitumineux répondant au modèle de Kelvin-Voigt généralisé.

Le tableau 2.8, ci-après présente une synthèse comparative (signaux réels et signaux de modélisations) des valeurs maximales des déformations au passage de chaque configuration d'essieux sur la chaussée, ainsi que des erreurs des prédictions de chaque modèle en fonction des résultats expérimentaux.

TABLEAU 2.8. *Comparaison des amplitudes de déformations ($\mu\text{m}/\text{m}$) mesurées et calculées à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée expérimentale (6BBSG/20GB3/20GNT/PF2) de l'IFSTTAR Nantes*

Type de configuration	Signaux manèges		ALIZE-LCPC		ViscoRoute		Cast3M	
	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$
Roue isolée	90,24	110,64	81,62	81,62	74,04	93,09	79,94	98,12
	$(\epsilon_{t.exp} - \epsilon_{t.cal}) / \epsilon_{t.exp}$		9,55%	26,23%	17,95%	15,86%	11,41%	11,32%
Jumelage	113,76	75,36	103,92	73,92	98,47	81,10	98,24	79,62
	$(\epsilon_{t.exp} - \epsilon_{t.cal}) / \epsilon_{t.exp}$		8,65%	1,91%	13,44%	-7,62%	13,64%	-5,65%
Tandem à roue isolée	84,24	127,20	71,72	89,51	64,87	119,98	69,00	124,70
	$(\epsilon_{t.exp} - \epsilon_{t.cal}) / \epsilon_{t.exp}$		14,86%	29,63%	22,99%	5,68%	18,09%	1,97%
Tridem	90,96	140,88	68,77	97,39	60,20	132,05	60,10	139,40
	$(\epsilon_{t.exp} - \epsilon_{t.cal}) / \epsilon_{t.exp}$		24,40%	30,87%	33,82%	6,27%	33,93%	1,05%

Les figures 2.21 à 2.24 ci-après, présentent la comparaison des signaux de déformations longitudinales et transversales mesurés à la base de la couche de GB3 et ceux issus des calculs pour les quatre configurations d'essieux. La différence

fondamentale entre les signaux mesurés et les signaux calculés est le déchargement (creux) entre les pics (pour les signaux multiples). Ces déchargements entre pics sont plus élevés pour les signaux mesurés ; cela peut être dû soit à l'effet " in situ " (les conditions de réalisation, la variation d'épaisseur des couches, le vent en surface de chaussée lors de l'essai, variations de température, présence de la couche d'accrochage entre les couches, etc.), soit à l'échelle ou à la taille des capteurs. Une autre tentative d'explication peut être donnée à cette différence fondamentale : les calculs sont faits en prenant en compte les caractéristiques mécaniques des matériaux bitumineux neufs, alors que la structure de chaussée expérimentale a déjà subi probablement une perte de rigidité due au passage des charges ou des conditions environnementales. Les différences entre les signaux viscoélastiques et les signaux élastiques sont également visibles sur les figures 2.21 à 2.24 : les amplitudes maximales des signaux de déformations transversales sont supérieures aux longitudinales (excepté pour le jumelage). Les signaux viscoélastiques sont dissymétriques.

La forme des signaux longitudinaux est différente des signaux transversaux. En déformation longitudinale, à l'approche de la charge, le point de mesure est soumis à une contraction puis à une extension quand la charge est suffisamment proche. En déformation transversale, le signal reste généralement en extension.

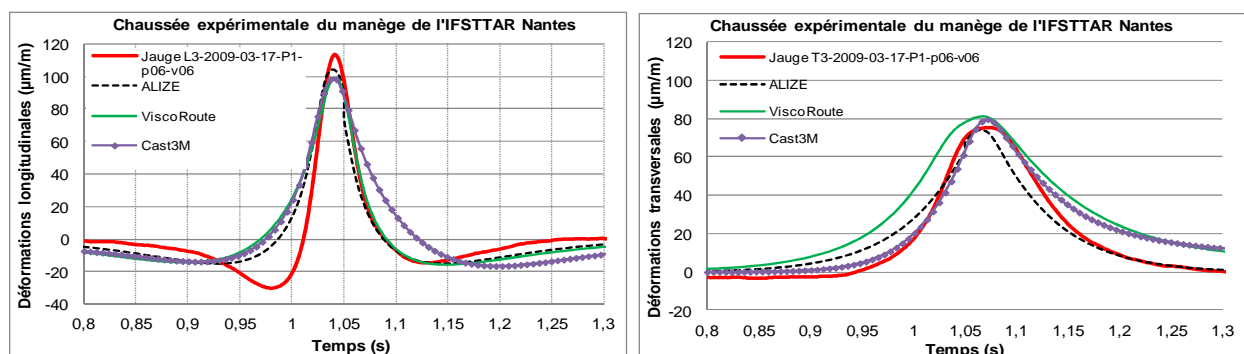


FIGURE 2.21. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage du jumelage

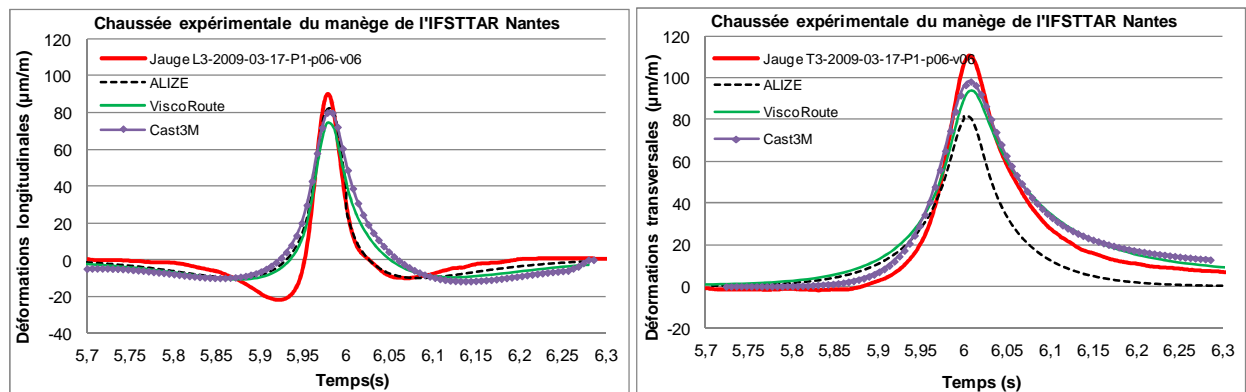


FIGURE 2.22. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage de la roue isolée

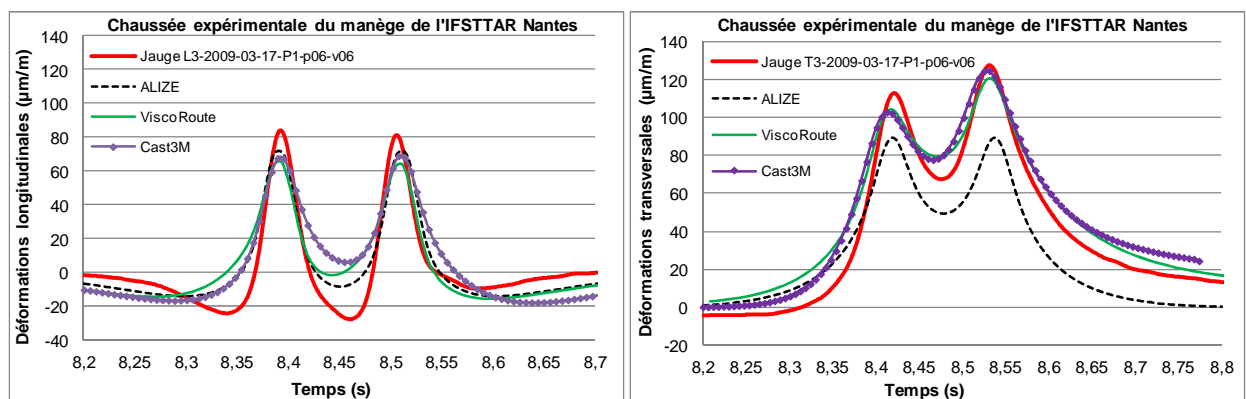


FIGURE 2.23. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage d'un essieu tandem à roue isolée

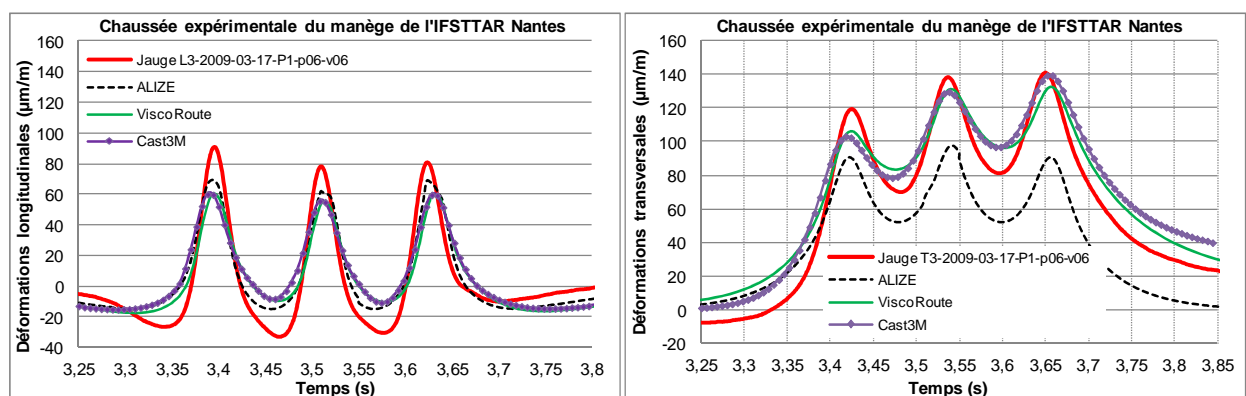


FIGURE 2.24. Signaux de déformations longitudinales et transversales à la base de la couche de GB3 au passage d'un essieu tridem

L'erreur entre les amplitudes de déformations maximales des signaux réels et des signaux des modèles donne le niveau de prédiction de chaque modèle en fonction de la configuration du chargement de la manière suivante :

- Le modèle élastique linéaire ALIZE donne des prédictions plus ou moins raisonnables en déformations longitudinales et transversales. En déformations longitudinales, l'erreur entre les signaux mesurés et les signaux obtenus par calcul est de : 9,55 % pour la roue isolée ; 8,65 % pour le jumelage ; 14,86 % pour le tandem et 24,40 % pour le tridem. Elle est de : 26,23 % pour la roue isolée, 1,91 % pour le jumelage, 29,63 % pour le tandem et 30,87 % pour le tridem en déformations transversales. Les meilleures prédictions sont obtenues par le jumelage tant en longitudinal qu'en transversal (< 9 % de différence).
- Les calculs viscoélastiques à partir du logiciel ViscoRoute donnent des prédictions de l'ordre de 13 à 34 % de différence (17,95 % pour la roue isolée, 13,44 % pour le jumelage, 22,99 % pour le tandem et 33,82 % pour le tridem) en déformations longitudinales. En déformations transversales, ces différences sont de 15,86 % pour la roue isolée, -7,62 % pour le jumelage (surestimation), 5,68 % pour le tandem et 6,28 % pour le tridem. Les prédictions obtenues sont nettement meilleures pour le tandem et le tridem en transversal (< 7% de différence).
- Le code de calcul E.F. Cast3M, prédit les déformations longitudinales, avec une différence de 11,41 % pour la roue isolée, 13,64 % pour le jumelage, 18,09 % pour le tandem et 33,93 % pour le tridem. Ces différences sont de 11,32 % pour la roue isolée, -5,65 % pour le jumelage (surestimation), 1,97 % pour le tandem et 1,05 % pour le tridem en déformations transversales (meilleures prédictions pour les multi-essieux : < 2 % de différence).

L'analyse des résultats présentés ci-dessus, montre que la modélisation élastique linéaire est compatible avec le jumelage (< 9 % de différence entre les résultats de ALIZE et les résultats expérimentaux). Pour les chargements multi-essieux, seule la modélisation viscoélastique (ViscoRoute et Cast3M) fournit de meilleures

prédictions, notamment en déformations transversales (< 7 % de différence entre les modèles et les résultats expérimentaux), qui sont dues au cumul des effets des roues consécutives des multi-essieux sur des chaussées bitumineuses épaisses.

En plus, les prédictions à partir de ViscoRoute et du code Cast3M sont nettement plus réalistes que celles issues d'Alizé (pour les multi-essieux). Un coefficient multiplicateur de "calage" peut être déterminé et introduit pour corriger les écarts entre les prédictions tirées des calculs et de l'observation du comportement des chaussées réelles. Pour la caractérisation d'un signal de chargement de trafic quelconque, la modélisation viscoélastique des structures à l'aide du code Cast3M (Cast3M, 2010) paraît plus fiable pour représenter l'allure réelle d'un signal telle qu'observée sur une chaussée en grandeur réelle au passage d'une charge roulante. Dans la suite de ce travail, toutes les modélisations en vue de l'observation du comportement des chaussées se feront à l'aide du code de calcul E.F. Cast3M (Cast3M, 2010).

2.4.3. Résultat du calcul numérique des chaussées à charge roulante

La figure 2.25 montre l'état de la déformée de la structure (VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3) sous une charge roulante de type tridem à vitesse de 86 km/h. La plupart des méthodes mécaniques utilisées pour l'analyse du comportement des chaussées considèrent une structure multicouche à comportement élastique, linéaire, homogène et isotrope avec un chargement statique. Une manière de passer outre le comportement viscoélastique est d'avoir une approche élastique équivalente. Pour les cas de chargements à vitesse constante, un calcul élastique équivalent au calcul viscoélastique est présenté à titre comparatif.

Pour le calcul élastique, les effets viscoélastiques des couches bitumineuses sont pris en considération par un module élastique équivalent qui est déterminé à partir des courbes maîtresses des matériaux bitumineux présentées (§.2.3.2.5) à la température de référence donnée. Le module de rigidité des matériaux bitumineux étant fonction de la température et de la fréquence de sollicitation, il est nécessaire

de déterminer les fréquences correspondantes à chaque couple de vitesse de sollicitation et de température considérées dans le calcul viscoélastique.

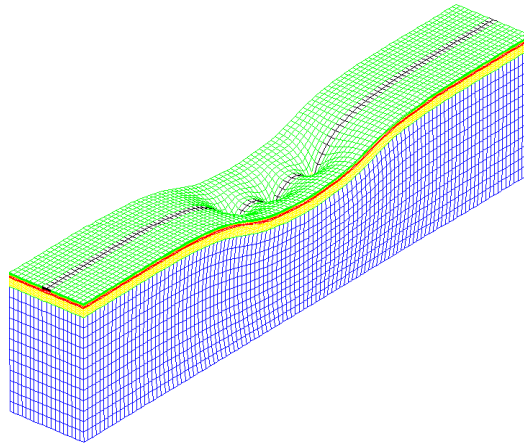


FIGURE 2.25. *Vue en perspective de la déformée 3D (structure VRNS26 : BB/GB/GNT) sous sollicitation d'un essieu tridem à vitesse de 86 km/h et à $t=0,25s$*

2.4.3.1. Détermination de la durée du signal et de la fréquence de sollicitation dans le cas du calcul à vitesse constante

Dans ce travail, la durée du signal de déformation longitudinale est mesurée sur des signaux numériques entre le premier et le dernier pic en contraction du signal longitudinal (Figure 2.26). Pour les signaux transversaux nous avons adopté la même définition que Homsî (Homsî, 2011), à savoir la période de temps comprise entre le premier et le dernier point où la valeur de 10% du pic est atteinte (Figure 2.26).

Pour un calcul élastique équivalent, les valeurs de fréquences de sollicitation sont calculées à partir des signaux (obtenus pour un calcul viscoélastique) de déformations longitudinales ($\epsilon_{t,L}$) au niveau inférieur de la couche de GB3 sous le passage d'une roue isolée. Cette méthode est utilisée parce que l'allure du signal de déformation transversale pour un calcul élastique est très différente de celle induite par un calcul viscoélastique, alors que le signal longitudinal pour un calcul élastique a la même forme que celui issu d'un calcul viscoélastique. La figure 2.26

montre la méthode adoptée pour la détermination des fréquences de sollicitation en fonction des vitesses de chargement.

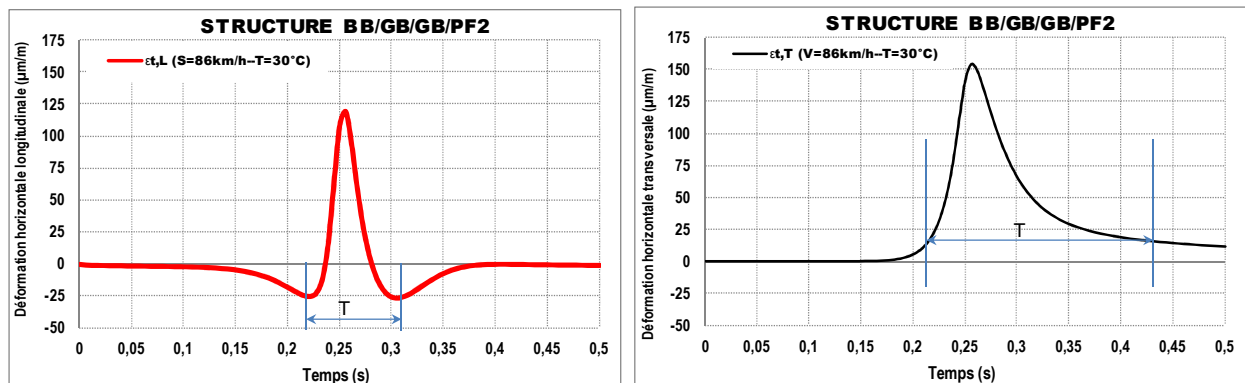


FIGURE 2.26. Détermination de la fréquence de sollicitation à partir des signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (à 22 cm de profondeur)

Les valeurs moyennes de fréquences pour des températures de 20 et 30°C, déterminées par cette méthode sont de 6 et 10 Hz, correspondant respectivement aux vitesses de sollicitation d'une charge roulante de 42 et 86 km/h. Ces fréquences ont été déterminées dans la chaussée bitumineuse épaisse VRNS 2 : BBSG/GB3/GB3/PF2, à une profondeur de 22 cm de la surface de chaussée.

2.4.3.2. Détermination des modules de rigidité pour un calcul élastique équivalent au calcul viscoélastique à vitesse constante

L'essai de détermination du module complexe (§.2.3.2) permet de déterminer la valeur du module de rigidité pour différentes conditions de température et de fréquence données. Le résultat de cet essai peut être représenté sous forme de courbes maîtresses. La figure 2.6 (§.2.3.2.5) présente les courbes maîtresses du BBSG et de la GB3 utilisées à température de 20 °C, d'après les essais de module complexe réalisé au LCPC Nantes (LCPC, 2003). Les valeurs des modules de rigidité déterminées suivant cette méthode à des vitesses de sollicitation et de températures différentes sont présentées dans le tableau 2.9 ci-dessous.

TABLEAU 2.9. *Modules de rigidité du BBSG et de la GB3 à températures et fréquences données*

Vitesse ou fréquence		BBSG à 20°C	BBSG à 30°C	GB3 à 20°C	GB3 à 30°C
V(km/h)	f(Hz)	E (MPa)		E (MPa)	
42	6	6000	1800	6000	2000
86	10	6954	2054	7154	2763

2.4.4. Réponse de chaussée : Comparaison du calcul viscoélastique à vitesse et charge constantes au calcul élastique équivalent

Les figures 2.27 à 2.30 montrent les signaux de déformations horizontales déterminés à la base de la couche de GB3 sous différentes sollicitations de poids lourds. Ces réponses sont obtenues simultanément grâce à un calcul viscoélastique et élastique sur Cast3M, à des géométries de maillage, de sollicitations et conditions aux limites similaires. Les signaux des calculs viscoélastiques sont exprimés en fonction de la vitesse (V) et de la température (T) tandis que ceux issus des calculs élastiques équivalents sont exprimés en fonction de la fréquence (f) de sollicitation et de la température.

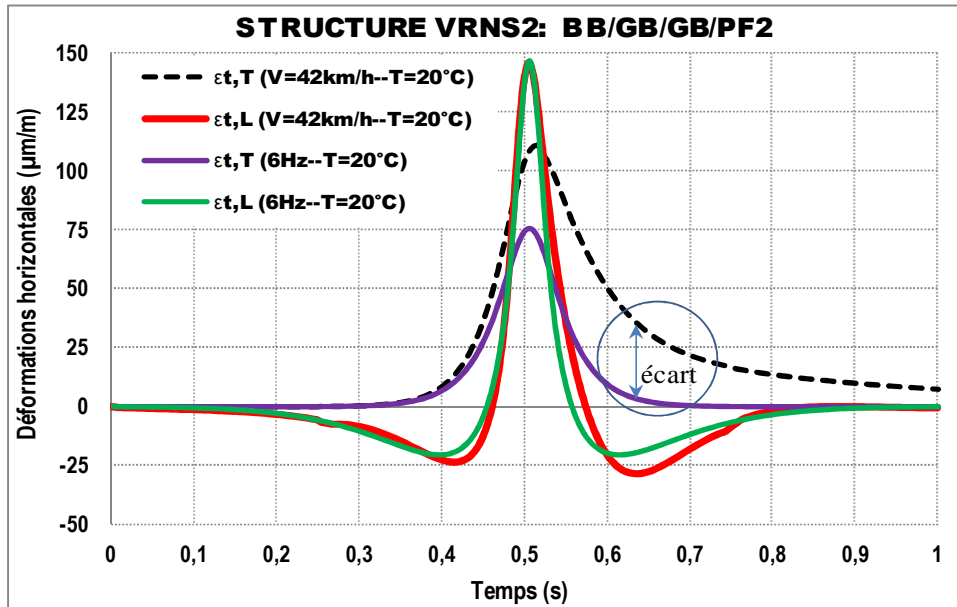


FIGURE 2.27. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un jumelage standard français

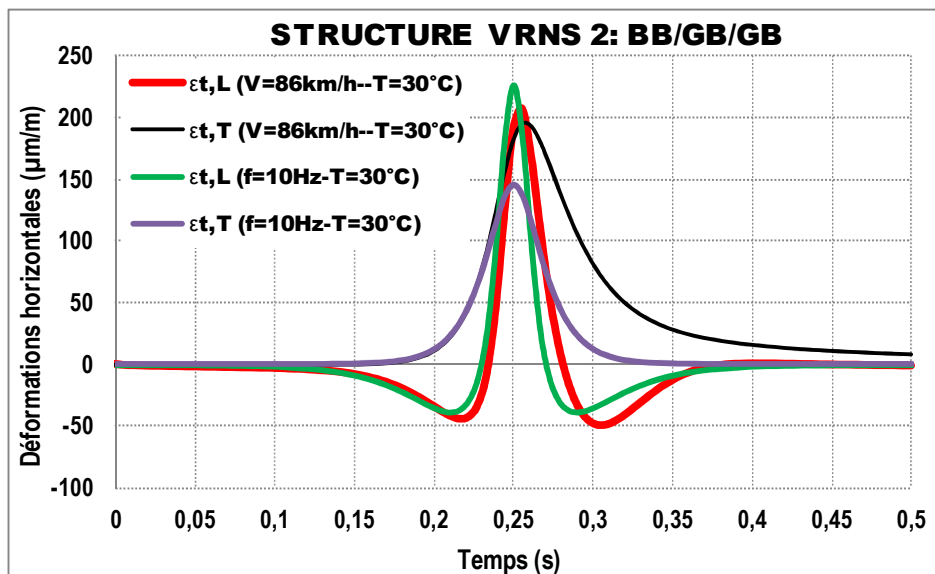


FIGURE 2.28. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un jumelage standard français

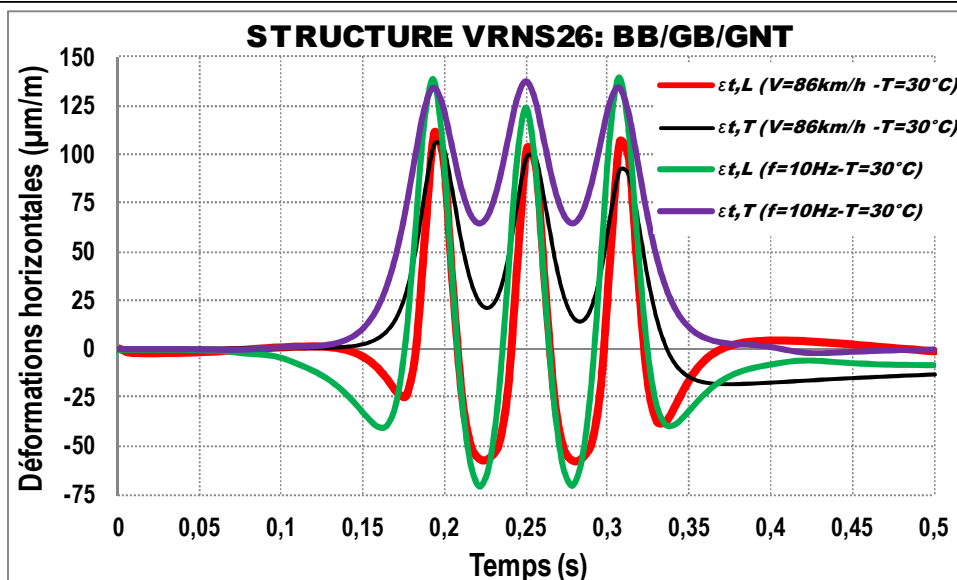


FIGURE 2.29. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3) au passage d'un essieu tridem

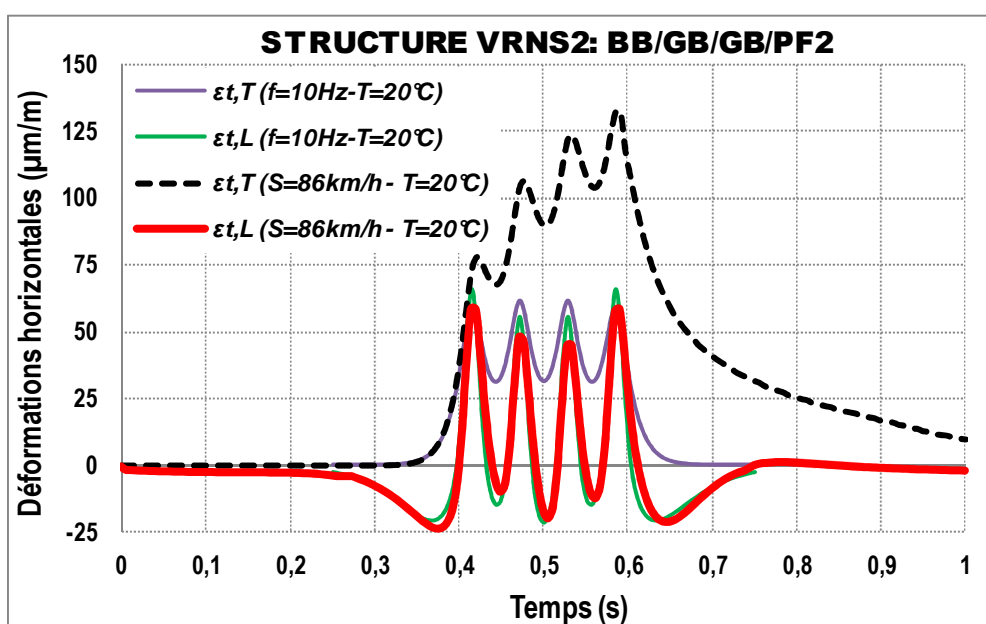


FIGURE 2.30. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2: BB/GB/GB/PF2) au passage de quatre essieux

Les représentations ci-dessus (Figures 2.27 à 2.30) mettent en évidence le comportement viscoélastique des matériaux bitumineux tant longitudinalement que transversalement. C'est la dissymétrie temporelle des signaux qui révèle le comportement viscoélastique. L'analyse de ces figures montre que pour les multi-essieux, la modélisation viscoélastique donne de meilleurs résultats que la modélisation élastique sur des chaussées bitumineuses épaisses. Cela a d'ailleurs été démontré dans la section 2.4.2 (validation des signaux numériques avec l'expérimental). Pour un chargement de type jumelage standard français, la modélisation élastique donne des intensités maximales de déformations longitudinales plus élevées que la modélisation viscoélastique (Figures 2.27 et 2.28). La modélisation viscoélastique de la structure VRNS 26 (BB/GB/GNT/PF3) ne semble pas avoir affecté de façon significative son comportement mécanique. Cela peut s'expliquer par le fait que la couche de GNT a un comportement élastique (non dépendante de la température) et l'épaisseur de cette GNT est supérieure à celle des matériaux bitumineux constituant cette structure (BBSG+GB3), d'où la faible sensibilité de cette structure vis-à-vis du comportement viscoélastique. Bien que les matériaux bitumineux suivent un comportement viscoélastique, cette structure dans son ensemble suit plutôt un comportement élastique.

En outre, le modèle élastique ne prévoit pas le retardement dans le rétablissement des signaux de déformation transversale. Ce retard est imputable à la viscoélasticité, comme illustré par des résultats expérimentaux (section 2.4.2) qui indiquent clairement que la viscoélasticité des matériaux bitumineux doit être représentée pour obtenir une simulation plus réaliste des déformations induites par des charges roulantes sur des chaussées bitumineuses.

Les principales modifications apportées par la modélisation viscoélastique par rapport à la modélisation élastique se résument de la manière suivante:

- les amplitudes maximales de signaux de déformation transversale sont généralement supérieures aux longitudinales (cas des chaussées bitumineuses épaisses);

- les amplitudes des signaux viscoélastiques sont supérieures à celles induites par un calcul élastique pour les multi-essieux (cas des chaussées bitumineuses épaisses);
- les signaux viscoélastiques sont dissymétriques,
- les amplitudes maximales de déformation induites par la modélisation viscoélastique sont obtenues après que le milieu de la charge ait passé sur le point de mesure, ceci d'autant plus tard que la température est élevée.

Cette étude étant basée principalement sur les chargements réels, et sur les chaussées bitumineuses; la modélisation viscoélastique convient donc pour prédire le comportement d'une chaussée bitumineuse, car elle tient compte des paramètres environnementaux et du cumul des effets en déformation transversale quelque soit les conditions de sollicitation tels qu'observé sur les signaux mesurés dans une chaussée expérimentale du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes (figures 2.21 à 2.24). Cette modélisation viscoélastique permet donc d'obtenir des champs de sollicitations plus réalistes dans la chaussée plus qu'une modélisation élastique (pour les chargements multi-essieux). Elle permet de rigoureusement tenir compte de la vitesse des véhicules et de la température des matériaux bitumineux. Elle permet aussi de mettre en évidence certains phénomènes que la modélisation élastique ne permet pas d'identifier, elle confirme la méthodologie adoptée jusqu'ici pour étudier tous les paramètres qui influencent le signal de chargement sur une chaussée.

2.5. Effet des chargements multi-essieux : Analyse des paramètres influençant le comportement des chaussées bitumineuses

2.5.1. Signaux de déformations longitudinale et transversale à la base des couches bitumineuses

2.5.1.1. Influence de l'allure des signaux de déformations

La figure 2.31 montre les signaux de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un essieu tandem en modélisation viscoélastique pour le cas de « charge et vitesse constantes ». L'allure des signaux longitudinaux est différente des signaux transversaux. À l'approche de la charge, le point de mesure est soumis à une contraction (en déformation longitudinale) puis à une extension quand la charge est suffisamment proche, et l'amplitude de déformation longitudinale en extension est beaucoup plus grande que celle en contraction. Si les amplitudes de déformations au droit des axes d'essieux sont en extension, on observe également que les amplitudes de déformations enregistrées entre les axes restent en extension pour les déformations transversales, illustrant ainsi l'effet de superposition des charges. Pour les déformations longitudinales, ces amplitudes sont en contraction entre les axes d'essieux. La résistance de l'enrobé bitumineux étant beaucoup plus critique en traction qu'en compression, la dégradation se fait donc principalement dans la phase de traction par flexion. Les couches de chaussée étant collées entre elles, cette traction par flexion est plus importante au point de mesure et c'est à ce niveau que se déclenche l'amorçage de la fissure.

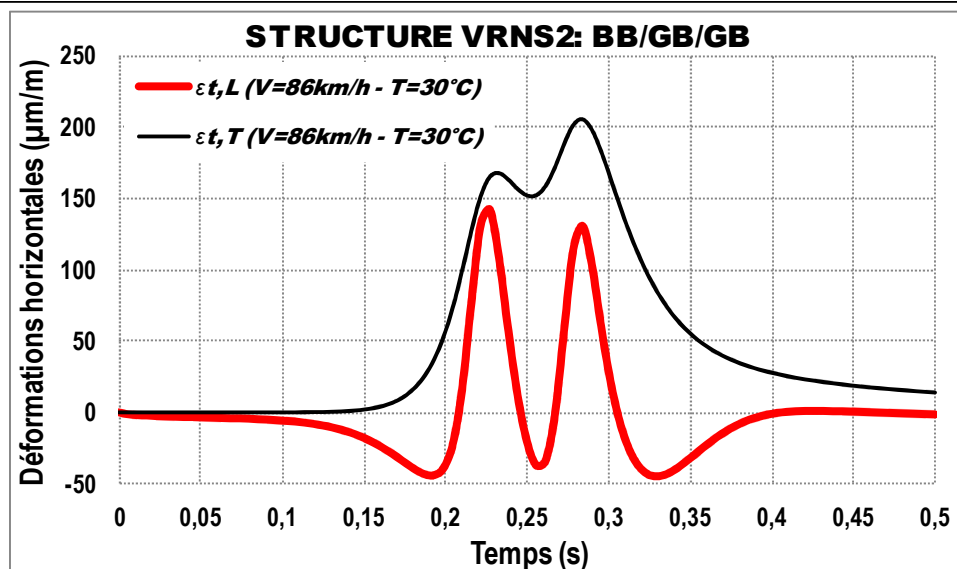
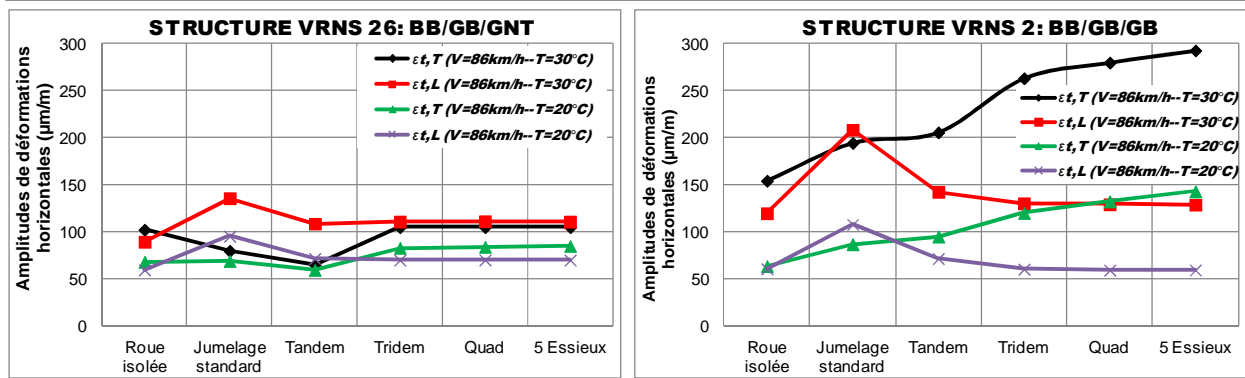


FIGURE 2.31. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structure VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) au passage d'un essieu tandem à roues jumelées

Pour les multi-essieux, l'amplitude des signaux de déformations transversales est plus importante que celui des signaux de déformations longitudinales à cause du cumul des effets des roues consécutives sur des chaussées bitumineuses épaisses.

Un signal de déformation transversale semble donc plus agressif qu'un signal de déformation longitudinale à température et vitesse constantes pour les chargements multi-essieux sur des chaussées bitumineuses épaisses (VRNS2 et VRS2). Le rapport $\epsilon_{t,T}/\epsilon_{t,L}$ dans les structures VRNS 2 et VRS2 est dans la plupart des cas supérieur à 1. La figure 2.32 et les tableaux A.1.3 et A.1.4 (annexe 1) présentent les niveaux de déformations induites dans la chaussée au passage des différentes configurations de charge, confirmant l'agressivité du signal de déformation transversale par rapport au signal longitudinal, à l'exception du jumelage standard français sur la structure VRNS 2. Dans la structure VRNS26, le rapport $\epsilon_{t,T}/\epsilon_{t,L}$ peut être supérieur ou inférieur 1, tout dépend des conditions de chargement, de température et de vitesse appliquée (tableau A.1.4 (annexe 1)).



a)

b)

FIGURE 2.32. Amplitudes des signaux de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 des chaussées à vitesse de 86 km/h: a) chaussée souple : VRNS26; b) chaussée bitumineuse épaisse : VRNS2

2.5.1.2. Influence de la vitesse des véhicules

Pour des calculs viscoélastiques, l'analyse des valeurs du tableau A.1.3 (annexe 1), montre qu'à température constante, le ratio entre les amplitudes maximales de

déformations transversales et longitudinales $\left(\frac{\epsilon_{t,T}(86km/h)}{\epsilon_{t,L}(86km/h)} \right) >$

$\frac{\epsilon_{t,T}(42km/h)}{\epsilon_{t,L}(42km/h)}$) est plus important à grande vitesse qu'à faible vitesse sous

chargement d'une roue isolée, de l'essieu tandem à roues jumelées (uniquement à température de 30°C) et de l'essieu tridem. Les figures 2.33 et 2.34 montrent que la durée du signal diminue de plus en plus au fur et à mesure que la vitesse augmente (conf. tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (en annexe 2)). Une augmentation de la vitesse de roulement ne provoque pas seulement une diminution de la durée du signal de déformation, mais aussi une réduction de l'amplitude de déformation (conf. tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (en annexe 2)). Donc on a deux situations opposées : à faible vitesse les niveaux de déformations sont plus élevés et à grande vitesse, le ratio entre les signaux de déformations transversales et longitudinales est plus accentué (pour la roue isolée, l'essieu tandem à roue jumelées (uniquement à température de 30°C) et l'essieu tridem).

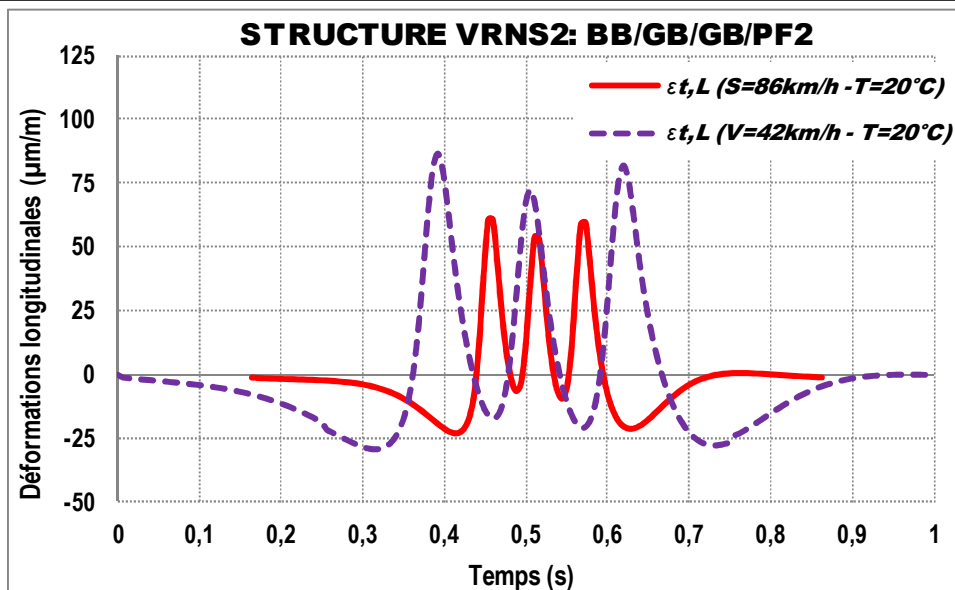


FIGURE 2.33. Signaux de déformations longitudinales ($\varepsilon_{t,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tridem à vitesse de 86 et 42 km/h (température 20°C)

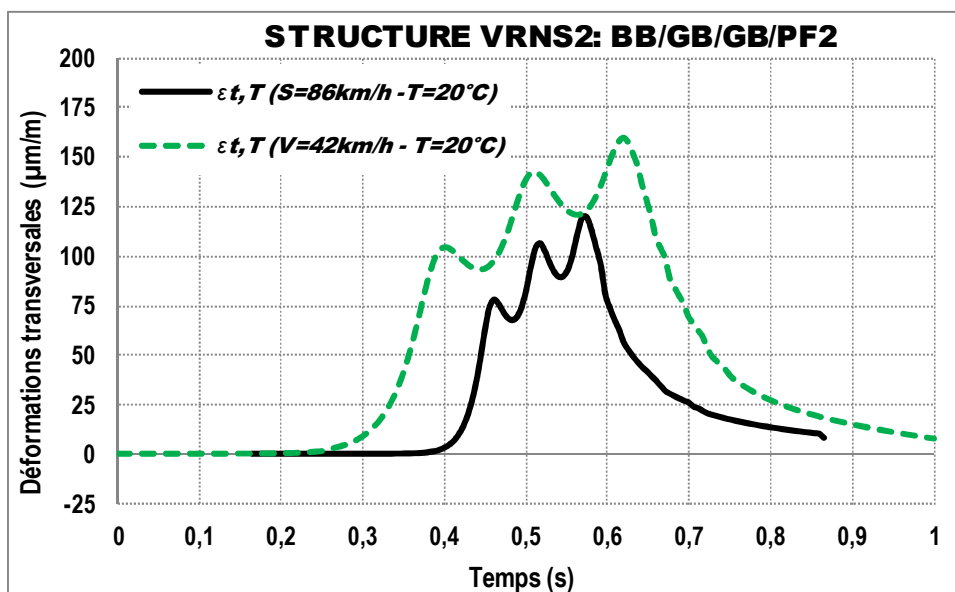


FIGURE 2.34. Signaux de déformations transversales ($\varepsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tridem à vitesse de 86 et 42 km/h (température 20°C)

Dans la structure VRNS 2 : BBSG/GB3/GB3/PF2, lorsque la vitesse décroît de 86 à 42 km/h et à température de 20 °C, l'amplitude de déformation longitudinale augmente de 40 % pour la roue isolée, 36 % pour le jumelage, 39 % pour le tandem et 43 % pour le tridem. Cette augmentation est de 36 % pour la roue isolée, 28 % pour le jumelage, 27 % pour le tandem et 33 % pour le tridem en déformations transversales.

