

Étude de sensibilité pour les enrobés à module élevé adaptés aux régions froides

par

Charles NEYRET

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE DE LA CONSTRUCTION
M. SC. A.

MONTRÉAL, LE 18 DÉCEMBRE 2019

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Charles Neyret, 2019



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Daniel Perraton, directeur de mémoire
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Alan Carter, codirecteur de mémoire
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Antoine Tahan, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Bertrand Pouteau, membre du jury
Eurovia : centre de recherche

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

18 DÉCEMBRE 2019

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je voudrais remercier le Professeur Daniel Perraton du Laboratoire des chaussées et matériaux bitumineux (LCMB) de L'École de Technologie Supérieure de Montréal (ÉTS) pour avoir dirigé le travail de ce mémoire. Son soutien et sa bienveillance envers ses étudiants font de lui un exemple et une source de motivation indéfectible. Il a su tout au long de ce travail me transmettre sa passion pour la recherche universitaire et la rigueur scientifique. Je souhaite aussi saluer le soutien que M. Sébastien Lamothe, professionnel de recherche au LCMB, m'a apporté tout au long de ce travail.

Plus généralement je souhaite aussi saluer le travail de tous les membres du LCMB. En particulier les techniciens Francis Bilodeau et Sylvain Bibeau qui m'ont transmis une partie de leurs expertises dans la réalisation des essais de laboratoires, de l'échantillonnage des matériaux jusqu'à l'utilisation des presses hydrauliques.

Ce projet n'aurait pas existé sans le soutien matériel, financier et technique du groupe Eurovia. Je tiens à remercier particulièrement M. Marc Proteau pour l'intérêt et l'aide apportés tout au long du projet. Je voudrais aussi saluer l'apport Scientifique de M. Bertrand Pouteau qui m'a accueilli 4 mois au sein du Centre de Recherche de Mérignac (CRM) du groupe Eurovia.

Je remercie mes examinateurs M. Antoine Tahan, professeur au département génie mécanique à l'ÉTS d'avoir accepté la présidence de ce jury. Je remercie aussi M. Bertand Pouteau d'avoir pris part à l'évaluation de ce travail.

Enfin je voudrais exprimer toute ma gratitude envers mes parents qui ont toujours cru en moi et soutenu tout au long de cette poursuite d'étude. Je remercie aussi mon frère et ma sœur pour leurs conseils avisés. Enfin j'aimerais remercier celle qui a toujours été là dans les moments difficiles et qui a grandement contribué à l'aboutissement de ce travail, ma fiancée Lisa.

Étude de sensibilité pour les enrobés à module élevé adaptés aux régions froides

Charles Neyret

RÉSUMÉ

Depuis son apparition en France dans les années 80, la technologie des formules d'enrobé à haut module a montré son efficacité pour augmenter la durée de vie des structures de chaussée. Dans le but d'obtenir des performances semblables, mais dans un environnement plus défavorable, des formules d'enrobé à module élevé adaptées aux climats froids ont été développées récemment. Celles-ci se caractérisent par une faible teneur en liant très performant et une teneur en matériaux fins relativement élevée.

Ce type de formule n'ayant jamais été réalisé à l'échelle industrielle, la réalisation d'une étude de sensibilité quant au dosage des composants s'avère indispensable pour déterminer si les critères de qualité actuellement retenus peuvent s'appliquer à ces nouvelles formulations d'enrobé.

À partir d'un plan expérimental factoriel complet à deux niveaux faisant varier la teneur en bitume ($\pm 0,25\%$) et en matériaux fins ($\pm 1,2\%$), différentes propriétés de l'enrobé sont étudiées. Les variations en dosages ne permettent pas d'observer des différences significatives pour le comportement à l'orniérage, la résistance aux températures froides et la rigidité du matériau. Pour ces trois paramètres, les seuls écarts observés avec la formule d'origine sont attribuables aux variations en vides. Des essais de fatigue en traction-compression ont permis de mettre en évidence, après Analyse de Covariance (ANCOVA), une variation dans le comportement en fatigue principalement induite par le dosage en liant. La comparaison des performances en fatigue avec des modèles basés sur les essais de fatigue de flexion 4 points et 2 points montre que l'EME-14 semble toujours être plus performant que les formules d'enrobé classiques.

Mot-clés : enrobé, EME, module complexe, fatigue, orniérage, TSRST, sensibilité

Sensitivity study for high modulus asphalt concrete suitable for cold regions

Charles Neyret

ABSTRACT

Since their first use in France in the 1980s, high modulus asphalt (also called EME in french) technology has demonstrated their effectiveness by increasing the service life of pavement structures. They spread quickly all over the world for 30 years. In order to get similar performances but in a more unfavorable environment, high modulus asphalt mixes adapted to cold climates have been recently developed. It is characterized by a low high-performance binder content and a high content of fines materials.

Since this type of mix design has never been produced on an industrial scale, conducting a sensitivity study on the component dosage is essential to determine whether the quality criteria currently used can be applied to these new products.

From a two-level complete factorial experimental design varying the bitumen content ($\pm 0.25\%$) and fine materials ($\pm 1.2\%$), different properties of the mix are studied. The variations in the dosages do not allow to observe significant differences in rutting behavior, cold temperature resistance and stiffness of the material. For these three parameters, the only differences observed with the original formula are attributable to variations in voids. Tension-compression fatigue tests have shown, after ANCOVA, a variation in the fatigue behavior mainly induced binder dosage. The comparison of fatigue performance with a model based on 4-point and 2-point bending fatigue tests does not allow us to conclude that the formula is more sensitive than standard asphalt formulations.

Keywords: asphalt concrete, eme, high modulus asphalt, complex-modulus, fatigue, rutting, tsrst, sensitivity study

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 Revue de la littérature	3
1.1 Structure de chaussée et impact des sollicitations	3
1.2 Composition et approche formulation des enrobés bitumineux	6
1.2.1 Liant	6
1.2.2 Granulats	10
1.2.3 Filler et fines	10
1.2.4 Effet d'interaction Filler/bitume	11
1.3 Formulation des enrobés bitumineux.....	11
1.3.1 Approche française	11
1.3.2 Approche québécoise : méthode LC de formulation	13
1.3.3 Aptitude au compactage des enrobés.....	13
1.4 Rhéologie des matériaux bitumineux.....	17
1.4.1 Grandes classes de comportement	17
1.4.2 Comportement non linéaire à basse température	19
1.4.3 Rhéologie en petites déformation: Comportement de la viscoélasticité linéaire (VEL) et modélisation.....	21
1.4.3.1 Définition du Module complexe	22
1.4.3.2 Représentations graphiques	25
1.4.3.3 Modélisation du comportement VEL.....	28
1.4.3.4 Principe d'équivalence temps température (PETT).....	30
1.4.4 Résistance à l'orniérage	31
1.4.5 Comportement en fatigue.....	33
1.4.5.1 Introduction.....	33
1.4.5.2 Mode de sollicitation.....	34
1.4.5.3 Type d'essais.....	34
1.4.5.4 Déroulement d'un essai.....	37
1.4.5.5 Critère de rupture	38
1.4.5.1 Droite de Wöhler.....	39
1.4.5.2 Influence de la température.....	42
1.4.5.3 Modélisation	43
1.5 Formulation des enrobés à module élevé (EME).....	44
1.5.1 Définition performanciel des EME.....	44
1.5.2 Formulation à courbe granulométrique discontinue	47
1.5.3 Formulation à courbe granulométrique continue.....	47
1.5.4 Liant et teneur en liant utilisés dans la formulation d'EME	48
1.5.5 Exemple de formulation d'EME pour régions froides.....	49
1.6 Influence des paramètres de formulation sur les propriétés thermomécaniques des matériaux bitumineux	50