2.5.1.3. Influence de la température des matériaux bitumineux

Les résultats des modélisations mettent en évidence l'effet de la température qui fait augmenter de façon significative l'amplitude de déformation, indépendamment des conditions de chargement et du type de structure.

La rigidité des matériaux bitumineux dépend fortement de la température. Longitudinalement, la zone de diffusion du signal de déformation augmente lorsque la température diminue. La durée du signal de déformation longitudinal, mesurée sur des signaux numériques entre le premier et le dernier pic en contraction diminue légèrement au fur et à mesure que la température augmente (Figure 2.35 et tableau 2.10). Quand la température croît de 20 à 30 °C et à vitesse de 86 km/h, l'amplitude de déformation longitudinale augmente dans la structure VRNS 2 (BBSG/GB3/GB3/PF2) de 98 % pour la roue isolée, 94 % pour le jumelage, 100 % pour le tandem, 117 % pour le tridem et 5 essieux, 119 % pour le quad. En déformations transversales, cette augmentation est de 243 % pour la roue isolée et le jumelage, 208 % pour le tandem, 220 % pour le tridem, 212 % pour le quad et 205 % pour 5 essieux.

L'augmentation de la température implique une forte diminution de la rigidité des couches bitumineuses, réduisant de ce fait leur participation à la reprise des sollicitations de chargement. Cela signifie que la réaction de la couche de fondation sur la couche de base sera plus importante à haute température, expliquant ainsi les pics de compression plus conséquents observés après le passage de la charge en déformation longitudinale (Figure 2.35).

TABLEAU 2.10. *Durée des signaux de déformations longitudinales à température de 20°C et 30°C : VRNS2 et VRNS26 (R.I : roue isolée ; R.J : roues jumelées)*

Configuration de chargement	V (km/h)	Durée du signal de déformation longitudinale (en seconde)			
		Structure VRNS2 : BB/GB/GB/PF2		Structure VRNS26 : BB/GB/GNT/PF3	
		Température: 20°C	Température: 30°C	Température: 20°C	Température: 30°C
Roue simple	42	0,216	0,148	0,148	0,112
Jumelage	42	0,222	0,153	0,108	0,080
Tandem à R.J	42	0,307	0,256	0,216	0,114
Tridem à RI	42	0,420	0,369	0,369	0,347
Roue simple	86	0,119	0,085	0,057	0,040
Jumelage	86	0,125	0,091	0,063	0,051
Tandem à R.J	86	0,159	0,136	0,119	0,108
Tridem à RI	86	0,216	0,193	0,170	0,159
Quad à R.I	86	0,273	0,250	0,227	0,216
5 essieux à R.I	86	0,330	0,307	0,284	0,273

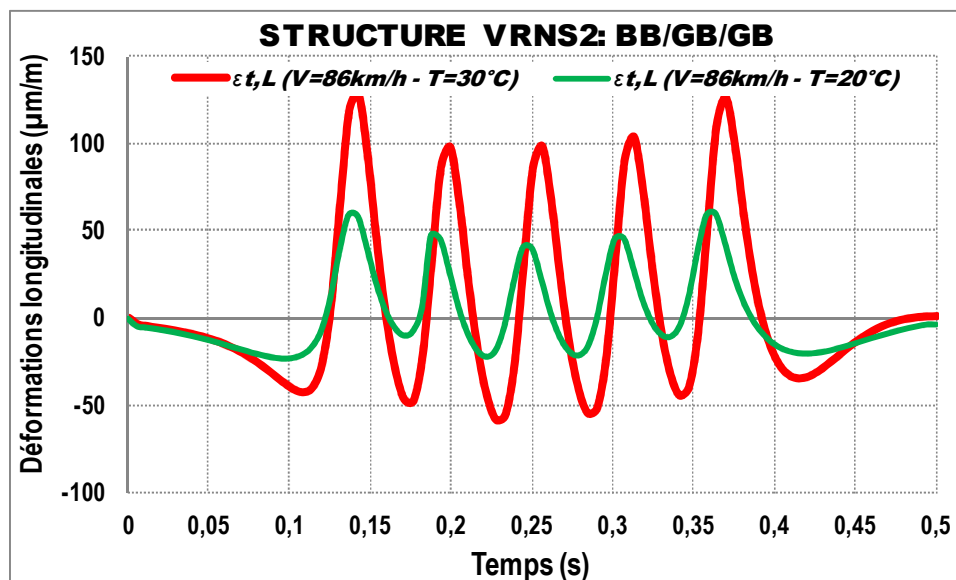


FIGURE 2.35. *Signaux de déformations longitudinales ($\epsilon_{t,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de 5 essieux à température de 20 et 30 °C (vitesse de 86 km/h)*

2.5.1.4. Influence de la configuration de la charge

L'analyse des figures 2.36 à 2.41 montre qu'à température et vitesse constantes, un multi-essieu est plus agressif qu'un essieu isolé et le nombre de pics de déformation est proportionnel au nombre d'essieux. La durée du signal de chargement devient de plus en plus faible au fur et à mesure que le nombre d'essieux augmente (conf. tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (annexe 2)).

La figure 2.42 présente une synthèse des signaux de déformations longitudinales ($\epsilon_{t,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage des différents essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C.

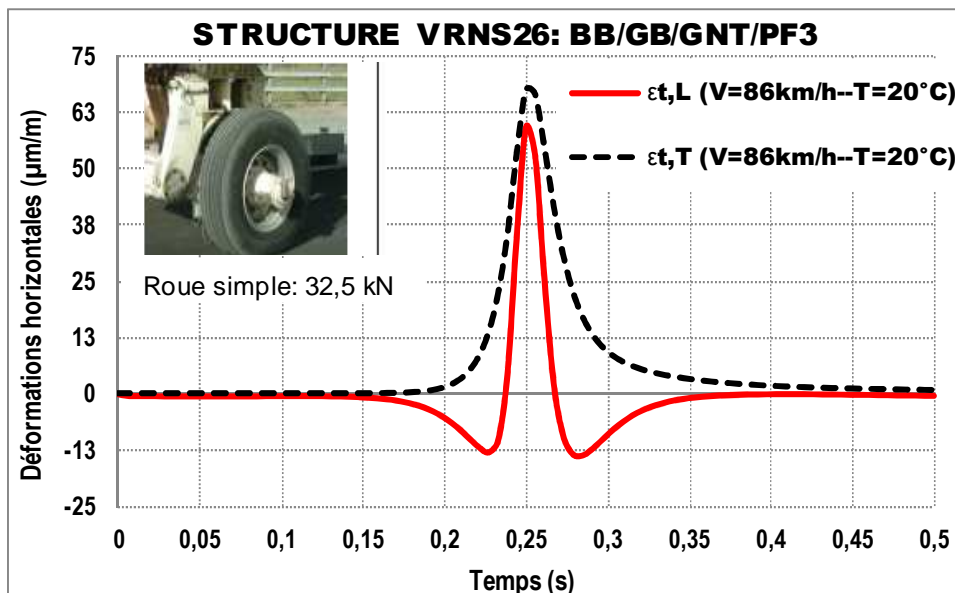


FIGURE 2.36 Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 26) au passage d'une roue isolée à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

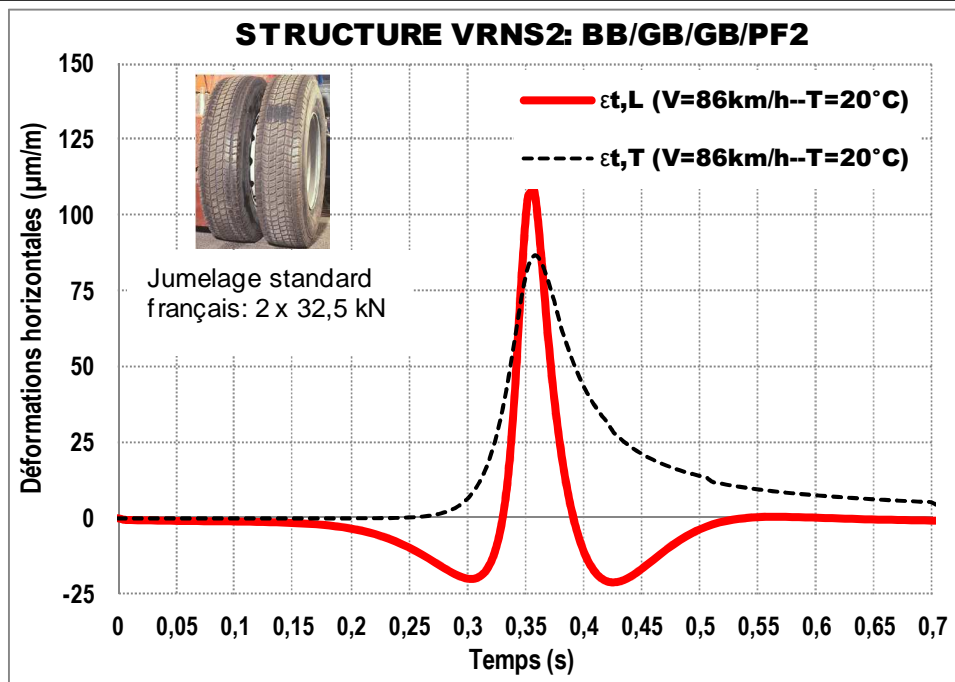


FIGURE 2.37. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage du jumelage standard français à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

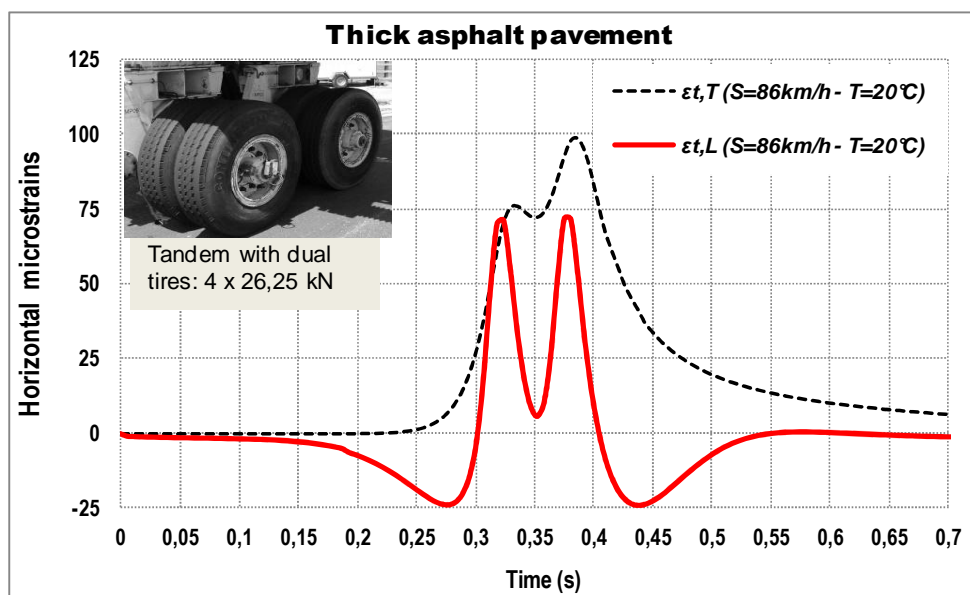


FIGURE 2.38. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tandem à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

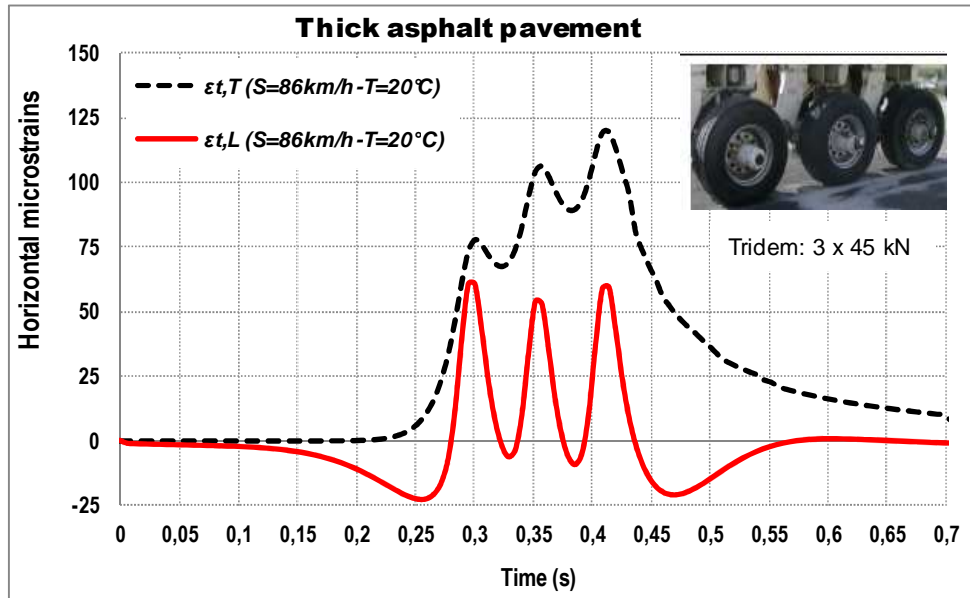


FIGURE 2.39. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un essieu tridem à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

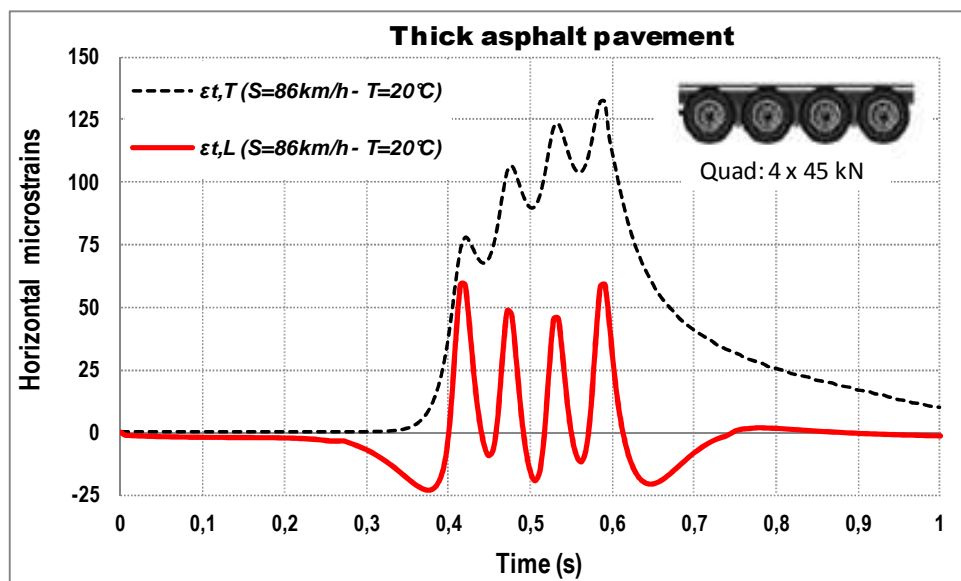


FIGURE 2.40. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de quatre essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

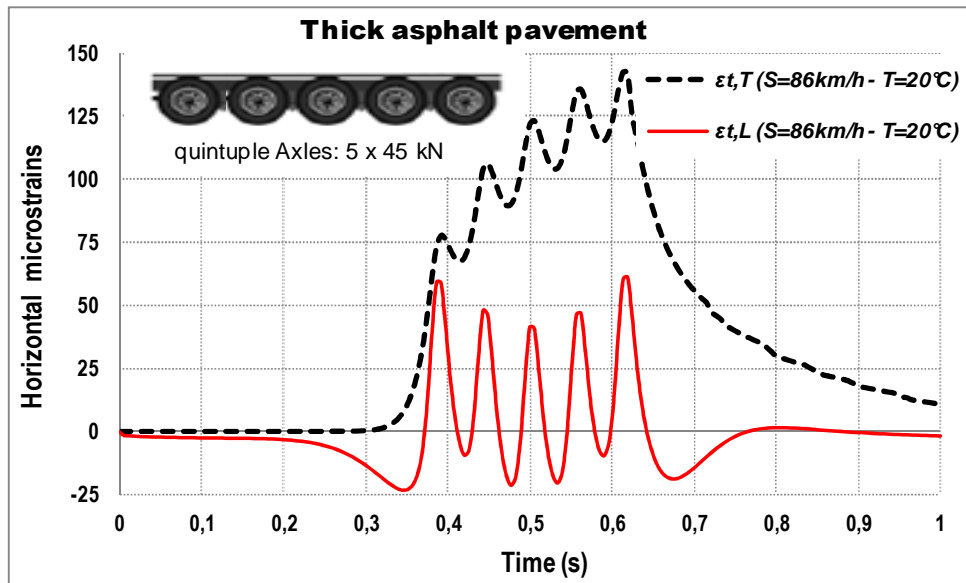


FIGURE 2.41. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de cinq essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

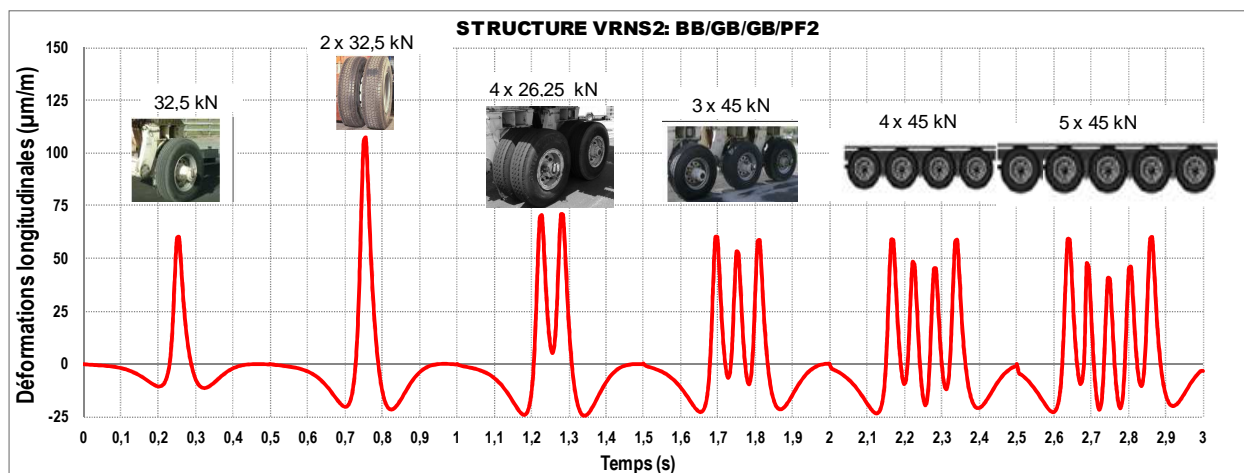


FIGURE 2.42. Synthèse des signaux de déformations longitudinales ($\epsilon_{t,L}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage des différents essieux à vitesse de 86 km/h et température de 20 °C

À charge à l'essieu élémentaire égale (tandem à roues isolées, tridem, quad et 5 essieux), l'amplitude de déformation augmente au fur et à mesure que le nombre d'essieux augmente du fait d'un cumul des effets en déformation transversale dans des structures VRNS 2 et VRS 2. Dans la structure VRNS 2, le taux

d'accroissement entre le premier et le deuxième pic de déformation transversale (pour les essieux tridem, quad et 5 essieux) est environ de 32 à 37% (tableau A.1.5 (annexe 1)). Les tableaux A.1.5 et A.1.6 (annexe 1) présentent les amplitudes de déformations aux pics et creux (plus petite amplitude entre deux pics) (Figure 2.43) et l'accroissement entre pics de déformations (respectivement creux de déformations creux (i+1) / creux (i)) pour chaque passage d'essieux sur la chaussée VRNS 2 et VRS 2.

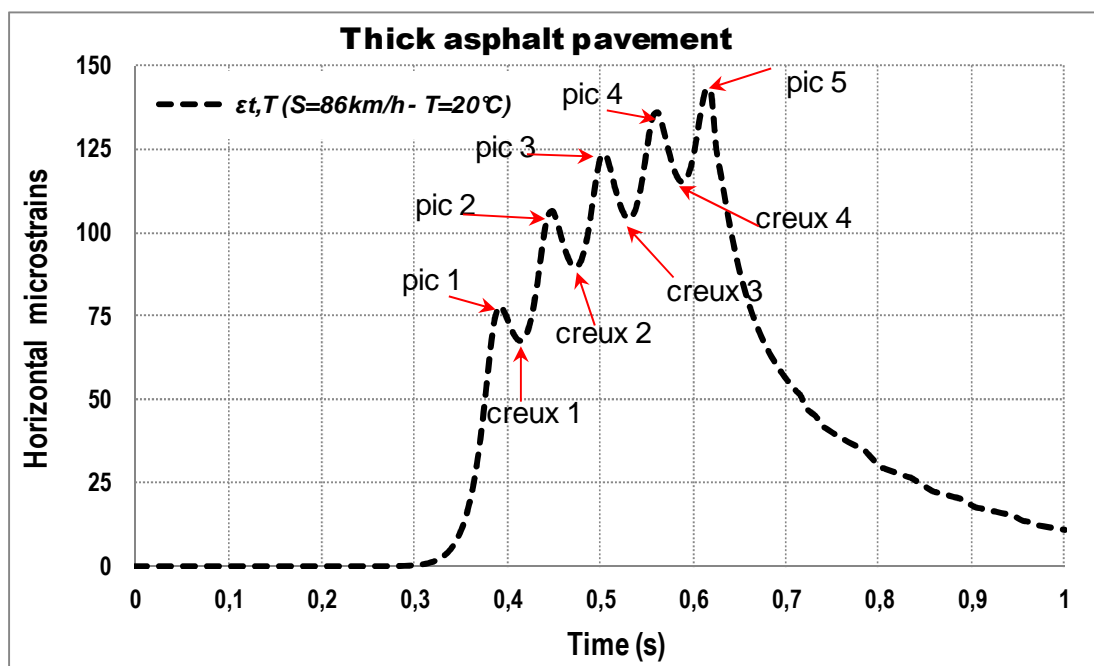


FIGURE 2.43. Repérage des pics et creux dans un signal de déformation transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (à température de 20 °C) de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de cinq essieux à vitesse de 86 km/h

2.5.1.5. Influence de la distance inter-essieux

Les figures 2.44 et 2.45 illustrent la réponse en déformations transversale et longitudinale de la structure de chaussée VRS 2 sous le passage d'un essieu tridem, avec pour distances inter-essieux de 1,35 m et 1,62 m respectivement. Dans la direction transversale (Figure 2.44), les niveaux de déformations (pics et

déchargement entre pics) diminuent quand la distance entre les essieux augmente. Le contraire est observé dans la direction longitudinale (Figure 2.45), où l'amplitude de déformation augmente en fonction de l'augmentation de la distance inter-essieux, une augmentation des pics de compression (déchargement entre deux pics) est également observée entre les pics du signal longitudinal. Ces figures montrent que l'espacement entre les essieux d'un poids lourds a un effet non négligeable sur la forme du signal (conf. tableaux de synthèse des résultats : A.2.5 et A.2.6 (en annexe 2)).

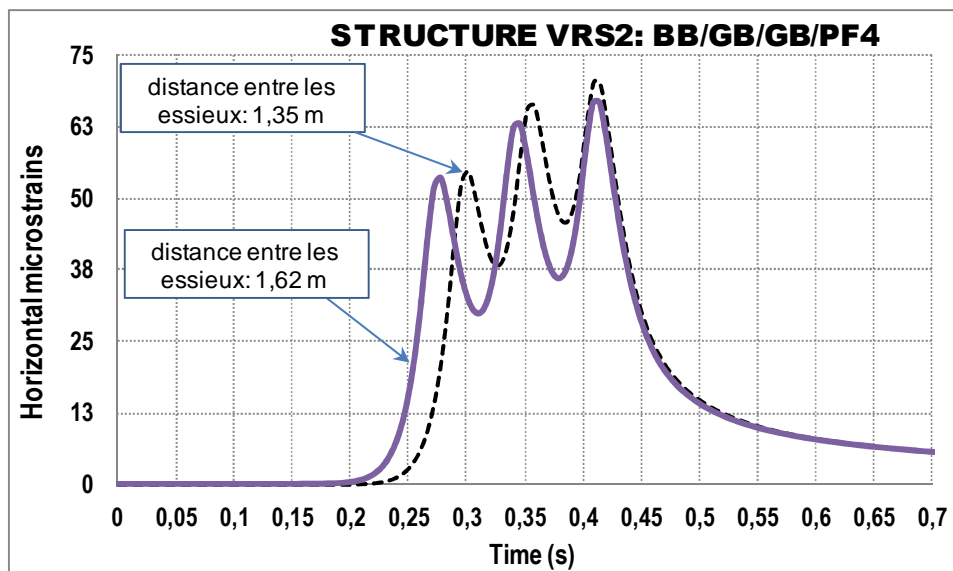


FIGURE 2.44. Influence de la distance inter-essieux en signaux de déformations transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée (VRS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse de 86km/h et température de 20°C

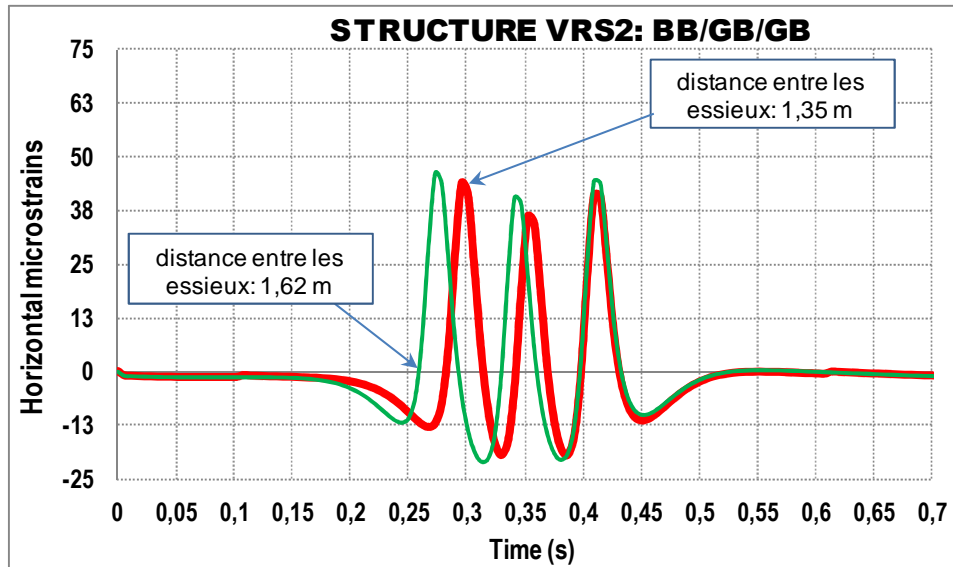


FIGURE 2.45. Influence de la distance inter-essieux en signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{i,L}$) à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée VRS 2 au passage de l'essieu tridem à vitesse de 86 km/h et température de 20°C

2.5.1.6. Influence du modèle de chargement

Le modèle de chargement appliqué dans la chaussée a une influence également sur la forme des signaux. Les figures 2.46 et 2.47 présentent des signaux de déformations horizontales avec trois modèles de chargements différents :

- Le modèle de chargement à vitesse variable et charge constante (Figure 2.46), il s'agit d'un essai ornièreur (accélération, ensuite freinage),
- le modèle de chargement à vitesse constante et charge sinusoïdale : charge réelle (Figure 2.47). C'est ce type de chargement qui est généralement appliqué pour caractériser le comportement en fatigue des matériaux bitumineux en laboratoire.
- le modèle de chargement à vitesse et charge constantes : modèle simplifié (Figure 2.47). Ce sont les résultats de ce modèle qui sont exploités dans cette thèse.

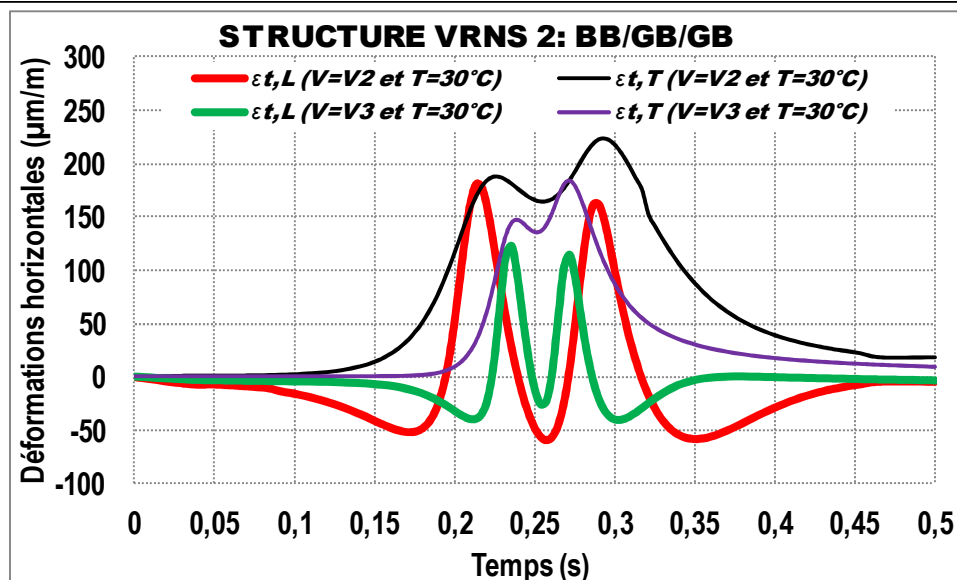


FIGURE 2.46. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de l'essieu tandem à roues jumelées à vitesse variable V2 et V3 (charge constante et vitesse variable)

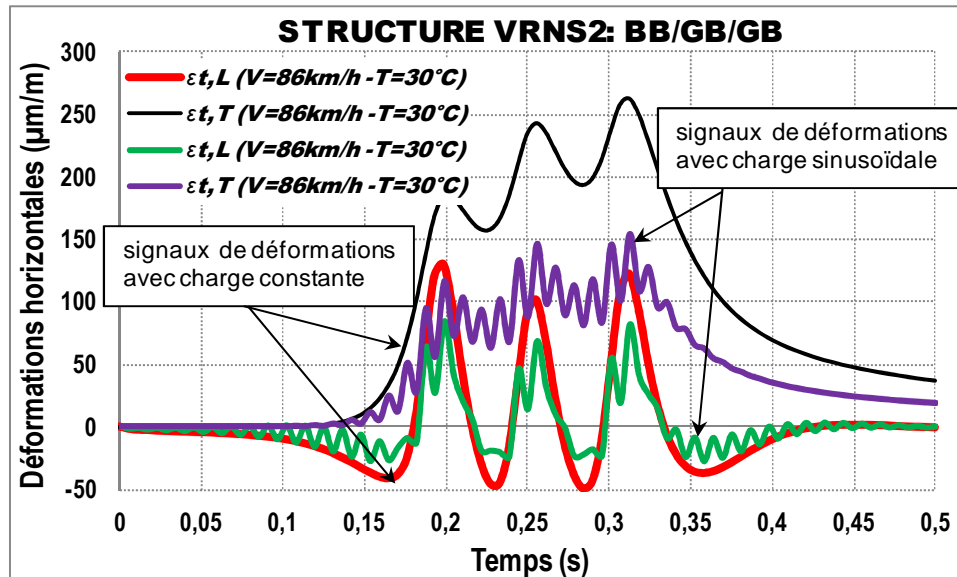


FIGURE 2.47. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse de 86 km/h et température de 30 °C (charge constante et charge sinusoïdale)

2.5.1.7. Influence du temps de repos entre les essieux

Si les distances entre les véhicules conduisent généralement à des temps de repos relativement importants, il n'en va pas de même pour des cas d'essieux comportant plusieurs axes. Pour les vitesses suffisamment élevées, les sollicitations induites par les différents axes peuvent se cumuler et devenir néfastes pour la chaussée vis-à-vis de leur résistance à la fatigue. Cette situation est illustrée sur les figures 2.48 et 2.49 qui présentent les signaux de déformations longitudinale et transversale au niveau inférieur de la couche de GB3 pour deux structures de chaussée bitumineuses épaisses, ayant la même structure mais de plate-forme différente. Ces structures ont subis trois cycles de passage d'un tridem avec un temps de repos égal au temps de chargement (0,5 s) après chaque passage. Dans la structure VRNS 2, après le premier passage, l'amplitude de déformation transversale reste en traction et ne s'annule pas même en marquant un temps de repos avant le deuxième passage. Le troisième pic de déformation transversale augmente après chaque passage ce qui prouve que dans ce type de structure, si un temps de repos suffisant n'est pas observé entre deux passages de poids lourds, ces déformations peuvent se cumuler et provoquer un endommagement précoce avant la durée de service prévue. Ce cumul des effets malgré un temps de repos est certainement dû au fait que cette structure repose sur une plate-forme de faible rigidité (PF2 : 50 MPa). Plus le temps de repos sera long, plus la durée de vie de cette structure sera importante. Par contre la structure VRS 2, dont les signaux de déformations sont présentés sur la figure 2.49, montre que les amplitudes des pics de déformation transversale restent égales après chaque cycle de chargement, probablement à cause de la bonne performance mécanique de sa plate-forme (PF4 : 200 MPa).

Les essais de fatigue intermittents ont montré que l'insertion des périodes de repos permet systématiquement d'obtenir un gain de durée de vie qui dépend, pour une formulation donnée, de la durée de repos et de la température matériaux bitumineux (Domec, 2005):

- plus la température est élevée, meilleure sera la durée de vie,

- plus le temps de repos est important, plus le rapport entre la durée de vie de l'essai intermittent et l'essai de fatigue continue augmente.

Les essais à périodes de repos mettent en évidence la récupération de la raideur comme signe de l'autoréparation de l'enrobé. Toutefois, cette autoréparation n'est complète que lorsque le temps de repos est suffisamment long (Domec, 2005). Dans le cas contraire, même si l'enrobé récupère la totalité de sa raideur, sa durée de vie lorsqu'il est à nouveau sollicité est réduite (Domec, 2005). Pour Alimami (Alimami, 1988), l'influence du temps de repos est liée à l'endommagement déjà subi par le matériau. La récupération reste toutefois liée à la durée du temps de repos. Ainsi, pour chaque nouvelle charge de trafic agissant sur la chaussée à l'instant t_i , on doit déterminer un supplément de dommage en prenant en compte non seulement les conditions environnementales des matériaux à cet instant t_i , mais également les dommages déjà subis par la structure.

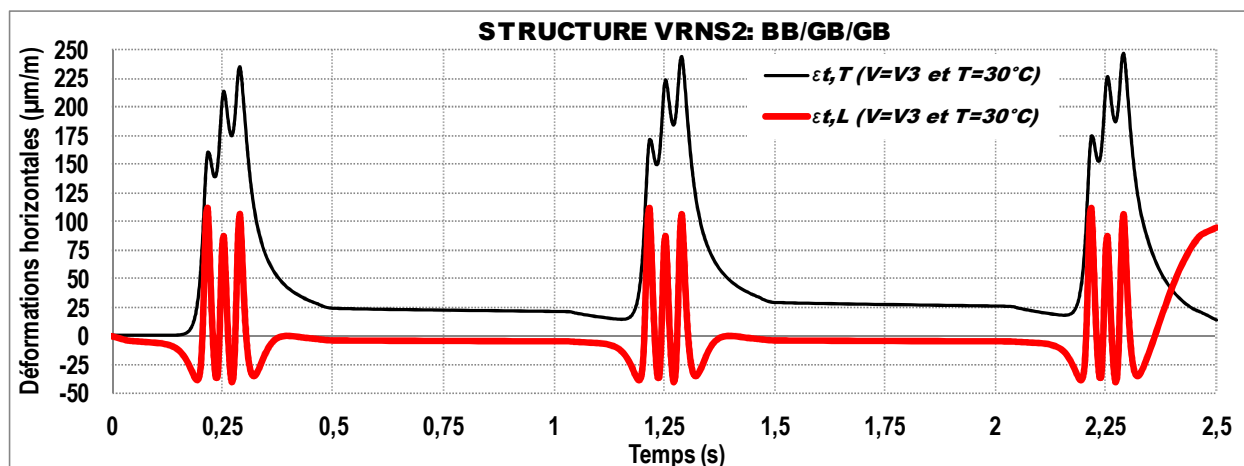


FIGURE 2.48. Signaux de déformations longitudinale ($\varepsilon_{t,L}$) et transversale ($\varepsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse variable V3 (charge constante et vitesse variable, temps de repos égal au temps de chargement : 0,5s)

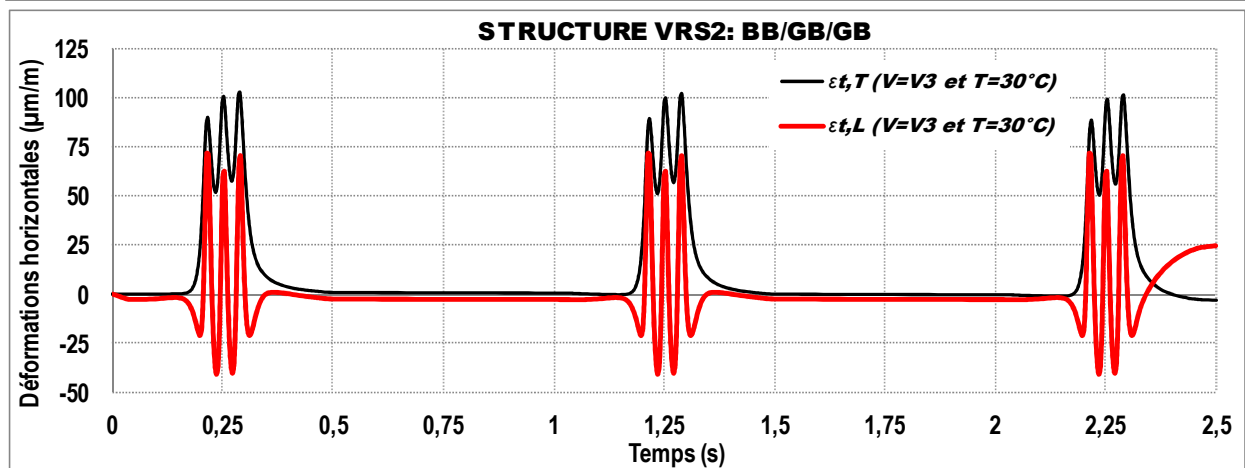


FIGURE 2.49. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 de la chaussée bitumineuse épaisse (VRS 2) au passage de l'essieu tridem à vitesse variable V3 (charge constante et vitesse variable, temps de repos égal au temps de chargement : 0,5s)

2.5.1.8. Influence de la rigidité des couches de matériaux et du type de chaussée

La figure 2.50 montre la réponse en déformation de deux structures de chaussée bitumineuses épaisses sous sollicitation d'un quad. La structure VRS 2 ayant une plateforme de rigidité élevée (PF4), résiste mieux aux sollicitations des multi-essieux par rapport à la structure VRNS 2. Sur la figure 2.51, on voit que la structure VRNS 26 ayant une couche d'assise en GNT, résiste mieux aux sollicitations des multi-essieux par rapport à la structure VRNS 2, car la rigidité de la GNT ne dépend pas de la température. Dans la structure VRNS 26 (Figure 2.51) l'action de la couche de GNT sur la couche de base est plus importante expliquant ainsi les pics de compression plus conséquents observés après le passage de la charge. Lorsque la rigidité des couches de chaussée augmente, les amplitudes de déformations diminuent et la durée du signal de déformation augmente, ce qui est tout à fait logique; puisque la zone d'influence du signal de chargement augmente avec la rigidité de la structure sur laquelle elle s'applique.

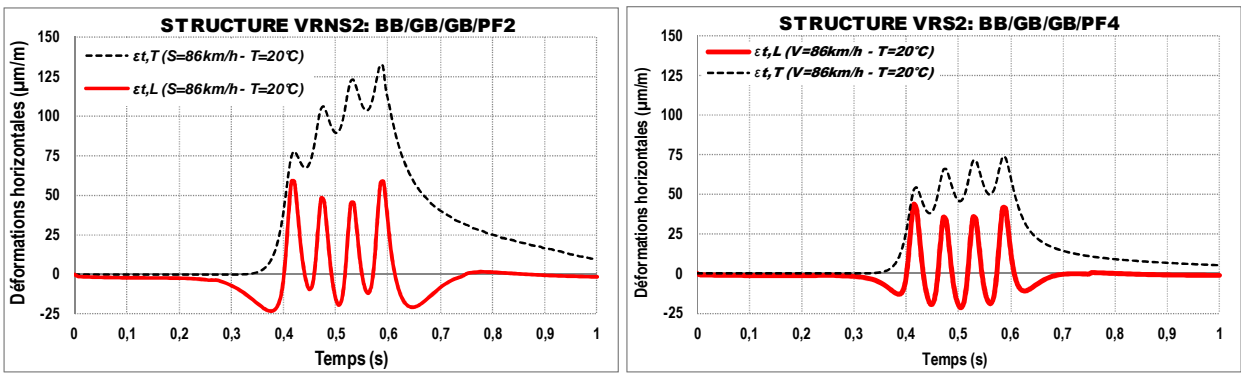


FIGURE 2.50. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structures VRNS 2 et VRS 2) au passage de quatre essieux à vitesse de 86 km/h

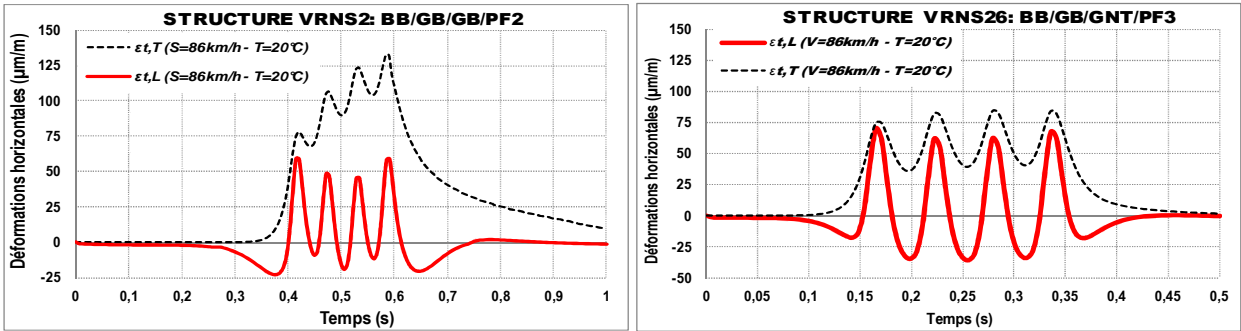


FIGURE 2.51. Signaux de déformations longitudinale ($\epsilon_{t,L}$) et transversale ($\epsilon_{t,T}$) à la base de la couche de GB3 (structures VRNS 2 et VRNS 26) au passage de quatre essieux à vitesse de 86 km/h

2.5.1.9. Influence de la forme des signaux de déformations en giratoire

L’observation du comportement des chaussées dans un carrefour giratoire se fait à l’aide d’une modélisation numérique prenant en compte non seulement des effets des charges verticales, mais aussi des effets des sollicitations tangentielles répétées dues à la force centrifuge induite en surface et de la dissymétrie des charges à l’essieu (Conf. §.3.8.2 du chapitre 3) (qui est fonction du dévers de la chaussée) (ZOA et al., 2012²). Dans cette étude, une modélisation de la charge (jumelage standard français, tandem et tridem) sur une section de chaussée en giratoire est effectuée. Le rayon du giratoire testé est de 30 m avec un dévers de 2,5%, pour une vitesse maximale de sollicitation de 42 km/h (vitesse limite au delà de laquelle il y

aura dérapage du véhicule pour ce rayon de 30 m). Le ratio entre la pression horizontale (due à l'effet de la force centrifuge sur la surface de contact pneu-chaussée) et la pression verticale (due à l'effet de la force verticale sur la surface de contact pneu-chaussée) est de 48,42% pour tous les essieux (ZOA et *al.*, 2012²), cette valeur est conforme aux résultats trouvés dans la bibliographie. Pour Wang et Al-Qadi (Wang et Al-Qadi, 2010) ce ratio est de 33%. Il est compris entre 40% et 100 % pour les cas étudiés par Pottinger (1992). La figure 2.52 ci-dessous, présente une comparaison des signaux de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 en section courante et giratoire à vitesse de 42 km/h (VRNS 2). Cette figure met en évidence l'augmentation des signaux de déformations en giratoire due à l'effet de la force centrifuge et à la dissymétrie des charges à l'essieu qui s'exercent sur la chaussée à cet endroit. Le tableau A.1.7 (annexe 1) résume les valeurs des amplitudes de déformations horizontales en giratoire sous le passage des différents essieux.

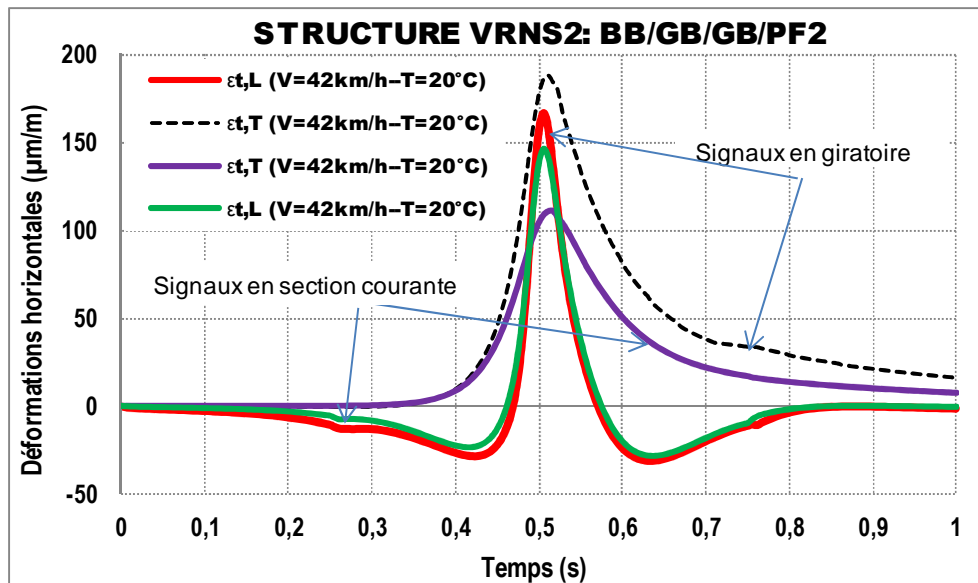


FIGURE 2.52. Signaux de déformations horizontales à la base de la couche de GB3 (température de 20 °C) de la chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2) au passage d'un jumelage standard en section courante et giratoire à vitesse de 42 km/h

Dans la structure VRNS 2 (BB/GB/GB) à température de 20 °C, située dans un carrefour giratoire, l'amplitude de déformation transversale augmente de 77 % pour la roue isolée, de 69 % pour le jumelage standard, de 102 % pour l'essieu tandem et de 75 % pour l'essieu tridem par rapport à la section courante de chaussée sollicitée à 42 km/h à la même température.

2.5.1.10. Synthèse sur l'analyse des paramètres influents

Les développements faits dans cette section ont montré que le comportement des chaussées bitumineuses dépend fortement de certains paramètres qui sont:

- la forme des signaux de déformations : pour les multi-essieux, l'amplitude des signaux de déformations transversales est plus importante que celui des signaux de déformations longitudinales à cause du cumul des effets des roues consécutives sur des chaussées bitumineuses épaisses (VRNS2 et VRS2) ;
- la vitesse des véhicules : la durée du signal de déformation diminue de plus en plus au fur et à mesure que la vitesse augmente. Une augmentation de la vitesse de roulement ne provoque pas seulement une diminution de la durée du signal de déformation, mais aussi une réduction de l'amplitude de déformation ;
- la température des matériaux bitumineux : l'augmentation de la température implique une forte diminution de la rigidité des couches bitumineuses, réduisant de ce fait leur participation à la reprise des sollicitations de chargement. Cela signifie que la réaction de la couche de fondation sur la couche de base sera plus importante à haute température qu'à basse température. En plus, la durée du signal de déformation diminue au fur et à mesure que la température augmente (tableau 2.10);
- la configuration de la charge : à température et vitesse constantes, un multi-essieu est plus agressif qu'un essieu isolé et le nombre de pics de déformation est proportionnel au nombre d'essieux. La durée du signal de chargement devient de plus en plus faible au fur et à mesure que le nombre d'essieux augmente (conf. tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (annexe 2)).

Pour une structure de chaussée bitumineuse, l'amplitude du signal de déformation transversale augmente au fur et à mesure que le nombre d'essieux augmente ;

- la distance inter-essieux : En direction transversale, les niveaux de déformations (pics et déchargement entre pics) diminuent quand la distance entre les essieux augmente. Le contraire est observé dans la direction longitudinale, où l'amplitude de déformation augmente en fonction de l'augmentation de la distance inter-essieux ; une augmentation des pics de compression (déchargement entre deux pics) est également observée entre les pics du signal longitudinal ;
- le mode de chargement a également une influence sur la forme des signaux de déformations ;
- le temps de repos entre les essieux : plus le temps de repos entre le passage des charges est long, plus la durée de vie de la structure de chaussée est importante ;
- la rigidité des couches bitumineuses : lorsque la rigidité des couches de chaussée augmente, les amplitudes de déformations diminuent et la durée du signal de déformation augmente ;
- les sollicitations tangentielles induisent une augmentation des signaux de déformations en giratoire due à l'effet de la force centrifuge et à la dissymétrie des charges à l'essieu qui s'exercent sur la chaussée.

2.5.2. Signaux de contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 des chaussées bitumineuses

Les essais de fatigue les plus courants étudient le comportement de l'enrobé bitumineux en flexion ou encore en traction-compression. Le concept actuel de dimensionnement basé sur la fatigue en flexion seul ne suffit pas pour prédire de manière réaliste la durée de vie d'une structure de chaussée bitumineuse. Le phénomène de cisaillement d'interface roulement-base devrait aussi être pris en considération ; car c'est à cette interface que se développent les contraintes de

cisaillement les plus élevées dans une structure de chaussée (Zoa et *al.*, 2010). Dans le cas des structures de chaussée dont les couches de base ont des rigidités élevées, le cisaillement d'interface roulement-base reste aussi un mode non négligeable dans le processus de dégradation. Des études menées par Alimami (1988) ont montré que la résistance en scission de l'enrobé est inférieure à la résistance en flexion. Dans l'état actuel, il importe donc de mieux identifier le comportement à la fatigue des structures vis à vis de la fissuration par flexion des couches bitumineuses, mais aussi par cisaillement d'interface roulement-base. Ces deux approches servant de complémentarité l'une vis-à-vis de l'autre pour une prédiction globale de la durée de vie de la structure.

Les matériaux bitumineux de chaussées, testés en couche de roulement (BBSG) et en couche de base (GB3), ont les mêmes propriétés mécaniques (voir courbes maîtresses sur la figure 2.6). Cet aspect permet de déterminer aisément les contraintes de cisaillement à l'interface entre les deux matériaux. L'analyse des figures 2.53 à 2.54 montre que les paramètres influençant le comportement de l'interface BBSG-GB3 des structures de chaussée testées sont les mêmes que ceux que nous avons analysés pour les signaux de déformations horizontales à la base de la couche de GB3 de chaussée. Ces paramètres influencent donc de la même façon le comportement de l'interface en cisaillement exception faite de la température des matériaux. Les signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 augmentent quand la température décroît de 30 à 20 °C. Le matériau bitumineux étant plus rigide à 20 °C qu'à 30 °C, d'où l'augmentation de la contrainte de cisaillement à la température de 20 °C (Figure 2.53). La durée du signal de contrainte de cisaillement d'interface augmente avec la diminution de la vitesse (Figure 2.54). Notons également les pics des signaux de contrainte de cisaillement d'interface sont plus élevés en modélisation viscoélastique qu'en modélisation élastique (Figure 2.55). Une synthèse des valeurs de contraintes de cisaillement des structures VRNS 2, VRNS 26 et VRS 2 est présentée dans les tableaux A.1.8 et A.1.9 (annexe 1), pour le cas de chargement « charge et vitesse constantes ».

La figure 2.56 présente les signaux de contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 en section courante et en giratoire (rayon 30 m); pour une sollicitation

d'un essieu tandem. Le tableau A.1.10 (annexe 1) résume des valeurs de contrainte de cisaillement d'interface BB/GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 42 km/h sur la structure VRNS 2 en giratoire.

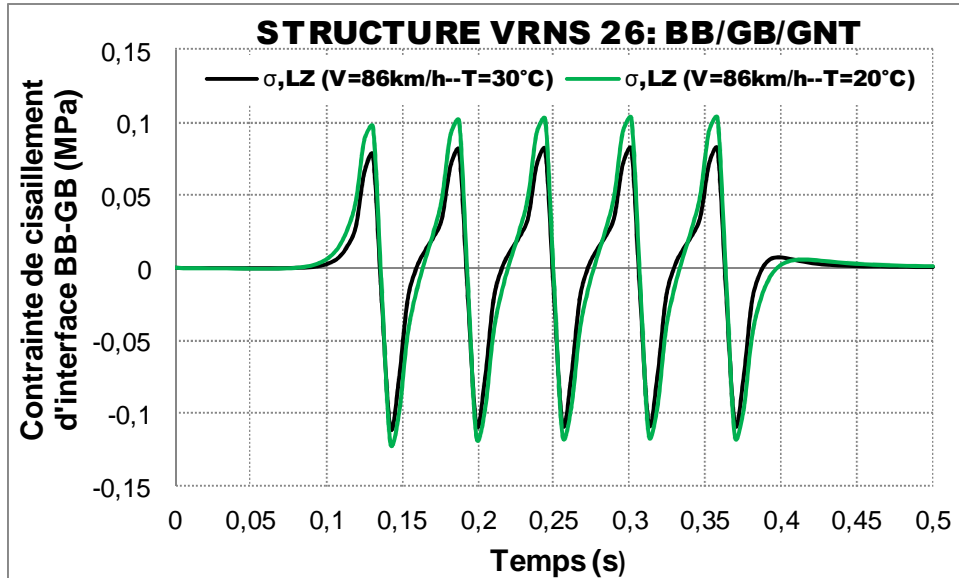


FIGURE 2.53. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à température de 20 et 30°C) dans la direction du trafic au passage de cinq essieux à vitesse de 86 km/h (structure VRNS 26)

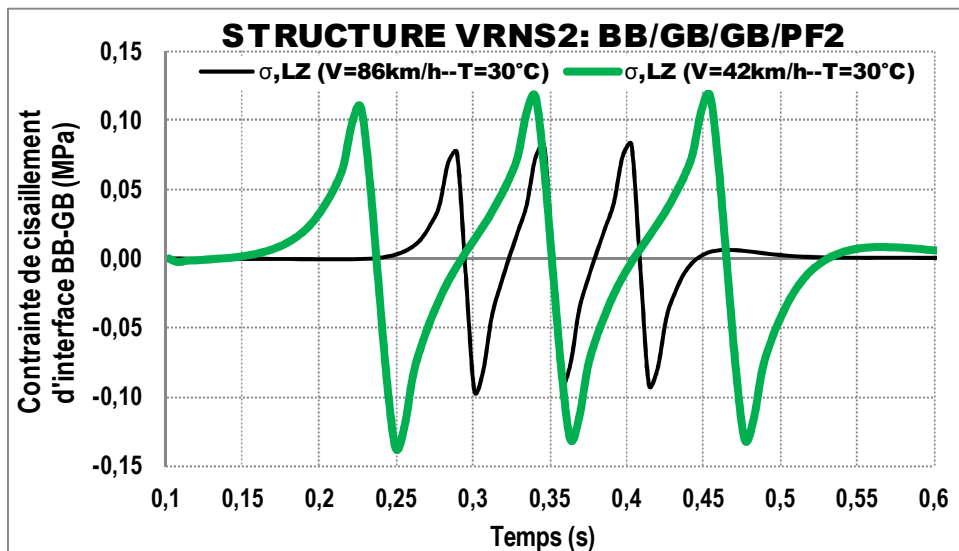


FIGURE 2.54. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à température de 30°C) dans la direction du trafic au passage d'un essieu tridem à vitesse de 42 et 86 km/h (structure VRNS 2)

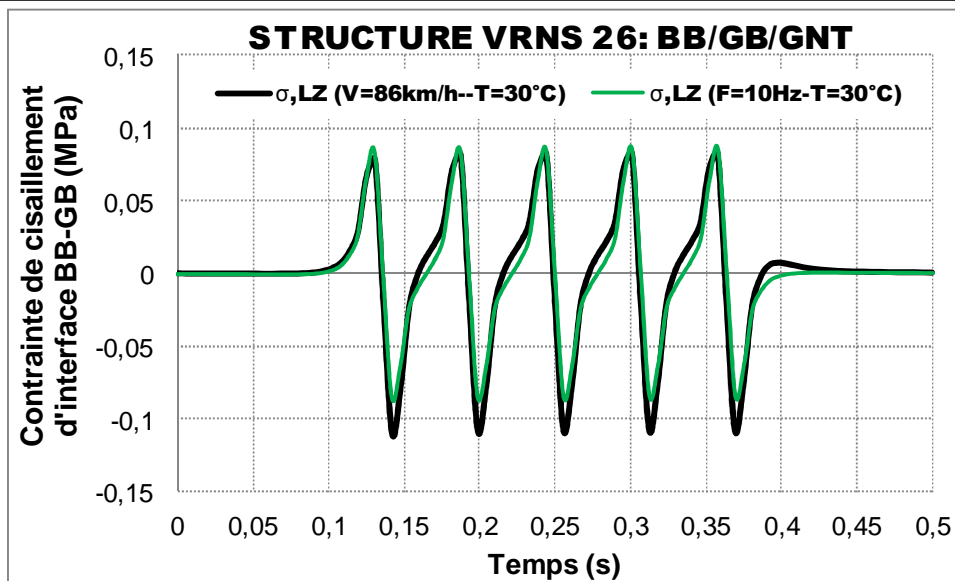


FIGURE 2.55. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à 30°C) dans la direction du trafic au passage de cinq essieux pour un calcul viscoélastique à 86 km/h et un calcul élastique équivalent (structure VRNS 26)

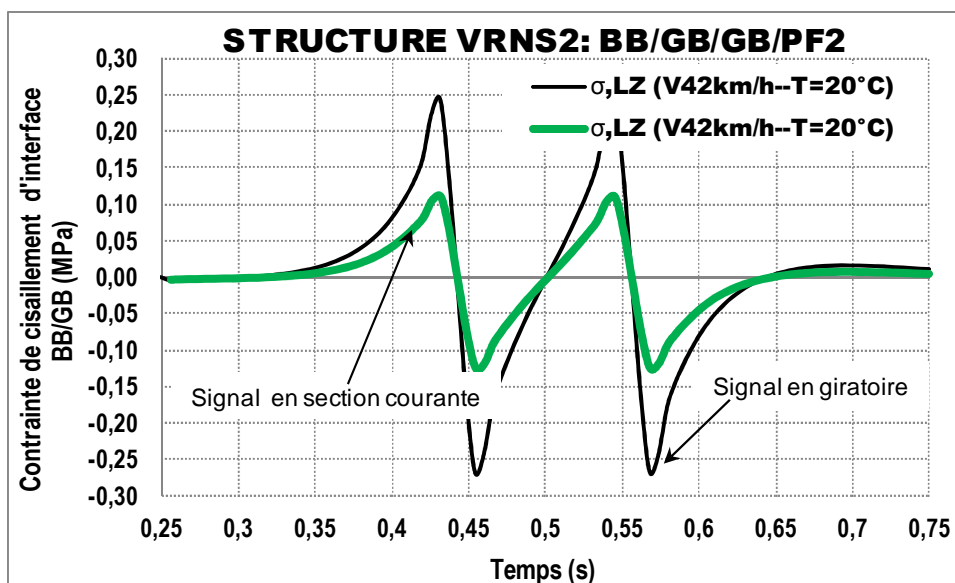


FIGURE 2.56. Signaux de contraintes de cisaillement d'interface BBSG-GB3 (à température de 20°C) dans la direction du trafic au passage d'un essieu tandem à roues jumelées à vitesse de 42 km/h (structure VRNS 2) en giratoire et section courante

2.5.3. Énergie dissipée à la base de la couche de GB3 des chaussées bitumineuses

L'énergie dissipée W_d correspond à l'aire confinée entre la courbe de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation. Elle représente l'énergie perdue dans la chaussée bitumineuse lors du passage d'une charge roulante. L'expression de l'énergie dissipée au cours d'un cycle (W_{cycle}) de chargement est donnée par l'équation (2.25).

$$W_{cycle} = \oint \sigma.d\varepsilon \quad (2.25)$$

Les figures 2.57 à 2.59 montrent les courbes de charge et décharge dans le plan contrainte-déformation en directions longitudinale et transversale ; respectivement, pour l'essieu tridem, un essieu tandem et un quad. Le tableau 2.11 présente une synthèse des valeurs d'énergie dissipée W_d à la base de la couche de GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 86 km/h sur les structures VRNS 2 et VRS 2.

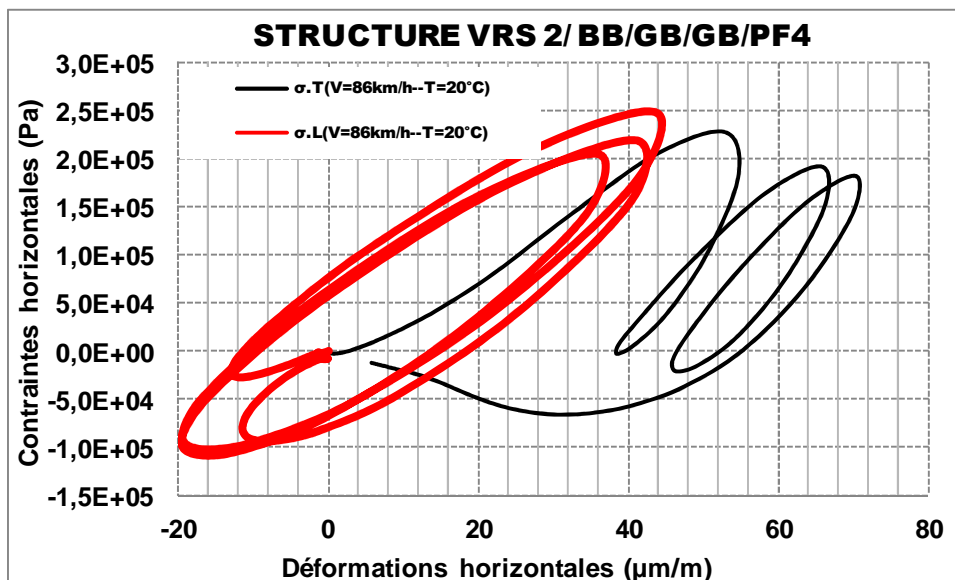


FIGURE 2.57. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un essieu tridem à une vitesse de 86 km/h (structure VRS 2)

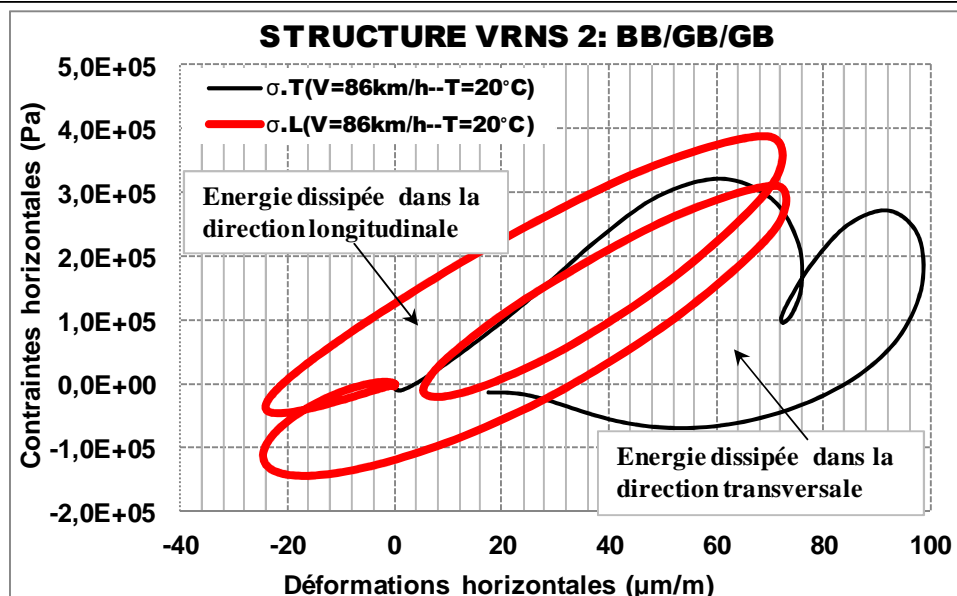


FIGURE 2.58. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un essieu tandem à roues jumelées à une vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2)

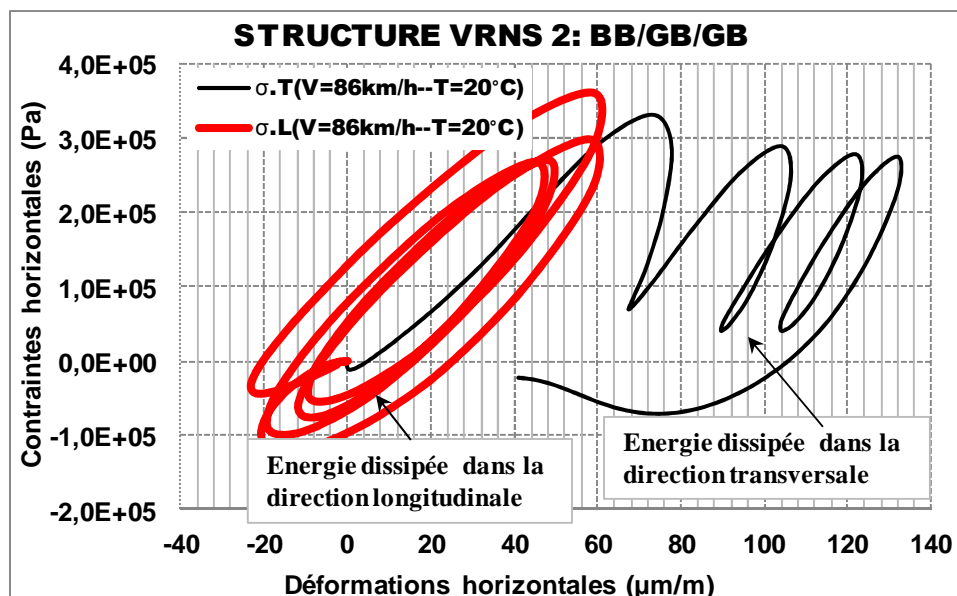


FIGURE 2.59. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un quad à une vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2)

TABLEAU 2.11. *Énergie dissipée W_d à la base de la couche de GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 86 km/h (structure VRNS 2 et VRS 2)*

Énergie dissipée	Roue isolée	Jumelage	Tandem à R.J	Tandem à R. I	Tridem	4 essieux	5 essieux
VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2							
$W_{d.L}$ (microjoules)	-	57,80E+6	52,10E+6	45,60E+6	56,60E+6	70,2E+6	83,70E+6
$W_{d.T}$ (microjoules)	-	22,20E+6	24,90E+6	26,90E+6	35,20E+6	45,10E+6	53,40E+6
VRS 2 : BB/GB/GB/PF4							
$W_{d.L}$ (microjoules)	-	24,00E+6	29,40E+6	22,90E+6	32,30E+6	42,50E+6	51,60E+6
$W_{d.T}$ (microjoules)	-	9,39E+6	10,00E+6	13,00E+6	17,00E+6	20,90E+6	24,40E+6

La figure 2.60 montre les courbes de charge et décharge dans le plan contrainte-déformation en directions longitudinale et transversale en giratoire (rayon 30 m); pour un essieu tridem. Le tableau 2.12 présente une synthèse des valeurs d'énergie dissipée W_d à la base de la couche de GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 42 km/h sur les structures VRNS 2 et VRS 2 en giratoire.

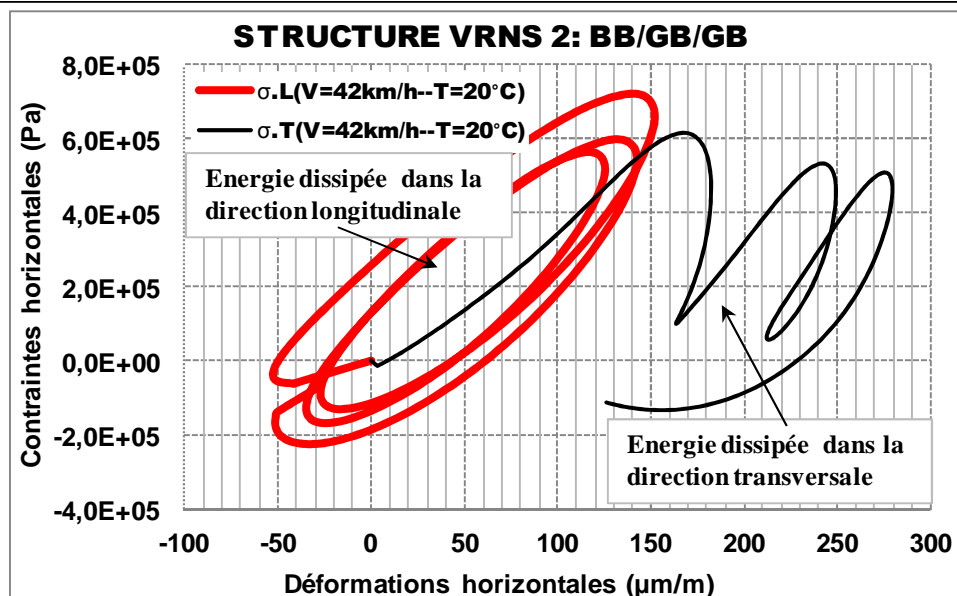


FIGURE 2.60. Courbes de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation à la base de la couche de GB3 de chaussée (à 20°C) au passage d'un essieu tridem à une vitesse de 86 km/h (structure VRNS 2) en giratoire

TABLEAU 2.12. Énergie dissipée W_d à la base de la couche de GB3 (à température de 20°C) de chaussée sous le passage des charges roulantes à 42 km/h (structure VRNS 2 et VRS 2) en giratoire

Énergie dissipée	R. S	Jumelage	Tandem	Tridem
VRNS2: BB/GB/GB/PF2				
$W_{d.L}$ (microjoules)	-	130,00E+6	284,00E+6	300,0E+6
$W_{d.T}$ (microjoules)	-	79,90E+6	120,00E+6	145,0E+6
VRS2 : BB/GB/GB/PF4				
$W_{d.L}$ (microjoules)	-	63,80E+6	144,30E+6	170,10E+6
$W_{d.T}$ (microjoules)	-	40,00E+6	47,40E+6	63,10E+6

L'avantage du concept « d'énergie dissipée » consiste en ce qu'elle peut être calculée comme un scalaire et être introduite dans les équations de fatigue pour calculer l'endommagement directement (Chatti et *al.*, 2009). Cette procédure élimine le cumul des dommages en raison de plusieurs valeurs de déformations critiques des multi-essieux qui sont nécessaires pour les méthodes de déformations. En outre, la valeur d'énergie dissipée capture la totalité de la réponse dans le plan

contrainte-déformation pendant le passage de la charge roulante, tandis que les valeurs maximales de contraintes ou de déformations sont prélevées uniquement en un point donné de la chaussée pour la méthode de contrainte de cisaillement d'interface ou pour la méthode de déformation à la base des couches bitumineuses. Les paramètres influençant l'allure de la courbe de charge et de décharge sont les mêmes que ceux qui ont été analysés pour les signaux de déformations horizontales à la base de la couche de GB3 de chaussée.

2.5.4. Commentaire sur les trois dernières approches

Les résultats présentés dans des sections 2.5.1, 2.5.2 et 2.5.3 montrent que, la quantification et la qualification des signaux de déformations et de contraintes dépendent de l'histoire de chargement que subit la structure de chaussée. La méthode développée montre que les grandeurs intrinsèques qui permettent de caractériser un signal d'un chargement de trafic quelconque ne sont pas des constantes, mais des fonctions dont les principales variables sont :

- la structure de chaussée (loi de comportement des matériaux, épaisseur et rigidité des couches, température, type d'interface entre couches, etc.) ;
- la configuration du chargement (intensité de la charge, sollicitations horizontales, type de roues, type d'essieux, distance inter-essieux, temps de repos, etc.) ;
- le modèle de chargement (vitesse et charge constantes, vitesse variable et charge constante, vitesse constante et charge sinusoïdale, etc.) ;
- la vitesse (ou fréquence) de chargement.

Il est possible de lister de façon exhaustive tous ces paramètres influençant le comportement d'une structure de chaussée bitumineuse, mais il n'est pas réaliste de les dissocier si l'on cherche à mieux identifier le comportement d'une structure réelle car il y a interaction entre eux.

2.6. Conclusion

Ce chapitre était consacré à la modélisation viscoélastique des chaussées bitumineuses et à l'analyse des paramètres qui influencent la forme des signaux de déformations et de contraintes subits par la chaussée sous le passage répété des charges roulantes. Une méthode d'identification rhéologique (pour des matériaux bitumineux utilisés dans des couches de chaussées) des paramètres des modèles viscoélastiques qui ont servi au calcul mécanique des structures de chaussée à comportement viscoélastique a été développée et présentée au début de ce chapitre.

Ensuite la validation des signaux numériques de déformations issus des calculs d'une chaussée expérimentale a été effectuée. La différence fondamentale observée entre les signaux mesurés et les signaux calculés est le déchargement (creux) entre les pics (pour les signaux multipics). Ces déchargements entre pics sont plus élevés pour les signaux mesurés ; cela peut être dû soit à l'effet " in situ " (les conditions de réalisation, la variation d'épaisseur des couches, le vent en surface de chaussée lors de l'essai, variations de température, présence de la couche d'accrochage entre les couches, etc.), soit à l'échelle ou à la taille des capteurs. La comparaison des amplitudes des signaux expérimentaux et ceux des calculs montre que la modélisation élastique linéaire est compatible avec le jumelage (< 9 % de différence entre les résultats de ALIZE et les résultats expérimentaux). Pour les chargements multi-essieux, seule la modélisation viscoélastique (ViscoRoute et Cast3M) fournit de meilleures prédictions, notamment en déformations transversales (< 7 % de différence entre les modèles et les résultats expérimentaux). En plus, les prédictions à partir du code Cast3M sont nettement plus réalistes que celles issues des autres modèles.

Pour ce qui est des paramètres influents, la quantification et la qualification des signaux de déformations et de contraintes dépendent de l'histoire de chargement que subit la structure de chaussée (conf. tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.7 (annexe 2)). Les grandeurs intrinsèques permettant de caractériser un signal d'une sollicitation de trafic quelconque ne sont pas des constantes, mais des fonctions dont les principales variables sont :

- la structure de chaussée (loi de comportement des matériaux, épaisseur et rigidité des couches, température, type d'interface entre couches, etc.) ;
- la configuration du chargement (intensité de la charge, sollicitations horizontales, type de roues, type d'essieux, distance inter-essieux, sollicitations tangentielles, temps de repos, etc.) ;
- le modèle de chargement (vitesse et charge constantes, vitesse variable et charge constante, vitesse constante et charge sinusoïdale, etc.) ;
- la vitesse (ou fréquence) de chargement.

Pour une meilleure compréhension du comportement d'une chaussée, il n'est pas réaliste de dissocier ces variables de chargement car il y a interaction entre eux.

Une autre approche permettant de caractériser le comportement d'une structure de chaussée bitumineuse a été analysée. L'énergie dissipée qui correspond à l'aire confinée entre la courbe de charge et de décharge dans le plan contrainte-déformation, capture la totalité de la réponse de chaussée lors du passage de la charge roulante. Seules les valeurs maximales de contraintes ou de déformations sont prélevées uniquement à un moment ou un point donné de la chaussée pour la méthode de contrainte de cisaillement d'interface ou pour la méthode de déformation à la base des couches bitumineuses. L'étape indispensable avant de procéder à un couplage est de bien comprendre l'effet de chaque paramètre, ensuite proposer une méthode qui tient compte de tous ces paramètres dans l'évaluation des dommages causés par les multi-essieux.

CHAPITRE 3. PREDICTION DU COMPORTEMENT A LA FATIGUE DES CHAUSSEES SOUS L'EFFET DE LA DIVERSITE DES CHARGEMENTS

Sommaire

3.1. Introduction	173
Partie 1. Prédiction du comportement à la fatigue et agressivité des multi-essieux	175
3.2. Estimation de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire.....	175
3.2.1. Prédiction de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire à « déformation d'extension » maximale au fond de la couche de base de chaussée.....	176
3.2.2. Prédiction de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire à « énergie dissipée » sur un cycle de chargement	179
3.3. Prédiction de la durée de vie en fatigue à partir de la méthode française de dimensionnement.....	182
3.4. Prédiction de la durée de vie en fatigue à partir de la contrainte de cisaillement d'interface BB-GB3 de la structure de chaussée.....	184
3.5. Synthèse sur la prédiction de la durée de vie à partir des modèles de fatigue	186
3.6. Influence des méthodes de prédiction de durée de vie en fatigue sur la charge transportée	190
3.6.1. Influence de la vitesse sur la durée de vie des chaussées bitumineuses	193
3.6.2. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie des chaussées bitumineuses	195
3.6.3. Influence de la forme du signal de déformation sur la durée de vie des chaussées avec le modèle multilinéaire.....	196

3.6.4. Influence des paramètres indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées.....	199
3.6.5. Influence des sollicitations tangentielles en giratoire sur la durée de vie des chaussées bitumineuses.....	201
3.7. Evaluation de l'agressivité du trafic dans la structure de chaussée	203
3.7.1. Agressivité des chargements multi-essieux en section courante	203
3.7.2. Agressivité des chargements multi-essieux en giratoire.....	205
3.7.3. Agressivité des chaussées du carrefour giratoire vis-à-vis de la section courante sous chargements multi-essieux.....	206
3.7.4. Agressivité des poids lourds sur les chaussées.....	209
Partie 2. Calcul pratique d'agressivité du jumelage standard en giratoire.....	213
3.8. Agressivité du trafic en giratoire sous sollicitation d'un jumelage standard français .	213
3.8.1. Caractéristiques des couches de chaussées analysées.....	213
3.8.2. Stabilité d'un poids lourd dans un giratoire	215
3.8.3. Résultats des simulations numériques	219
3.8.4. Prédiction de la durée de vie.....	219
3.8.5. Coefficients d'agressivité	222
3.9. Conclusion.....	226

3.1. Introduction

Dans ce chapitre, les effets des chargements multi-essieux seront évalués dans trois structures de chaussée, non seulement en section courante, mais aussi en giratoire (où les charges horizontales s'ajoutent aux verticales). Les analyses portent sur des chaussées bitumineuses dont les signaux de chargement ont été présentés et analysés de manière exhaustive au chapitre 2 en fonction des variables de chargement. Les développements de ce chapitre sont basés sur une analyse mécanique qui s'appuie sur un modèle expérimental. Les recherches récentes ayant pour objectif la meilleure prise en compte de l'effet de chargements multi-essieux sur l'endommagement par fatigue des chaussées bitumineuses ont été présentées de manière exhaustive dans le chapitre 1. Parmi ces travaux, certains ont proposé des modèles de fatigue pour la détermination de la durée de vie des chaussées bitumineuses sous chargement multi-essieux.