1.6.1	Impact sur l'aptitude au compactage	51
1.6.2	Impact sur la susceptibilité à l'orniérage	53
1.6.3	Impact sur les propriétés à très basse température.....	54
1.6.4	Impact des variations sur la rigidité du matériau	55
1.6.5	Impact des paramètres de formulation sur la Résistance en fatigue	57
1.7	Origine des écarts et tolérance en production	60
1.8	Conclusion	61
CHAPITRE 2 Méthodologie		65
2.1	Introduction.....	65
2.2	Approche expérimentale et plan d'expérience proposé	65
2.3	Déroulement du programme expérimental	66
2.4	Nomenclature des éprouvettes	69
CHAPITRE 3 Matériaux, formulations et méthodes d'essais.....		71
3.1	Matériaux utilisés.....	71
3.1.1	Bitume.....	71
3.1.2	Granulats	72
3.1.2.1	Granularité	73
3.2	Formulations	73
3.2.1	Granularité des EME étudiés	74
3.2.2	Proportions volumétriques	74
3.3	Méthodes d'essais	75
3.3.1	Fabrication des éprouvettes.....	76
3.3.2	Essais à la presse à cisaillement giratoire (PCG).....	79
3.3.3	Essais de Résistance à l'orniérage	80
3.3.4	Essais de retrait thermique empêché.....	80
3.3.5	Essais de module complexe	82
3.3.5.1	Sollicitations imposées.....	82
3.3.6	Essais de Résistance en fatigue.....	83
3.4	Méthodologie d'analyse.....	84
3.4.1	Aptitude au compactage et résistance à l'orniérage.....	84
3.4.2	Retrait thermique empêché	85
3.4.3	Module complexe (E*)	85
3.4.4	Fatigue.....	88
3.4.4.1	Comparaison des ε_6 pour un intervalle de confiance de 95 % ...	88
CHAPITRE 4 Résultats et analyse.....		91
4.1	Aptitude au compactage et résistance à l'orniérage.....	91
4.1.1	Aptitude au compactage (PCG)	91
4.1.2	Résistance à l'orniérage	94
4.1.2.1	Présentation des résultats	94
4.1.3	Synthèse et analyse des résultats.....	95
4.2	Essais de retrait thermique empêché : TSRST.....	96
4.2.1	Propriétés physiques des éprouvettes.....	97
4.2.2	Présentation des résultats	98

4.2.3	Analyse des résultats.....	102
4.3	Essais de module complexe	105
4.3.1	Propriétés géométriques des éprouvettes	105
4.3.2	Résultats des essais sans variation de vides.....	106
4.3.3	Variation des paramètres 2S2P1D pour tous les enrobés étudiés et pour les deux campagnes d'essais réalisées	107
4.3.4	Analyse des résultats.....	109
4.3.4.1	Influence des variations en fines, en bitume et en vides.....	109
4.3.4.2	Comparaison aux enrobés conventionnels.....	111
4.4	Essais de résistance en fatigue	115
4.4.1	Résultats bruts des essais	115
4.4.2	Variation des vides.....	117
4.4.3	Variation du Module Initial au 100 ^{ème} cycle	119
4.4.4	Différence entre les critères de rupture.....	121
4.4.5	Évolution des températures.....	123
4.4.5.1	Évolution des écarts entre extensomètres	124
4.4.6	Droites de Wöhler.....	124
4.4.6.1	Présentation des droites de fatigues	125
4.4.7	ANCOVA Test sur le parallélisme des droites	127
4.4.8	ANCOVA Comparaison des Moyennes	127
4.4.9	Comparaison aux couches de bases classiques.....	130
CONCLUSION		133
RECOMMANDATIONS		135
ANNEXE I	RÉSULTATS D'ANALYSE DES LIANTS	137
ANNEXE II	RÉSULTATS D'ANALYSE DES GRANULATS	139
ANNEXE III	FONCTION D'ÉTALONNAGE POUR LA PRESSE DE L'ÉTUDE...141	
ANNEXE IV	PARAMÈTRES DES PID UTILISÉS.....	143
ANNEXE V	PLAN DE CAROTTAGE.....	145
ANNEXE VI	MÉTHODOLOGIE ANOVA	147
ANNEXE VII	MÉTHODOLOGIE ANCOVA	153
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		159

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Synthèse des essais de caractérisation du bitume selon la méthode SHRP .9
Tableau 1.2	Relations entre énergies de compactage à la PCG et sur chantier16
Tableau 1.3	Synthèse des essais de fatigue utilisées dans le mémoire35
Tableau 1.4	Spécification de performance pour les EME au Québec46
Tableau 1.5	Exemple de propriétés de formulation d'EME pour régions froides50
Tableau 1.6	Effet de la composition sur les résultats d'essais52
Tableau 1.7	Analyse de régression l'étude HWTD menée au texas54
Tableau 1.8	Impact des paramètres de formulation sur la durée de vie en fatigue.....58
Tableau 1.9	Résumé de l'impact des facteurs de formulation d'après les praticiens59
Tableau 1.10	Comparaison des tolérances pour le bitume et les fines60
Tableau 2.1	Formulations de l'EME étudiées dans le cadre de cette recherche.....66
Tableau 2.2	Détail des différentes campagnes réalisées en vue de confectionner les éprouvettes pour les essais de TSRST et de E*68
Tableau 3.1	Propriétés du liant Viaflex M.....71
Tableau 3.2	Caractéristiques des granulats et du filler utilisés.....72
Tableau 3.3	Formulations de l'étude75
Tableau 3.4	Méthodes d'essais utilisées76
Tableau 3.5	Sommaire des plaques et plan de carottage relatif à celles-ci.....78
Tableau 3.6	Procédure d'essais TSRST80
Tableau 3.7	Procédure d'acquisition de données pour les essais de fatigue (10 °C, 10Hz).....84
Tableau 4.1	Résultats des essais volumétriques à la PCG (LC 26-003).....93
Tableau 4.2	Sommaire des propriétés physiques moyennes.....98

Tableau 4.3	Synthèse des résultats pour les essais de TSRST.....	100
Tableau 4.4	Corrélation de Pearson pour l'essais de TSRST.....	103
Tableau 4.5	Teneur en vides des éprouvettes	105
Tableau 4.6	Synthèse des paramètres 2S2P1D établie à $T_0 = 15^\circ\text{C}$ ($k = 0,135$; $\beta = 9000$).....	108
Tableau 4.7	Matrice des corrélations entre les paramètres d'intérêt 2S2P1D et de formulation.....	110
Tableau 4.8	ANOVA Comparaison des MC mesurés et prédit.....	113
Tableau 4.9	ANOVA Comparaison des MC mesurés et prédit.....	115
Tableau 4.10	Synthèse des essais de fatigue en Traction-Compression.....	116
Tableau 4.11	Étendue des déformations imposées	117
Tableau 4.12	Moyennes des teneurs en vide pour les mélanges de l'étude	118
Tableau 4.13	ANOVA pour les teneurs en vide	118
Tableau 4.14	Comparaison deux à deux de Tukey au niveau de confiance 95%.....	119
Tableau 4.15	Moyenne des modules initiaux	120
Tableau 4.16	ANOVA pour les Modules initiaux	120
Tableau 4.17	Comparaison deux à deux de Tukey au niveau de confiance 95%.....	121
Tableau 4.18	Paramètres de régressions pour les essais de fatigue	127
Tableau 4.19	Analyse de variance pour l'effet d'interaction.....	127
Tableau 4.20	Analyse de variance pour les droites de Wöhler.....	128
Tableau 4.21	Droite de Wöhler prenant en compte le parallélisme des droites	128
Tableau 4.22	Groupement des mélanges pour les essais de fatigue (Tukey HSD, 95%)	129
Tableau 4.23	Valeurs d' ϵ_6 obtenues associées aux intervalles de confiance (IC)	129
Tableau 4.24	Analyse de variance pour la relation.....	130