Les travaux de Chatti (Salama et Chatti, 2007; Chatti et *al.*, 2009; Chatti et Salama, 2011) proposent de nouveaux modèles pour la prédiction de la durée de vie par fatigue des chaussées bitumineuses sous chargement multi-essieux. Ces méthodes s'appuient sur des résultats expérimentaux analysant les mécanismes et les interactions entre les poids lourds d'essieux différents. Les lois de fatigue basées sur les contraintes, les lois de fatigue basées sur les déformations et les lois de fatigue basées sur l'énergie dissipée ont été proposées par ces auteurs. Ces méthodes, dont l'intérêt a été mis en évidence au premier chapitre, sont valables pour des matériaux bitumineux bien précis et à une température donnée (conditions dans lesquelles les essais se sont déroulés en laboratoire). En restant dans la même logique, il n'est pas possible d'utiliser les lois de fatigue issues de ces matériaux dans le cadre de ce travail, car chaque matériau constitutif d'une structure de chaussée obéit à un comportement qui lui est propre face à une sollicitation de trafic quelconque.

Le modèle de fatigue multilinéaire, développé récemment par Homsî (Homsî, 2011) a été présenté de manière détaillée en bibliographie. Ce modèle sera utilisé dans ce travail afin de prédire la durée de vie des chaussées bitumineuses sous

chargement multi-essieux. Son choix est justifié d'une part, car ses paramètres ont été déterminés sur des matériaux bitumineux ayant les mêmes caractéristiques mécaniques que ceux formant les couches de surface et de base des trois structures de chaussée (température de référence 20 °C). D'autre part, il s'agit du seul modèle permettant de prendre en compte la forme des signaux par un plan d'expérience en laboratoire (Homsy, 2011). Les plages de variations des paramètres de nos signaux numériques de déformations, induits au passage des charges de trafic (présentés dans le chapitre précédent) sont dans le domaine d'identification des paramètres du modèle de fatigue multilinéaire. Ce chapitre est structuré en deux grandes parties :

- La première partie est consacrée à la prédiction du comportement à la fatigue des chaussées bitumineuses et à la détermination des coefficients d'agressivité des charges de trafic qui les sollicitent. Cette partie, après un couplage du modèle de fatigue multilinéaire au calcul viscoélastique de chaussée, analyse d'abord la sensibilité des paramètres du modèle de fatigue multilinéaire. Ensuite, les durées de vie des structures de chaussée sont calculées (en référence du calcul standard) ainsi que les charges transportées à partir de différents modèles de fatigue. L'analyse des paramètres de chargement (vitesse, configuration d'essieux, distance inter-essieux, forme des signaux, giratoire, etc.) sur la durée de vie des chaussées est également organisée. Ces durées de vie en fatigue sont alors exploitées pour la détermination des coefficients d'agressivité des chargements multi-essieux d'une part et du trafic sur des structures de chaussée en giratoire d'autre part. Ces coefficients d'agressivité sont déterminés sous l'hypothèse d'une chaussée à comportement viscoélastique. Une fois ces coefficients d'agressivité déterminés, on évalue ensuite les agressivités des silhouettes de poids lourds sur les chaussées bitumineuses.
- La seconde partie porte notamment sur le calcul pratique d'agressivité du trafic en giratoire sous sollicitation d'un jumelage standard français sur des sections de chaussées à différents rayons de courbures.

Partie 1. Prédiction du comportement à la fatigue et agressivité des multi-essieux

3.2. Estimation de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire

Le modèle de fatigue multilinéaire (Homsy, 2011) associe une approche « structure » et une approche « matériau ». L'approche « structure » repose sur une caractérisation paramétrique des signaux de chargement subis par le matériau au passage de différentes configurations d'essieux. À cette fin, une base de données des signaux de déformations mesurés dans une chaussée expérimentale instrumentée et testée sur le manège de fatigue de l'IFSTTAR a été analysée par Homsy (Homsy, 2011). Ceci a conduit à identifier les paramètres indépendants caractérisant tout signal de chargement de trafic. Ces paramètres de forme ont alors été utilisés comme les variables d'un plan d'expérience d'une campagne d'essais de fatigue en laboratoire à température de 20 °C, sous divers chargements reproduisant les signaux réels (approche « matériau »). Un modèle de fatigue multilinéaire a été établi à partir de ces résultats d'essais. Il exprime la durée de vie en fatigue en fonction des paramètres de forme indépendants, caractérisant le signal de chargement. Ce modèle s'exprime sous différentes formes, se différenciant par le choix parmi les paramètres d'entrée, soit de la déformation d'extension maximale, soit de l'énergie dissipée sur un cycle de chargement. Les expressions du modèle de fatigue multilinéaire sont de la forme :

$$\log(N_f) = a \log(\varepsilon_t) + b \log(N_p) + c \hat{A}_n + d \bar{D} + e \quad (3.1)$$

$$\log(N_f) = a_1 \log(W_d) + b_1 \log(N_p) + c_1 \hat{A}_n + d_1 \bar{D} + e_1 \quad (3.2)$$

avec N_f : nombre d'application de cycles de chargement avant la rupture; ε_t : amplitude de déformation maximale en extension ($\mu m / m$) ; W_d : énergie dissipée sur un cycle de chargement ; N_p : nombre de pics du signal de chargement (nombre

d'essieux); \hat{A}_n : aire sous le signal de chargement normalisée par rapport au niveau de déformation et ramenée à la durée du signal ; \bar{D} : durée du signal de chargement ramenée au nombre de pics ; $a, b, c, d, e, a_1, b_1, c_1, d_1$ et e_1 sont des coefficients du modèle de fatigue multilinéaire.

Ce modèle de fatigue multilinéaire, établi à partir des essais de fatigue de laboratoire ne prend pas en compte le temps de repos correspondant à la distance entre les groupes d'essieux d'un poids lourd ou à la distance entre les poids lourds successifs. Cependant, les travaux de Domec (2005) prennent en compte le temps de repos entre les essieux. Ces travaux ont montré que lorsque les taux de repos (rapport entre le temps de repos et le temps de chargement) sont compris entre 1 et 4, la durée de vie de la chaussée augmente. Pour des taux de repos supérieurs à 4, on considère que l'augmentation de la durée de vie est plafonnée (un repos prolongé ne procure aucun gain supplémentaire) (Domec, 2005).

L'estimation de la durée de vie d'une structure de chaussée à partir des modèles de fatigue nécessite alors la connaissance et l'apport de chaque paramètre intervenant dans l'expression de la loi de fatigue prise en considération. Ainsi, chaque terme a un sens et une signification physique et peut donc être analysé qualitativement et quantitativement en fonction des variables de chargement. L'analyse de la sensibilité des paramètres, ainsi que les durées de vie des chaussées seront évaluées dans cette partie en fonction du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension maximale et à énergie dissipée sur un cycle de chargement (Homsy, 2011).

3.2.1. Prédiction de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire à « déformation d'extension » maximale au fond de la couche de base de chaussée

La durée de vie en fatigue des chaussées bitumineuses décroît quand le nombre d'essieux et la déformation augmentent, mais croît proportionnellement avec l'augmentation de \hat{A}_n et \bar{D} . Dans le cas des signaux de déformations multi-pics, le niveau de déformation maximal est considéré pour le calcul de durée de vie.

L'augmentation de la vitesse de chargement fait décroître le niveau de déformation ainsi que la durée du signal de chargement, mais fait augmenter la durée de vie. Ces deux effets sont opposés sur la durée de vie en fatigue. De façon réelle, ces paramètres du modèle de fatigue multilinéaire ne varient pas indépendamment les uns les autres, il y a interaction entre eux. Un accroissement de \hat{A}_n du signal transversal en fonction du nombre d'essieux par exemple permet d'augmenter la durée de vie (sur le plan de la forme des signaux), mais celle-ci décroît en fonction du nombre d'essieux en déformation transversale ; donc il y a compensation entre ces paramètres.

Les durées de vie des structures de chaussée sont prédites à partir des paramètres du modèle multilinéaire à température de 20 °C, température à laquelle ces paramètres ont été déterminés en laboratoire par Homsî (Homsî, 2011). Les tableaux 3.1 et 3.2 présentent quantitativement pour la structure de chaussée VRNS 2, chaque expression du modèle de fatigue multilinéaire pour un N_f donné (pour chaque ε_t). L'analyse qualitative et quantitative des paramètres du modèle de fatigue multilinéaire montre qu'avec seulement le terme e , de ce modèle de fatigue multilinéaire, le N_f prévu est très largement supérieur au N_f complet. Le modèle multilinéaire en log étant «un modèle multiplicatif», c'est la quantification des divers paramètres qui est présentée dans cette partie du chapitre. L'analyse est faite en fonction des signaux de déformations longitudinale et transversale induites au passage de chaque essieu sur la chaussée.

Pour la structure de chaussée VRNS 2, (tableau 3.1) en section courante sous chargement de trafic quelconque, l'expression $a \log(\varepsilon_{t,T})$ (signaux transversaux), dont les valeurs sont comprises entre -10 et -9, représente 88 à 89 % (à la baisse) de N_f . L'expression $b \log(N_p)$ dont les valeurs sont comprises entre -0,6 et 0, représente 0 à 5 % de N_f (signaux transversaux) à la baisse également. Le cumul des pourcentages des deux expressions $c \hat{A}_{n,T}$ et $d \bar{D}_{.T}$ est compris entre à 7 et 13 % de N_f (à la hausse).

TABLEAU 3.1. *Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir du signal de déformation transversale en section courante (structure VRNS 2) ; R. : roue isolée, R.J : roue jumelée*

configuration	V (km/h)	Np	$\log(N_{f,T}) = a \log(\varepsilon_{i,T}) + b \log(N_p) + c \hat{A}_{n,T} + d \bar{D}_{.T} + e$					
			$a \log(\varepsilon_{i,T})$	$b \log(N_p)$	$c \hat{A}_{n,T}$	$d \bar{D}_{.T}$	e	$\log(N_{f,T})$
jumelage	42	1	-9,37	0,00	0,53	0,80	15,22	7,18
Tandem à R.J	42	2	-9,61	-0,25	0,66	0,42	15,22	6,43
tridem	42	3	-10,09	-0,40	0,70	0,33	15,22	5,76
jumelage	86	1	-8,87	0,00	0,53	0,46	15,22	7,34
Tandem à R.J	86	2	-9,13	-0,25	0,58	0,28	15,22	6,70
Tandem à R.I	86	2	-9,21	-0,25	0,53	0,31	15,22	6,59
tridem	86	3	-9,52	-0,40	0,59	0,23	15,22	6,13
quad	86	4	-9,71	-0,51	0,58	0,25	15,22	5,83
5 essieux	86	5	-9,86	-0,59	0,63	0,21	15,22	5,61

L'expression $a \log(\varepsilon_{i,L})$ (signaux longitudinaux), dont les valeurs sont comprises entre -10 et -8 (tableau 3.2), représente 89 à 95 % (à la baisse) de N_f . L'expression $b \log(N_p)$ dont les valeurs sont comprises entre -0,6 et 0, représente 0 à 6 % à la baisse de N_f (signaux longitudinaux). Le cumul des pourcentages des deux expressions $c \hat{A}_{n,L}$ et $d \bar{D}_{.L}$ représente 5 à 7 % de N_f (à la hausse).

TABLEAU 3.2. *Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir du signal de déformation longitudinale en section courante (structure VRNS 2)*

Configuration	V (km/h)	Np	$\log(N_{f,L}) = a \log(\varepsilon_{t,L}) + b \log(N_p) + c \hat{A}_{n,L} + d \bar{D}_L + e$					
			$a \log(\varepsilon_{t,L})$	$b \log(N_p)$	$c \hat{A}_{n,L}$	$d \bar{D}_L$	e	$\log(N_{f,L})$
jumelage	42	1	-9,91	0,00	0,31	0,39	15,22	6,01
Tandem à R.J	42	2	-9,14	-0,25	0,37	0,27	15,22	6,47
tridem	42	3	-8,87	-0,40	0,32	0,25	15,22	6,52
jumelage	86	1	-9,31	0,00	0,31	0,22	15,22	6,44
Tandem à R.J	86	2	-8,48	-0,25	0,43	0,14	15,22	7,06
Tandem à R.I	86	2	-8,36	-0,25	0,42	0,14	15,22	7,17
tridem	86	3	-8,15	-0,40	0,39	0,13	15,22	7,18
quad	86	4	-8,10	-0,51	0,37	0,12	15,22	7,10
5 essieux	86	5	-8,18	-0,59	0,35	0,12	15,22	6,92

Le tableau 3.3 ci-après, présente la sensibilité des paramètres du modèle de fatigue multilinéaire en fonction des variables de chargement.

TABLEAU 3.3. *Sensibilité des effets des variables de chargement sur les paramètres de forme indépendants et de durée de vie en fatigue (structure VRNS 2).*

↑: accroissement du paramètre, ↓: décroissance du paramètre, ⇕: pas de sensibilité claire

Variables de chargement	Effet sur							
	$\varepsilon_{t,T}$	$\varepsilon_{t,L}$	$\hat{A}_{n,T}$	$\hat{A}_{n,L}$	\bar{D}_T	\bar{D}_L	$N_{f,T}$	$N_{f,L}$
V (km/h) ↑	↓	↓	↑	↑	↓	↓	↑	↑
Np ↑	↑	↓	↑	↑	↓	↓	↓	⇕

3.2.2. Prédiction de la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire à « énergie dissipée » sur un cycle de chargement

L'analyse qualitative et quantitative est toujours portée dans cette partie sur la structure de chaussée VRNS 2. Sous chargement de trafic quelconque, l'expression

$a_1 \log(W_{d.T})$ des signaux transversaux, dont les valeurs sont comprises entre -18 et -17, représente 91 à 94 % à la baisse de N_f (tableau 3.4). L'expression $b_1 \log(N_p)$ dont les valeurs sont comprises entre 0 et 0,9 ; représente 0 à 4 % à la hausse de N_f . Le $c_1 \hat{A}_{n.T}$ dont les valeurs sont comprises dans une fourchette de -0,9 à -0,7 représente 4 à 7 % de N_f (à la baisse) et $d_1 \bar{D}_{.T}$ représente 1 à 2 % de N_f (à la hausse).

TABLEAU 3.4. *Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à énergie dissipée en direction transversale (section courante) dans la structure VRNS 2*

configuration	V (km/h)	Np	$\log(N_{f.T}) = a_1 \log(W_{d.T}) + b_1 \log(N_p) + c_1 \hat{A}_{n.T} + d_1 \bar{D}_{.T} + e_1$					
			$a_1 \log(W_{d.T})$	$b_1 \log(N_p)$	$c_1 \hat{A}_{n.T}$	$d_1 \bar{D}_{.T}$	e_1	$\log(N_{f.T})$
jumelage	42	1	-17,04	0,00	-0,72	0,45	24,42	7,12
Tandem à R.J	42	2	-17,11	0,37	-0,89	0,24	24,42	7,03
tridem	42	3	-17,53	0,58	-0,95	0,19	24,42	6,71
jumelage	86	1	-16,82	0,00	-0,72	0,26	24,42	7,14
Tandem à R.J	86	2	-16,94	0,37	-0,79	0,16	24,42	7,23
Tandem à R.I	86	2	-17,01	0,37	-0,72	0,17	24,42	7,23
tridem	86	3	-17,28	0,58	-0,81	0,13	24,42	7,04
quad	86	4	-17,53	0,73	-0,79	0,15	24,42	6,98
5 essieux	86	5	-17,70	0,85	-0,86	0,12	24,42	6,83

Dans la direction longitudinale (direction du trafic), l'expression $a_1 \log(W_{d.L})$ dont les valeurs sont de l'ordre de -18 représente 93 à 97 % (à la baisse) de N_f (tableau 3.5). L'expression $b_1 \log(N_p)$ dont les valeurs sont comprises entre 0 et 0,9 ; représente 0 à 4 % à la hausse de N_f (signaux longitudinaux). Le $c_1 \hat{A}_{n.L}$ dont les valeurs sont comprises dans une fourchette de -0,6 à -0,4 représente 2 à 3% de N_f (à la baisse) et $d_1 \bar{D}_{.L}$ représente environ 1% de N_f (à la hausse).

TABLEAU 3.5. *Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à énergie dissipée en direction longitudinale (section courante) dans la structure VRNS 2*

configuration	V (km/h)	N _p	$\log(N_{f.L}) = a_1 \log(W_{d.L}) + b_1 \log(N_p) + c_1 \hat{A}_{n.L} + d_1 \bar{D}_L + e_1$					
			$a_1 \log(W_{d.L})$	$b_1 \log(N_p)$	$c_1 \hat{A}_{n.L}$	$d_1 \bar{D}_L$	e_1	$\log(N_{f.L})$
jumelage	42	1	-18,14	0,00	-0,42	0,22	24,42	6,08
Tandem à R.J	42	2	-18,08	0,37	-0,51	0,15	24,42	6,34
tridem	42	3	-18,27	0,58	-0,44	0,14	24,42	6,44
jumelage	86	1	-17,78	0,00	-0,42	0,13	24,42	6,35
Tandem à R.J	86	2	-17,67	0,37	-0,60	0,08	24,42	6,60
Tandem à R.I	86	2	-17,54	0,37	-0,57	0,08	24,42	6,76
tridem	86	3	-17,75	0,58	-0,53	0,07	24,42	6,79
quad	86	4	-17,97	0,73	-0,50	0,07	24,42	6,75
5 essieux	86	5	-18,14	0,85	-0,48	0,07	24,42	6,72

Les deux formes de modèle de fatigue multilinéaire donnent des résultats différents en terme de durée de vie :

- le modèle de fatigue à déformation d'extension maximale donne des résultats tout à fait cohérents. La durée de vie diminue en fonction de l'augmentation du nombre d'essieux (du tandem jusqu'à 5 essieux) et celle-ci est généralement critique en direction transversale sous le passage des multi-essieux sur une chaussée bitumineuse épaisse (Figures 3.2 et 3.3 ; tableaux de synthèse des résultats : A.2.3 à A.2.6 (annexe 2)) ;
- le modèle de fatigue à énergie dissipée sur un cycle de chargement donne des résultats moins cohérents en terme de durée de vie au passage des multi-essieux sur la chaussée. Celle-ci peut croître ou décroître en fonction de l'augmentation du nombre d'essieux et peut être critique en direction longitudinale ou transversale (Figures 3.2 et 3.3 ; tableaux de synthèse des résultats : A.2.3 à A.2.6 (annexe 2))

3.3. Prédiction de la durée de vie en fatigue à partir de la méthode française de dimensionnement

Dans le cas d'une chaussée réelle soumise à des chargements différents, à des températures constantes ou variables, et pour des épaisseurs de couches variant au cours de sa durée de vie (en raison d'entretiens successifs, par exemple), la conjugaison des niveaux de sollicitation distincts dans des différentes couches au cours de leur durée de vie suppose d'additionner les endommagements accumulés à chaque niveau de sollicitation à l'aide d'une loi de cumul des dommages. Concrètement, le *dommage élémentaire* causé à une couche de chaussée donnée par le passage d'un essieu de référence, noté $d_{élémentaire}$ est défini par :

$$d_{élémentaire} = 1/N_f \quad (3.3)$$

Où N_f est le nombre équivalent de passages de l'essieu de référence conduisant à la ruine de la couche. Le dommage cumulé par la couche considérée (noté $d_{cumulé}$) après ne passages équivalents de l'essieu de référence (correspond au trafic réel de poids lourds déjà supporté par la couche) est donc :

$$d_{cumulé} = ne/N_f \quad (3.4)$$

Lorsque $ne=N_f$, la couche a supporté un nombre équivalent de passages de l'essieu de référence égal à celui conduisant à sa ruine, et son dommage cumulé vaut alors 1.

Pour ce qui est du cumul des dommages, une même couche de chaussée supporte au cours de sa durée de vie des niveaux de sollicitations divers, lui causant des dommages élémentaires distincts. Par exemple, les poids lourds qui circulent dans une chaussée ont des essieux différents. L'addition de ces dommages élémentaires divers, accumulés en raison de conditions de chargement variables se fait généralement à l'aide de la loi de cumul des dommages de Miner.

$$d_{total\ cumulé} = \sum_{i=1}^n d_{cumulé}^{(i)} = \sum_{i=1}^n \frac{ne_{effetif}^n}{N_f^{(i)}} \quad (3.5)$$

où

- $d_{total\ cumul\acute{e}}$: dommage total accumulé par la couche considérée, sollicitée à différents niveaux i ,
- i : numéro correspondant à des conditions de chargement spécifiques (i varie de 1 à n).

Le modèle de dimensionnement des chaussées (durée de vie) sous chargement multi-essieux utilisé à partir de la loi de fatigue du LCPC (LCPC-SETRA, 1994) prend en compte les effets de ces différents essieux par le biais de leur coefficient d'agressivité CA (en fonction de la charge à l'essieu), qui est donné à travers les expressions 3.6 et 3.7, ci-après :

$$CA = k.NbEssieux \left(\frac{P_i}{P_0} \right)^\alpha \quad (3.6)$$

$$Nf_{.j} = \frac{Nf_{.s}}{CA_j} \quad (3.7)$$

où P_i est la charge de l'essieu élémentaire; P_0 , la charge de l'essieu de référence (130 kN); k , le coefficient qui permet de tenir compte du type d'essieu ($k=0,75$ pour l'essieu tandem à roues jumelées; 1,1 pour l'essieu tridem, tandem à roue isolées ; et 1,1 pour les autres multi-essieux); α , coefficient qui dépend du matériau ($\alpha=4,14$ pour le matériau bitumineux GB3 testé en laboratoires) (Homsî, 2011); CA_j coefficient d'agressivité de l'essieu j et Nf_s et Nf_j , respectivement les durées de vie de la chaussée sous le passage du jumelage standard et de l'essieu j .

Le dimensionnement par la méthode française ($\log(N_f) = A \cdot \log(\epsilon_t) + B$) se fait en fonction de l'essieu standard (tableau 3.6). Sous le passage répété des chargements multi-essieux, les durées de vie de chaque structure de chaussée, se calculent par le biais de leurs coefficients d'agressivité ; c'est ainsi que la durée de vie des couches bitumineuses diminue quand l'amplitude de déformation augmente (faibles vitesses, températures élevées, etc.).

Les figures 3.1 à 3.3 et les tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (annexe 2), présentent les variations de durée de vie des chaussées sous chargement multi-essieux, en fonction de chaque modèle de fatigue utilisé.

TABLEAU 3.6. *Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir de la déformation d'extension maximale induite au passage du jumelage standard en section courante (structure VRNS 2) à température de 20 °C*

Configuration	V (km/h)	Np	$\log(N_f) = A.\log(\varepsilon_t) + B$			
			$A.\log(\varepsilon_t)$	B	CAj	$\log(N_{f_{\tau_{1z}}})$
Jumelage	86	1	-8,42	14,64	1	6,23

3.4. Prédiction de la durée de vie en fatigue à partir de la contrainte de cisaillement d'interface BB-GB3 de la structure de chaussée

L'expression de loi de fatigue du cisaillement à l'interface BBSG-GB3 de chaussée issue des travaux expérimentaux de Diakhaté (Diakhaté, 2007) sur la modélisation des couches d'accrochages entre les couches de chaussées est de la forme:

$$\log(N_{f,\tau}) = A_1.\log(\tau) + B_1 \quad (3.8)$$

Pour le matériau bitumineux testé en laboratoire (avec une couche d'accrochage de type C65B4-70/100 servant de liaison entre les deux matériaux) par des essais de cisaillement monotones, à température de 20 °C, et à la fréquence de 10 Hz, τ_6 à 10^6 cycles est égale à 0,13 MPa, et la pente de la droite de fatigue est égale à - 0,24.

La résolution de l'équation ci-après, permet d'obtenir les valeurs de A_1 et de B_1 du modèle de fatigue à l'interface entre les couches de chaussées.

$$\log(10^6) = -\frac{1}{0,24} \log(0,13) + B_1$$

$$A = -4,17 \text{ et } B = 2,31$$

Comme pour la méthode française qui se fait en fonction de l'essieu standard, l'expression $A_1 \log(\tau_{LZ})$, calculée à partir de l'amplitude maximale de contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3, induite au passage du jumelage standard français dans chaque structure de chaussée (tableau 3.7). Les durées de vie de chaque structure de chaussée, sous le passage des multi-essieux, sont alors déterminées par le biais de leurs coefficients d'agressivités qui sont fonction de la charge à l'essieu. Ainsi, la durée de vie de l'interface diminue quand l'amplitude de contrainte de cisaillement augmente (faibles vitesses, températures basses, etc.).

TABLEAU 3.7. *Quantification des paramètres de durées de vie en fatigue à partir de la contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3 induite au passage du jumelage standard en section courante (structure VRNS 2)*

configuration	V (km/h)	Np	$\log(N_{f,\tau}) = A_1 \log(\tau_{LZ}) + B_1$			
			$A_1 \log(\tau_{LZ})$	B_1	CAj	$\log(N_{f,\tau_{LZ}})$
jumelage	86	1	4,01	2,31	1	6,32

Les durées de vie prédites dans des structures de chaussée VRNS, VRNS 2 et VRS2 à partir du modèle de fatigue avec le paramètre d'entrée « contrainte de cisaillement d'interface BBSG-GB3) sont présentées dans les tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (annexe 2)).

Les figures 3.1 à 3.3 présentent à titre comparatif des durées de vie prédites dans chaque structure en fonction des lois de fatigue actuelles (multilinéaire, LCPC, interface). Pour la méthode multilinéaire, c'est la durée de vie minimale entre la direction longitudinale et la direction transversale qui est considérée comme critique. Les tableaux A.2.1 à A.2.6 (Annexe 2) présentent une synthèse des valeurs de durées de vie des chaussées calculées à partir des différents modèles de fatigue.

3.5. Synthèse sur la prédiction de la durée de vie à partir des modèles de fatigue

Les figures 3.1 à 3.3 ci-dessous, présentent clairement les tendances observées concernant les durées de vie des chaussées, calculées en fonction des lois de fatigue actuelles (multilinéaires, LCPC, interface) dans les deux directions (longitudinales et transversales). Les durées de vie ont été calculées avec la loi de fatigue du LCPC et de l'interface, uniquement en direction longitudinale (direction dans laquelle ϵ_t et τ sont maximales dans la chaussées sous le passage du jumelage standard français).

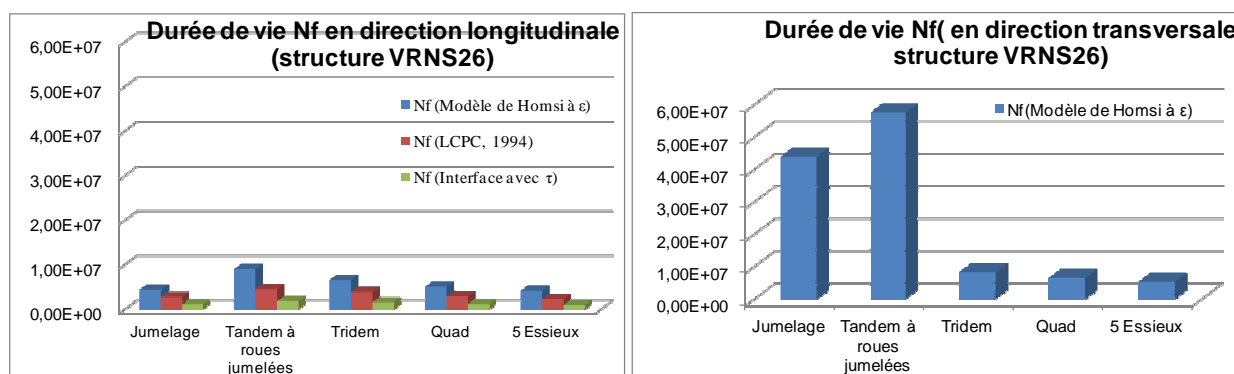


FIGURE 3.1. Durées de vie N_f de la structure VRNS 26 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante

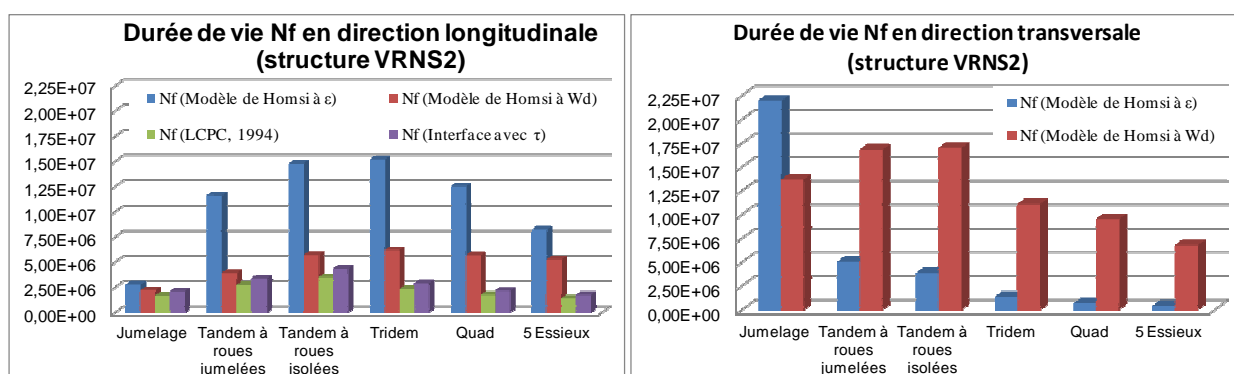


FIGURE 3.2. Durées de vie N_f de la structure VRNS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante

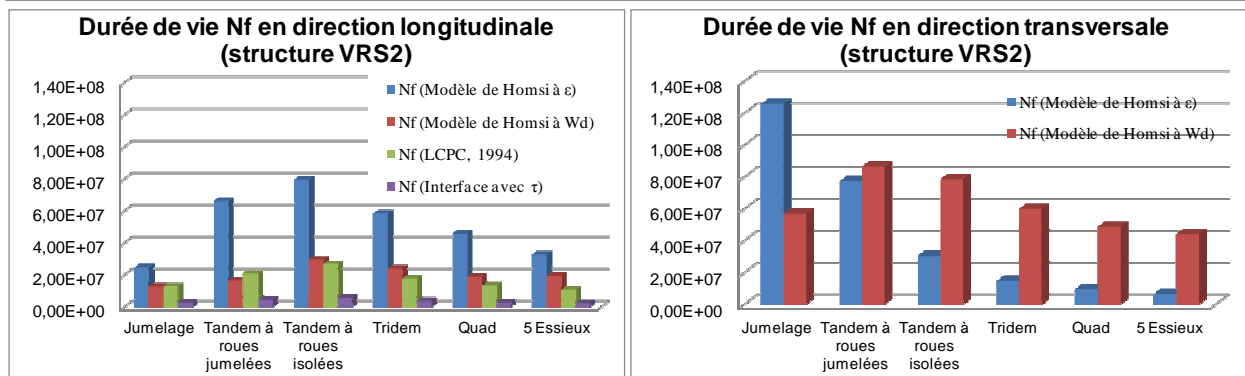


FIGURE 3.3. Durées de vie N_f de la structure VRS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante

Les deux formes de modèle de fatigue multilinéaire donnent les durées de vie différentes:

- le modèle de fatigue à déformation d'extension maximale donne des résultats tout à fait cohérents en direction transversale. La durée de vie diminue avec l'augmentation du nombre d'essieux et elle est généralement critique en direction transversale sous le passage des multi-essieux sur une chaussée bitumineuse épaisse ;
- le modèle de fatigue à énergie dissipée sur un cycle de chargement donne des résultats moins cohérents sous le passage des multi-essieux sur la chaussée. C'est ainsi que la durée de vie d'une chaussée peut croître ou décroître en fonction de l'augmentation du nombre d'essieux et elle est critique en direction longitudinale (Figures 3.2 et 3.3 ; tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (annexe 2))

Lorsque la chaussée est sollicitée en section courante, les durées de vie (N_f) prédites par chacun des modèles de fatigue (Figures 3.1 à 3.3) montrent que les structures de chaussée VRNS 26 et VRS 2 sont plus vulnérables à l'interface BBSG-GB3 (dégradation d'interface), alors que l'endommagement dans la structure VRNS 2 (dégradation des couches bitumineuses) commence plutôt à la base de la couche de GB3. Ces résultats montrent que le concept de dimensionnement basé sur la fatigue en flexion des couches bitumineuses ne suffit pas pour prédire de manière réaliste le comportement d'une structure de chaussée bitumineuse. Le

phénomène de cisaillement d'interface entre la couche de surface et la couche de base devrait aussi être pris en compte. Dans la structure VRNS 2, la couche de GB3 en contact avec le sol support, s'endommage plus rapidement que l'interface roulement-base. L'endommagement principal dans cette structure est de type "bottom-up cracking". Alors que les couches de GB3 des structures VRNS 26, VRS 2, s'endommagent moins rapidement que l'interface roulement/base, quelque soit la configuration d'essieux à laquelle elle est soumise. Le mode d'endommagement principal dans ces deux dernières structures est de type "endommagement d'interface BBSG-GB3". Ces résultats restent valables pour des structures de chaussée testées à température de 20 °C.

La durée de vie évaluée à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension est supérieure aux durées de vie prédites par les deux autres méthodes (LCPC-SETRA, interface) dans la structure VRNS 26 (Figure 3.1) pour toutes les configurations d'essieux testées. Si on prend en compte la plus petite durée de vie dans les deux directions (longitudinale et transversale) et dans les structures bitumineuses épaisses, VRNS 2 (Figure 3.2) et VRS 2 (Figure 3.3), la durée de vie prédite à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension est supérieure aux N_f des autres méthodes, pour les configurations de type jumelage et tandem à roues jumelées. Il en est de même pour les configurations de type tandem à roues isolées, tridem, quad, et 5 essieux (modèle de fatigue multilinéaire à énergie dissipée) par rapport à celles prédites par les autres méthodes. Les figures 3.1 à 3.3, montrent clairement qu'avec le modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension, la durée de vie diminue lorsque le nombre d'essieux augmente. Ce modèle semble donc le mieux adapté pour la détermination des coefficients d'agressivité des multi-essieux.

Du point de vue durabilité, la structure VRNS 26 ayant une couche d'assise en GNT, résiste mieux aux sollicitations des multi-essieux, car une grande partie des contraintes est reprise par l'action de la couche de GNT qui ne dépend pas de la température. Une autre raison qui explique ce bon comportement est la qualité du sol support (type PF3) sur lequel repose cette structure. Il en est de même du sol de fondation (PF4) de la structure VRS 2, qui reprend toutes les contraintes

expliquant de ce fait l'endommagement de l'interface entre la couche de roulement (BBSG) et la couche de base (GB3) de ces deux structures.

Des questions ont été posées, celles de savoir, comment une structure avec GNT VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) parvient à mieux résister qu'une structure bitumineuse épaisse VRNS 2 (BB/GB/GB/PF2) à une température de 20 °C ? Quelle est l'influence de la rigidité de la plate-forme sur la réponse de chaussée ? Il était donc nécessaire de répondre à cette préoccupation cruciale. Une autre structure de chaussée bitumineuse épaisse, avec la même plate-forme que la VRNS26 a été modélisée afin de voir l'effet de la rigidité du sol support sur la durée de vie des chaussées. Il s'agit de la VRNS 2 (BB/GB/GB/PF3), (dont les résultats sont présentés dans les tableaux A.2.1 et A.2.2 (annexe 2)). La figure 3.4 ci-après présente à titre comparatif des résultats de durées de vie des structures de chaussée VRNS26 (reposant sur une PF3) et VRNS2 (reposant d'une part sur une PF2 et d'autre part sur une PF3) sous sollicitation du jumelage standard français à vitesse de 86 km/h. Cette figure montre clairement que la durée de vie de la VRNS2/PF3 est très élevée par rapport aux deux autres structures (VRNS26/PF3 et VRNS2/PF2) à température de 20 °C.

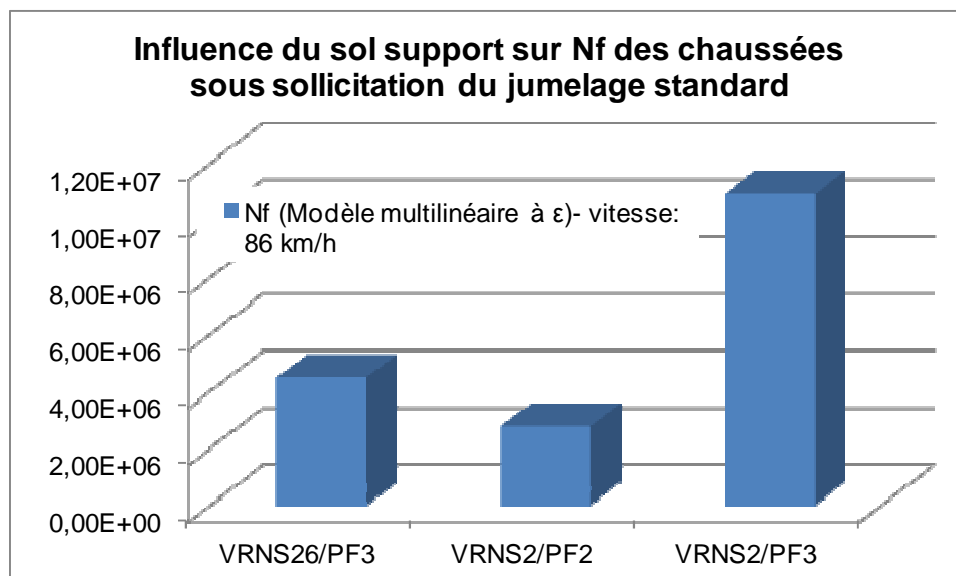


FIGURE 3.4. Influence de la rigidité de la plate-forme sur la durée de vie des chaussées en section courante (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C)

Il a été démontré dans le chapitre précédent que les signaux de déformations de chaussées modélisées à comportement élastique, sous sollicitation d'un jumelage standard français reproduisaient bien les signaux mesurés (§.2.4.2.3). Il est également à noter que, sous sollicitation d'un jumelage standard français, les durées de vie (N_f du LCPC) des chaussées modélisées à comportement viscoélastique sont supérieures à celles des chaussées modélisées à comportement élastique. La figure 3.5 illustre les durées de vie, sous forme d'histogramme des chaussées VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) et VRNS2 (BB/GB/GNT/PF2) à comportement élastique et viscoélastique. Les ratios entre les durées de vie des chaussées à comportement viscoélastique et celles à comportement élastiques sont 2,18 et 1,24 respectivement pour les VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) et VRNS2 (BB/GB/GNT/PF2). Ces durées de vie élevées des chaussées à comportement viscoélastique sous le passage du jumelage standard français s'expliquent par le fait que les niveaux de déformations longitudinales (du jumelage) en modélisation viscoélastique sont sous estimés par rapport à ceux des signaux élastiques (Conf. Tableaux de synthèse des amplitudes de déformations A.1.3. et A.1.4 (annexe 1)).

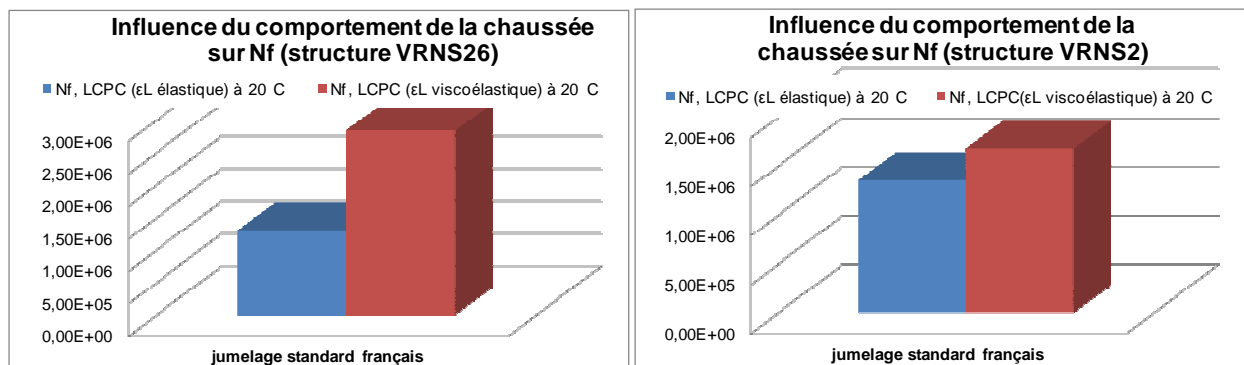


FIGURE 3.5. Influence du type de comportement sur la durée de vie des chaussées en section courante à température de 20 °C (à vitesse de 86 km/h ou 10Hz)

3.6. Influence des méthodes de prédiction de durée de vie en fatigue sur la charge transportée

Les durées de vie des structures de chaussée obtenues sous le passage des sollicitations de trafic quelconque ont été évaluées et analysées en fonction de

chaque modèle de fatigue dans la section précédente. La charge totale transportée par chaque demi-essieu (CTR) dans une structure de chaussée quelconque est évaluée à partir des durées de vie prédites dans les sections précédentes, qui sont fonction des différentes lois de fatigue (multilinéaire, LCPC-SETRA et interface). L'estimation de la CTR se fait à partir de la relation 3.9 donnée ci-après :

$$CTR = N_f \times N_p \times N_r \times Q \quad (3.9)$$

avec :

- CTR : Charge Totale Roulante (charge totale transportée par le demi-essieu);
- N_f : durée de vie ;
- N_p : nombre d'essieux (nombre de pics d'un signal) ;
- N_r : nombre de roue du demi-essieu ;
- Q : Charge totale supportée par chaque roue du demi-essieu.

Les Figures 3.6 à 3.8 présentent sous forme d'histogrammes, la charge transportée par chaque demi-essieu qui circule sur la chaussée. Ces figures montrent que les multi-essieux permettent de transporter plus de charge que l'essieu standard (130 kN) durant toute la durée de service de la structure VRNS 26 en direction longitudinale. La charge transportée dans cette structure augmente proportionnellement avec le nombre d'essieux (Figure 3.6). Ce constat est également observé sur la CTR des multi-essieux qui circulent sur les structures VRNS2 et VRS 2, calculées à partir du modèle multilinéaire à déformation et à énergie dissipée (Figures 3.7 et 3.8) en direction longitudinale et en direction transversale (uniquement pour le tandem à roues jumelées, le tridem, le quad et 5 essieux). Les tableaux de synthèse des résultats : A.2.1 à A.2.6 (annexe 2), présentent les charges transportées des multi-essieux sur les structures de chaussées en fonction de leurs durées de vie en fatigue en direction longitudinale et transversale.

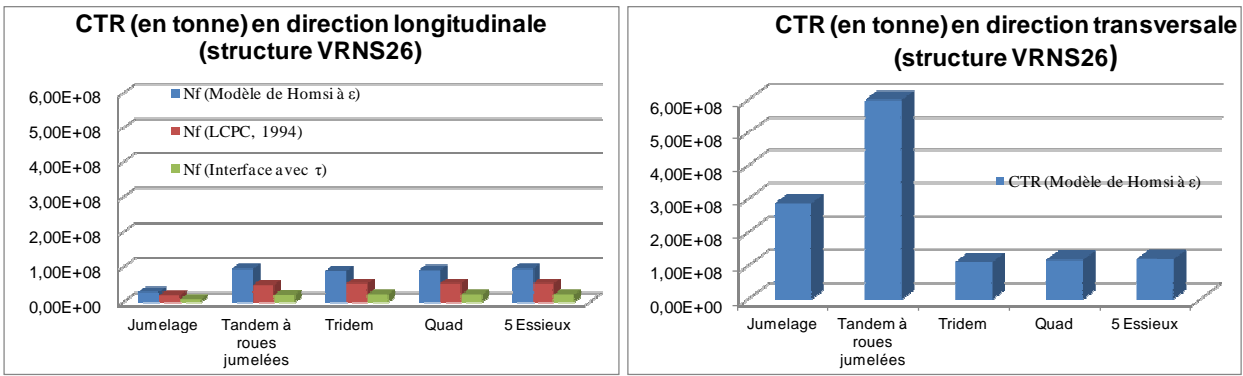


FIGURE 3.6. Charges transportées par le demi-essieu du poids lourd dans la structure VRNS 26 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante

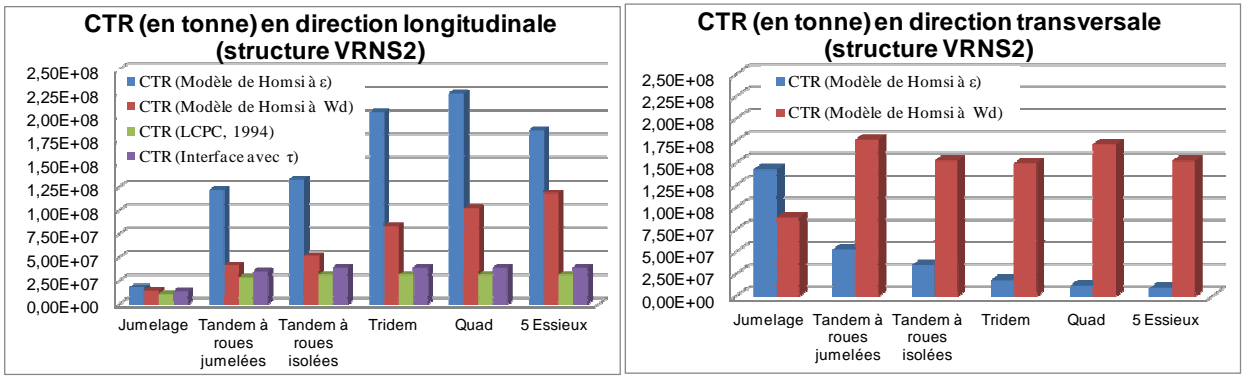


FIGURE 3.7. Charges transportées par le demi-essieu du poids lourd dans la structure VRNS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante

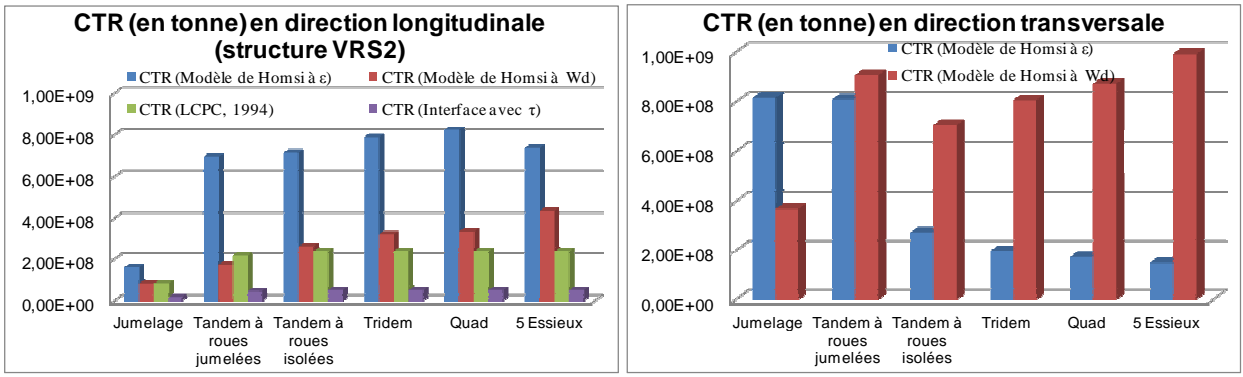


FIGURE 3.8. Charges transportées par le demi-essieu du poids lourd dans la structure VRS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante

Pour l'optimisation des gains de productivité, en considérant la plus petite CTR dans l'une des directions (longitudinale et transversale), un poids lourd à essieu tandem à roues jumelées, permet de transporter plus de charge (CTR calculée à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension) que les autres poids lourds pendant toute la durée de service des chaussées VRS 2 (ces CTR élevées du tandem à roues jumelées s'expliquent par de faibles niveaux déformations générés sous le passage de cet essieu sur la chaussée induisant une augmentation de la durée de vie des structures). La charge totale transportée, calculée à partir du modèle de fatigue multilinéaire à énergie dissipée dans les structures VRNS2 et VRS2, augmente au fur et à mesure que le nombre d'essieux croit.

3.6.1. Influence de la vitesse sur la durée de vie des chaussées bitumineuses

Les figures 3.9 et 3.10 ci-dessous présentent les histogrammes des valeurs de durées de vie (Figure 3.9) et des charges transportées (Figure 3.10) par les demi-essieux à deux vitesses différentes (42 et 86 km/h). Ces durées de vie ont été déterminées à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension (Homsy, 2011) et du modèle de fatigue de LCPC (LCPC, 1994) à température de 20 °C.

En section courante, la durée de vie (modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension) de la structure de chaussée VRNS 2 à 86 km/h est 2,72 fois supérieure à celle obtenue à 42 km/h sous le passage du jumelage standard. Elle est 1,86 et 2,33 fois plus élevée, respectivement au passage d'un tandem à roues jumelées et d'un tridem. Ce résultat est le contraire de ce qui a été décrit dans la partie bibliographie (chapitre 1), à savoir que la durée de vie N_f diminuait quand la fréquence de sollicitation (ou vitesse) augmente ; cela n'est vrai que lorsque l'essai de fatigue est réalisé sur des échantillons de matériaux en laboratoire. Les méthodes courantes de dimensionnement des structures de chaussée ne tiennent pas rigoureusement compte de la vitesse des véhicules. Le modèle de fatigue du LCPC (LCPC-SETRA, 1994) considère la vitesse moyenne des

pois lourds pour le dimensionnement. D'après cette méthode la durée de vie en N_f de la structure de chaussée ne varie pas en fonction de la vitesse du véhicule (Figure 3.9).

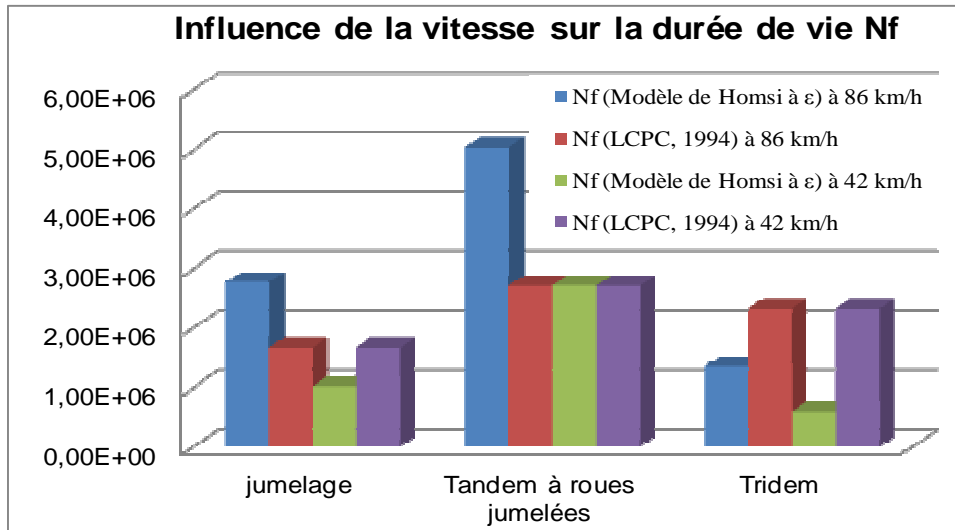


FIGURE 3.9. Influence de la vitesse sur la durée de vie N_f de la structure VRNS 2 (à température de 20 °C) en section courante (modèle multilinéaire à déformation d'extension)

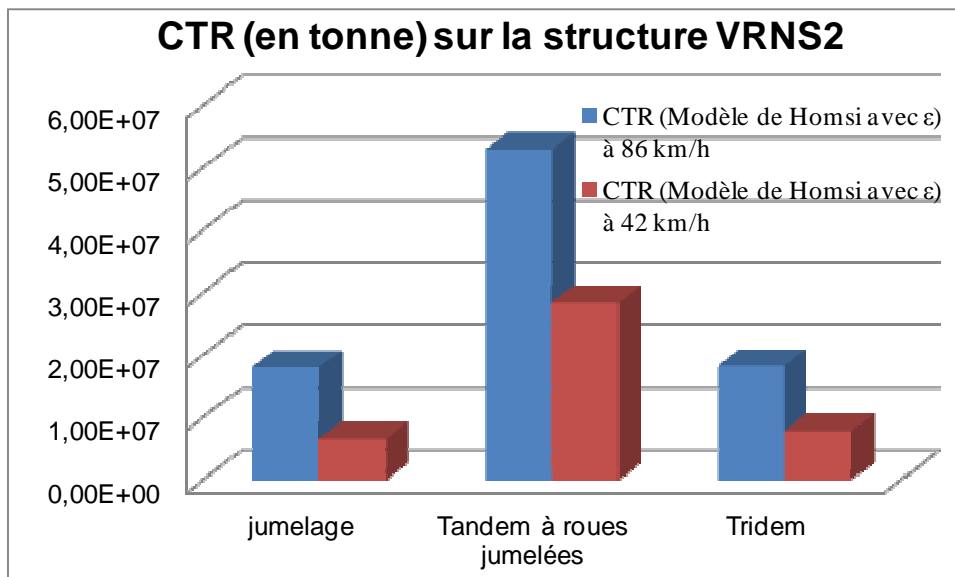


FIGURE 3.10. Influence de la vitesse sur la charge transportée par le demi-essieu du poids lourd sur la structure VRNS 2 (à vitesse de 42 et 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante (modèle multilinéaire à déformation d'extension)

3.6.2. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie des chaussées bitumineuses

La figure 3.11 illustre sous forme d'histogrammes les valeurs de durées de vie (structure VRS 2) et de CTR des essieux tandem à roues jumelées et tridem dont les distances inter-essieux sont respectivement de 1,35 et 1,62 m. Un poids lourd dont la distance inter-essieux est de 1,62 m, permet de transporter respectivement 1,39 (pour le tandem à roues jumelées) et 1,29 (pour le tridem) fois plus de charge qu'un poids lourd dont la distance inter-essieux est de 1,35 m. Les mêmes proportions de gains de durées de vie (N_f) sont observées pour ces deux distances inter-essieux dans la même structure (VRS 2). Ce calcul optimisé en fonction des distances inter-essieux permet aux concepteurs de poids lourds et aux gestionnaires routiers, de choisir de commun accord, la distance inter-essieux la plus adaptée (gain de charge transportée) en fonction de chaque type de structure de chaussée. Les tableaux 3.8 et 3.9 présentent à titre comparatif, les durées de vie et les CTR en fonction des deux distances inter-essieux sur la structure VRS 2, à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C.

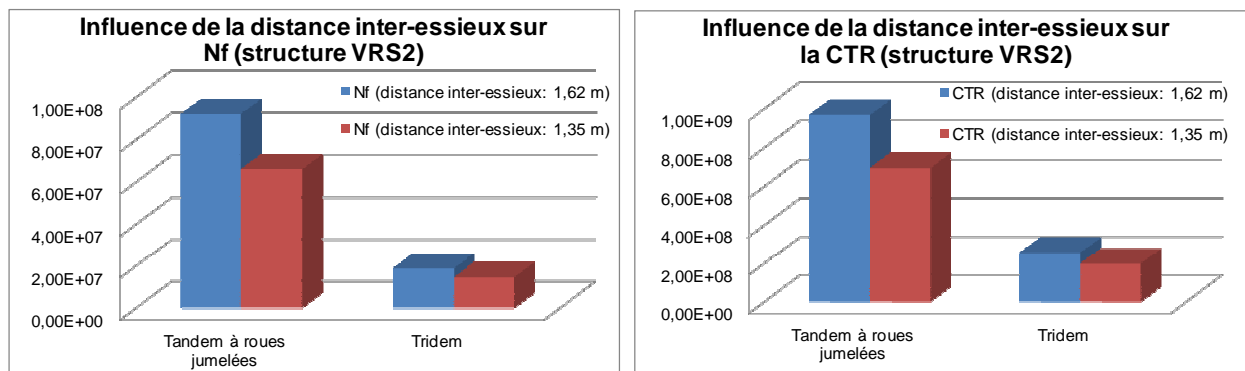


FIGURE 3.11. Influence de la distance inter-essieux du tandem à roue jumelées et du tridem sur la durée de vie N_f (modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension) de la structure VRS 2 et sur la CTR (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C)

TABLEAU 3.8. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire (à ε_t) et de la CTR (structure VRS 2) à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C

Configuration	Distance inter-essieux : 1,35 m		Distance inter-essieux : 1,62 m		Rapport : N_f (à 1,62m)/ N_f (à 1,35m)
	N_f à ε_t	CTR avec N_f (ε_t)	N_f à ε_t	CTR avec N_f (ε_t)	
Tandem R.J	66,20E+06	695,0E+06	92,10E+06	967,00E+06	1,39
Tridem	14,70E+06	198,00E+06	19,00E+06	256,00E+06	1,29

TABLEAU 3.9. Influence de la distance inter-essieux sur la durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire (à W_d) et de la CTR (structure VRS 2) à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C

Configuration	Distance inter-essieux : 1,35 m		Distance inter-essieux : 1,62 m		Rapport : N_f (à 1,62m)/ N_f (à 1,35m)
	N_f à W_d	CTR avec N_f (W_d)	N_f à W_d	CTR avec N_f (W_d)	
Tandem à R.J	16,50E+06	174,00E+06	21,20E+06	222,00E+06	1,28
Tridem	24,10E+06	325,00E+06	18,20E+06	245,00E+06	0,75

Les résultats de cette section montrent que la modification technique d'une distance inter-essieux du poids lourd (de 1,62 m au lieu de 1,35 m) permet d'obtenir une durée de vie de la chaussée plus longue et un gain de charge utile transportée. Sur le plan environnemental, une telle modification permet également de diminuer le trafic routier, ainsi que les pollutions associées. En plus, ces gains de productivité par rapport à cette modification de distance inter-essieux devraient, faire baisser le coût du transport routier pour les chargeurs et donc faire baisser les prix à la consommation.

3.6.3. Influence de la forme du signal de déformation sur la durée de vie des chaussées avec le modèle multilinéaire

En comparant les signaux élastiques aux signaux viscoélastique, on remarque que c'est l'amplitude de déformation en extension et le paramètre décrivant la forme du signal de déformation « \hat{A}_n » qui influencent la durée de vie de la structure dans ce cas précis. La durée du signal de déformation ici n'a aucune influence, car elle a les mêmes valeurs dans la structure VRNS 2, tant pour les calculs

viscoélastiques qu'élastiques. Une comparaison des durées de vie du calcul élastique et viscoélastique prédites à partir du modèle de fatigue multilinéaire avec le paramètre d'entrée « déformation d'extension » est présentée dans le tableau A.2.8 (Annexe 2). Il a été démontré dans le chapitre précédent (§. 2.4.2.3 et 2.4.4) que, les signaux de déformations obtenus, par calcul élastique ont une forme réelle pour une sollicitation du type jumelage standard et les signaux des déformations sous le passage des multi-essieux sont plutôt meilleurs en calcul viscoélastique. Cela est également confirmé dans le calcul de durée de vie des chaussées. Les durées de vie calculées à partir de la déformation élastique transversale sont largement surestimées que celles calculées par la déformation transversale viscoélastique. En déformations longitudinales, c'est le contraire du cas précédent (Figures 3.12 et 3.13).

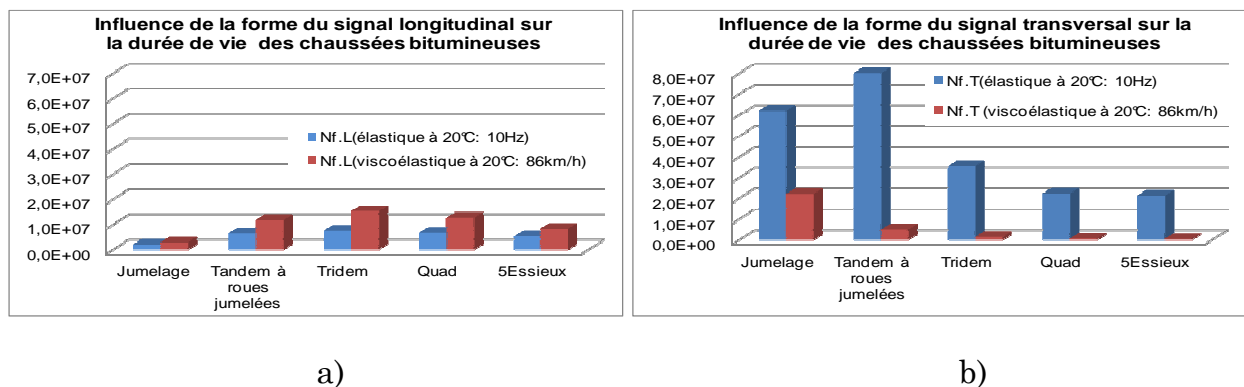


FIGURE 3.12. Influence de la forme des signaux de déformations horizontales sur la durée de vie de la structure de chaussée VRNS 2 (à vitesse de 86 km/h et à température de 20 °C) en section courante (modèle multilinéaire à déformation d'extension) : a) N_f en direction longitudinale ; b) N_f en direction transversale

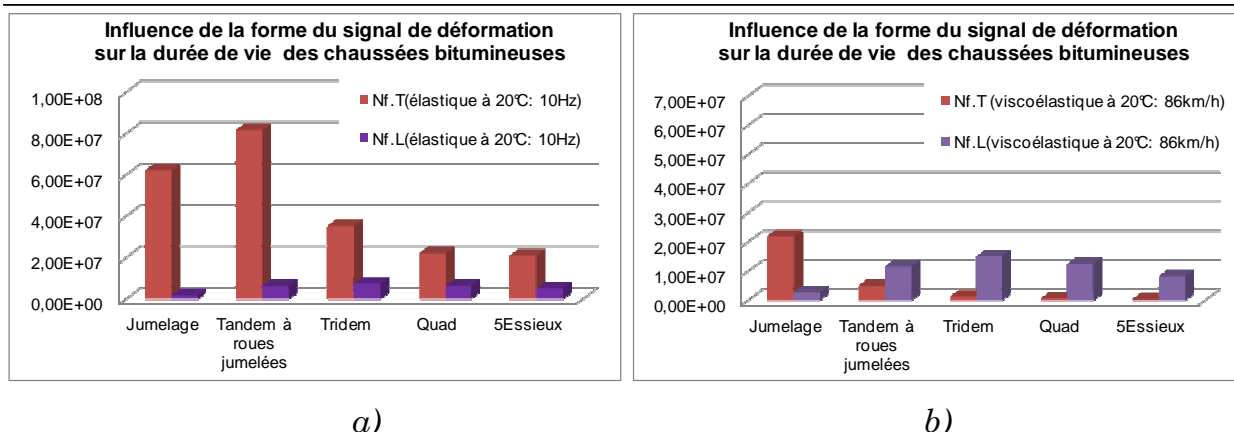


FIGURE 3.13. Influence de la forme des signaux de déformations horizontales sur la durée de vie (modèle multilinéaire à déformation d'extension) de la structure de chaussée VRNS 2 : a) calcul élastique, b) calcul viscoélastique

En considérant la durée de vie critique dans l'une des directions longitudinale ou transversale, la figure 3.14 montre un comparatif du nombre de cycles avant la rupture à partir des signaux de déformations élastiques et viscoélastiques. Le N_f , calculée à partir du signal de déformation, extraite d'une modélisation élastique de la structure de chaussée VRNS2, est réduite sous le passage du jumelage standard, alors que ce N_f est plutôt critique sous le passage des multi-essieux à signaux viscoélastique. Il est donc nécessaire, d'effectuer une modélisation viscoélastique, d'en extraire les signaux représentatifs de réponse de chaussée sous chargement multi-essieux et les introduire dans des différents modèles de fatigue adaptés afin d'obtenir une meilleure prédiction de durée de vie des chaussées bitumineuses.

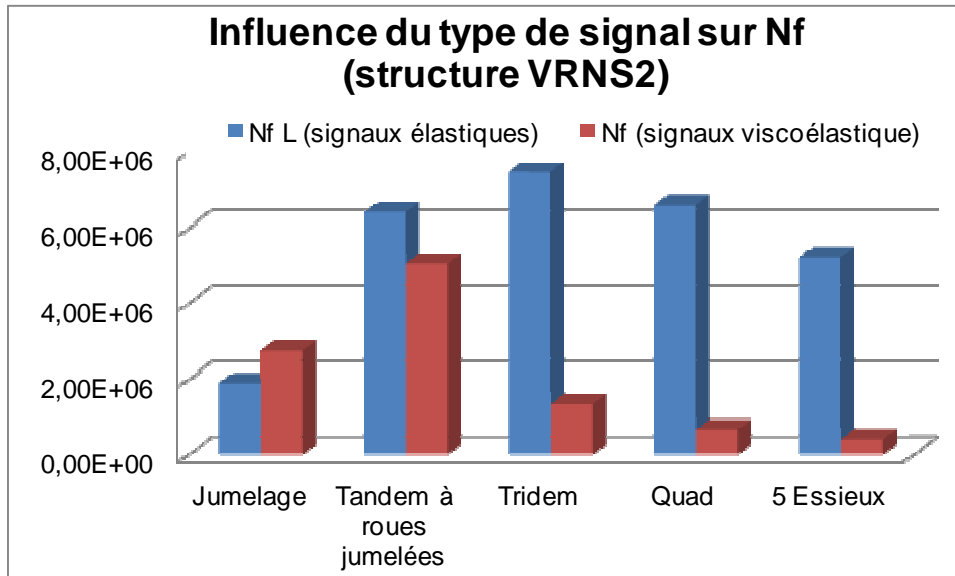


FIGURE 3.14. Influence du type de signal (signal élastique et signal viscoélastique) de déformation horizontale sur la durée de vie (N_f du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension) de la structure de chaussée VRNS 2

3.6.4. Influence des paramètres indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées

La détermination de la durée de vie critique d'une structure de chaussée par la méthode du LCPC (LCPC-SETRA, 1994) se fait à partir de la déformation d'extension maximale entre les directions longitudinale et transversale. Avec le modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension, dans certains cas de prédiction, il peut arriver que la durée de vie critique soit obtenue à partir d'une déformation d'extension minimale (c'est-à-dire la déformation minimale entre $\varepsilon_{t,L,max}$ et $\varepsilon_{t,T,max}$) et c'est le pourcentage des autres paramètres qui permet d'avoir une durée de vie critique. Les tableaux 3.10 à 3.12 montrent quelques cas d'influence des autres paramètres indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des structures bitumineuses testées.

TABLEAU 3.10. Influence des paramètres de forme indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées en direction longitudinale et transversale (structure VRNS 26), $N_f(\varepsilon_{t,max}) > N_f(\varepsilon_{t,min})$

Variables du chargement			Signaux transversaux				Signaux longitudinaux			
charge	T (°C)	V (km/h)	$\varepsilon_{t,T}$	$\hat{A}_{n,T}$	$\bar{D}_{,T}$	$N_{f,T}$	$\varepsilon_{t,L}$	$\hat{A}_{n,L}$	$\bar{D}_{,L}$	$N_{f,L}$
Section courante de chaussée										
Tridem	20	86	82,74	0,576	0,072	8,27E+06	69,64	0,260	0,057	6,61E+06
Quad	20	86	83,66	0,600	0,068	6,53E+06	69,73	0,255	0,057	5,07E+06
5 essieux	20	86	84,54	0,613	0,066	5,32E+06	69,68	0,254	0,057	4,20E+06

TABLEAU 3.11. Influence des paramètres de forme indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées en direction longitudinale et transversale (structure VRNS 2) $N_f(\varepsilon_{t,max}) > N_f(\varepsilon_{t,min})$

Variables du chargement			Signaux transversaux				Signaux longitudinaux			
charge	T (°C)	V (km/h)	$\varepsilon_{t,T}$	$\hat{A}_{n,T}$	$\bar{D}_{,T}$	$N_{f,T}$	$\varepsilon_{t,L}$ ou	$\hat{A}_{n,L}$	$\bar{D}_{,L}$	$N_{f,L}$
Section de chaussée en giratoire										
jumelage	20	86	187,80	0,339	0,528	1,52E+06	166,78	0,202	0,226	0,51E+06

TABLEAU 3.12. Influence des paramètres de forme indépendants du modèle de fatigue multilinéaire sur la durée de vie des chaussées en direction longitudinale et transversale (structure VRS 2) (* : distance inter-essieux de 1,35 m ; ** : distance inter-essieux de 1,62 m) $N_f(\varepsilon_{t,max}) > N_f(\varepsilon_{t,min})$

Variables du chargement			Signaux transversaux				Signaux longitudinaux			
charge	T (°C)	V (km/h)	$\varepsilon_{t,T}$	$\hat{A}_{n,T}$	$\bar{D}_{,T}$	$N_{f,T}$	$\varepsilon_{t,L}$	$\hat{A}_{n,L}$	$\bar{D}_{,L}$	$N_{f,L}$
Section courante de chaussée										
Tandem à R.J*	20	86	54,72	0,524	0,111	77,1E+06	46,73	0,298	0,063	66,20E+06
Tandem à R.J**	20	86	52,49	0,508	0,119	92,1E+06	48,92	0,274	0,071	51,70E+06

La méthode du LCPC (LCPC-SETRA, 1994) considère la déformation d'extension maximale à la base des couches bitumineuses pour déterminer la durée de vie

critique. Les cas présentés dans les trois tableaux précédents montrent que bien qu'ayant une déformation maximale, dans une direction donnée, il est possible tout de même d'obtenir une durée de vie maximale dans la même direction. A ce niveau, la durée de vie est fortement dépendante de la valeur du paramètre \hat{A}_n du modèle de fatigue multilinéaire (rapport entre l'aire sous le signal de déformation et le nombre de pics). Il est donc nécessaire pour toute prédiction de durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire, de ne considérer le seul critère de déformation d'extension maximale, mais plutôt, d'évaluer la durée de vie de chaque structure dans les deux directions (longitudinale et transversale) et d'en retenir la plus défavorable.

3.6.5. Influence des sollicitations tangentielles en giratoire sur la durée de vie des chaussées bitumineuses

Les résultats de durées de vie obtenus dans les parties précédentes, concernant la structure de chaussée VRNS 2, située en section courante ont montré que l'endommagement de la couche de GB3 est très prépondérant. De fortes sollicitations tangentielles dues à l'effet de la force centrifuge, exercée sur la chaussée et la dissymétrie des charges à l'essieu provoquent une dégradation rapide des couches de chaussées. Les figures 3.15 et 3.16 illustrent sous forme d'histogrammes, les durées de vie de la structure VRNS 2 en section courante et giratoire. La durée de vie du giratoire est fortement réduite comparativement à celle de la section courante. Sur la figure 3.15, il s'agit de la durée de vie en fatigue de la structure de chaussée d'une part et la durée de vie en fatigue de l'interface BB-GB ; bien qu'étant sur la même structure, ces deux critères correspondent à des dégradations de nature et de gravité différentes.

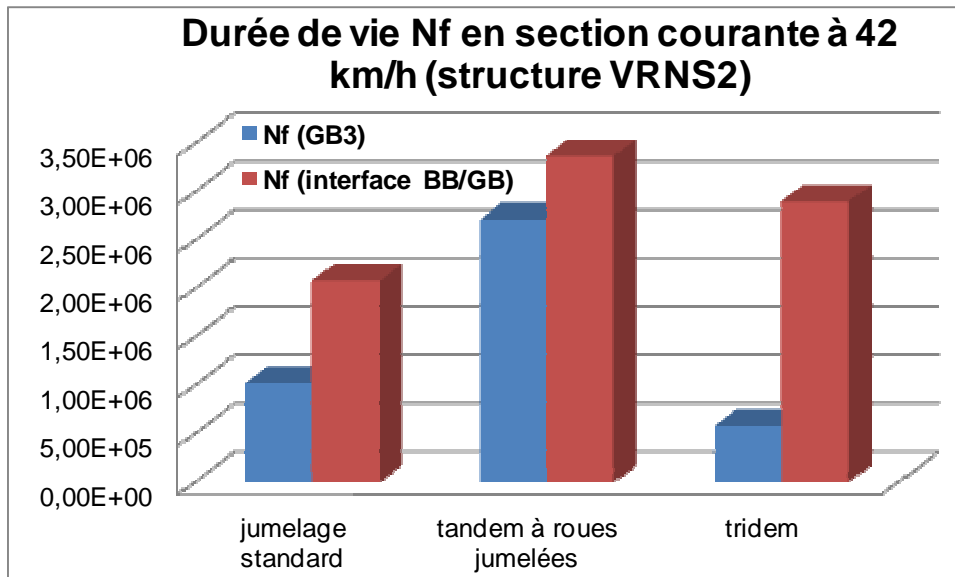


FIGURE 3.15. Durées de vie critiques de la structure VRNS 2 (à vitesse de 42 km/h et à température de 20 °C) en section courante

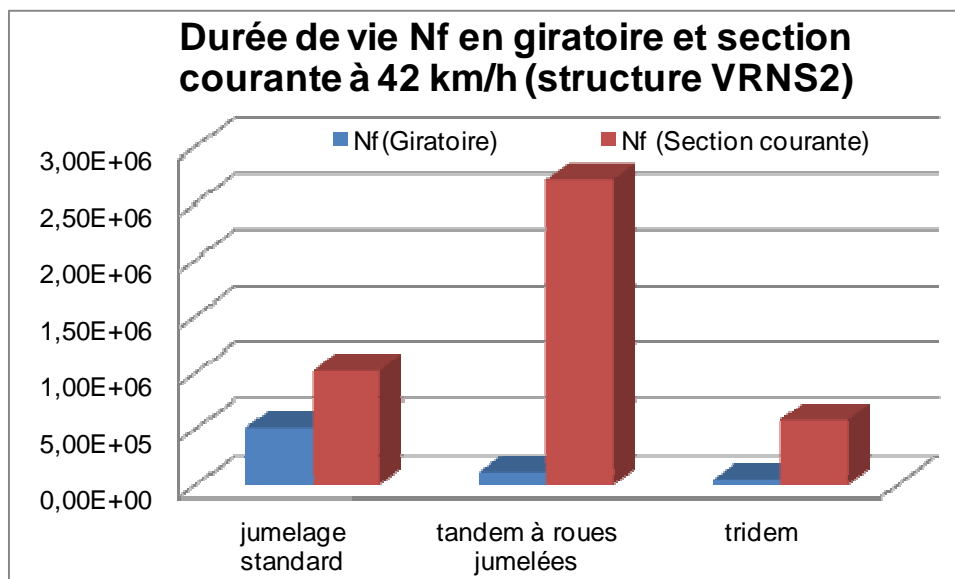


FIGURE 3.16. Comparaison des durées de vie en section courante et en giratoire de la structure VRNS 2 à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension (à vitesse de 42 km/h et à température de 20 °C)

3.7. Evaluation de l'agressivité du trafic dans la structure de chaussée

Dimensionner une chaussée, ce n'est pas seulement calculer son épaisseur, mais aussi déterminer une structure et son mode de fonctionnement (type de chargement, estimation de la charge transportée par chaque poids lourd composant le trafic, impact environnemental, etc.). Les résultats de durées de vie des chaussées en fonction des différents modèles de fatigue ont été présentés et analysés dans les paragraphes précédents. Parmi les méthodes utilisées, au vu des résultats obtenus, il apparaît clairement que le modèle de fatigue multilinéaire avec le paramètre d'entrée « déformation d'extension » (car il tient compte de l'effet complet du signal de chargement notamment, la déformation d'extension, le nombre de pics, la vitesse, la durée et la forme du signal) est le plus approprié pour l'estimation des coefficients d'agressivités des multi-essieux sur la chaussée.

Les coefficients d'agressivité sont évalués ici sous l'hypothèse d'une structure de chaussée bitumineuse à comportement viscoélastique (à température de 20 °C), soumise aux sollicitations du trafic à vitesse de 86 km/h en section courante et 42 km/h en giratoire.

3.7.1. Agressivité des chargements multi-essieux en section courante

Connaissant les durées de vie des chaussées sous chargements complexes prédites dans les sections précédentes, les coefficients d'agressivité (C.A) des configurations d'essieux composant le trafic routier sont aisément quantifiés à partir de la relation ci-après :

$$C.A_j = \frac{N_{f.s}}{N_{f.j}} \quad (3.10)$$

où $C.A_j$ est le coefficient d'agressivité de l'essieu j par rapport à l'essieu standard (roue jumelée de 130 kN), $N_{f.j}$ (*respectivement* $N_{f.s}$) durée de vie de la chaussée au passage de l'essieu j .

Les signaux de déformations horizontales obtenus au niveau inférieur de la couche de base des chaussées, dans les directions longitudinale et transversale ont été traités. L'évaluation qualitative et quantitative des paramètres de durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire a permis de déterminer les durées de vie en fatigue correspondantes. La durée de vie minimale entre les deux directions (longitudinale et transversale), au passage de chaque essieu a été retenue comme valeur critique pour l'estimation des coefficients d'agressivité du trafic. La figure 3.17 et tableau 3.13 ci-après, présentent les coefficients d'agressivité des multi-essieux, déterminés à partir de la relation 3.10 et exploitables pour des chaussées souples et bitumineuses, à faible et à moyen trafic sont présentés. Ils varient en fonction de la structure de chaussée et du type d'essieu.

Les valeurs des coefficients d'agressivité présentées dans le tableau 3.13 montrent que pour une structure de chaussée souple (VRNS 26: BB/GB3/GNT/PF3), les multi-essieux donnent une agressivité plus faible que le jumelage standard français, donc une durée de vie plus longue. Le dimensionnement critique à partir d'un jumelage standard français est largement suffisant pour prédire de manière correcte la durée de vie de cette structure. Les coefficients d'agressivité des multi-essieux dans cette structure sont inférieurs ou égal à 1,07 (5 essieux).

Par contre, s'agissant des structures bitumineuses épaisses VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2) et VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4), les multi-essieux ont une très grande influence sur leurs durées de vie. Une prise en compte de leurs coefficients d'agressivité est nécessaire pour le dimensionnement.

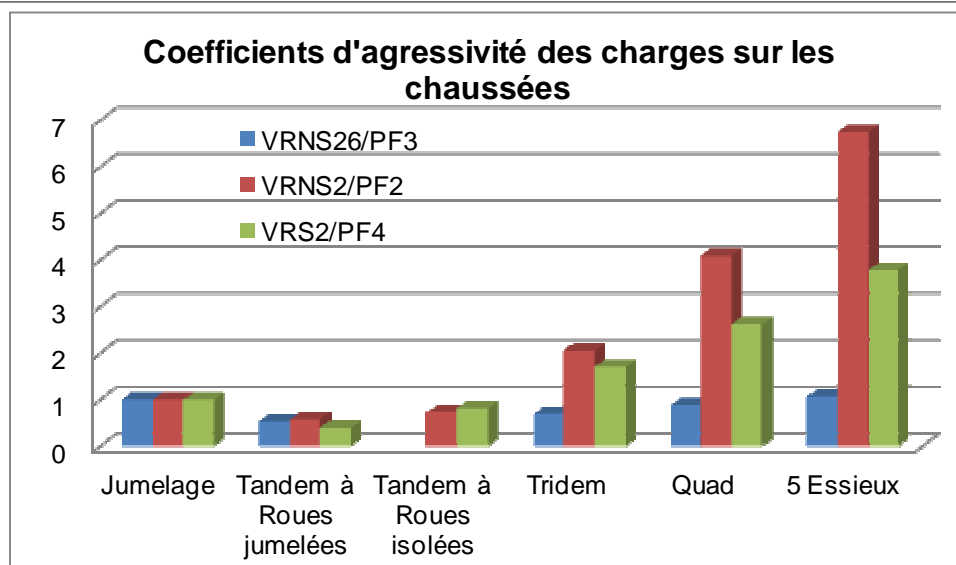


FIGURE 3.17. Coefficients d'agressivité des multi-essieux par rapport à l'essieu standard (130 kN) en section courante des chaussées

TABLEAU 3.13. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux en section courante (à 86 km/h et température des matériaux bitumineux 20 °C)

Configuration de la charge	Jumelage standard :	Tandem à roues jumelées	Tandem à roues isolées	Tridem	Quad	5Essieux
Structure de chaussée VRNS 26 (BB/GB3/GNT/PF3)						
C.A	1,00	0,51	-	0,68	0,88	1,07
Structure de chaussée VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2)						
C.A	1,00	0,55	0,72	2,05	4,09	6,73
Structure de chaussée VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4)						
C.A	1,00	0,37	0,81	1,69	2,60	3,77

3.7.2. Agressivité des chargements multi-essieux en giratoire

Dans la section précédente, nous avons démontré que le dimensionnement de la structure de chaussée souple VRNS 26 : BB/GB3/GNT/PF3 est largement suffisant à partir du jumelage standard. Dans cette section, seuls les C.A. des multi-essieux circulant dans les structures VRNS 2 et VRS 2 sont déterminés en fonction des durées de vie prédites précédemment dans des carrefours giratoires. De la même manière qu'en section courante, les C.A. en giratoire sont déterminés à partir de l'expression ci-après.

$$C.A_j = \frac{N_{f.s}(giratoire)}{N_{f.j}(giratoire)} \quad (3.11)$$

Une durée de vie minimale entre les deux directions (longitudinale et transversale) est considérée comme critique pour l'estimation des coefficients d'agressivités des multi-essieux dans des structures de chaussée en giratoire (tableau 3.14). La comparaison des agressivités des multi-essieux en section courante et giratoire montre que l'agressivité du trafic en giratoire est très largement supérieure à celle obtenue en section courante.