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Définition des différentes couches d'une structure de chaussée souple selon les.....	4
Figure 1.2	Schématisation des sollicitations induites par le trafic	5
Figure 1.3	Principes de séparation du pétrole brut.....	6
Figure 1.4	Représentation volumétrique d'un enrobé compacté	13
Figure 1.5	Courbes de compaction obtenue PCG Superpave et Françaises.....	17
Figure 1.6	Comportements « type » des enrobés bitumineux à température fixée; (ϵ) déformation (N) nombre de cycle	18
Figure 1.7	Résultat type d'un essai de retrait thermique empêché (courbe inférieure) jumelé à limite de rupture établie à l'aide d'essais de déformation en traction à vitesse et température constantes (courbe supérieure).....	20
Figure 1.8	Sollicitation sinusoïdale en traction compression alternée	23
Figure 1.9	Représentation du module complexe	24
Figure 1.10	Représentations graphique du module complexe utilisée dans le mémoire : (A) Plan Cole-Cole; (B) Courbe maîtresse; (C) Espace de Black	27
Figure 1.11	(A) Représentation des paramètres du modèle 2S2P1D généralisé pour les bitumes et les enrobés bitumineux. (B) représentation des paramètres du modèle dans le plan Cole-Cole	30
Figure 1.12	Valeurs des amplitudes de déformation pour 1 000 000 de cycle pour différents essais de fatigue	36
Figure 1.13	Évolution du module dynamique lors d'un essai de fatigue	37
Figure 1.14	Critère de rupture sur la baisse de 50% du module	39
Figure 1.15	Courbe de Wöhler associée aux intervalles de confiance et de prédiction et notion d' ϵ_6	40
Figure 1.16	Déformation admissible en fatigue en fonction de la température	43

Figure 1.17	Évolution des couches de base en France (Modules moyens des enrobés à 15°C, 10Hz).....	48
Figure 1.18	Impacts des paramètres de formulation sur l'aptitude au compactage (A) teneur en filler ; (B) Dmax ; (C) teneur en bitume	52
Figure 1.19	Droite de Wöhler pour des mélanges à différentes rigidités.....	57
Figure 2.1	Nomenclature des éprouvettes	69
Figure 3.1	Courbes granulométriques des granulats et des fines d'appoint utilisés....	73
Figure 3.2	Combinés granulaire EME-14, -f et +f.....	74
Figure 3.3	Équipement pour la réalisation des échantillons : (A) Malaxeur MLPC (B) Malaxeur chauffant à pale (C) Compacteur MLPC (D) Carottier.....	77
Figure 3.4	Malaxeur Hobart© utilisé pour les essais de dmm et de PCG.....	79
Figure 3.5	Dispositif de l'orniéreur MLPC	80
Figure 3.6	Bancs de collage utilisé pour coller le premier casque	81
Figure 3.7	Schémas illustrant la disposition des extensomètres et sondes de température pour la mesure du module complexe de l'enrobé.....	81
Figure 3.8	Procédures d'essais pour la mesure des modules complexes	83
Figure 3.9	Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de PCG et d'orniérage.....	85
Figure 3.10	Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de TSRST	86
Figure 3.11	Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de Module complexe.....	87
Figure 3.12	Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de fatigue.....	89
Figure 4.1	Résultats des essais d'orniérage (LC 26-410)	94
Figure 4.2	Relation entre la teneur en air des plaques des plaques et le pourcentage d'ornières aux différents points de mesure de l'essai (moyenne des deux plaques).....	96
Figure 4.3	Exemple de fines mal malaxées dans le corps d'épreuve.....	99
Figure 4.4	Résultats des essais TSRST (les triangles représentent les valeurs moyennes) (a) Températures de rupture (b) Contraintes à la rupture.....	101

Figure 4.5	Relation entre les vides et la contrainte à la rupture σ_r en kPa pour les essais de TSRST	104
Figure 4.6	Résultats des essais de modules complexes pour les enrobés M3 (M0_ - b_+f) et M4 (M0_+b_+f) , (a) plan Cole-Cole et, (b) Espace de Black ..	107
Figure 4.7	Comparaison des Modules des mélanges M0-M1-M2-M3-M4	109
Figure 4.8	Relation entre E0 et %Vi	111
Figure 4.9	Comparaison des Module complexe de l'EME14 (PG88-238) à une couche de base classique (PG 58-28).....	112
Figure 4.10	Comparaison des MC mesurés et prédit par le Modèle de Moutier (15°C;10Hz).....	113
Figure 4.11	Comparaison des MC mesurés et prédit par le Modèle de l'AI (10 °C;10Hz)	114
Figure 4.12	Boîtes à moustache pour les teneurs en vide	118
Figure 4.13	Boîtes à moustache pour les modules initiaux	120
Figure 4.14	Comparaison des critères de rupture $N_{f50\%}$ et $N_{fII-III}$	122
Figure 4.15	Exemple de transition brutale entre les phases II et III.....	122
Figure 4.16	Autoéchauffement des éprouvettes lors des essais de fatigue	124
Figure 4.17	Droite de Wöhler pour les essais de fatigue.....	126

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AASHTO	<i>American Association of State Highway and Transportation Officials</i>
ANOVA	Analyse de variance
ANCOVA	Analyse de Covariance
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BBR	<i>Bending Beam Rheometer</i> (rhéomètre à flexion de poutre)
CMVM	Courbe de masse volumique maximale d'un combiné granulaire
CSA	<i>Canadian Standard Association</i> (Association canadienne de normalisation)
coll.	Collaborateur(s)
cos	Cosinus
DSR	<i>Dynamic Shear Rheometer</i> (rhéomètre à cisaillement dynamique)
EB	Enrobé bitumineux
EME	Enrobé à module élevé
ENTPE	École Nationale des Travaux Publics de l'État
GF	Granulat fin
GG	Gros granulat
GNM	Grosseur nominale maximale d'un granulat
LC	Laboratoire des Chaussées
LCMB	Laboratoire sur les chaussées et matériaux bitumineux
LCPC	Laboratoire central des Ponts et Chaussées
LPC	Laboratoires des Ponts et Chaussées

MSCR	<i>Multiple Stress Creep Recovery</i> (déformation et recouvrance répétées)
MTQ	Ministère des Transports du Québec
MTS	<i>Material Testing System</i>
N/A	Non applicable
NF	Norme française
NQ	Norme québécoise
PAV	<i>Pressure Aging Vessel</i> (bombe de vieillissement sous pression)
PCG	Presse à cisaillement giratoire
PETT	Principe d'équivalence temps-température
PG	<i>Performance Grade</i> (grade ou classe de performance)
USIRF	Route de France (ex : Union des Syndicats des infrastructure routières françaises)
RTFOT	<i>Rolling Thin Film Oven Test</i> (étuvage accéléré en couche mince)
SETRA	Service d'études sur les transports, les routes et leurs aménagements
SHRP	<i>Strategic Highway Research Program</i>
sin	Sinus
SUPERPAVE	<i>Superior Performing Asphalt Pavements</i>
TSRST	<i>Thermal Stress Restrained Specimen Test</i> (essai de retrait thermique empêché)
VDOT	Virginia Department of Transportation
VEL	Viscoélastique linéaire
WLF	Williams, Landel et Ferry (formule analytique ou équation de)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

SYMBOLES

a_T	Coefficient de translation servant à l'élaboration des courbes maîtresses
b	Pente de la droite de fatigue
C_1	Constante de la formule WLF
C_2	Constante de la formule WLF
d_{mb}	Densité brute du mélange d'enrobé bitumineux
d_{mm}	Densité maximale du mélange d'enrobé bitumineux
E_0	Module vitreux (<i>glassy modulus</i>), lorsque la pulsation tend vers l'infini
E_{00}	Module statique (<i>static modulus</i>), lorsque la pulsation tend vers zéro
E_1	Partie réelle (ou composante réversible élastique) du module complexe appelée module d'élasticité dynamique ou module de conservation
E_2	Partie imaginaire (ou composante irréversible) du module complexe appelée module de perte
E^*	Module complexe ou éprouvette de type E^* soumise aux essais de module Complexe
$ E^* $	Norme du module complexe (module dynamique ou module de rigidité)
$ E^* _{EF}$	Évolution de la rigidité de l'éprouvette lors de l'essai de fatigue
$ E^* _N$	Module de l'enrobé bitumineux au cycle N
F	Force
f_r	Fréquence de sollicitation
f_{req}	Fréquence équivalente
h	Paramètre des éléments paraboliques (où $0 < k < h < 1$)
k	Paramètre d'éléments paraboliques (où $0 < k < h < 1$) ou numéro du point d'acquisition variant de 0 à 200 pour un cycle de sollicitation

XXIV

L	Longueur d'une éprouvette ou carotte d'enrobé bitumineux
m	Masse de l'appareillage mobile
N	Nombre de cycles de sollicitation ou numéro du cycle traité
N _f	Nombre de cycles lors de l'atteinte du critère de rupture k
N _{fmaxϕ}	Nombre de cycles de sollicitation au moment où l'angle de phase atteint une valeur maximale
N _{f$\Delta\phi$}	Nombre de cycles de sollicitation au moment où l'écart de l'angle de phase pour un des extensomètres par rapport à la moyenne des trois est supérieur à 5°
N _{f\otimesmax}	Nombre de cycles de sollicitation au moment où l'écart est de plus de 25% entre la déformation d'un des extensomètres par rapport à la valeur moyenne
N _{f50%}	Nombre de cycles correspondant à une perte de 50% de la norme du module complexe initial ($ E^*_0 $)
N _{II-III}	Nombre de cycles marquant la transition entre les phases II et III
p	Porosité initiale de l'enrobé bitumineux (en mm ³)
P	Période ou plaque d'enrobé bitumineux
R ²	Coefficient de détermination
s	Écart-type pour un échantillon
S	État sec ou section d'une plaque d'enrobé bitumineux
V _i	Volume des vides interstitiels
2S2P1D	Modèle rhéologique composé de deux ressorts (2 <i>Springs</i>), deux éléments paraboliques (2 <i>Parabolics</i>) et un amortisseur linéaire (1 <i>Dashpot</i>)
α	Alpha, coefficient de dilatation-contraction thermique
β	Beta (paramètre sans dimension)
ε	Epsilon, déformation (m/m)

ε_0	Valeur centrée de la déformation
ε_6	Amplitude de la déformation pour laquelle la durée de vie correspond à 1 million (10^{+6}) de cycles
$\varepsilon_{\text{Ther}}$	Déformation thermique du matériau
Δh_i	Déplacement axial mesuré par un extensomètre
$\Delta \theta$	Variation de température durant un changement de phase ou écart de Température
$\alpha_{\text{linéaire}}$	Coefficient de dilatation thermique linéique
δ	Delta, paramètre d'éléments paraboliques
η	Eta, viscosité newtonienne
σ	Sigma, contrainte ou écart-type d'une population d'échantillons
σ_r	Contrainte à la rupture
θ	Température
φ	Angle de déphasage (ou angle de phase)
ξ	Section
τ	Temps caractéristique (ou de relaxation), dont la valeur varie avec la température, est relatif à la viscosité du matériau (s)
τ_E	Temps caractéristique (ou de relaxation), dont la valeur varie avec la température, relatif au module complexe de l'enrobé bitumineux (s)
π	Pi (valeur de 3,1416)
$\mu\varepsilon$,	Micro déformation ($\mu\text{m}/\text{m}$)
ν^*	Coefficient de Poisson complexe
$ \nu^* $	Norme du coefficient de Poisson complexe
ω	Oméga, pulsation ($= 2 \cdot \pi \cdot \text{Fr}$)

UNITÉS DE BASE

Longueur

km	kilomètre
m	mètre
cm	centimètre
mm	millimètre
µm	micromètre

Aire

m ²	mètre carré
----------------	-------------

Volume

m ³	mètre cube
mm ³	millimètre cube

UNITÉS DE MASSE

Masse

kg	kilogramme
g	gramme

Masse volumique

g/cm ³	gramme par centimètre cube
-------------------	----------------------------

UNITÉS CALORIFIQUES

Température

°C	degré Celsius
K	Kelvin

UNITÉS MÉCANIQUES

Angle plan

°	degré
---	-------

UNITÉS DE TEMPS

Temps

h	heure
min	minute
s	seconde

Contrainte, pression

MPa	mégapascal
kPa	kilopascal

Fréquence

Hz hertz

Force

kN kilonewton

N newton

INTRODUCTION

Pour l'exercice 2017-2018, le rapport de gestion du ministère du Transport du Québec (MTQ) faisait état de la difficulté d'entretien du réseau stratégique et autoroutier provinciale (MTQ, 2017). Il est aussi reconnu qu'un bon maintien de l'état du réseau passe par une gestion des routes efficace, les routes devant être régulièrement entretenues pour rester en bon état (Di Benedetto et Corté, 2005). De plus, en matière de performance environnementale, le MTQ a aussi pour objectif premier de renforcer les pratiques de gestion écoresponsables.

Dans le but de répondre à cette problématique, une des approches possibles consiste à utiliser des matériaux plus performants pour augmenter la durabilité de la structure de chaussées neuves et réhabilitées. La durée de vie des ouvrages se trouve alors prolongée sans pour autant changer les techniques de mise en œuvre. Dans les années 70 est apparue en France une solution technique : les enrobés à module élevé (EME). L'augmentation de la rigidité de certaines couches de la chaussée permet de prolonger la durée de vie des routes tout en gardant des épaisseurs constantes.

La formulation des EME repose classiquement sur le recours à un fort dosage en bitume dur. Cette approche s'avère problématique dans les régions froides, car l'utilisation d'un bitume rigide rend le matériau plus sensible à la fissuration aux basses températures. L'arrivée de bitumes plus performants a récemment permis d'augmenter la plage d'utilisation de bitume. Celui-ci est plus dur à haute température tout en restant relativement déformable aux basses températures évitant ainsi des problèmes de fissuration. Ces nouveaux liants ont ouvert la porte pour la formulation d'EME adaptée aux régions froides.

Dans le même temps, les processus de fabrication des enrobés bitumineux (EB) restent eux-mêmes inchangés. Les tolérances sur les variations en dosage des constituants, inhérentes à ces derniers, sont établies à partir de normes de qualité qui peuvent varier selon les régions. L'EME est une nouvelle famille de matériaux routiers de hautes performances qui est fabriquée avec des outils de production traditionnels. La question de l'impact de la transposition des

exigences quant aux variations de production actuellement admises sur les performances exceptionnelles des EME à faible taux de bitume se pose. Ce travail cherche à montrer si ces formules se montrent-elles plus sensibles que les enrobés conventionnels et leur performance reste-t-elle supérieure à ces derniers en dépit des fluctuations en bitume et en fines ?