TABLEAU 3.14. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux en giratoire (à 42 km/h et température des matériaux bitumineux 20 °C)

Charge	Jumelage standard	Tandem à roue jumelées	Tridem
Structure de chaussée VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2)			
C.Aj	1,00	4,41	11,45
Structure de chaussée VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4)			
C.Aj	1,00	2,61	3,60

3.7.3. Agressivité des chaussées du carrefour giratoire vis-à-vis de la section courante sous chargements multi-essieux

Les coefficients d'agressivité des multi-essieux dans un carrefour giratoire vis-à-vis de la section courante de chaussée sont déterminés à partir de la relation ci-après :

$$C.A_{j,(gir)} = \frac{N_{f.s}(section,courante)}{N_{f.j}(giratoire)} \quad (3.12)$$

Le tableau 3.15 présente les C.A ainsi évalués au passage de chaque configuration du trafic.

TABLEAU 3.15. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux du giratoire par rapport à la section courante en fonction du trafic (température des matériaux bitumineux 20 °C)

Configuration de la charge	Jumelage standard	Tandem à roues jumelées	Tridem
Structure de chaussée VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2)			
C.A (Nf _s (section courante à 42 km/h)/Nf _{ij} (giratoire à 42 km/h))	2,01	8,86	22,98
C.A (Nf _s (section courante à 86 km/h)/Nf _{ij} (giratoire à 42 km/h))	5,46	24,09	62,50
Structure de chaussée VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4)			
C.A (Nf _s (section courante à 86 km/h)/Nf _{ij} (giratoire à 42 km/h))	9,97	26,03	32,32

Les coefficients d'agressivité des multi-essieux dans un giratoire sont plus élevés qu'en section courante. Ainsi, pour chaque nouvelle sollicitation du trafic agissant en surface de chaussée dans un giratoire, suite aux manœuvres des conducteurs, il est possible de déterminer un supplément de dommage en tenant compte non seulement des conditions environnementales sur les propriétés des matériaux à cet endroit, mais également des dommages déjà subis par la structure sur une section courante. L'intérêt d'une telle méthode réside dans la possibilité de suivre l'évolution du comportement d'une chaussée au cours du temps ; outre une estimation de sa durée de vie, il serait possible d'évaluer son état structurel à tout instant pour des analyses économiques prenant en compte les investissements, les coûts d'exploitation et les coûts d'entretien. Les coefficients d'agressivité ainsi déterminés permettront, pour une structure de chaussée située dans un carrefour giratoire, de déterminer les épaisseurs de chaussées nécessaires. Une augmentation des épaisseurs des couches de chaussée dans des carrefours giratoires permettra d'avoir une distribution des contraintes dans la structure de manière homogène et isotrope pour que les dégradations qui surviendront sur ces points singuliers, ne mettent pas en péril la pérennité de la structure. Pour une pérennisation de la structure de chaussée dans un giratoire, les structures de chaussée équivalentes à celles se situant sur des sections courantes seront déterminées à partir de l'expression (3.13) ci-après :

$$N_{f.j(gir)} = \frac{N_{f.s(sect.cour.)}}{C.A_{j(gir)}} \quad (3.13)$$

Les méthodes de dimensionnement des chaussées utilisées prendront désormais en compte les effets des ces chargements multi-essieux par le biais de leurs coefficients d'agressivité. Ces coefficients ont été déterminés sous l'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire des matériaux bitumineux des chaussées dont les durées de vie ont été calculées par le modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension. Le tableau 3.16 ci-après, présente un récapitulatif des valeurs de durées de vie, des coefficients d'agressivité et des charges transportées par le trafic dans des structures testées en section courante.

TABLEAU 3.16. Coefficients d'agressivité (C.A) des multi-essieux, durées de vie critiques (N_f) et charges transportées par les demi-essieux (CTR) en section courante (à 86 km/h et température des matériaux bitumineux 20 °C)

Type de charge	Jumelage standard : 2 x 32,5 kN	Tandem à roues jumelées 4 x 26,25 kN	Tandem à roues isolées 2 x 45 kN	Tridem 3x45 kN	Quad 4x45 kN	5Essieux 5 x 45kN
Structure de chaussée VRNS 26 (BB/GB3/GNT/PF3)						
N_f	4,48E+6	9,02E+6	-	6,61E+6	5,07E+6	4,20E+6
C.A	1,00	0,50	-	0,68	0,88	1,07
CTR (tonnes)	29,10E+6	94,70E+6	-	89,20E+6	91,30E+6	94,60E+6
CTR _j / CTR _s	1,00	3,25	-	3,06	3,13	3,25
Structure de chaussée VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2)						
N_f	2,77E+6	5,04E+6	3,87E+6	1,35E+6	0,68E+6	0,41E+6
C.A	1,00	0,55	0,72	2,05	4,09	6,73
CTR (tonnes)	18,00E+6	52,90E+6	34,80E+6	18,20E+6	12,20E+6	9,24E+6
CTR _j / CTR _s	1,00	2,94	1,94	1,01	0,68	0,51
Structure de chaussée VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4)						
N_f	24,80E+6	66,20E+6	30,50E+6	14,70E+6	9,53E+6	6,56E+6
C.A	1,00	0,37	0,81	1,69	2,60	3,77
CTR (tonnes)	161,00E+6	695,00E+6	274,00E+6	198,00E+6	172,0E+6	148,00E+6
CTR _j / CTR _s	1,00	4,32	1,70	1,23	1,07	0,92

Dans la structure de chaussée VRNS 26 (BB/GB3/GNT/PF3), les multi-essieux transportent plus de charges qu'un essieu standard sans toutefois endommager la

structure. Une augmentation du nombre d'essieux élémentaires d'un groupe d'essieux circulant sur cette structure n'affecte pas négativement le comportement mécanique de cette structure. Pour les cas d'essieux simulés, à une vitesse de 86 km/h sur cette structure et à température de 20°C, le taux d'augmentation de la charge transportée par les multi-essieux par rapport à l'essieu standard est environ de 3. Le fait d'augmenter le nombre d'essieux élémentaires d'un groupe d'essieux circulant sur cette structure de chaussée satisfait à la fois une solution économique et technique. Du point de vue dimensionnel, il n'y a pas d'endommagement précoce dans cette structure au passage des multi-essieux. Il y a plutôt une augmentation de la charge transportée par des multi-essieux par rapport à l'essieu standard offrant alors des gains de productivité du point de vue économique et une réduction des émissions massives des gaz à effet de serre (à cause de la diminution du trafic routier) du point de vue environnemental.

Dans des structures bitumineuses épaisses, VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2) et VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4), les multi-essieux transportent également plus de charges qu'un essieu standard (excepté 5 essieux (dans la structure VRS 2), le quad et 5 essieux dans la structure VRNS 2), mais avec des conséquences néfastes sur la structure (endommagement de la structure). L'augmentation du nombre d'essieux élémentaires dans un groupe d'essieux circulant sur ces structures de chaussée satisfait une solution économique et non technique. Du point de vue dimensionnel, il y a endommagement précoce dans ces structures au passage des multi-essieux.

3.7.4. Agressivité des poids lourds sur les chaussées

Les coefficients d'agressivité des essieux ont été calculés dans les sections précédentes (à partir des durées de vies des chaussées déterminées par le modèle de fatigue multilinéaire). Cette section a pour but de déterminer les agressivités de 17 types de poids lourds, recensés pour une application opérationnelle. La somme des agressivités des groupes d'essieux d'une silhouette d'un poids lourds détermine son agressivité. La figure 3.18, présente sous forme d'histogramme les agressivités de 17 silhouettes de poids lourds recensés en fonction des différentes combinaisons d'essieux, de roues et de charge utile à vitesse de 86 km/h. La température des

matériaux bitumineux est de 20°C. L'agressivité de l'essieu avant (essieu tracteur) de chaque poids lourd n'a pas été prise en compte dans le calcul de l'agressivité complète d'une silhouette de poids lourds. A titre de rappel les charges prises en considération dans les simulations sont les suivantes : roue simple (65 kN), jumelage standard français (130 kN), tandem à roues jumelées (210 kN), tandem à roues isolées (180 kN), tridem (270 kN), quad (360 kN) et 5 essieux (450 kN).

Le principe de calcul des paramètres présentés dans le tableau 3.17 (synthèse des combinaisons d'essieux de poids lourds) est le suivant : Par exemple pour le poids lourds n°5 du tableau 3.17 (combinaison d'essieux : essieu tracteur + deux essieux tandem à roues jumelées), le nombre de groupes d'essieux est de 3, le nombre d'essieux élémentaires est de 5, le nombre de roues est de 18, la charge utile prise en considération est de 420 kN (deux essieux tandem à roues jumelées, l'essieu tracteur n'est pas pris en compte dans l'évaluation de la charge utile). L'agressivité de ce poids lourd est égale à deux fois le coefficient d'agressivité de l'essieu tandem à roues jumelées (dont les valeurs ont été présentées dans le tableau 3.16) dans chaque structure du plan expérimental. L'essieu tracteur n'est pas pris en compte dans l'évaluation de l'agressivité complète du poids lourd.

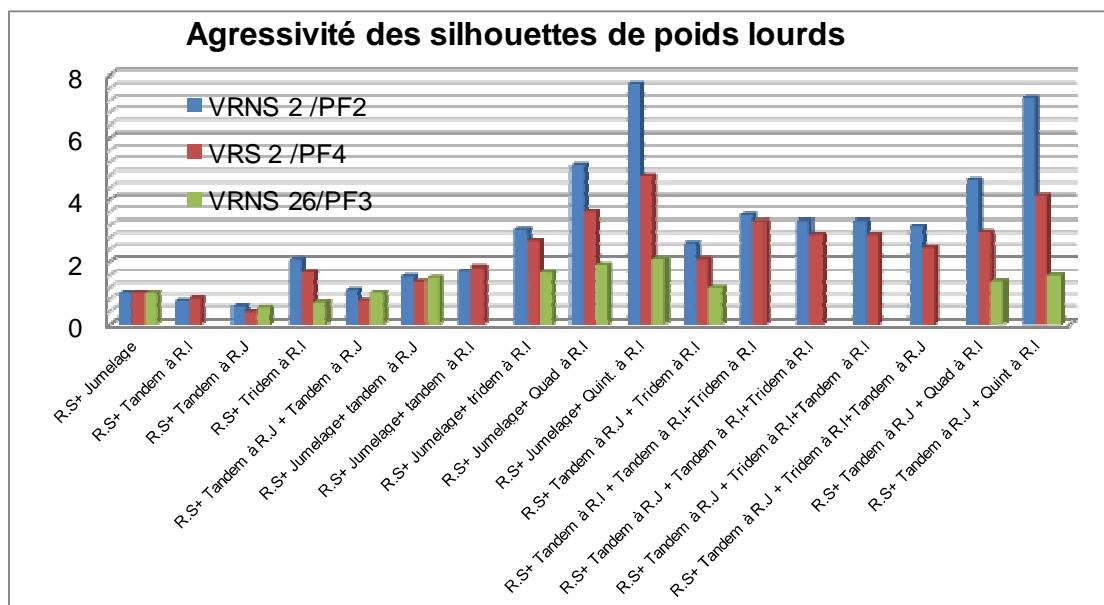








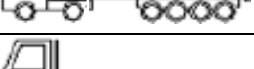










FIGURE 3.18. Agressivité des silhouettes de poids lourds à vitesse de 86 km/h en section courante des chaussées (température des matériaux bitumineux : 20°C)

TABLEAU 3.17. Agressivité des silhouettes de poids lourds sur les chaussées

N°	Type de poids lourd et configuration d'essieux (R.S: roue simple ; R.J : roues jumelées ; R.I : roues isolées)	Nombre de groupes d'essieux	Nombre d'essieux élémentaires	Nombre de roues	Charge utile (kN)	Agressivité des P.L.		
						VRNS 26	VRNS 2	VRS 2
1	 R.S+ Jumelage	2	2	6	130	1	1	1
2	 R.S+ Tandem à R.I	2	3	6	180		0,72	0,81
3	 R.S+ Tandem à R.J	2	3	10	210	0,51	0,55	0,37
4	 R.S+ Tridem	2	4	8	270	0,68	2,05	1,69
5	 R.S+ Tandem à R.J + Tandem à R.J	3	5	18	420	1,02	1,1	0,74
6	 R.S+ Jumelage+ Tandem à R.J	3	4	14	340	1,51	1,55	1,37
7	 R.S+ Jumelage+ Tandem à R.I	3	4	10	310	-	1,72	1,81
8	 R.S+ Jumelage+ Tridem à R.I	3	5	12	400	1,68	3,05	2,69
9	 R.S+ Jumelage+ Quad à R.I	3	6	14	490	1,88	5,09	3,6
10	 R.S+ Jumelage+ Quint. à R.I	3	7	16	580	2,07	7,73	4,77
11	 R.S+ Tandem à R.J + Tridem à R.I	3	6	16	480	1,19	2,6	2,06
12	 R.S+ Tandem à R.I + Tandem à R.I+Tridem à R.I	4	8	16	630	-	3,49	3,31
13	 R.S+ Tandem à R.J + Tandem à R.I+Tridem à R.I	4	8	20	660	-	3,32	2,87
14	 R.S+ Tandem à R.J + Tridem à R.I+Tandem à R.I	4	8	20	660	-	3,32	2,87
15	 R.S+ Tandem à R.J + Tridem à R.I+Tandem à R.J	4	8	24	690	-	3,15	2,43
16	 R.S+ Tandem à R.J + Quad à R.I	3	7	18	570	1,39	4,64	2,97

17		R.S+ Tandem à R.J + Quint. à R.I	3	8	20	660	1,58	7,28	4,14
----	---	--	---	---	----	-----	------	------	------

Le tableau 3.17 présente la synthèse des résultats obtenus pour chaque poids lourd (nombre de groupes d'essieux, nombre d'essieux élémentaires, nombre de roues, charge utile ainsi que son agressivité) en fonction de la combinaison d'essieux. L'analyse de ce tableau montre que le poids lourds n° 10 est le plus agressif sur les chaussées, mais n'est pas celui qui transporte la grande charge utile. Les poids lourds les plus agressifs sont dans l'ordre numérotés 10, 17, 9, 16, 12. Le poids lourds n°15 porte une charge utile plus importante que les autres, mais n'est pas le plus agressif pour les chaussées testées. On peut aussi remarquer que le poids lourds n°4 équipé d'un essieu tracteur et d'un essieu tridem est plus agressif que le n° 5 qui, en fait à une charge utile (420 kN) plus importante. Les poids lourds n° 13, 14 et 17 transportent la même charge utile, mais d'agressivité différente. Les groupes d'essieux ayant un plus grand nombre d'essieux élémentaires sont plus agressifs pour les chaussées (Poids lourds n° 9, 10, 16 et 17). La prise en compte de l'éco-redevance poids lourds, indexée au dommage induit sur ces structures de chaussée bitumineuses pourra être fonction de ces agressivités.

Pour des raisons économiques et techniques, les poids lourds n° 5 et 15, sont à recommander, car ils portent une charge utile de 420 kN et 690 kN, respectivement pour les n°5 et 15 ; mais avec des faibles agressivités sur les chaussées. Il faudra plutôt éviter les poids lourds n°9, 10, 16 et 17, qui malgré des charges utiles transportées, sont plus agressifs pour les chaussées.

Partie 2. Calcul pratique d'agressivité du jumelage standard en giratoire

3.8. Agressivité du trafic en giratoire sous sollicitation d'un jumelage standard français

Le réseau routier d'un pays répond d'abord à un besoin national. On peut, largement lui appliquer le principe de subsidiarité : à chaque pays son besoin de transport, ses ressources, sa culture et sa technique. Sans minimiser l'importance du trafic transfrontalier, la coexistence dans le monde de réglementations différentes en matière de poids à l'essieu, de géométrie des routes ou encore de vitesses maximales, réglementations qui dépendent du contexte socio-économique, n'est pas contre nature. L'harmonisation technique dans le domaine routier se justifie essentiellement pour l'exécution des travaux, compte tenu de l'internationalisation des entreprises de travaux publics, et aussi pour la qualité des communications entre experts. Dans cette partie, les coefficients d'agressivité du trafic seront évalués sous l'hypothèse d'une structure de chaussée située dans un carrefour giratoire (à rayons et vitesses de sollicitations différents) à comportement élastique soumis au passage d'un jumelage standard français.

3.8.1. Caractéristiques des couches de chaussées analysées

Les modules complexes des deux matériaux bitumineux ont été déterminés au LCPC (LCPC, 2003) par l'essai de flexion sinusoïdale (EN 12697-26, annexe 1) à des températures de -10 à 50 °C et des fréquences allant de 1 à 40 Hz (voir chapitre 2 et annexe 1). Les paramètres du modèle de Kelvin Voigt généralisé pour un calcul viscoélastique ont été obtenus à partir des résultats des modules complexes expérimentaux (Zoa et *al.*, 2011) de ces deux matériaux bitumineux. Pour le calcul élastique équivalent, les fréquences correspondantes aux vitesses de 20, 25, 30 et

86 km/h ont été obtenues après analyse des signaux de déformations (Figure 3.19-a) issus d'un calcul viscoélastique (structure VRNS 2, à 22 cm de profondeur) à charge roulante (Zoa et *al.*, 2011) sur Cast3M (Cast3M, 2010). Les modules pour un calcul élastique équivalent à une température de 15 °C ont été déterminés à partir des courbes maîtresses du BBSG et de la GB3 présentées sur la figure 3.19-b. Les valeurs des modules obtenus à partir des courbes maîtresses pour un calcul élastique équivalent sont présentées dans le tableau 3.18. Le calcul mécanique des sollicitations sur la section de chaussée courante se fait à une vitesse de véhicule de 86 km/h, correspondant à une fréquence de 10 Hz pour un calcul élastique équivalent. Les sollicitations sur les giratoires de rayon différents sont évaluées à des vitesses de véhicules de 20, 25 et 30 km/h.

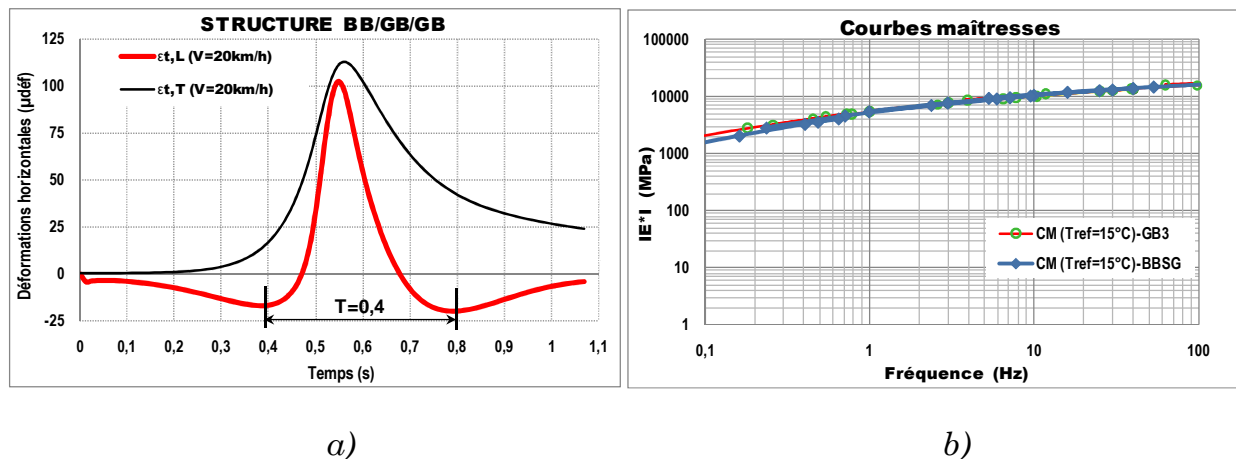


FIGURE 3.19. a) Détermination de la fréquence équivalente ; b) détermination des modules élastiques à partir de la courbe maîtresse pour un calcul élastique équivalent

TABLEAU 3.18. Valeurs des modules des matériaux bitumineux pour un calcul élastique équivalent à une température de 15 °C

Matériaux bitumineux	Vitesse ou fréquence équivalente			
	20 km/h (2,5 Hz)	25 km/h (3 Hz)	30 km/h (3,5 Hz)	86 km/h (10 Hz)
BB - E(MPa)	7100	7668	8500	10431
GB3 - E(MPa)	7150	7667	8200	10229

Pour un jumelage standard, on a montré dans le chapitre 2 de cette thèse, que le signal de déformation d'une chaussée à comportement élastique (pour des structures modélisées) reproduit bien ce qui est mesuré. On considère donc dans cette partie que les trois structures de chaussée présentées (§.2.2.1 du chapitre 2 (VRNS 26, VRNS2, VRS2)) sont constituées de matériaux à comportement mécanique, élastique linéaire, homogène et isotrope avec des paramètres standards. Un coefficient de poisson de 0,35 est pris pour l'ensemble des matériaux. Afin de déterminer le comportement mécanique de chacune des structures, les modélisations sont effectuées en 3D à l'aide du code de calcul aux éléments finis Cast3M (Cast3M, 2010). Les interfaces entre couches de matériaux sont supposées parfaitement collées.

3.8.2. Stabilité d'un poids lourd dans un giratoire

Les charges réelles qui s'appliquent sur la chaussée en giratoire sont supérieures aux charges limites réglementaires. Elles sont dues aux effets dynamiques qui apparaissent lorsque le véhicule est en mouvement. Sous l'action des efforts appliqués par le véhicule (charges, couple de freinage, envirage, etc.), le pneu se déforme (Figure 3.20-a) et établit avec le revêtement une aire de contact. Les déformations engendrées et les propriétés d'adhérence de l'aire de contact entraînent des forces de réaction qui influent sur le comportement du véhicule (Berthier, 1991). Une supposition raisonnable d'une répartition uniforme des pressions normales et des pressions tangentielles d'un demi-essieu, engendrées par des courbures du giratoire est considérée. La figure 3.20 ci-après, représente l'essieu d'un véhicule et la déformation du pneu dans un carrefour giratoire.

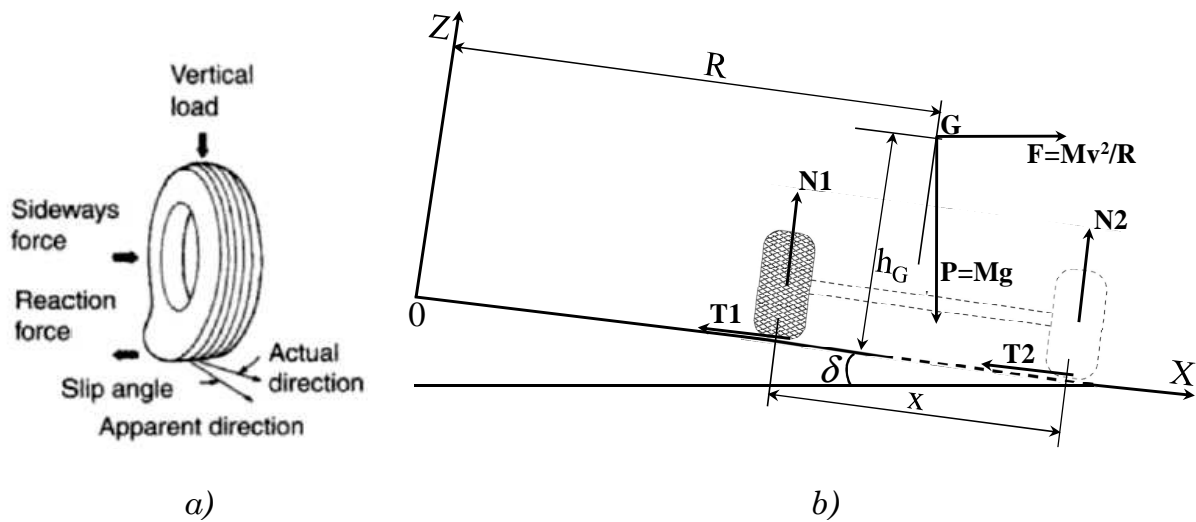


FIGURE 3.20. a) déformation d'un pneu dans un carrefour giratoire ; b) stabilité d'un essieu dans un carrefour giratoire

Si l'essieu chargé d'un effort vertical P , est sollicité par une force centrifuge F , dans un carrefour giratoire de rayon R et de dévers $d = \tan \delta$; et si toutes ses roues sont sollicitées de la même façon, l'équilibre des forces permet d'écrire avec les annotations de la figure 3.19-b, les cinq équations suivantes :

Equilibre suivant l'axe Z :

$$N_1 + N_2 = P \cos \delta - F \sin \delta \quad (3.14)$$

Equilibre suivant l'axe X :

$$T_1 + T_2 = F \cos \delta + P \sin \delta \quad (3.15)$$

Si δ est petit, les équations (3.14) et (3.15) deviennent alors:

$$N_1 + N_2 = P - Fd$$

$$T_1 + T_2 = F + Pd$$

Equilibre en rotation de l'essieu :

$$\frac{1}{2}x.(N_2 - N_1) = h_G (F + Pd) \quad (3.16)$$

La résolution des équations (A2.1) et (A2.3) donne en effet :

$$N_2 = \frac{1}{2}(P - Fd) + \frac{h_G}{x} \cdot (F + Pd) \text{ et } N_1 = \frac{1}{2}(P - Fd) - \frac{h_G}{x} \cdot (F + Pd),$$

Dans le cas de petits angles d'environnement ($\alpha < 6^\circ$), les équations suivantes sont valables :

Non glissement de la roue gauche :

$$T_1 = K\alpha \cdot N_1 \quad (3.17)$$

Non glissement de la roue droite :

$$T_2 = K\alpha \cdot N_2 \quad (3.18)$$

$N_2 > N_1$ et $T_2 > T_1$, d'où la dissymétrie des charges à l'essieu.

La combinaison des équations (3.14), (3.15), (3.17) et (3.18) permet d'écrire :

$$\frac{T_1 + T_2}{N_1 + N_2} = \frac{F + Pd}{P - Fd} = K\alpha \quad (3.19)$$

Si M est la masse du véhicule, se déplaçant à la vitesse v sur une courbe de rayon R et si toutes ses roues sont sollicitées et se comportent de façon identique, la relation (3.14) permet d'écrire :

$$\frac{M \cdot \frac{v^2}{R} + Mg \cdot d}{Mg - M \cdot \frac{v^2}{R} \cdot d} = K\alpha \Leftrightarrow \frac{\frac{v^2}{Rg} + d}{1 - \frac{v^2}{Rg} \cdot d} = K\alpha$$

En négligeant $\frac{v^2}{Rg} \cdot d$ dans l'expression ci-dessus, on obtient alors : $\frac{v^2}{Rg} + d = K\alpha$,

alors $v = \sqrt{Rg(K\alpha - d)}$.

où: h_G est la hauteur du centre de gravité du poids lourd ; x : distance de la voie ;
 v : vitesse du véhicule ; R : rayon du carrefour giratoire ; M : masse de l'essieu en
mouvement ($P = M \cdot g$) ; N : la charge instantanée de la roue ; T : la sollicitation

transversale ; F : force centrifuge ($F = M \cdot \frac{v^2}{R}$); δ angle de dévers du giratoire et Ka coefficient de frottement transversal du pneu sur la chaussée.

Pour le calcul opérationnel, seul le demi-essieu le plus chargé est modélisé pour déterminer l'agressivité du jumelage standard dans des carrefours giratoires à rayons de courbures variables. Les hypothèses suivantes ont été considérées : Trois vitesses et trois rayons du giratoire (tableau 3.19) ; $d = \tan \delta : 2,5\%$; $M : 13000 \text{ kg}$; $x : 2,05 \text{ m}$ et $h_G : 2 \text{ m}$. Ces valeurs ont été tirées de la bibliographie relative à ce sujet (Berthier, 1991; LCPC-SETRA, 1994 ; Brunel, 2005 ; SETRA, 2006 ; GRR, 2010).

Cette démarche permet pour un rayon de giratoire et dévers donnés, de déterminer la vitesse limite au delà de laquelle il y a dérapage du véhicule. Le tableau 3.19 présente un récapitulatif des intensités des charges critiques (N_2 et T_2) induite par le trafic sur chacune des deux roues (du jumelage) du demi-essieu le plus chargé. Ces valeurs sont obtenues à partir des équations 3.14 à 3.18 pour un calcul opérationnel. Ce sont ces valeurs qui sont pris en compte dans la simulation numérique du comportement des structures de des chaussée faisant l'objet de cette étude sous sollicitation tangentielle en giratoire.

TABLEAU 3.19. Valeurs des charges critiques (en kN) appliquées par le jumelage standard français sur des giratoires à différents rayons

Charges critiques	Section de chaussée sur giratoire								
	Vitesse de 20 km/h			Vitesse de 25 km/h			Vitesse de 30 km/h		
	R=25 m	R=20 m	R=15 m	R=25 m	R=20 m	R=15 m	R=25 m	R=20 m	R=15 m
N_2 (kN)	41,81	43,75	46,97	46,16	49,18	54,21	51,47	55,82	63,07
T_2 (kN)	6,23	7,87	10,89	10,10	13,17	18,94	15,69	20,96	31,13
Ka	0,15	0,18	0,23	0,22	0,27	0,35	0,30	0,38	0,49

3.8.3. Résultats des simulations numériques

Les tableaux A.3.1 et A.3.2 (Annexe 3) présentent les amplitudes de déformations maximales dans la direction longitudinale, obtenues au fond de la couche de base d'une part et les contraintes de cisaillement d'interface entre les couches de surface et de base des structures analysées d'autre part. Ces valeurs sont fonction de la vitesse du véhicule et du rayon du giratoire R. Dans le cas des structures bitumineuses classiques, le critère dimensionnant est la déformation horizontale de type allongement. En effet, c'est cette déformation horizontale qui provoque la rupture en fatigue par flexion des couches bitumineuses. En giratoire, les effets des sollicitations tangentielles répétées agissant en surface de chaussées laissent penser que les déformations horizontales de type allongement en surface de chaussée peuvent aussi devenir critique et provoquer l'endommagement de la structure.

3.8.4. Prédiction de la durée de vie

En référence à la méthode rationnelle française de dimensionnement des structures de chaussée, le comportement mécanique de chaque couche de matériau est considéré comme élastique, linéaire homogène et isotrope. Vis-à-vis du dimensionnement de la structure, le nombre d'essieux équivalents est calculé en faisant l'hypothèse que les caractéristiques mécaniques des couches de matériaux restent inchangées pendant la durée de vie de la chaussée. On suppose également que ces couches sont sollicitées par la même amplitude de déformation horizontale en tout point d'un tronçon routier. La tenue à la fatigue par flexion d'une couche de chaussée en matériaux bitumineux, prenant en compte l'ensemble de la structure, est vérifiée à travers l'expression suivante (LCPC-SETRA, 1994):

$$\varepsilon_{h\max} \leq \varepsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})} \cdot \left(\frac{E_{(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}}{E_{(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{N_f}{10^6} \right)^b \cdot k_r \cdot k_c \cdot k_s \quad (3.20)$$

Pour une amplitude de contrainte de cisaillement τ_{\max} donnée, la tenue à la fatigue par cisaillement du collage à l'interface entre deux couches en matériaux

bitumineux dans des conditions expérimentales de 15 °C est vérifiée à travers l'expression (3.21) (Diakhaté, 2007 ; Petit et *al.*, 2009 ; Diakhaté et *al.*, 2011):

$$\tau = \tau_6(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz}) \left(\frac{K_s(10^\circ\text{C})}{K_s(15^\circ\text{C})} \right)^{-1.697} \cdot \left(\frac{N_f}{10^6} \right)^{-0.223} \quad (3.21)$$

$$\text{avec: } \begin{cases} (10^\circ\text{C}): \tau_6 = 0,36\text{MPa}; K_s = 104\text{MPa} / \text{mm} \\ (15^\circ\text{C}): K_s = 81\text{MPa} / \text{mm} \end{cases}$$

où: $\varepsilon_6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})$ est l'amplitude de la déformation horizontale appliquée qui provoquerait la rupture en fatigue par flexion de l'éprouvette trapézoïdale, en matériau bitumineux, au bout d'un million de cycles de chargement; $\tau_6(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})$: amplitude de contrainte de cisaillement d'interface appliquée qui provoquerait la rupture au bout d'un million de cycles de chargement; $E(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})$: module d'Young du matériau bitumineux évalué à 10°C et à 10 Hz; $E(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})$: module d'Young du matériau bitumineux évalué à 15°C et à 10 Hz; N_f : nombre d'essieux standard équivalents; b : pente de la droite de fatigue du matériau bitumineux ($b=-0,2$); k_r : coefficient qui ajuste la valeur de la déformation horizontale admissible au risque de calcul retenu en fonction des facteurs de dispersion sur l'épaisseur (écart-type Sh) et sur les résultats des essais de fatigue (écart-type SN); k_c : coefficient de calage destiné à ajuster les résultats du modèle de calcul au comportement de chaussée observé de même type; k_s : coefficient minorant tenant compte de l'effet d'hétérogénéités locales de portance d'une couche de faible rigidité supportant les couches liées et K_s : module de cisaillement d'interface.

Le dimensionnement vise à déterminer le nombre d'essieux (N_f) qui provoquerait la rupture en fatigue par flexion des couches bitumineuses. Ainsi, les paramètres à utiliser dans la relation (3.20) sont ceux de la grave-bitume, donnés dans le tableau 3.20. Les variables de dimensionnement des structures de chaussée sont prises en compte (LCPC-SETRA, 1994): VRNS 26 (risque de calcul 12% ; $k_r = 0,82$; et $k_s = 1$); VRNS 2 (risque de calcul 12% ; $k_r = 0,81$; et $k_s = 0,91$) et VRS 2 (risque de calcul 5% ; $k_r = 0,74$; et $k_s = 1$) ; $k_c=1,3$ pour toutes les structures.

$$\varepsilon_6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz}) = 65,5 \cdot 10^{-6} \text{ pour la GB3 utilisée (Domec, 2005).}$$

TABLEAU 3.20. Paramètres de la tenue à la fatigue par flexion de la GB3 utilisée (LCPC, 2003 ; Zoa et al., 2011)

Matériau GB3	Giratoire						Section courante	
	20 km/h (2,5 Hz)		25 km/h (3 Hz)		30 km/h (3,5 Hz)		86 km/h (10 Hz)	
E(MPa)	10 °C	15 °C	10 °C	15 °C	10 °C	15 °C	10 °C	15 °C
		10229	7150	11080	7667	11800	8200	13671

Le dimensionnement, vis-à-vis de la tenue à la fatigue des couches bitumineuses, conduit aux valeurs du nombre d'essieux avant la rupture, données dans le tableau 3.20. Le tableau 3.22 présente le nombre d'essieux équivalent à l'interface BB/GB3 obtenu à partir de la relation (3.21).

TABLEAU 3.21. Nombre d'essieux équivalent ($N_f * 10^4$) sur l'ensemble des structures testées en fonction de la vitesse du poids lourd et du rayon du giratoire

Structure	Section courante	Section de chaussée sur giratoire de rayon r sollicité à une vitesse v								
		Vitesse de 20km/h			Vitesse de 25km/h			Vitesse de 30km/h		
		R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m
VRNS 26	22,2	2,86	2,29	1,62	2,17	1,59	0,99	1,53	1,03	0,57
VRNS 2	20,5	1,91	1,54	1,09	1,57	1,15	0,72	1,19	0,81	0,47
VRS 2	158	16,4	13,20	9,40	13,20	9,76	6,14	9,90	6,73	3,78

TABLEAU 3.22. Nombre d'essieux équivalent à l'interface BB/GB3 ($N_i * 10^4$) sur l'ensemble des structures testées

Structure	Section courante	Section de chaussée sur giratoire de rayon r sollicité à une vitesse v								
		Vitesse de 20km/h			Vitesse de 25km/h			Vitesse de 30km/h		
		R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m
VRNS 26	45,1	13,00	9,86	6,36	6,77	4,56	2,47	3,29	1,97	0,90
VRNS 2	168	33,40	24,50	15,00	16,70	10,80	5,41	7,75	4,37	1,83
VRS 2	223	44,80	32,50	19,60	21,70	13,70	6,76	9,69	5,37	2,18

La comparaison des résultats des tableaux 3.21 et 3.22 montre que, pour la structure de chaussée VRS 2, à comportement élastique, testée avec des paramètres mécaniques des matériaux bitumineux à une température de 15 °C et sollicitée à une fréquence de 3,5 Hz, l'endommagement de l'interface BB-GB3 est prépondérant devant le critère classique de déformation à la base des couches liées pour une vitesse de 30 km/h (3,5 Hz) dans un carrefour giratoire.

3.8.5. Coefficients d'agressivité

L'endommagement relatif causé par le jumelage standard sur les giratoires par rapport à celui causé sur une section de chaussée courante est évalué dans cette partie. La quantification de l'endommagement relatif qui est aussi appelé coefficient d'agressivité se fait dans des carrefours giratoires (où la fréquence de chargement varie en fonction du rayon), à partir des relations ci-après :

$$Nf_{(gir)} = Nf_{(sect.cour.)} \cdot \left(\frac{\varepsilon_{t,(gir)}}{\varepsilon_{t,(sect.cour.)}} \cdot \frac{\left(\frac{E(10^{\circ}C, 10Hz)}{E(15^{\circ}C, 10Hz)} \right)_{sect.cour.}}{\left(\frac{E(10^{\circ}C, \text{fréq.équi})}{E(15^{\circ}C, \text{fréq.équi})} \right)_{gir}} \right)^{\frac{1}{b}} \quad (3.22)$$

$$Nf_{(gir)} = \frac{1}{A_{gir}} Nf_{(sect.cour.)}, \text{ avec : } A_{gir} = \left(\frac{\varepsilon_{t,(gir)}}{\varepsilon_{t,(sect.cour.)}} \cdot \frac{\left(\frac{E(10^{\circ}C, 10Hz)}{E(15^{\circ}C, 10Hz)} \right)_{sect.cour.}}{\left(\frac{E(10^{\circ}C, \text{fréq.équi})}{E(15^{\circ}C, \text{fréq.équi})} \right)_{gir}} \right)^{\frac{1}{b}}$$

$$A_{gir.\tau} = \frac{Ni_{(sect.cour.)}}{Ni_{(gir)}} = \left(\frac{\tau_{\max.(gir)}}{\tau_{\max.(sect.cour.)}} \right)^{\frac{1}{0,223}} \Rightarrow Ni_{(gir)} = Ni_{(sect.cour.)} \cdot \left(\frac{\tau_{\max.(gir)}}{\tau_{\max.(sect.cour.)}} \right)^{-\frac{1}{0,223}} \quad (3.23)$$

$$Ni_{(gir)} = \frac{1}{A_{gir.\tau}} Ni_{(sect.cour.)}$$

où A_{gir} est l'agressivité sur les couches bitumineuses, $A_{gir.\tau}$ est l'agressivité de l'interface et fréq.équi : fréquence équivalente, Ni : Nombre d'essieux équivalent à l'interface BB/GB3.

Le tableau 3.23, présente les coefficients d'agressivité du jumelage standard en giratoire obtenus à partir des relations (3.22) et (3.23) et des valeurs des tableaux 3.20, 3.21 et 3.22. Les coefficients d'agressivité critiques du jumelage standard français sont obtenus, lorsque celui-ci roule à une vitesse de 30 km/h sur un giratoire de 15 m de rayon. Les valeurs critiques de ces coefficients sont de 45 dans la couche de GB3 et de 102 à l'interface BB-GB3. Ces résultats montrent que pour une vitesse de 30 km/h, sur un giratoire, l'agressivité de l'interface est largement supérieure à l'agressivité des couches bitumineuses. De ce fait, lorsque la chaussée est exposée à de fortes sollicitations tangentielles, la dégradation de l'interface entre les couches de surface et de base peut devenir prépondérante devant le critère classique de déformation à la base des couches liées.