Ce travail s'inscrit dans le cadre d'un projet de recherche et développement coopératif (RDC) qui a pour but de développer l'emploi des EME au Québec. Celui-ci résulte d'un partenariat entre le Laboratoire des chaussées et matériaux bitumineux (LCMB) de l'École de technologie supérieure (ÉTS) de Montréal et de l'entreprise Eurovia. Le projet est en partie financé par le Conseil de Recherche en Sciences Naturelles et en Génie du Canada (CRSNG).

Pour répondre à ces questions, le travail s'attache dans un premier temps à présenter une revue de littérature centrée sur la formulation des EME et sur l'impact des variations de dosage des constituants sur les propriétés des EB. Ensuite, le chapitre 2 présente la méthodologie et l'approche expérimentale du projet. Le chapitre 3 décrit les matériaux utilisés et les différentes méthodes d'essais du projet. Le chapitre 4 présente les résultats et l'analyse pour chaque type d'essais réalisés.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Structure de chaussée et impact des sollicitations

Le fonctionnement mécanique des chaussées résulte d'interactions de plusieurs phénomènes complexes. Ainsi, une compréhension sommaire de la composition et du rôle des couches qui constituent la structure de chaussée permet de comprendre l'intérêt de l'utilisation des EME.

Le rôle des structures de chaussée est triple, elles doivent garantir la sécurité des usagers, leur confort et l'intégrité du sol support sur lequel elles reposent. Elles sont composées d'un ensemble de différentes couches qui répondent chacune à des sollicitations particulières. Les différents types de structure se distinguent par la nature des matériaux utilisés (liés au ciment, liés au bitume ou non liés) d'une part, et de par l'épaisseur d'utilisation de ces matériaux d'autre part. Un très grand nombre de facteurs économiques, industriels et environnementaux rentrent en compte dans le choix de ces méthodes constructives qui font par ailleurs souvent l'objet de débats sur le plan politique. Cette étude porte sur les matériaux destinés aux chaussées ayant des revêtements et des couches de bases composées de matériaux bitumineux, celles-ci représentent plus de 95% du réseau routier de la province (MTQ, 2012).

Une attention particulière doit être portée aux différences entre les termes français et québécois tel que décrit à la Figure 1.1 . Les couches de base sont dans les deux cas des matériaux bitumineux. Au Québec, une couche de fondation composée de matériaux non traités est utilisée en complément de la couche de base.

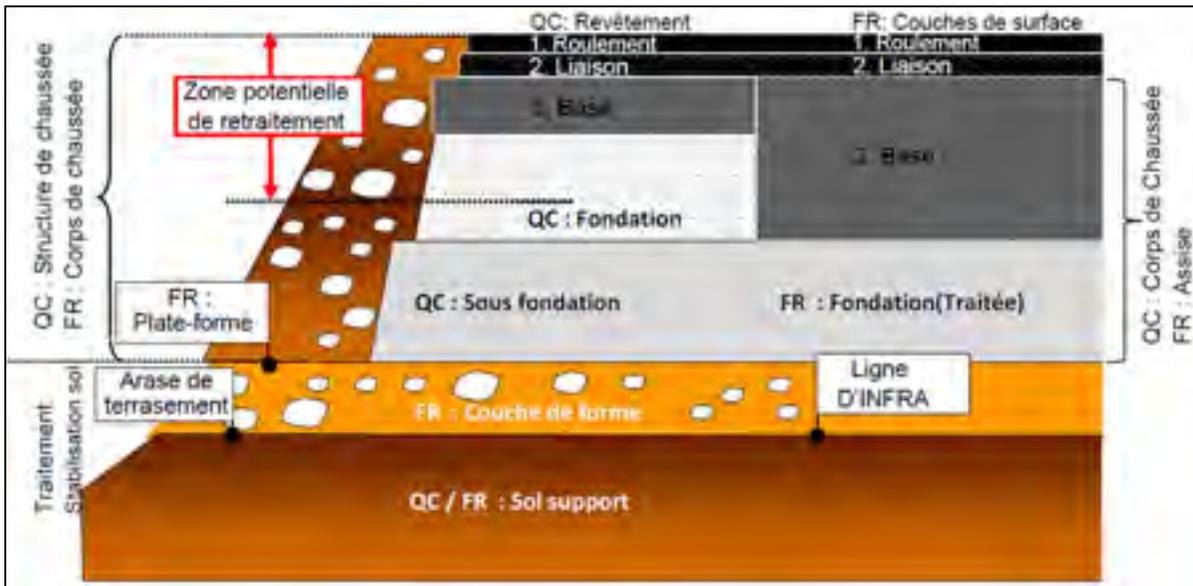


Figure 1.1 Définition des différentes couches d'une structure de chaussée souple selon les termes utilisés au Québec et en France
Adaptée de LCPC-SETRA (1998)

La couche de roulement agit comme interface entre la structure de chaussée et les usagers. Bien qu'elle soit relativement mince, son rôle est prépondérant dans le comportement et la durabilité de la structure (Babilotte et al., 1998). Elle garantit le confort, en limitant le son, les vibrations et les défauts structuraux de la chaussée comme les fissures et la sécurité des usagers, grâce à une bonne adhérence pneu-chaussée. Cette couche faisant office d'interface entre l'environnement et la structure de chaussée elle doit aussi être imperméable pour prévenir les infiltrations d'eau, susceptibles d'endommager les couches inférieures.

Sous la couche de roulement, se trouve la couche de base, nettement plus rigide. Son rôle est de répartir la charge et de protéger les couches granulaires non liées sous-jacentes (fondation et sous-fondation). Les charges roulantes induisent des efforts de compression dans toute la structure de chaussée. Cet effort de compression est responsable entre-autres de l'ornièrage. Cette compression s'accompagne de traction dans les couches liées tel qu'illustré sur Figure 1.2. Une analogie avec une poutre répartissant les efforts permet d'illustrer ce phénomène. Les couches du revêtement sont collées ensemble par du bitume pour former un

ensemble monolithique, les efforts de traction sont donc plus importants au bas des couches liées (Di Benedetto, 2005).

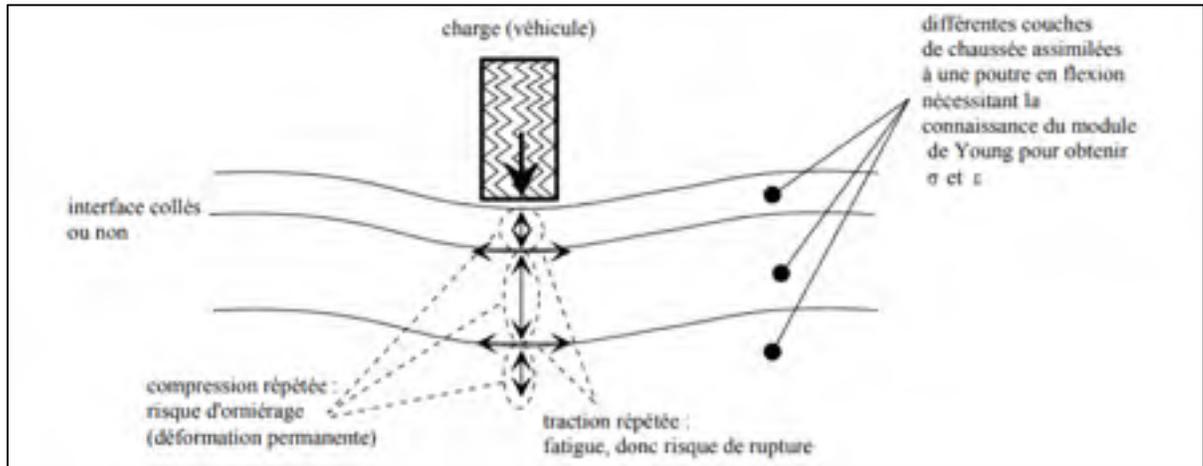


Figure 1.2 Schématisation des sollicitations induites par le trafic
Tirée de Di Benedetto (1998)

Enfin, au Québec, les couches granulaires non liées représentent le plus important volume de la structure de chaussée. Elles répartissent les charges afin de préserver le sol-support. Elles permettent aussi de limiter l'impact du gel sur le sol support (l'infra). D'un point de vue structural, les couches liées jouent cependant un rôle prépondérant (Bitume Québec, 2015).