TABLEAU 3.23. Coefficients d'agressivité A_{gir} et $A_{gir,\tau}$ de l'essieu standard en fonction de la vitesse et le rayon du giratoire sur l'ensemble des structures testées

Agressivité du jumelage standard français en giratoire	Section de chaussée sur giratoire de rayon r sollicité à une vitesse v								
	Vitesse de 20km/h			Vitesse de 25km/h			Vitesse de 30km/h		
	R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m
Structure VRNS 26 (BB/GB3/GNT/PF3)									
A_{gir}	8	10	14	10	14	22	15	22	39
$A_{gir,\tau}$	3	5	7	7	10	18	14	22	50
Structure VRNS 2 (BB/GB3/GB3/PF2)									
A_{gir}	11	13	19	13	18	28	17	25	45
$A_{gir,\tau}$	5	7	11	10	16	31	22	39	92
Structure VRS 2 (BB/GB3/GB3/PF4)									
A_{gir}	10	12	17	12	16	26	16	23	42
$A_{gir,\tau}$	5	7	11	10	16	33	23	41	102

Ces coefficients d'agressivité permettent, d'offrir des solutions techniques de conception et de dimensionnement des structures de chaussée situées dans un carrefour giratoire. Ces solutions consistent à déterminer les épaisseurs des couches de chaussées équivalentes à une structure de chaussée en section courante,

pour que les dégradations qui surviendront à ces endroits ne mettent pas en péril la pérennité de la structure. Pour une pérennisation de la structure de chaussée dans un carrefour giratoire, les structures de chaussée équivalentes seront déterminées à partir des expressions (3.24) et (3.25) ci-dessous :

$$Nf_{(gir)}(chaussée - équivalente) = A_{gir} \cdot Nf_{(sect.cour.)} \quad (3.24)$$

$$Ni_{(gir.\tau)}(chaussée - équivalente) = A_{gir.\tau} \cdot Ni_{(sect.cour.)} \quad (3.25)$$

L'agressivité est déterminée en fonction de la vitesse moyenne des poids lourds (jumelage standard) et le rayon du giratoire. La figure 3.21 présente l'abaque d'agressivité du jumelage standard sur la structure de chaussée VRNS 2 en giratoire en fonction de la vitesse v et le rayon R .

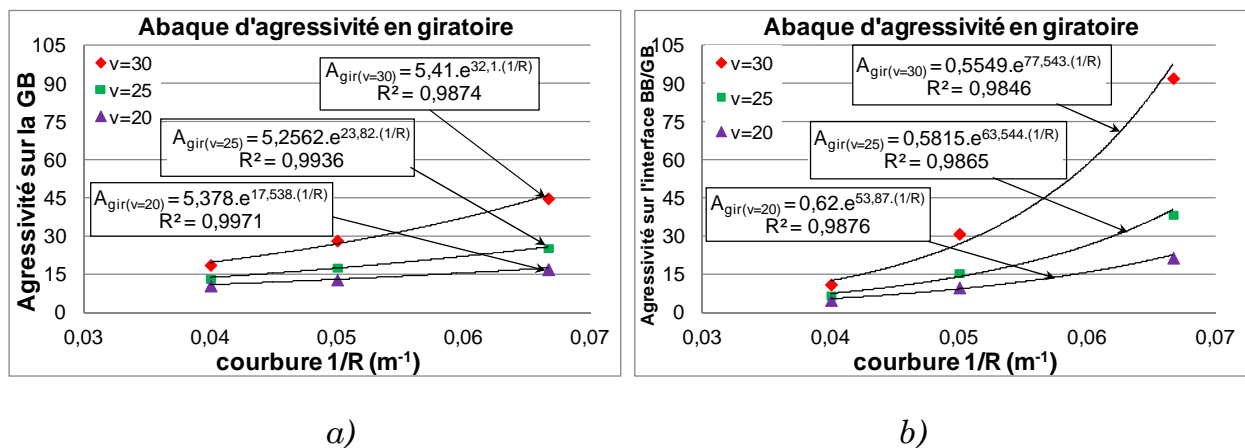


FIGURE 3.21. Abaque d'agressivité de la structure VRNS 2 en giratoire sous le passage du jumelage standard français. a) base de la couche GB3 de chaussée ; b) interface BB/GB3

L'agressivité du jumelage standard français peut être déterminée à partir des expressions formulées dans le tableau 3.24 ci-après, qui découlent des courbes de régressions, fonctions du rayon du giratoire R (m), de la vitesse moyenne V (km/h) et de la structure de chaussée. Les tableaux 3.25 et 3.26 présentent un récapitulatif des structures de chaussée en giratoire équivalentes à la structure de chaussée en section courante tiré du catalogue des structures de chaussée neuves (LCPC-SETRA, 1998).

TABLEAU 3.24. Expressions paramétriques de détermination des coefficients d'agressivité du jumelage standard français dans un carrefour giratoire

Structure	A_{gir}	$A_{gir.\tau}$
VRNS 26 : BB/GB3/GNT/PF3	$A_{gir} = 3,314.e^{(0,0312v^2+9,06)}\left(\frac{1}{R}\right)$	$A_{gir.\tau} = (0,0016.v^2 + 0,52)e^{(0,043v^2+9,98)}\left(\frac{1}{R}\right)$
VRNS 2 : BB/GB3/GB3/PF2	$A_{gir} = 5,35.e^{(0,03v^2+5,77)}\left(\frac{1}{R}\right)$	$A_{gir.\tau} = (-0,0001.v^2 + 0,67)e^{(0,047v^2+34,5)}\left(\frac{1}{R}\right)$
VRS 2 : BB/GB3/GB3/PF4	$A_{gir} = 3,98.e^{(0,03v^2+9,04)}\left(\frac{1}{R}\right)$	$A_{gir.\tau} = (0,0021.v^2 + 0,55)e^{(0,049v^2+11,8)}\left(\frac{1}{R}\right)$

TABLEAU 3.25. Structures de chaussée équivalentes en giratoire pour des vitesses de 20 et 25 km/h

Structure de chaussée	Section courante (LCPC-SETRA, 1998)	Structure de chaussée équivalente en giratoire					
		Vitesse de 20km/h			Vitesse de 25km/h		
		R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m
VRNS 26	TC ₃₀ . BBSG: 6 cm GB3: 8 cm GNT: 20 cm PF3	TC ₅₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GNT: 20 cm PF3	TC ₅₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GNT: 20 cm PF3	VRNS 2/ TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF3	TC ₅₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GNT: 20 cm PF3	VRNS 2/ TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF3	VRNS 2/ TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF3
VRNS 2	TC ₃₀ . BBSG: 6 cm GB3: 8 cm GB3: 8 cm PF2	TC ₅₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF2	TC ₅₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF2	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GB3: 13 cm PF2	TC ₅₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF2	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GB3: 13 cm PF2	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GB3: 13 cm PF2
VRS 2	TC ₄₀ . BBSG: 6 cm GB3: 8 cm GB3: 8 cm PF4	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 11 cm GB3: 12 cm PF4	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 11 cm GB3: 12 cm PF4	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 11 cm GB3: 12 cm PF4	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 11 cm GB3: 12 cm PF4	TC ₆₀ . BBSG: 8 cm GB3: 11 cm GB3: 12 cm PF4	TC ₇₀ . BBSG: 8 cm GB3: 14 cm GB3: 14 cm PF4

TABLEAU 3.26. Structures de chaussée équivalentes en giratoire pour une vitesse de 30km/h

Structure de chaussée	Section courante	Structure de chaussée équivalente en giratoire		
		Vitesse de 30km/h		
		R=25m	R=20m	R=15m
VRNS 26	TC3 ₂₀ . BBSG: 6 cm GB3: 8 cm GNT: 20 cm PF3	VRNS 2/ TC6 ₂₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF3	VRNS 2/ TC6 ₂₀ . BBSG: 8 cm GB3: 10 cm GB3: 11 cm PF3	VRNS 2/ TC7 ₂₀ . BBSG: 8 cm GB3: 12 cm GB3: 13 cm PF3
VRNS 2	TC3 ₂₀ . BBSG: 6 cm GB3: 8 cm GB3: 8 cm PF2	TC6 ₂₀ . BBSG : 8 cm GB3: 13 cm GB3: 13 cm PF2	TC6 ₂₀ . BBSG : 8 cm GB3: 13 cm GB3: 13 cm PF2	VRS 2/ TC5 ₃₀ . BBSG: 8 cm GB3: 13 cm GB3: 13 cm PF2
VRS 2	TC4 ₃₀ . BBSG: 6 cm GB3: 8 cm GB3: 8 cm PF4	TC6 ₃₀ . BBSG: 8 cm GB3: 11 cm GB3: 12 cm PF4	TC7 ₃₀ . BBSG: 8 cm GB3: 14 cm GB3: 14 cm PF4	TC7 ₃₀ . BBSG: 8 cm GB3: 14 cm GB3: 14 cm PF4

3.9. Conclusion

L'évaluation qualitative et quantitative des paramètres du modèle de fatigue multilinéaire a été faite dans ce chapitre à partir des signaux numériques de déformations horizontales à la base de la couche de GB3 de chaussées bitumineuses présentés dans le chapitre 2. Les durées de vie en fatigue des chaussées ont été estimées en fonction des conditions de chargement variables. La durée de vie évaluée à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension est supérieure aux durées de vie prédites par les deux autres méthodes (LCPC-SETRA, interface) dans la structure VRNS 26, pour toutes les configurations d'essieux testées. Dans des structures bitumineuses épaisses, VRNS 2 et VRS 2, les multi-essieux transportent plus de charges qu'un essieu standard (excepté 5 essieux (dans la structure VRS 2), le quad et 5 essieux dans la structure VRNS 2), mais avec des conséquences néfastes sur la structure (endommagement de la structure).

L'augmentation du nombre d'essieux des poids lourds circulant sur ces structures de chaussée satisfait une solution économique et non technique.

Du point de vue vitesse des véhicules en section courante, la durée de vie de la structure de chaussée VRNS 2 à 86 km/h est 1,86 fois supérieure à celle obtenue à 42 km/h sous le passage du jumelage standard. Elle est 1,72 et 2,10 fois plus élevée, respectivement au passage d'un tandem et d'un tridem. Pour ce qui concerne l'espacement entre les essieux, une distance inter-essieux de 1,62 m, permet de transporter respectivement 1,39 (pour le tandem à roues jumelées) et 1,29 (pour le tridem) fois plus de charge qu'une distance inter-essieux de 1,35 m. Une modification technique de la distance inter-essieux du poids lourd (de 1,62 m au lieu de 1,35 m) permet d'obtenir une durée de vie de la chaussée plus longue et un gain de charge utile transportée. Elle permet également de diminuer le trafic routier, ainsi que les pollutions associées.

Parlant du critère de dimensionnement, cette étude a montré que, dans certains cas, bien qu'ayant une déformation maximale dans une direction donnée, il est possible tout de même d'obtenir une durée de vie maximale dans la même direction ; à ce niveau la durée de vie est fortement dépendante de la forme du signal de déformation. Pour toute prédiction de durée de vie à partir du modèle de fatigue multilinéaire, il est nécessaire de ne considérer le seul critère de déformation d'extension maximale, mais plutôt, d'évaluer la durée de vie en fatigue de chaque structure dans les deux directions (longitudinale et transversale) et d'en retenir la plus préjudiciable.

L'exploitation des résultats de durées de vie prédites à l'aide du modèle de fatigue multilinéaire (avec paramètre d'entrée « déformation d'extension ») en vue de la détermination des coefficients d'agressivité du trafic a permis d'aboutir aux résultats satisfaisants. Les coefficients d'agressivité obtenus en section courante ont montré que pour la structure de chaussée souple (VRNS 26), les multi-essieux donnent une agressivité plus faible que le jumelage standard français, par conséquent une durée de service plus longue. Le dimensionnement critique à partir d'un jumelage standard français est largement suffisant pour prédire de manière

correcte la durée de vie de cette structure. Les coefficients d'agressivité des multi-essieux dans cette structure sont inférieurs ou égal à 1,07. Par contre, dans le cas des structures bitumineuses épaisses, les multi-essieux ont une très grande influence sur la durée de vie de ces dernières. Une prise en compte de leurs coefficients d'agressivité est nécessaire pour le dimensionnement. Les coefficients d'agressivités les plus élevés en section courante, à 86 km/h sont de 6,73 et 3,77 sous le passage de 5 essieux, respectivement sur les structures VRNS 2 et VRS 2.

En ce qui concerne l'agressivité des silhouettes de poids lourds, les résultats ont montré que le poids lourds n° 10 est le plus agressif sur les chaussées, mais n'est pas celui qui transporte la grande charge utile. Les poids lourds les plus agressifs sont dans l'ordre numérotés 10, 17, 9, 16, 12 (tableau 3.17). Les groupes d'essieux ayant un plus grand nombre d'essieux élémentaires sont plus agressifs pour les chaussées (Poids lourds N° 9, 10, 16 et 17). La prise en compte de l'éco-redevance poids lourds, indexée au dommage induit sur ces structures de chaussée bitumineuses pourra être fonction de ces agressivités.

Les expressions permettant de déterminer le coefficient d'agressivité du jumelage standard français dans un carrefour giratoire ont été formulées, elles découlent des courbes de régressions, fonctions du rayon du giratoire R (m), de la vitesse moyenne V (km/h) et de la structure de chaussée. Ces résultats seront exploités par des gestionnaires routiers et des bureaux d'études techniques spécialisés en vue du dimensionnement réel des chaussées soumises à ces divers chargements. Cette étude montre la vulnérabilité des sections de chaussées soumises d'une part aux chargements multi-essieux et d'autre part aux sollicitations tangentielles répétées avec la dissymétrie des charges à l'essieu dans des carrefours giratoires. Cette vulnérabilité est d'autant plus grande quand le nombre d'essieux du poids lourd est élevé.

CONCLUSION GÉNÉRALE

Ce travail s'est appuyé sur les recherches récentes visant une amélioration de la prise en compte des effets des chargements réels sur l'endommagement par fatigue des chaussées bitumineuses. Afin de rendre opérationnelle la démarche utilisée, nous avons d'abord validé les signaux numériques de déformations issus des calculs par des signaux expérimentaux provenant d'une chaussée instrumentée et testée du manège de fatigue de l'IFSTTAR Nantes. La différence fondamentale observée entre les signaux mesurés et les signaux calculés est le déchargement (creux) entre les pics (pour les signaux multipics). La comparaison des amplitudes des signaux expérimentaux et ceux des calculs montre que la modélisation élastique linéaire est nettement meilleure sous sollicitation d'un jumelage ($< 9\%$ de différence entre les résultats de ALIZE et les résultats expérimentaux). Pour les chargements multi-essieux, seule la modélisation viscoélastique (ViscoRoute et Cast3M) fournit de meilleures prédictions, notamment en déformations transversales ($< 7\%$ de différence entre les modèles et les résultats expérimentaux), démontrant de ce fait, la nécessité d'une prise en compte de l'aspect viscoélastique des matériaux bitumineux dans les modélisations sous chargements complexes.

Concrètement, la démarche entreprise dans ce travail aboutit à la détermination des agressivités des silhouettes de poids lourds sur des structures de chaussée bitumineuses routières du plan expérimental en section courante et en giratoire et leur intégration dans des méthodes de dimensionnement pour des calculs opérationnels. Ces agressivités découlent des analyses d'un ensemble de signaux numériques représentatifs de déformations obtenus à partir d'un plan expérimental comportant trois structures types du catalogue des chaussées neuves (LCPC, 1998), à faible et moyen trafic et soumises au passage de sept configurations de chargement dans des conditions différentes (roue simple (65 kN), jumelage

standard français (130 kN), tandem à roues jumelées (210 kN), tandem à roues isolées (180 kN), tridem (270 kN), quad (360 kN) et 5 essieux (450 kN)). Les grandeurs intrinsèques permettant de caractériser le signal d'une sollicitation de trafic quelconque ne sont pas des constantes, mais des fonctions dont les principales variables sont :

- la structure de chaussée (loi de comportement des matériaux, épaisseur et rigidité des couches, température, type d'interface entre couches, etc.) ;
- la configuration du chargement (intensité de la charge, sollicitations horizontales, type de roues, type d'essieux, distance inter-essieux, sollicitations tangentielles, temps de repos, etc.) ;
- le modèle de chargement (vitesse et charge constantes, vitesse variable et charge constante, vitesse constante et charge sinusoïdale, etc.) ;
- la vitesse (ou fréquence) de chargement.

Pour une meilleure compréhension du comportement d'une chaussée, il n'est pas réaliste de dissocier ces variables de chargement car il y a interaction entre elles. L'étape indispensable avant de procéder à un couplage est de bien comprendre l'effet de chaque paramètre, ensuite proposer une méthode qui tient compte de tous ces paramètres dans l'évaluation des dommages causés par les multi-essieux.

L'évaluation qualitative et quantitative des paramètres du modèle de fatigue multilinéaire montre que les durées de vie calculées avec l'intégralité du signal de déformation transversale sont généralement plus réduites (pour les structures de chaussée bitumineuses épaisses) que celles obtenues avec le signal de déformation longitudinale pour les multi-essieux. Ceci est dû notamment à l'accroissement graduel du niveau de déformation transversale pour les multi-essieux. La durée de vie évaluée à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension est supérieure à celles prédites par les deux autres méthodes (LCPC-SETRA, interface) dans la structure VRNS 26, pour toutes les configurations d'essieux testées. Dans les structures bitumineuses épaisses, VRNS 2 et VRS 2, la durée de vie prédite à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension

est supérieure également pour les configurations de type jumelage et tandem à roues jumelées; il en est de même pour les configurations de type tandem à roues isolées, tridem, quad, et 5 essieux (modèle de fatigue multilinéaire à énergie dissipée) par rapport à celles prédites par les autres méthodes. De même, la durée de vie critique dans l'une des directions longitudinale et transversale de toutes les structures sous sollicitation de l'essieu tandem à roues jumelées, prédite à partir du modèle de fatigue multilinéaire à déformation d'extension, est également très élevée par rapport aux autres configurations d'essieux.

S'agissant des charges transportées, dans la structure de chaussée VRNS 26, les multi-essieux transportent plus de charges qu'un essieu standard sans toutefois endommager la structure. Pour les groupes d'essieux roulant à une vitesse de 86 km/h dans la dite structure et à température de 20°C, le taux d'augmentation de la charge transportée par les multi-essieux par rapport à l'essieu standard de 130 kN est environ de 3. Les coefficients d'agressivité obtenus en section courante ont montré que pour la structure de chaussée souple (VRNS 26), les multi-essieux donnent une agressivité plus faible que le jumelage standard français, par conséquent une durée de service plus longue. Augmenter le nombre d'essieux élémentaires d'un groupe d'essieux circulant dans cette structure de chaussée satisfait à la fois une solution économique et technique. Du point de vue dimensionnel, il n'y a pas d'endommagement précoce dans cette structure sous le passage des multi-essieux. Il y a plutôt une augmentation de la charge transportée par des multi-essieux par rapport à l'essieu standard, offrant alors des gains de productivité du point de vue économique et une réduction des émissions massives des gaz à effet de serre (à cause de la diminution du trafic routier) du point de vue environnemental. Dans des structures bitumineuses épaisses, VRNS 2 et VRS 2, les multi-essieux transportent également plus de charges qu'un essieu standard (excepté 5 essieux (dans la structure VRS 2), le quad et 5 essieux dans la structure VRNS 2), mais avec des conséquences néfastes sur la structure (endommagement de la structure). L'augmentation du nombre d'essieux élémentaires d'un groupe d'essieux, circulant dans ces structures de chaussée satisfait une solution

économique et non technique. Du point de vue dimensionnel, il y a endommagement précoce dans ces structures au passage des multi-essieux.

La vitesse du véhicule a un effet sur la durée de vie d'une chaussée. En section courante, la durée de vie de la structure de chaussée VRNS 2 à 86 km/h est 1,86 fois supérieure à celle obtenue à 42 km/h sous le passage du jumelage standard. Elle est 1,72 et 2,10 fois plus élevée, respectivement au passage d'un tandem et d'un tridem. Pour ce qui concerne l'espacement entre les essieux, une distance inter-essieux de 1,62 m, permet de transporter respectivement 1,39 (pour le tandem) et 1,29 (pour le tridem) fois plus de charge qu'une distance inter-essieux de 1,35 m. Les mêmes proportions de gains de durées de vie sont observées pour ces deux distances inter-essieux dans la même structure de chaussée VRNS 2. Une modification technique de la distance inter-essieux d'un groupe d'essieux d'un poids lourd (de 1,62 m au lieu de 1,35 m) permet d'obtenir une durée de vie de la chaussée plus longue et un gain de charge utile transportée. Elle permet également de diminuer le trafic routier, ainsi que les pollutions associées. En plus, ces gains de productivité par rapport à cette modification de distance inter-essieux devraient, faire baisser le coût du transport routier pour les chargeurs et donc faire baisser les prix à la consommation.

Parlant du critère de dimensionnement, Il a été démontré dans ce travail que, dans certains cas, bien qu'ayant une déformation maximale dans une direction donnée, il est possible tout de même d'obtenir une durée de vie maximale dans la même direction, à ce niveau la durée de vie est fortement dépendante de la forme du signal de déformation. Il est nécessaire pour toute prédiction de durée de vie avec le modèle de fatigue multilinéaire, de ne plus se limiter au seul critère de déformation d'extension maximale, mais plutôt, d'évaluer la durée de vie en fatigue de chaque structure dans les deux directions (longitudinale et transversale) et d'en retenir la plus préjudiciable.

L'exploitation des résultats de durées de vie prédites à l'aide du modèle de fatigue multilinéaire (avec paramètre d'entrée « déformation d'extension ») en vue de la détermination des coefficients d'agressivité du trafic a permis d'aboutir aux

résultats satisfaisants. Les coefficients d'agressivité obtenus en section courante ont montré que pour une structure de chaussée souple (VRNS 26), les multi-essieux donnent une agressivité plus faible que le jumelage standard français, donc une durée de vie plus longue. Le dimensionnement critique à partir d'un jumelage standard français est largement suffisant pour prédire de manière correcte la durée de vie de cette structure. Par contre, s'agissant des structures bitumineuses épaisses VRNS 2 et VRS 2, les multi-essieux ont une très grande influence sur leur durée de vie. Une prise en compte de leurs coefficients d'agressivité est nécessaire pour le dimensionnement. Les coefficients d'agressivité les plus élevés en section courante, à 86 km/h sont de 6,73 et 3,77 sous le passage de 5 essieux, respectivement sur les structures VRNS 2 et VRS 2.

En ce qui concerne l'agressivité des silhouettes de poids lourds, les résultats ont montré que le poids lourds n° 10 est le plus agressif sur les chaussées (tableau 3.17), mais n'est pas celui qui transporte la grande charge utile. Les poids lourds les plus agressifs sont dans l'ordre numérotés 10, 17, 9, 16, 12 (tableau 3.17). Les groupes d'essieux ayant un plus grand nombre d'essieux élémentaires sont plus agressifs pour les chaussées (Poids lourds N° 9, 10, 16 et 17). La prise en compte de l'éco-redevance poids lourds, indexée au dommage induit sur ces structures de chaussée bitumineuses pourra être fonction de ces agressivités. Pour des raisons économiques et techniques, les poids lourds n° 5 et 15, sont à recommander, car ils portent une charge utile de 420 kN et 690 kN, respectivement pour les n°5 et 15 ; mais avec des faibles agressivités sur les chaussées. Il faudra plutôt éviter les poids lourds n°9, 10, 16 et 17, qui malgré des charges utiles transportées, sont plus agressifs pour les chaussées.

Les résultats présentés dans cette thèse, seront sans doute exploités par des gestionnaires routiers et des bureaux d'études techniques spécialisés en vue du dimensionnement réel des chaussées soumises à ces divers chargements. Cette étude montre la vulnérabilité des sections de chaussées soumises d'une part aux chargements multi-essieux et d'autre part aux sollicitations tangentielles répétées avec la dissymétrie des charges à l'essieu dans des carrefours giratoires. Cette

vulnérabilité est d'autant plus grande quand le nombre d'essieux élémentaires d'un groupe d'essieux d'un poids lourd est élevé.

La démarche entreprise dans ce travail, pourra être étendue dans le cas des chaussées bitumineuses aéronautiques. Dans ce secteur, l'évolution du trafic aéronautique et l'architecture des avions récents, gros porteurs ; relativement contraignants pour les chaussées imposent une analyse fine du comportement des matériaux sous ce type de chargement et une meilleure quantification des effets des grandes amplitudes de sollicitations causées par ces avions qui dépassent largement celles appliquées par des essieux poids lourds dans une chaussée routière. D'autres méthodes utilisant les déformations tridimensionnelles pourront également être développées dans les travaux futurs.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- AASHTO, (1993). "Guide for Design of pavement structures", *American Association of State Highway and Transportation Officials*.
- AASHTO, (2004). "Guide for Mechanistics-Empirical Design of New and Rehabilitated Pavement Structures", *Final report, NCHRP, TRB, NCR*.
- ACHIMATOS L., POROT L., (2003). "Méthode de dimensionnement des chaussées", *Revue Générale de Routes et Aérodrômes (RGRA), n°822, pp.49-56*.
- AFD40, (2004). "Full Scale and Accelerated Pavement Testing (formerly A2B09)-TRB Committee", see web site: <http://www.k-state.edu/pavements/trb/A2B09/>
- AGLAN H., OTHMAN A., FIGUEROA L., (1994). "Specific energy of damage as fracture criterion for asphaltic pavements", *Transportation Research Record, N° 1449, pp. 57-63*.
- ALIMAMI M., (1988). "Contribution à l'étude du comportement des enrobés bitumineux à la fatigue en cission", *Thèse de Doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, France*.
- AMDOUNI N., SAUTEREAU H., GERARD J. F.,(1992). "Epoxy composites based on glass beads 1. Viscoelastic properties", *Journal of Applied Polymer Science, vol. 45, pp. 1799-1810*.
- BABURAMANI P. S., (1992). "The dissipated energy concept in fatigue characterization of asphalt mixes. A summary report", *Research report AAR 235, Australian Road Research Board*.
- BALAY J-M., (2003). "Expérience de chaussée souple sur le manège de fatigue du LCPC", *rapport interne du LCPC*.

- BEGHIN A., (2003). "Apport de mesures rhéologiques et de pelage à l'analyse de la rupture des liants bitumineux", Thèse de Doctorat, Université de Paris 6.
- BERTHIER J., (1991). "Véhicules et routes", *Techniques de l'ingénieur, traité construction*, France, 15p.
- BODIN D., MERBOUH M., BALAY J.-M., BREYSSE D., MORICEAU L., (2009). "Experimental study of the waveform shape effect on asphalt mixes fatigue", Proceedings of the 7th International RILEM Symposium on Advanced Testing and Characterization of Bituminous Materials, (ATCBM09), Rhodes, May 26-28, Vol2, pp725-734.
- BODIN D., PIJAUDIER-CABOT G., DE LA ROCHE C., PIAU J. M., CHABOT A., (2004). "A continuum damage approach to asphalt concrete modeling", *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*.
- BONNAURE F., HUIBERS A., BONDERS A., (1983). "Étude en laboratoire de l'influence des temps de repos sur les caractéristiques de fatigue des enrobes bitumineux", *Revue Générale de Routes et Aérodrômes*, n°595.
- BOOIJ H., THOONE G. P., (1982). "Generalization of Kramers-Kroning transforms and some approximations of relations between viscoelastic quantities", *Rheologica Acta*, Vol.21, pp. 15-34.
- BREYSSE D., DE LA ROCHE C., DOMEQ V., CHAUVIN J., (2003). "Influence of rest time on recovery and damage during fatigue tests on bituminous composites", *Materials and Structures*, vol.36, pp. 648-651.
- BRUNEL H., (2005). "Cours de routes", Université d'Orléans, France, 96p.
- BURMISTER D. M., (1943). "The theory of stresses and displacements in layered systems and applications of the design of airport runways", Proceedings of the highways Research board, 23, pp.126-148.
- CAST3M, (2010). "Cast3M is a research FEM environment; its development is sponsored by the French Atomic Energy Commission", see web site: <http://www-cast3m.cea.fr/>.

-
- CHABOT A., CHUPIN O., DELOFFRE L., DUHAMEL D., (2010). “ViscoRoute 2.0 – A Tool for the Simulation of Moving Loads Effects on Asphalt Pavement”. *Road Materials and Pavement Design*; vol. 11 (2): pp. 227-250.
- CHAILLEUX E., DE LA ROCHE C., PIAU J-M., (2010). “Modeling of complex modulus of bituminous mixtures measured in tension/compression to estimate secant modulus in indirect tensile test”, *Materials and Structures*, vol. 10, 17p.
- CHAILLEUX E., RAMOND G., SUCH C., DE LA ROCHE C., (2006). “A mathematical-based master-curve construction method applied to complex modulus of bituminous materials”, *Road Materials and Pavement Design*, vol. 7 – Spécial issue, pp. 75-92.
- CHATAIN M., (1990). “Comportements physique et thermomécanique des plastiques”, *Techniques de l'ingénieur*.
- CHATTI K., MANIK A., SALAMA H., CHADI M., LEE S., (2009). “Effect of Michigan multi-axle trucks on pavement distress”, Final Report, MDOT, vol. 2, flexible pavements, 312p.
- CHATTI K., SALAMA H., (2011). “Evaluation of fatigue and rut damage prediction methods for asphalt concrete pavements subjected to multiple axle loads”, *International Journal of Pavement Engineering*, Vol.12 (1), pp. 25-36.
- CLECH P., (2010). “Comportement des enrobés bitumineux sous sollicitation multidirectionnelle”, Thèse de Doctorat, École Nationale des Travaux Publics de l'Etat, France, 302p.
- COLLOP A., CEBON D., (1995). “A theoretical analysis of fatigue cracking in flexible pavements”, *Journal of Mechanical Engineering Science (209)*, pp. 345-361.
- DE BEER M., (1996). “Measurement of tyre/pavement interface stresses under moving wheel loads”, Heavy Vehicle Systems, Special Series, *International Journal of Vehicle Design*, Vol. 3 (1-4), pp. 97-115.
- DE BEER M., FISHER C., KANNEMEYER L., (2004). “Towards the application of Stress-In-Motion (SIM) results in pavement design and infrastructure protection”, 8th
-

International Symposium on Heavy Vehicles, Weights and Dimensions, Loads, Roads and the Information Highway, Gauteng, South Africa 12p.

DE LA ROCHE C., (1996). "Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux. Expérimentation et nouvelles perspectives d'analyse", Thèse de Doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, France, 277p.

DE LA ROCHE C., SANSON N., (1994²). "Caractérisation expérimentale de la dissipation thermique dans un enrobé bitumineux sollicité en fatigue", Rapport de recherche, LCPC, sujet N° 2.01.10.4.

DI AKHATE M., (2007). "Fatigue et comportement des couches d'accrochages dans les structures de chaussée", Thèse de Doctorat, Université de Limoges, France, 241p.

DI AKHATE M., MILLIEN A., PETIT C., PHELIPOT-MARDELE A., POUTEAU B., (2011). "Experimental investigation of tack coat fatigue performance: Towards an improved lifetime assessment of pavement structure interfaces", *Construction and Building Materials*, Vol. 25, pp. 1123-1133.

DI BENEDETTO H., (1990). "Nouvelle approche du comportement des enrobés bitumineux: Résultats expérimentaux et formulation rhéologique", Proceedings of the 4th RILEM Symposium on Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Characterization, Design and Quality Control, Budapest.

DI BENEDETTO H., SOLTANI M. A., CHAVEROT P., (1996). "Fatigue damage for bituminous mixtures", Proceedings of the RILEM Symposium on Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Characterization, Lyon, pp.263-270.

DI BENEDETTO H., CORTE J. F., (2005). "Matériaux routiers bitumineux 2: constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges", Hermès Sciences, Collection traité Mécanique et Ingénierie des matériaux.

D.M.R.B., (2006). "Design Manual for Roads and Bridges", vol.7.

DOAN T., ALIMANI M., PIAU J.-M., MOUTIER F., (1987). "Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux : influence des paramètres de composition", In CHAPMAN et HALL, édés: 1st International RILEM Congress, vol. 3, pp. 1155-1161.

-
- DOMEC V., (2005). "Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux en condition de trafic simulé et de température", Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux 1, France, 277p.
- DONGMO B.-J., (2005). "Caractérisation des déformations d'orniérage des chaussées bitumineuses", Thèse de Doctorat, École Nationale des Travaux Publics de l'Etat, France, 265p.
- ELOUARD A., (1993). "Étude numérique par éléments finis de la fissuration avec remaillage automatique. Application à la mécanique des chaussées", Thèse de Doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, France.
- FERRY J., (1980). "Viscoelastic Properties of Polymers", John Wiley and sons, New York.
- FRANCKEN L., (1979). "Fatigue performance of a bituminous road mix under realistic test conditions", La technique routière, Bruxelles, vol. 24, pp. 1-26.
- GARCIA G., THOMPSON M. R., (2008). "Starin and pulse duration considerations for extended life hot mix asphalt pavement design", In 87th annual meeting of the Transportation Research Board.
- GERRITSEN A., VAN GURP C., VAN DER HEIDE J., MOLENAAR A., PRONK A., (1987). "Prediction and prevention of surface cracking in asphaltic pavements", Proceedings of the 6th International Conference on Asphalt Pavements, Ann Arbor, pp. 378-391.
- GHUZLAN K., CARPENTER S., (2000). "Energy-derived, damage-based failure criterion for fatigue testing", Transportation Research Record, N° 1723, pp. 141-149.
- GIDEON C. S., MURALI K., (2012). "Influence of Horizontal Traction on Top-Down Cracking in Asphalt Pavements", Proceedings of the 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavement, The Netherlands, on 20-22 June, Vol.2, pp. 1069-1079.

- GROENENDIJK J., (1998). "Accelerated testing and Surface Cracking of Asphaltic Concrete Pavement", Ph.D. thesis, Department of Civil Engineering, Delft University of Technology, The Netherlands.
- G.R.R., (2010). "Guide de Réglementation Routière", Article 32bis, Dimensions et masses des véhicules.
- HAJEK J. J., AGARWAL A. C., (1991). "Influence of Axle Group Spacing on Pavement Damage", *Transportation Research Record*: 1286, pp. 138-148.
- HAMLA S., (2007). "Étude de la résistance des revêtements routiers aux sollicitations tangentielles", Thèse de Doctorat, École Centrale de Nantes, France, 178p.
- HAO Y., SOLAIMANIAN M., KUMAR T., STOFFELS S., (2007). "The effect of loading time on flexible pavement dynamic response: a finite element analysis", *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 11, pp. 265-288.
- HOMSI F., (2011). "Endommagement des chaussées bitumineuses sous chargement multi-essieux", Thèse de Doctorat, École Centrale de Nantes, France, 203p.
- HOPMAN P. C., KUNST P., PRONK A., (1989). "A renewed interpretation method for fatigue measurements: verification of miner's rule", Proceedings of the 4th Eurobitume Symposium, Madrid, vol. 1.
- HORNYAK N., CROVETTI J., (2009). "Analysis of load pulse durations for the marquette interchange instrumentation project", In 88th annual meeting of the Transportation Research Board.
- HUANG Y. H., (1993). "Pavement Analysis and Design", Prentice-hall: Englewood Cliffs, NJ.
- HUET C., (1963). "Étude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés", Thèse de Doctorat d'ingénieur, Faculté des Sciences de l'Université de Paris.
- KACHANOV L. M., (1958). "Time of the rupture process under creep conditions", ISV. Akad. Nauk. SSR-Otd Teckh. Nauk. N°8.

-
- KERZRÉHO J.-P., HORNYCH P., CHABOT A., TRICHET S., GOUY T., COIRIER G., DELOFFRE L., (2012). "Evaluation of the aggressiveness of different multi-axle loads using APT", APT, IFSTTAR, 2012.
- KHWEIR K., FORDYCE D., (2003). "Influence of layer bonding on the prediction of pavement life", Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Transport 156, Issue TR2, pp73-83.
- KIM J., ROQUE R., BYRON T., (2009). "Viscoelastic analysis of flexible pavement and its effects of top-down cracking", *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 21 (7), pp. 324-332.
- KIM Y. R., LITTLE D. N., (1990). "One dimensional constitutive modeling of asphalt concrete", *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, vol. 116(4), pp. 751-772.
- KOGO K., HIMENO K., (2008). "The effect of different waveforms and rest period in cyclic loading on the fatigue behavior of the asphalt mixture", Pavement cracking –Al Qadi, Scarpas & Loizos (eds).
- KRAMERS H. A., (1927). Resoconto del Congresso dei Fisci, Como, vol. 2.
- KUNST P., (1990). "Surface cracking in asphalt layers", CROW Record, 4th edn., The Netherlands.
- LAVEISSIERE D., (2002). "Modélisation de la remontée de fissure en fatigue dans les structures routières par endommagement et macro-fissuration: de l'expérimentation à l'outil de dimensionnement pour l'estimation de la durée de vie", Thèse de Doctorat, Université de Limoges, France, 262 p.
- LCPC, (1964). "Comportement statique des chaussées – Problème à symétrie axiale – Méthode de Burmister", Rapport technique n°2, LCPC-SEMA.
- LCPC, (2003). "Vérification du comportement mécanique des matériaux du manège".
- LCPC–SETRA, (1994). "Conception et dimensionnement des structures de chaussée", Guide technique, Paris.

- LCPC-SETRA, (1998). "Catalogue des structures types de chaussées neuves".
Ministère de l'équipement, des transports et du logement.
- LEE H. J., KIM Y. R., (1997). "Prediction of fatigue damage in asphalt concrete using
a viscoelastic continuum damage model", Proceedings of the RILEM Symposium
on Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Lyon, pp.263-270.
- LEMARCHAND E., (1997). "Modélisation du comportement en fatigue du matériau de
chaussées", DEA, École Nationale des Ponts et Chaussées, France.
- LESUEUR D., (1996). "Propriétés mécaniques des liants routiers: Relation structure
- propriétés", Thèse de Doctorat, INSA Lyon, France.
- LESUEUR D., DEKKER D., (1995). "Fatigue resistance: What's wrong with dissipated
energy?", Eurobitume Workshop, The rheology of bituminous binders, Bruxelles.
- LIPATOV Y. S., BABICH V. F., ROSOVIZKY J., (1974). "Some analogies in the
mechanical behaviour of filled polymers", *Journal of Applied Polymer Science*,
vol. 18, pp. 1213-1224.
- LITTLE D. N., LYTTON R., WILLIAMS D., KIM Y. R., (1999). "An analysis of the
mechanism of microdamage healing based on the application of micromechanics
first principles of fracture and healing", *Journal of the Association of Asphalt
Paving Technologists (AAPPT)*, vol. 68, pp. 501-542.
- LOUATI H., (1995). "Étude du comportement en fatigue par chargement axial des
revêtements", Thèse de Doctorat d'Enseignements et Recherche de l'École
Nationale Supérieure des Arts et Métiers d'Angers, France.
- MAILLARD S., (2005). "Fissuration et autoréparation des liants bitumineux: Apport
de l'essai de rupture locale répétée sur bitume", Thèse de Doctorat, École
Centrale de Nantes, France, 223p.
- MARASTEANU O. M., ANDERSON D. A., (1999). "Booij and Thoone approximation and
bitumen relaxation spectrum generation", Eurobitume Workshop, Bruxelles.

-
- MERBOUH M., (2010). "Contribution à la modélisation du comportement rhéologique des enrobés bitumineux", Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux 1, France, 264p.
- MIGLIARESI C., (1983). "Viscoelastic properties of particulate reinforced matrices", The role of the polymeric matrix in the processing and structural properties of composite materials, New York, pp. 357-368.
- MOLENAAR A., (1984). "Fatigue and reflective cracking due to traffic (With discussion)", Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologist 53 pp. 440-474.
- MYERS L. A., ROQUE R., RUTH B. E., (1998). "Mechanisms of surface-initiated longitudinal wheel path cracks in high-type bituminous pavements", *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologist* 67, pp. 401-432.
- NATIONAL COOPERATIVE HIGHWAY RESEARCH PROGRAM (2004). "Significant Findings from Full-Scale Accelerated Pavement Testing", Transportation Research Board, Washington, D. C, 213p.
- NGUYEN H. N., (2008). "Étude numérique de la fissuration d'un milieu viscoélastique: Analyse de l'essai de rupture sur bitume", Thèse de Doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, France, 165p.
- NGUYEN Q. T., (2011). "Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux sous sollicitations cycliques dans les domaines linéaires et non-linéaires", Thèse de Doctorat, École Nationale des Travaux Publics de l'Etat, France, 260p.
- NOVAK M., BIRGISSON B., ROQUE R., (2003). "Three-dimensional finite element analysis of measured tire contact stresses and their effects on instability rutting of asphalt mixture pavement", *Journal of the Transportation Research Board* 1853, pp. 150-156.
- OLARD F., (2003). "Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures: Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé", Thèse de Doctorat, École Nationale des Travaux Publics de l'Etat, France, 228p.