Bien que la nature des structures et des couches qui les composent varie d'une région à l'autre, on peut, en reprenant l'analogie de la poutre, entrevoir deux solutions afin d'augmenter la rigidité globale de la structure de chaussée : (1) augmenter les épaisseurs des couches de liaison et de base (2) augmenter la rigidité intrinsèque des matériaux. La première option a fait ses preuves, mais est moins intéressante d'un point de vue environnemental puisqu'elle nécessite plus de matériaux pour être mise en œuvre (Timm et Newcomb, 2006). La deuxième option semble pertinente dans la mesure où de nouveaux liants la rendent techniquement possible et économiquement viable. Les enrobés à module élevé, les EME, interviennent dans ce contexte. Réaliser une couche de base à l'aide d'un matériau plus performant, suffisamment rigide pour mieux répartir les charges tout en gardant la souplesse propre aux matériaux bitumineux pourrait permettre d'allonger considérablement la durée de vie de la chaussée bitumineuse.

1.2 Composition et approche formulation des enrobés bitumineux

Cette section vise à définir les caractéristiques des matériaux utilisés dans cette étude puis à faire un rappel de certains concepts clés quant à la formulation volumétrique des EB. Les définitions sont exposées dans une perspective de compréhension des différents modèles cherchant à prédire l'impact des variations en fines et en bitume sur les EB.

1.2.1 Liant

Le bitume est un sous-produit obtenu par raffinage de pétroles bruts. Le but de la distillation est de séparer dans des colonnes de distillation les différentes familles d'hydrocarbures par évaporation puis condensation des composés volatils, les fractions les plus lourdes restant dans le bas des colonnes. On peut distinguer deux phases dans la fabrication des produits de pétrole. Une première distillation se faisant à pression atmosphérique puis une deuxième distillation, réalisée sous vide. La distillation du pétrole est un procédé extrêmement complexe qui doit s'adapter à des compositions de bruts différentes selon les lieux de production. Cependant, il est important de retenir que le bitume est un matériau composé des molécules les plus lourdes issues de cette distillation (Baaj, 2002).

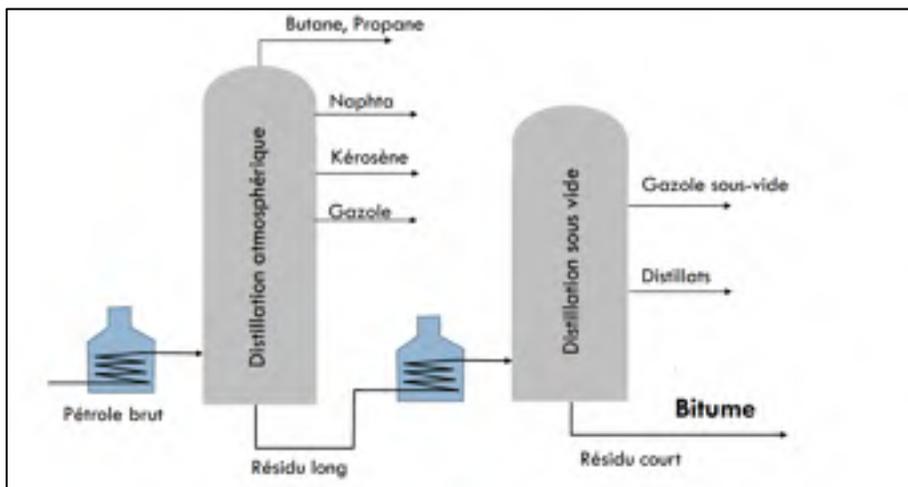


Figure 1.3 Principes de séparation du pétrole brut
Tirée de Perraton et Trudeau (2017)

La composition chimique des liants hydrocarbonés est une notion prépondérante puisque c'est elle qui va induire les principales propriétés d'ingénierie des EB. Le nombre de molécules le constituant étant très important la caractérisation exacte de la composition d'un bitume est dans la pratique impossible. Le domaine regroupe donc ces molécules en 4 grandes familles (Corté et Di Benedetto, 2004) :

Les asphaltènes : Solides amorphes principalement composés de carbone et d'hydrogène, sont des solides amorphes. Ils sont en grande partie responsables de la haute viscosité du bitume. Cette viscosité est principalement due à la taille importante des molécules d'asphaltène, variant de 5 à 30 nm. Leur teneur varie de 5 % à 25 % dans la composition du bitume.

Les résines : Ces composés agissent comme agent de dispersion ou de peptisation des asphaltènes. Leur forte polarité donne au bitume ses propriétés adhésives. Leur taille est inférieure à celle des asphaltènes (1 à 5 nm) et elles composent 13 à 25 % du bitume.

Les aromatiques : Ces composés liquides visqueux sont des composés naphténiques jouant un rôle de solvant pour les asphaltènes. Leur proportion varie de 40 % à 60 % du bitume.

Les saturés : Ils sont des composés aliphatiques ayant un aspect de liquide pâteux. Ils sont de couleur blanche, ce sont les composés les plus légers du bitume.

Il est important de comprendre que cette composition change lors de la fabrication des EB, de leur mise en œuvre et de leur vie utile : le bitume vieillit à l'usage. Ce changement se manifeste par un phénomène d'oxydation qui a comme principale effet l'augmentation de la teneur en asphaltène. Cette augmentation en asphaltène induit une augmentation de la rigidité du bitume qui devient plus susceptible de fissurer, notamment à basses températures, car plus fragile. Il arrive que les bitumes soient vieillis lors de la fabrication (bitumes soufflés) pour augmenter leur rigidité et accroître ainsi leur stabilité en cours d'utilisation. Ce type de bitume est employé dans la formulation d'EME classique (Corté, 2001).

Il existe deux approches pour classer les bitumes routiers : (1) l'approche classique : couple indice de Pénétrabilité et essai bille-anneau (2) l'approche SHRP (*Strategic Highway Research Program*) qui définit le grade PG (*Performance Grade*) . L'approche européenne est fondée

sur l'approche classique, elle est définie dans la norme NF EN 12 591 et n'est pas utilisée au Québec. Elle se base sur deux principaux essais. Le premier mesure la consistance du bitume par pénétration d'aiguille (Péné) et le deuxième mesure la température du point de ramollissement du matériau à l'aide d'un système bille-anneau chauffé (TBA).

L'approche nord-américaine découle du programme SHRP lancé aux États-Unis à la fin des années 80. Au Québec, elle est normalisée dans la norme 4101 du MTQ (MTQ, 2018b). Une première caractérisation est faite à haute température au moyen d'un viscosimètre Brookfield (RV) dans le but de déterminer les conditions de malaxage et de compactage. La méthode SHRP cherche à déterminer un indice de performance, le grade PG H-L, qui associe température haute (H) et température basse (L) d'utilisations du bitume in situ. Le grade PG est déterminé suivant une batterie d'essais réalisée sur le bitume d'origine et le bitume vieilli. Le premier des trois principaux essais de rhéologie est le DSR (*Dynamic Shear Rheometer*). Il permet une caractérisation à haute et moyenne température et détermine ainsi une température haute d'utilisation (notée H). Le deuxième est un essai de flexion à très basse température permettant de déterminer la température basse (notée L). Un troisième essai, le DDT (*Direct Tension Test*) permet aussi d'effectuer une caractérisation aux basses températures et d'obtenir une température basse d'utilisation du bitume, celui-ci est moins utilisé. L'ensemble de ces trois tests est réalisé sur un bitume vieilli au RTFOT (*Rolling Thin Film Oven Test*) qui permet de simuler le vieillissement en centrale d'enrobage (malaxage et transport). L'essai de caractérisation à basse température est aussi effectué après une étape de vieillissement plus sévère réalisée dans un matériel pressurisé, le PAV (*Pressure Aging Vessel*). L'ensemble des essais et des vieillissements apportés sont synthétisés au Tableau 1.1. Les températures d'utilisation haute (H ou T_e en français) et basse (L ou T_b en français) du bitume sont appelées grade du bitume.

Tableau 1.1 Synthèse des essais de caractérisation du bitume selon la méthode SHRP

Nom de l'essai	RV Rotation Viscometre	DSR Dynamic Shear Rheometre	BBR Bending Beam Rheometre	DTT Direct tension Test
Nom français	Viscosimètre Brookfield	Rhéomètre à cisaillement dynamique	Rhéomètre a flexion	<i>Essai de traction</i>
But de l'essai	Mesure de l'aptitude au pompage en centrale	Susceptibilité aux déformations permanentes (orniérage et fatigue)	Susceptibilité aux basses températures	Susceptibilité aux basses températures
Température (°C)				
Vieillessement				

Le bitume est une colle viscoélastique. La viscosité de cette colle change avec la température mais aussi au cours du temps, avec son vieillissement. Ce rôle de liant fait en sorte que les propriétés de l'enrobé et du bitume sont fortement corrélées. Des travaux montrent que le comportement mécanique de ces deux matériaux est très proche et qu'il est possible de prédire le comportement de l'enrobé dans le domaine des petites déformations à partir de celui du bitume par une méthode appelée, Translation/Homothétie/Translation (Olard, 2003). La caractérisation américaine du bitume repose aussi sur cette corrélation entre comportements du bitume et de l'enrobé, puisqu'elle cherche à évaluer les températures limites d'utilisation d'un bitume en vue de la situation géographique particulière du lieu de pose de l'enrobé bitumineux. Des enrobés formulés avec le même bitume devrait donc avoir le même type de comportement, mais à des échelles différentes (Olard, 2003).

1.2.2 Granulats

Le principal rôle des granulats est de constituer un squelette élastique capable de reprendre les charges. Les granulats représentent plus de 80-85 % du volume de l'EB. Les particules sont liées entre elles par le bitume et doivent avoir certaines propriétés pour garantir la bonne performance du mélange. Leur forme angulaire plutôt qu'arrondie permet d'améliorer la stabilité de l'EB. Leur composition chimique influe sur l'adhésivité bitume-granulats ou encore leur porosité ce qui influe sur la teneur en bitume effective des mélanges. Les paramètres chimiques résultent de l'origine pétrographique des roches alors que leur forme résulte de leur procédé de fabrication (USIRF, 2001). Ainsi des granulats manufacturés en carrière auront des formes plutôt anguleuses alors que ceux fabriqués par procédé naturel seront eux plus arrondis. Un autre paramètre d'intérêt est le diamètre des plus gros granulats du combiné granulaire, en effet cette valeur est souvent corrélée à une variation de certains paramètres comme la compacité (voir §1.6.2).

1.2.3 Filler et fines

La norme 2101 du MTQ (MTQ, 2018a) définit les termes filler et fines. Le filler regroupe l'ensemble des particules dont le diamètre est inférieur à 315 μm dont celui de fines qui ne fait référence qu'aux particules plus petites que 80 μm (63 μm en France). Dans ce travail des variations en fines sont effectuées. Selon leur forme et leur composition minéralogique, leur surface spécifique varie, mais celle-ci est souvent supérieure à 1000 m^2/kg (Bigham et al., 1978); (Borggaard, 1982). Cette grande surface spécifique induit une adsorption importante du liant, c'est pourquoi la teneur en particules inférieures à **5 μm** (argile) est toujours contrôlée. Les fillers et fines proviennent d'une part des matériaux granulaires apportés au mélange et d'autre part des fines d'apport qui peuvent avoir plusieurs origines, mais qui sont en pratique principalement issue des dépoussiéreurs de la centrale d'enrobage. La composition des fines est donc susceptible de changer selon les types de matériaux utilisés par le poste de malaxage.

1.2.4 Effet d'interaction Filler/bitume

Le mélange filler-bitume est appelé mastic. La teneur en fines va influencer sur la rigidité du mastic notamment lorsque la viscosité du bitume diminue (pour des sollicitations à basse fréquence et/ou haute température) (Di Benedetto, 2005).

1.3 Formulation des enrobés bitumineux

Le choix des bons constituants d'un EB va de pair avec une méthode de formulation efficace, plusieurs guides existent pour formuler un EB selon différentes méthodes : volumétrique, massique ou encore empirique. Il est important de comprendre les notions clés de composition pour être en mesure de faire une revue de littérature critique. Il existe donc plusieurs approches de formulation pour les EB. Le but de cette section est de rappeler sommairement quels sont les concepts clés attribuables à chacune d'elle et de mettre en lumière les points sur lesquels il convient de se montrer vigilant lors de la comparaison de différentes études de formulation.

1.3.1 Approche française, tiré de (Delorme, De la Roche et Wendling, 2007)

Dans la méthode française de formulation, deux types de notation permettent d'exprimer la teneur en liant, la teneur en liant interne (TL_{int}) et la teneur en liant externe (tl_{ext}), tel que défini dans les équations (1.1) et (1.2). Dans la majorité des documentations scientifiques et techniques française ce sont ces relations qui sont utilisées pour définir la teneur en liant. Notons que la teneur en liant externe (tl_{ext}) correspond à la façon de présenter la teneur en bitume pour les matériaux bitumineux en Amérique, laquelle est désignée %b.

$$TL_{int} = 100\% * \frac{\text{Masse de bitume}}{\text{Masse de granulats}} \quad (1.1)$$

$$tl_{ext} = \%b = 100\% * \left(\frac{\text{Masse de bitume}}{\text{Masse de granulats} + \text{Masse de bitume}} \right) \quad (1.2)$$

Une des approches pour déterminer la quantité de liant à utiliser dans une épreuve de formulation est de considérer la quantité de liant qui va réellement servir de colle aux granulats: on réfère ainsi à la teneur en liant effectif (%b_{eff}). Différentes approches sont possibles. Historiquement les normes françaises ont utilisé le concept de module de richesse K. Celui-ci prend en compte la surface spécifique des granulats à partir d'une relation empirique (équation (1.5)). Le guide français de formulation donne les valeurs suivantes :

$$TL_{int} = K * \alpha^5 \sqrt{\Sigma} \quad (1.3)$$

$$tl_{ext} = \frac{100 * K * \alpha^5 \sqrt{\Sigma}}{100 + (K * \alpha^5 \sqrt{\Sigma})} \quad (1.4)$$

Dans ces expressions Σ représente la surface spécifique du mélange granulaire en m²/kg. Il est obtenu à partir de la relation suivante :

$$\Sigma = 0,25G + 2,3S + 12s + 150f \quad (1.5)$$

Avec :

- G** : Proportion d'élément supérieur à 6,3 mm
- S** : Proportion d'élément entre 6,3 mm et 0,250 mm
- s** : Proportion d'élément entre 0,250mm et 0,063 mm
- f** : Proportion d'élément inférieur à 0,063 mm
- α** Coefficient correcteur relatif à la masse volumique des granulats
 $\alpha = 2,65 / \rho_G$ avec ρ_G masse volumique des granulats en g/cm³

Le module de richesse K a pour principale inconvénient de ne pas prendre en compte l'absorption en liant des granulats, ce qui induit un biais dans la détermination de %b_{eff} dans une étude sur la variabilité des paramètres de formulation. Une approche volumétrique cherchant à déterminer la quantité de liant effective dans le mélange semble plus adaptée.