- OLARD F., DI BÉNÉDETTO H., (2003). "General "2S2P1D" Model and Relation Between the Linear Viscoelastic Behaviours of Bituminous Binders and Mixes", *Road Materials and Pavement Design*, vol. 4 – Issue 2, pp. 185-224.
- PARK S. W., (2001). "Fitting Prony-series viscoelastic models with power-law presmoothing", *Journal of materials in civil engineering*, vol. 13 (1).
- PELLINEN T., ROWE G., BISWAS K., (2004). "Evaluation of surface (top down) longitudinal wheel path cracking", Tech. Rep. 93, Joint Transportation Research Program, Purdue University, West Lafayette.
- PERRET J., (2003). "Déformation des couches bitumineuses au passage d'une charge de trafic", Thèse de Doctorat, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 237p.
- PETIT C., DIAKHATE M., MILLIEN A., PHELIPOT-MARDELE A., POUTEAU B., (2009). "Pavement Design for Curved Road Sections - Fatigue Performances of Interfaces and Longitudinal top-down Cracking in Multilayered Pavements", *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 10 – Issue 3, pp. 609-624.
- PIAU J.-M., (1989). "Modélisation thermomécanique du comportement des enrobés bitumineux", *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, vol. 163, pp. 41-55.
- POTTINGER M., (1992). "The three-dimensional contact stress field of solid and pneumatic tires", *Tire Science and Technology* 20 (1), pp. 3-32.
- POUGET S., (2011). "Influence des propriétés élastiques ou viscoélastiques des revêtements sur le comportement des ponts à dalle orthotrope", Thèse de Doctorat, École Nationale des Travaux Publics de l'Etat, France, 250p.
- POUTEAU B., BALAY J.-M., CHABOT A., LARRARD F., (2004). "Fatigue test and mechanical study of adhesion between concrete and asphalt", 9th International Symposium on Concrete Roads, Istanbul, Turkey.
- POWELL W. D., POTTER J. F., MAYHEW H. C., NUNN M. E., (1984). "The structural design of bituminous roads", TRRL Laboratory Report 1132, Berkshire.

-
- PRONK A. C., (1995). "Evaluation of the dissipated energy concept for the interpretation of fatigue measurements in the crack initiation phase", Research report N° P. DWW-95.001, Ministerie Van Verkeer en Waterstaat, Directoraat Generaal Rijkswaterstaat, Pays- Bas.
- PRONK A. C., (1997). "Fatigue lives of asphalt beams in 2 and 4 point dynamic bending tests based on a new fatigue life definition using the dissipated energy concept", Research report N° W. DWW-97.056, Ministerie Van Verkeer en Waterstaat, Pays- Bas.
- RAITHBY K. D., STERLING A. B., (1972). "Some effects of loading history on the performance of rolled asphalt", *In TRRL-LR 496*.
- RAITHBY K. D., STERLING A. B., (1979). "The effect of rest periods on fatigue performance of a hot-rolled asphalt under reversed axial loading", *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists (AAPT)*, pp.135-147.
- RAMOND G., SUCH C., (2003). "Le module complexe des liants bitumineux", Rapport technique CR32, LCPC.
- RIVIERE N., (1996). "Comportement en fatigue des enrobés bitumineux", Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux, France.
- ROWE G. M., (1993). "Performance of asphalt mixtures in the trapezoidal fatigue test", *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists (AAPT)*, vol. 62.
- SALAMA H., CHATTI K., (2007). "A laboratory investigation of the effect of multiple axle and truck configurations on HMA mixture rutting", Proceedings of the 7th International RILEM Symposium on Advanced Characterization of Pavement and Soils Engineering Materials, (ACPSEM07), Athens, June 20-22, Vol2, pp. 1305-1314.
- SETRA (2006). "Comprendre les principaux paramètres de conception géométrique des routes", Rapport technique.
- SIMONS J. W., SEAMAN L., (2000). "Finite element of fatigue lifetime in pavements", Transportation Research Record N°1709, pp.36-42.
-

- SOLTANI M. A., (1998). "Comportement en fatigue des enrobés bitumineux", Thèse de Doctorat, INSA de Lyon, France.
- STEFANI C., (2001). "Fonctions usuelles de la théorie de la viscoélasticité linéaire et leurs relations".
- TARAMOEROA N., DE PONT J., (2008). "Characterising pavement surface damage caused by tyre scuffing forces", Tech. Rep. 374. Land Transport New Zealand, Wellington, New Zealand.
- TAYEBALI A. A., (1994). "Fatigue response of asphalt aggregate mixes", SHRP project A-003A, Institute of Transportation Studies, University of California, Berkeley.
- TSCHOEGL N., (1989). "The phenomenological theory of linear viscoelastic behavior", Springer-Verlag, Berlin.
- TSCHOEGL N., EMRI I., (1992). "Generating line spectra from experimental responses. Part III: Interconversion between relaxation and retardation behavior", *International Journal of Polymeric Materials*, Vol.18, pp. 117-127.
- TSCHOEGL N., EMRI I., (1993). "Generating line spectra from experimental responses. Part II: Storage and loss functions", *Rheologica Acta*, Vol.32, pp. 322-327.
- TSCHOEGL N., KNAUSS W., EMRI I., (2002). "Poisson's ratio in linear viscoelasticity-a critical review", *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 6, pp. 3-51.
- ULLIDTZ P., KIELER T. L., (1997). "Finite element simulation of asphalt fatigue testing", Proceedings of the RILEM Symposium on Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Lyon, pp.233-239.
- UZAN J., LIVNEY M., ESHED Y., (1978). "Investigation of adhesion properties between asphaltic concrete layers", Proceedings Asphalt Paving Technology, Vol.47, N°1978, pp495-521.

-
- VAN DIJK A., WISSER W., (1977). "The energy approach to fatigue pavement design", *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists (AAPT)*, Vol.46, pp1-40.
- WALTON C. M., PROZZI J., CRUZ-ROSS A., KARA K., CONWAY A., EVANS D., HARRISON R., (2010). "Potential Use of Longer Combination vehicles in Texas", Center for Transportation Research, The University of Texas San Antonio, 141p.
- WANG H., AL-QADI I. L., (2010). "Evaluation of surface-Related Pavement Damage due to Tire Braking", *Road Materials and Pavement Design*, Vol. 11 – Issue 1, pp. 101-121.
- WESTON J., (2003). "Tech. Notes on tack coat", Internal Report, Headquarter Materials Laboratory, Washington State Department of Transportation, 4p.
- WILLIAMS D., LANDEL R., FERRY J., (1995). "The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass form liquids", *Journal of American Chemistry Society* 77, pp. 3701-3707.
- YUSOFF N., MONTGOMERY T., GORDON A., (2011). "Modelling the linear viscoelastic rheological properties of bituminous binders", *Construction and Building Materials*, Vol. 25 –January, pp. 2171-2189.
- ZOA A., ALLOU F., PETIT C., MEDJO R., (2010). "Importance de la modélisation des interfaces dans la conception rationnelle des chaussées", Actes des 28^e Rencontres Universitaires de Génie Civil, 02-04 Juin, La bourboule, France, pp. 1112-1121.
- ZOA A., ALLOU F., PETIT C., MEDJO R., (2011). "Modélisation viscoélastique de l'endommagement des chaussées bitumineuses sous chargement multi-essieux", Actes des 29^e Rencontres Universitaires de Génie Civil, 29-31 Mai, Tlemcen, Algérie, Vol. 3, pp. 120-129.
- ZOA A., ALLOU F., PETIT C., MEDJO R., (2012). "Analyse de la sensibilité du modèle de fatigue multilinéaire pour la prédiction de la durée de vie des chaussées bitumineuses sous chargement multi-essieux", Actes des 30^e Rencontres

Universitaires de Génie Civil, Chambéry, Savoie, France, 06-08 Juin 2012, pp. 872-881.

ZOA A., ALLOU F., PETIT C., MEDJO R., (2012). "Top-down and Bottom-up Fatigue Cracking of Bituminous Pavement Subjected to Tangential Moving Loads", In Scarpas, A., Kringos, N., Al-Qadi, I., and Loizos, A., editors, *7th RILEM International Conference on Cracking in Pavement, volume 2 of RILEM Bookseries*, pp. 675-685. Springer, The Netherlands, on 20-22 June. doi:10.1007/978-94-007-4566-7-6.

ZOA A., ALLOU F., PETIT C., MEDJO R., (2013). "Fatigue Life Prediction of Asphalt Pavement Subjected to Multiple Axle Loadings with Viscoelastic FEM", *Construction and Building Materials: CONBUILDMAT-D-12-01504R2*.

ZOA A., ALLOU F., PETIT C., MEDJO R., (2012). "Évaluation de l'Agressivité du Trafic sur des Chaussées Bitumineuses en Giratoire", Submitted for International Journal to the *BLPC*, 17p.

ANNEXES

ANNEXE 1 : RESULTATS DES SIMULATIONS

TABLEAU A.1.1. Synthèse des résultats des essais de module complexe pour le BBSG
(mesure par un essai de flexion sinusoidale sur éprouvettes trapézoïdales)

Température (°C)	Fréquence (Hz)	Re(E*)(MPa)	Im(E*) (MPa)	E* (MPa)	ϕ (°C)
-10	40	29111	1339	29142	2,7
-10	30	28876	1400	28910	2,8
-10	25	28710	1452	28747	2,9
-10	10	27809	1630	27856	3,4
-10	3	26492	1917	26562	4,2
-10	1	25085	2161	25178	4,9
0	40	24536	2291	24642	5,4
0	30	24133	2342	24246	5,5
0	25	23849	2402	23970	5,8
0	10	22416	2663	22574	6,8
0	3	20247	2975	20464	8,4
0	1	18093	3178	18370	10,0
10	40	17274	3459	17617	11,3
10	30	16640	3503	17004	11,9
10	25	16216	3555	16601	12,4
10	10	14094	3710	14574	14,8
10	3	11176	3765	11793	18,6
10	1	8548	3575	9265	22,7
15	40	13168	3836	13715	16,3
15	30	12452	3818	13024	17,0
15	25	11975	3863	12583	17,9
15	10	9707	3817	10431	21,5
15	3	6818	3507	7668	27,2
15	1	4528	2944	5401	33,1
20	40	9398	3875	10166	22,4
20	30	8688	3788	9478	23,6
20	25	8202	3781	9031	24,8
20	10	6040	3446	6954	29,7
20	3	3632	2756	4560	37,2
20	1	2042	1959	2830	43,8
30	40	3065	2660	4058	41,0
30	30	2618	2421	3566	42,8
30	25	2338	2290	3273	44,4
30	10	1301	1589	2054	50,7
30	3	559	853	1020	56,8
30	1	265	426	502	58,1
40	40	520	914	1052	60,4
40	30	422	762	871	61,0
40	25	361	678	768	62,0
40	10	197	370	419	61,9
40	3	110	163	196	56,0
40	1	73	75	105	46,2

TABLEAU A.1.2. Synthèse des résultats des essais de module complexe pour la GB3 (mesure par un essai de flexion sinusoidale sur éprouvettes trapézoïdales)

Température (°C)	Fréquence (Hz)	Re(E*)(MPa)	Im(E*) (MPa)	E* (MPa)	φ (°C)
-10	40	26865	1300	26897	2,8
-10	30	26638	1402	26675	3,0
-10	25	26509	1412	26546	3,1
-10	10	25593	1607	25644	3,6
-10	3	24290	1893	24364	4,5
-10	1	22902	2167	23005	5,4
0	40	22247	2321	22367	6,0
0	30	21817	2408	21949	6,3
0	25	21543	2457	21683	6,5
0	10	20006	2674	20184	7,6
0	3	17888	2946	18129	9,4
0	1	15742	3164	16057	11,4
10	40	16218	3258	16542	11,4
10	30	15617	3313	15965	12,0
10	25	15216	3345	15580	12,4
10	10	13223	3470	13671	14,7
10	3	10514	3494	11080	18,4
10	1	8062	3353	8732	22,6
15	40	12827	3565	13314	15,5
15	30	12163	3572	12677	16,4
15	25	11719	3597	12259	17,1
15	10	9593	3549	10229	20,3
15	3	6926	3285	7667	25,4
15	1	4752	2820	5528	30,7
20	40	9525	3634	10195	20,9
20	30	8853	3578	9549	22,0
20	25	8409	3562	9133	23,0
20	10	6359	3277	7154	27,2
20	3	4064	2677	4867	33,4
20	1	2475	1999	3183	39,0
30	40	4038	2833	4934	35,1
30	30	3552	2628	4420	36,5
30	25	3242	2517	4106	37,8
30	10	2027	1875	2763	42,8
30	3	1035	1142	1542	47,9
30	1	551	665	864	50,5
40	40	1251	1429	1900	48,8
40	30	1051	1241	1628	49,8
40	25	933	1139	1473	50,8
40	10	531	704	883	53,0
40	3	271	357	448	52,8
40	1	161	189	248	49,5
50	40	334	508	608	56,8
50	30	280	422	507	56,6
50	25	254	373	451	55,8
50	10	160	215	268	53,3
50	3	102	106	148	46,1
50	1	74	60	95	38,6

TABLEAU A.1.3. Amplitudes des déformations ($\mu\text{m}/\text{m}$) longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée bitumineuse épaisse (VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée)

Configuration de la charge	Température 20°C		Température 30°C		Température 20°C		Température 30°C	
	Calcul viscoélastique (V : 86 km/h)				Calcul élastique équiv. (f : 10 Hz)			
	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$
Roue simple	60,37	63,19	119,46	153,86	65,87	52,73	135,24	126,70
Jumelage	107,86	86,49	207,96	193,98	113,59	64,76	226,21	145,08
Tandem à R.J	71,16	98,46	142,25	205,28	78,09	56,32	157,75	123,35
Tandem à R.I	66,76	102,67	-	-	-	-	-	-
Tridem	59,91	119,64	129,86	262,76	67,56	61,51	146,74	142,58
Quad	58,83	131,97	128,92	279,49	66,03	61,42	146,01	142,29
5 Essieux	59,11	142,41	128,40	292,39	65,90	61,45	145,70	142,36
	Calcul viscoélastique (V : 42 km/h)				Calcul élastique équiv. (f : 6 Hz)			
Roue simple	84,23	85,79	172,89	213,85	86,90	61,80	197,40	180,71
Jumelage	146,01	110,94	291,29	246,69	146,97	75,60	327,69	195,85
Tandem à R.J	98,89	125,52	208,07	242,52	102,10	65,50	239,44	156,85
Tridem	86,26	159,32	195,47	324,75	91,80	75,30	231,51	192,66

TABLEAU A.1.4. Amplitudes des déformations ($\mu\text{m}/\text{m}$) longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée souple (VRNS 26 : BB/GB/GNT/PF3) (R.J : roues jumelées)

Configuration de la charge	Température 20°C		Température 30°C		Température 20°C		Température 30°C	
	Calcul viscoélastique (V : 86 km/h)				Calcul élastique équiv. (f : 10 Hz)			
	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$	$\epsilon_{t.L}$	$\epsilon_{t.T}$
Roue simple	59,19	67,67	89,05	101,85	67,33	64,81	107,18	105,61
Jumelage	95,00	68,77	135,38	79,49	114,72	64,80	143,46	111,45
Tandem à R.J	71,25	59,08	108,29	64,87	78,52	53,65	122,07	67,41
Tridem	69,64	82,74	110,56	104,50	77,66	71,34	139,41	137,86
Quad	69,73	83,66	110,90	104,50	77,70	71,34	127,56	107,53
5 Essieux	69,68	84,54	110,43	104,50	77,66	71,34	136,18	137,88
	Calcul viscoélastique (V : 42 km/h)				Calcul élastique équiv. (f : 6 Hz)			
Roue simple	103,72	100,89	150,30	149,14	77,80	95,70	161,58	125,82
Jumelage	131,82	77,16	191,33	77,28	144,94	71,80	221,48	82,18
Tandem à R.J	100,42	63,90	153,36	67,88	110,00	59,40	175,64	66,88
Tridem	116,25	139,41	176,17	181,12	111,00	79,40	191,49	168,87

TABLEAU A.1.5. Amplitudes ($\mu\text{m}/\text{m}$) et accroissements de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée souple (VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2) (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée)

Configuration de la charge		20°C		30°C		20°C		30°C	
		Calcul viscoélastique (V : 86 km/h)				pic (i+1) / pic (i)			
		$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$	$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$	$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$	$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$
Roue simple	Pic 1	60,37	63,19	119,46	153,86	-	-	-	-
Jumelage	Pic 1	107,86	86,49	207,96	193,98	-	-	-	-
Tandem à R.J	Pic 1	70,75	75,91	142,25	167,56	1,01	1,30	0,92	1,23
	<i>Creux 1</i>	5,23	72,14	-20,31	151,93	-	-	-	-
	Pic 2	71,16	98,46	130,79	205,28	-	-	-	-
Tandem à R.I	Pic 1	66,12	77,87	-	-	1,01	1,32	-	-
	<i>Creux 1</i>	3,62	67,22	-	-	-	-	-	-
	Pic 2	66,76	102,67	-	-	-	-	-	-
Tridem	Pic 1	59,91	77,92	129,86	184,41	0,88	1,37	0,79	1,32
	<i>Creux 1</i>	-6,84	67,53	-45,87	157,84	1,45	1,32	1,08	1,23
	Pic 2	53,04	106,44	101,41	242,96	1,10	1,12	1,21	1,08
	<i>Creux 2</i>	-9,91	89,46	-49,47	193,54	-	-	-	-
	Pic 3	58,50	119,64	122,41	262,76	-	-	-	-
Quad	Pic 1	58,83	77,78	128,92	184,11	0,82	1,37	0,76	1,32
	<i>Creux 1</i>	-9,43	67,44	-47,08	157,70	2,06	1,33	1,22	1,23
	Pic 2	48,22	106,32	98,31	242,67	0,94	1,16	1,03	1,11
	<i>Creux 2</i>	-19,44	89,66	-57,63	194,02	0,51	1,16	0,81	1,10
	Pic 3	45,25	123,22	101,01	268,67	1,30	1,07	1,23	1,04
	<i>Creux 3</i>	-9,99	104,01	-46,77	213,89	-	-	-	-
	Pic 4	58,77	131,97	124,54	279,49	-	-	-	-
5 Essieux	Pic 1	59,11	77,78	128,40	184,11	0,81	1,37	0,76	1,32
	<i>Creux 1</i>	-9,51	67,45	-46,91	157,70	2,28	1,33	1,25	1,23
	Pic 2	47,62	106,32	97,82	242,67	0,85	1,16	1,01	1,11
	<i>Creux 2</i>	-21,72	89,66	-58,55	194,02	0,97	1,16	0,94	1,11
	Pic 3	40,67	123,27	98,37	268,72	1,13	1,10	1,05	1,06
	<i>Creux 3</i>	-21,03	104,12	-54,79	214,53	0,49	1,10	0,81	1,07
	Pic 4	46,00	135,74	103,63	285,75	1,28	1,05	1,22	1,02
	<i>Creux 4</i>	-10,41	115,24	-44,61	228,59				
	Pic 5	59,00	142,41	126,27	292,39				

TABLEAU A.1.6. Amplitudes ($\mu\text{m}/\text{m}$) et accroissements de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 de la structure de chaussée bitumineuse (VRS 2 : BB/GB/GB/PF4) à température de 20 °C (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée)

Configuration de la charge	Calcul viscoélastique (V: 86 km/h)			pic (i+1) / pic (i)	
		$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$	$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$
Jumelage	Pic 1	65,86	55,94	-	-
Tandem à R.J	Pic 1	46,73	47,51	0,93	1,15
	<i>Creux 1</i>	-18,00	37,14	-	-
	Pic 2	43,29	54,72	-	-
Tandem à R.I	Pic 1	44,78	54,58	0,93	1,18
	<i>Creux 1</i>	-16,86	38,25	-	-
	Pic 2	41,78	64,44	-	-
Tridem	Pic 1	43,73	54,59	0,82	1,21
	<i>Creux 1</i>	-19,59	38,36	1,01	1,19
	Pic 2	35,91	66,10	1,13	1,06
	<i>Creux 2</i>	-19,61	45,84	-	-
	Pic 3	40,69	70,17	-	-
Quad	Pic 1	43,51	54,55	0,81	1,21
	<i>Creux 1</i>	-19,75	38,33	1,10	1,20
	Pic 2	35,34	66,02	1,01	1,08
	<i>Creux 2</i>	-21,72	45,98	0,88	1,09
	Pic 3	35,54	71,43	1,16	1,03
	<i>Creux 3</i>	-19,11	50,09	-	-
	Pic 4	41,31	73,76	-	-
5 Essieux	Pic 1	43,43	54,51	0,81	1,21
	<i>Creux 1</i>	-19,79	38,33	1,10	1,20
	Pic 2	35,32	66,02	1,00	1,08
	<i>Creux 2</i>	-21,81	45,98	0,97	1,09
	Pic 3	35,16	71,44	1,03	1,05
	<i>Creux 3</i>	-21,14	50,26	0,88	1,06
	Pic 4	36,16	75,00	1,15	1,02
	<i>Creux 4</i>	-18,59	53,17		
	Pic 5	41,74	76,55		

TABLEAU A.1.7. Amplitudes ($\mu\text{m}/\text{m}$) et accroissements de déformations longitudinale et transversale à la base de la couche de GB3 (structures de chaussée VRNS 2 et VRS 2) en giratoire à température de 20 °C (R.J : roues jumelées)

Configuration de la charge	Calcul viscoélastique (V:42 km/h)			pic (i+1) / pic (i)	
		$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$	$\epsilon_{t,L}$	$\epsilon_{t,T}$
VRNS 2 : BB/GB/GB/PF2					
Roue simple	Pic 1	152,45	151,84	-	-
Jumelage	Pic 1	166,78	187,80	-	-
Tandem à R.J	Pic 1	185,31	194,47	0,96	1,30
	<i>Creux 1</i>	-3,54	181,26	-	-
	Pic 2	177,45	253,65	-	-
Tridem	Pic 1	152,23	181,70	0,82	1,37
	<i>Creux 1</i>	-27,17	163,20	1,28	1,30
	Pic 2	125,51	248,66	1,14	1,12
	<i>Creux 2</i>	-34,84	211,71	-	-
	Pic 3	142,67	278,87	-	-
VRS 2 : BB/GB/GB/PF4					
Jumelage	Pic 1	112,82	130,69	-	-
Tandem à R.J	Pic 1	121,34	118,12	0,93	1,15
	<i>Creux 1</i>	-49,80	85,91	-	-
	Pic 2	112,76	136,42	-	-
Tridem	Pic 1	107,88	117,45	0,84	1,19
	<i>Creux 1</i>	-47,24	80,93	1,01	1,16
	Pic 2	90,41	140,00	1,12	1,05
	<i>Creux 2</i>	-47,66	93,76	-	-
	Pic 3	101,31	146,79	-	-

TABLEAU A.1.8. Amplitudes (MPa) des contraintes de cisaillement d'interface (τ_{LZ}) BBSG-GB3 des structures de chaussée VRNS 2 et VRNS 26 (R.J : roues jumelées ; R.I : roue isolée)

Configuration de la charge	Calcul viscoélastique (V: 86 km/h)				calcul élastique équivalent(f:10Hz)			
	VRNS2 :		VRNS 26 :		VRNS 2 :		VRNS 26 :	
	BB/GB/GB/PF2		BB/GB/GNT/PF3		BB/GB/GB/PF2		BB/GB/GNT/PF3	
	20°C	30°C	20°C	30°C	20°C	30°C	20°C	30°C
	τ_{LZ}	τ_{LZ}	τ_{LZ}	τ_{LZ}	τ_{LZ}	τ_{LZ}	τ_{LZ}	τ_{LZ}
R. S	-0,085	-0,087	-0,107	-0,098	0,072	0,069	0,089	0,076
Jumelage	-0,109	-0,106	-0,126	-0,112	0,091	-0,083	0,101	0,085
Tandem à R.J	-0,086	-0,084	-0,101	-0,090	-0,075	-0,067	-0,082	0,068
Tandem à R.I	-0,095	-	-	-	-	-	-	-
Tridem	-0,095	-0,096	-0,120	-0,110	0,082	0,077	0,100	0,085
Quad	-0,095	-0,096	-0, 121	-0, 110	0,082	0,077	0,100	0,085
5 Essieux	-0,095	-0,096	-0, 121	-0, 110	0,082	0,077	0,100	0,085
	Calcul viscoélastique (V : 42 km/h)				calcul élastique équivalent (f :6Hz)			
R. S	-0,127	-0,123	-0,179	-0,154	0,110	0,097	0,150	0,111
Jumelage	-0,160	-0,153	-0,216	-0,178	0,135	0,116	0,176	0,123
Tandem à R.J	-0,124	-0,123	-0,175	-0,144	0,111	0,094	0,143	0,100
Tridem	-0,140	-0,137	-0,199	-0,168	0,122	0,107	0,165	-0,118

TABLEAU A.1.9. Amplitudes (MPa) des contraintes de cisaillement d'interface (τ_{LZ}) BBSG-GB3 des structures de chaussée VRS 2

Configuration de la charge	Calcul viscoélastique (V: 86 km/h à 20°C) (τ_{LZ})
Jumelage	-0,102
Tandem à roues jumelées	-0,081
Tandem à roues isolées	-0,093
Tridem	-0,093
Quad	-0,093
5 Essieux	-0,093

TABLEAU A.1.10. *Amplitudes (MPa) des contraintes de cisaillement d'interface (τ_{LZ}) BBSG-GB3 des structures de chaussée VRNS 2 et VRS 2 (à température de 20°C) en giratoire au passage des charges roulantes à vitesse de 42 km/h*

Configuration de la charge	VRNS 2	VRS 2
R. S	-0,191	-
Jumelage	-0,302	-0,292
Tandem à roues jumelées	-0,269	-0,262
Tridem	-0,206	-0,197

ANNEXE 2 : RESULTATS DE MODELISATION DE LA FATIGUE

TABLEAU A.2.1. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) à température de 20 °C en section courante : direction longitudinale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées)

Configuration de chargement	V (km/h)	P(kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m/m}$)	τ (MPa)	\bar{D} (s)	\hat{A}_n	lois de fatigue multilinéaire		loi de fatigue du LCPC		loi de fatigue de l'interface BB/GB	
							N_f à ε_t 10 ⁶	CTR à N_f (ε_t) 10 ⁶	N_f à ε_{tmax} 10 ⁶	CTR à N_f (ε_t) 10 ⁶	N_f à τ_{max} 10 ⁶	CTR à N_f (τ) 10 ⁶
Roue simple	42	32,50	104	0,179	0,148	0,299	4,36	14,20	-	-	-	-
Jumelage	42	32,50	132	0,216	0,108	0,285	1,18	7,70	2,83	18,40	1,14	7,40
Tandem à R.J	42	26,25	100	0,175	0,108	0,259	2,13	22,30	4,57	48,00	1,84	19,30
Tridem à R.I	42	45,00	115	0,199	0,123	0,282	0,92	12,40	3,93	53,10	1,58	21,40
Roue simple	86	32,50	59	0,107	0,057	0,297	39,30	128,00	-	-	-	-
Jumelage	86	32,50	95	0,126	0,063	0,290	4,48	29,10	2,83	18,40	1,14	7,40
Tandem à R.J	86	26,25	71	0,101	0,059	0,285	9,02	94,70	4,57	48,00	1,84	19,30
Tridem à R.I	86	45,00	70	0,120	0,057	0,260	6,61	89,20	3,93	53,10	1,58	21,40
Quad à R.I	86	45,00	70	0,121	0,057	0,255	5,07	91,30	2,95	53,10	1,19	21,40
5 essieux à R.I	86	45,00	70	0,121	0,057	0,254	4,20	94,60	2,36	53,10	0,95	21,40

TABLEAU A.2.2. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS26 (BB/GB/GNT/PF3) à température de 20 °C en section courante : direction transversale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées)

Configuration de chargement	V (km/h)	P (kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m/m}$)	\bar{D} (s)	\hat{A}_n	lois de fatigue multilinéaire à déformation	
						$N_f \times 10^6$	CTR à $N_f \times 10^6$
Roue simple	42	32,50	101	0,210	0,521	12,40	40,40
Jumelage	42	32,50	77	0,159	0,527	35,20	229,00
Tandem à R.J	42	26,25	64	0,134	0,602	52,60	553,00
Tridem à R.I	42	45,00	139	0,155	0,606	1,16	15,70
Roue simple	86	32,50	68	0,097	0,490	44,50	110,00
Jumelage	86	32,50	69	0,091	0,518	44,00	286,00
Tandem à R.J	86	26,25	59	0,074	0,592	57,50	604,00
Tridem à R.I	86	45,00	83	0,072	0,576	8,27	112,00
Quad à R.I	86	45,00	84	0,068	0,600	6,53	118,00
5 essieux à R.I	86	45,00	85	0,066	0,613	5,32	120,00

TABLEAU A.2.3. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS2 (BB/GB/GB/PF2) à température de 20 °C en direction longitudinale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées)

Configuration de chargement	V (km/h) ou f(Hz)	P(kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m/m}$)	τ (MPa)	W_d (μJ) 10^6	\bar{D} (s)	\hat{A}_s	lois de fatigue multilinéaire				loi de fatigue du LCPC		loi de fatigue de l'interface bb/gb	
								N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	N_f à W_d 10^6	CTR à W_d 10^6	N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	$N_f(\tau)$ 10^6	CTR à $N_f(\tau)$ 10^6
Section courante															
Jumelage	42	32,50	146	0,160	8,37	0,222	0,237	1,02	6,61	1,19	7,76	1,67	10,90	2,08	13,50
Tandem à R.J	42	26,25	99	0,124	7,82	0,153	0,284	2,96	31,1	2,29	24,00	2,70	28,40	3,36	35,30
Tridem à R.I	42	45,00	86	0,140	9,51	0,140	0,246	3,32	44,9	2,72	36,80	2,33	31,40	2,89	39,10
Jumelage	86	32,50	108	0,109	57,8	0,125	0,239	2,77	18	2,21	14,4	1,67	10,90	2,08	13,50
Tandem à R.J	86	26,25	71	0,086	52,1	0,080	0,337	11,6	122	3,94	41,4	2,70	28,40	3,36	35,30
Tandem à R.I	86	45,00	67	0,095	45,6	0,080	0,320	14,8	133	5,72	51,5	3,49	31,40	4,34	39,10
Tridem à R.I	86	45,00	60	0,095	56,6	0,072	0,298	15,2	205	6,18	83,4	2,33	31,40	2,89	39,10
Quad à R.I	86	45,00	59	0,095	70,2	0,068	0,280	12,5	225	5,68	102	1,74	31,40	2,17	39,10
5 essieux à R.I	86	45,00	61	0,095	83,7	0,065	0,267	8,24	185	5,26	118	1,40	31,40	1,74	39,10
Jumelage	10 Hz	32,50	114	0,091	-	0,125	0,198	1,90	12,30	-	-	1,35	8,79	4,42	28,70
Tandem à R.J	10 Hz	26,25	78	0,075	-	0,148	0,288	6,40	33,60	-	-	2,18	22,90	7,13	74,90
Tridem à R.I	10 Hz	45,00	68	0,082	-	0,216	0,234	7,46	101,00	-	-	1,88	25,30	6,14	82,90
Quad à R.I	10 Hz	45,00	66	0,082	-	0,261	0,248	6,60	119,00	-	-	1,41	25,30	4,60	92,90
5 essieux à R.I	10 Hz	45,00	66	0,082	-	0,318	0,233	5,21	117,00	-	-	1,13	25,30	3,68	82,90
Giratoire															
Jumelage	42	32,50	167	0,302	130	0,226	0,202	0,51	3,29	0,51	3,32	-	-	-	-
Tandem à R.J	42	26,25	185	0,269	284	0,307	0,281	0,17	1,74	0,12	1,27	-	-	-	-
Tridem à R.I	42	45,00	152	0,206	300	0,404	0,251	0,25	3,39	0,19	2,59	-	-	-	-

TABLEAU A.2.4. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS2 (BB/GB/GB/PF2) à température de 20 °C en direction transversale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées)

Configuration de chargement	V (km/h) ou f(Hz)	P(kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m/m}$)	W_d (μJ) 10^6	\bar{D} (s)	\hat{A}_t	lois de fatigue multilinéaire			
							N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	N_f à W_d 10^6	CTR à $N_f(W_d)$ 10^6
Section courante										
Jumelage	42 km/h	32,50	111	2,77	0,455	0,402	15,10	98,30	13,10	84,90
Tandem à R.J	42 km/h	26,25	126	2,95	0,240	0,500	2,71	28,40	10,70	113,00
Tridem à R.I	42 km/h	45,00	160	4,54	0,189	0,532	0,58	7,83	5,13	69,20
Jumelage	86 km/h	32,50	86	22,20	0,261	0,407	22,00	143	13,70	88,80
Tandem à R.J	86 km/h	26,25	98	24,90	0,162	0,442	5,04	52,90	16,80	177,00
Tandem à R.I	86 km/h	45,00	103	26,90	0,173	0,403	3,87	34,80	17,00	153,00
Tridem à R.I	86 km/h	45,00	120	35,20	0,133	0,454	1,35	18,82	11,10	150,00
Quad à R.I	86 km/h	45,00	132	45,10	0,141	0,443	0,68	12,20	9,53	171,00
5 essieux à R.I	86 km/h	45,00	142	53,40	0,118	0,486	0,41	9,24	6,78	153,00
Jumelage	10 Hz	32,50	65	-	0,102	0,523	62,10	404,00	-	-
Tandem à R.J	10 Hz	26,25	56	-	0,080	0,628	81,70	429,00	-	-
Tridem à R.I	10 Hz	45,00	62	-	0,066	0,616	35,40	478,00	-	-
Quad à R.I	10 Hz	45,00	61	-	0,078	0,522	22,20	399,00	-	-
5 essieux à R.I	10 Hz	45,00	61	-	0,070	0,579	21,10	475,00	-	-
Giratoire										
Jumelage	42	32,50	188	79,90	0,528	0,339	1,52	9,86	1,77	11,70
Tandem à R.J	42	26,25	254	120,00	0,352	0,370	0,12	1,21	0,96	10,10
Tridem à R.I	42	45,00	279	145,00	0,271	0,420	0,04	0,60	0,70	9,30

TABLEAU A.2.5. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRS2 (BB/GB/GB/PF4) à température de 20 °C en direction longitudinale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées, *distance inter-essieux=1,62 m et 1,35 m pour les autres essieux)

Configuration de chargement	V (km/h)	P(kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m}/\text{m}$)	τ (MPa)	W_d (μJ) 10^6	\bar{D} (s)	\hat{A}_0	lois de fatigue multilinéaire				loi de fatigue du LCPC		loi de fatigue de l'interface bb/gb	
								N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	N_f à W_d 10^6	CTR à W_d 10^6	N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	$N_f(\tau)$ 10^6	CTR à $N_f(\tau)$ 10^6
Section courante															
Jumelage	86	32,50	66	0,102	24,0	0,080	0,277	24,80	161,00	12,80	83,10	12,90	83,90	2,77	18,00
Tandem à R.J	86	26,25	47	0,081	29,4	0,063	0,298	66,20	695,00	16,50	174,0	20,80	219,0	4,47	47,00
Tandem à R.J*	86	26,25	49	0,08	27,7	0,071	0,274	51,70	543,00	21,20	222,0	20,80	219,0	4,47	47,00
Tandem à R.I	86	45,00	45	0,093	22,9	0,063	0,294	79,60	716,00	29,70	267,0	26,90	242,0	5,77	51,90
Tridem à R.I	86	45,00	44	0,093	32,3	0,061	0,272	58,50	790,00	24,10	325,0	17,70	242,0	3,85	51,90
Tridem à R.I*	86	45,00	44	0,093	37,2	0,070	0,268	56,20	758,00	18,20	245,0	17,70	242,0	3,85	51,90
Quad à R.I	86	45,00	44	0,093	42,5	0,060	0,265	45,80	825,00	18,90	339,0	13,40	242,0	2,89	51,90
5 essieux à R.I	86	45,00	43	0,093	51,6	0,059	0,214	32,80	738,00	19,40	436,0	10,80	242,0	2,31	51,90
Giratoire															
Jumelage	42	32,50	113	0,292	63,8	0,131	0,263	2,48	16,10	1,62	10,50	-	-	-	-
Tandem à R.J	42	26,25	121	0,262	144	0,122	0,260	0,95	9,98	0,58	6,10	-	-	-	-
Tridem à R.I	42	45,00	108	0,197	170	0,119	0,244	1,09	14,70	0,69	9,32	-	-	-	-

TABLEAU A.2.6. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRS2 (BB/GB/GB/PF4) à température de 20 °C en direction transversale (RI : roue isolée, RJ : roues jumelées)

Configuration de chargement	V (km/h)	P(kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m/m}$)	W_d (μJ) 10^6	\bar{D} (s)	\hat{A}_n	lois de fatigue multilinéaire			
							N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	N_f à W_d 10^6	CTR à $N_f(W_d)$ 10^6
Section courante										
Jumelage	86	32,50	56	9,39	0,148	0,476	126,00	816,00	56,70	368,00
Tandem à R.J	86	26,25	55	10,00	0,111	0,524	77,10	810,00	86,30	907,00
Tandem à R.J*	86	26,25	52	9,57	0,119	0,508	92,10	967,00	104,00	1090,00
Tandem à R.I	86	45,00	64	13,00	0,145	0,418	30,50	274,00	78,40	706,00
Tridem à R.I	86	45,00	70	17,00	0,125	0,445	14,70	198,00	59,80	807,00
Tridem à R.I*	86	45,00	67	17,40	0,134	0,439	19,00	256,00	59,50	804,00
Quad à R.I	86	45,00	74	20,90	0,121	0,463	9,53	172,00	48,50	873,00
5 essieux à R.I	86	45,00	77	24,40	0,116	0,465	6,56	148,00	44,10	992,00
Giratoire										
Jumelage	42	32,50	131	39,98	0,307	0,426	4,22	27,50	3,63	23,60
Tandem à R.J	42	26,25	136	47,37	0,222	0,498	1,71	17,90	3,51	36,80
Tridem à R.I	42	45,00	147	63,10	0,229	0,447	0,77	10,30	3,76	50,70

TABLEAU A.2.7. Synthèse des paramètres de chargement, de durées de vie et de charge totale transportée (en tonne) dans la structure VRNS2 (BB/GB/GB/PF3) à température de 20 °C

Configuration de chargement	V (km/h)	P(kN) par roue	ε_t ($\mu\text{m/m}$)	W_d (μJ) 10^6	\bar{D} (s)	\hat{A}_n	lois de fatigue multilinéaire			
							N_f à ε_t 10^6	CTR à $N_f(\varepsilon_t)$ 10^6	N_f à W_d 10^6	CTR à $N_f(W_d)$ 10^6
Direction longitudinale										
Jumelage standard	86	32,50	79	-	0,091	0,274	10,90	70,90	-	-
Direction transversale										
Jumelage standard	86	32,50	68	-	0,182	0,485	59,40	386,00	-	-

ANNEXE 3 : RESULTATS DES SIMULATIONS DU JUMELAGE STANDARD EN GIRATOIRE

TABLEAU A.3.1. Synthèse des valeurs de déformations horizontales maximales (en $\mu\text{m}/\text{m}$) élastiques obtenues sur les sections de chaussées à température de 15 °C sous sollicitation d'un jumelage standard français

Structure	Section courante	Section de chaussée sur giratoire de rayon r sollicité à une vitesse v								
		Vitesse de 20 km/h			Vitesse de 25 km/h			Vitesse de 30 km/h		
		R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m
VRNS 26	109	170	177	190	180	192	211	193	209	235
VRNS 2	99	165	173	185	173	184	202	182	197	221
VRS 2	67	109	113	121	114	121	133	121	130	146

TABLEAU A.3.2. Synthèse des valeurs de contraintes de cisaillement (en MPa) d'interface BB/GB élastiques obtenues sur les sections de chaussées à température de 15 °C sous sollicitation d'un jumelage standard français

Structure	Section courante	Section de chaussée sur giratoire de rayon r sollicitée à une vitesse v								
		Vitesse de 20km/h			Vitesse de 25km/h			Vitesse de 30km/h		
		R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m	R=25m	R=20m	R=15m
VRNS 26	0,28	0,37	0,39	0,44	0,43	0,47	0,54	0,50	0,57	0,67
VRNS 2	0,21	0,30	0,32	0,36	0,35	0,39	0,45	0,42	0,47	0,58
VRS 2	0,20	0,28	0,30	0,34	0,33	0,37	0,43	0,40	0,45	0,55