1.3.2 Approche québécoise : méthode LC de formulation

La méthode de formulation du laboratoire des chaussées (méthode LC) utilisée au Québec est très largement inspirée de la méthode française. Cependant, elle repose sur une approche volumétrique comme l'approche SHRP.

L'approche volumétrique est fondée sur le volume occupé par les granulats saturés en bitume et le bitume : c'est-à-dire l'enrobé sans vide. Elle s'avère particulièrement intéressante dans le cadre de ce projet puisqu'elle prend en compte le volume de liant absorbé et la densité des granulats sans relation empirique. À partir des paramètres décrits à la Figure 1.4, il est possible d'extraire un certain nombre de variables d'intérêt faisant toutes références à la notion de vides dans l'enrobé mais avec des nuances qu'il convient de rappeler.

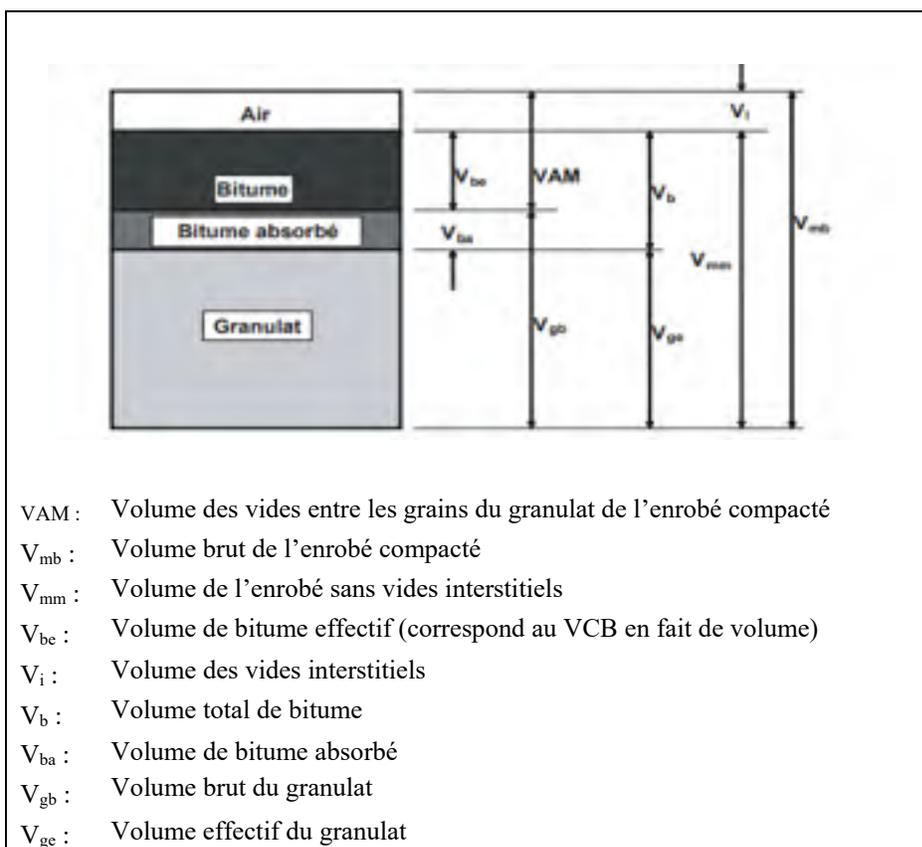


Figure 1.4 Représentation volumétrique d'un enrobé compacté
Tirée de Langlois (2005, p.38)

Une définition exhaustive de tous les termes peut être trouvée dans le guide de formulation du MTQ (Langlois, 2005) .

Le volume de bitume effectif (V_{be}) est une variable d'intérêt qui représente la quantité de bitume effectif qui va servir à lier les granulats entre eux : le bitume initial moins le bitume absorbé. Il est exprimé en pourcentage par rapport au volume d'enrobé sans vide interstitielle. Il est possible de l'écrire de la manière suivante :

$$\%V_{be} = 100\% \cdot \left(\frac{V_b - V_{ba}}{V_{mm}} \right) \quad (1.6)$$

Physiquement, il cherche à représenter la même quantité que le film de bitume effectif mais la grandeur est exprimée différemment. En effet, le film de bitume effectif est exprimé en référence à la masse de granulat dans l'enrobé. Par contre cette dernière évolue suivant la granulométrie du squelette granulaire suivant un volume de bitume effectif donné.

Les vides intergranulaires (VAM) représente l'ensemble des vides entre les granulats de l'enrobé compacté. C'est en sorte la porosité du squelette granulaire. Pour synthétiser il est possible d'écrire :

$$\%VAM = \frac{\%V_{be} * (100 - \%V_i)}{100} + \%V_i \quad (1.7)$$

Les vides comblés par le bitume (VCB) représentent la quantité des VAM comblée par le bitume effectif, lequel est exprimé en référence au VAM. On a :

$$\%VCB = \frac{\%VAM - \%V_{be}}{\%VAM} \quad (1.8)$$

Dans le cadre d'analyse d'études empiriques cherchant à mettre en relation les « vides » dans l'enrobé aux propriétés d'ingénierie, il est important de bien considérer le fait qu'un grand nombre de ses valeurs ne sont pas des variables indépendantes.

La densité maximum du mélange, d_{mm} , est définie dans la norme d'essais LC26-045 comme « le rapport de la masse de l'échantillon non compacté, à 25 °C, sur la masse d'eau déplacée par le volume de l'échantillon désaéré à la même température ». Cette même norme d'essais est utilisée pour déterminer la d_{mm} .

1.3.3 Aptitude au compactage des enrobés

L'aptitude au compactage est le premier essai du processus de formulation dans les approches française, américaine et québécoise (Cominsky, Kennedy et Anderson, 1994; Delorme, De la Roche et Wendling, 2007; Langlois, 2005). Cette propriété est mesurée à l'aide d'une presse à cisaillement giratoire (PCG). Cet appareil compacte l'enrobé dans un moule rotatif désaxé de l'axe du piston d'un angle variant de 0,80 à 1,16 ° si le modèle est français ou américain. Ce montage permet une compaction par pétrissage représentatif de la mise en œuvre in situ de l'enrobé. La presse compacte, sous une contrainte de 600 kPa, une quantité d'EB foisonné et chauffé à température de compactage dont la hauteur minimale (sans vide) est connue et normalisée. Connaissant ce minimum il est possible de déduire le pourcentage de vides ($\%V_i$) dans la brique en fonction de l'énergie de compaction (soit le nombre de rotation N_i).

L'essai à la PCG se montre particulièrement sensible aux variations de formulation qui impactent sur le frottement entre particules du mélange. Par exemple, l'angularité de celle-ci, mais aussi la teneur en bitume. Des corrélations sont possibles entre l'énergie de compactage PCG et in situ. Ils sont décrits dans le Tableau 1.2.

Tableau 1.2 Relations entre énergies de compactage à la PCG et sur chantier

	Nombre de Giration	Équivalence théorique chantier	% Vide
N_{initial}	10	Sortie de paveuse	>11 %
N_{design}	80*	Fin de compactage	4-7 %
	100*		
	120*		
N_{maximum}	200	Fin de vie	>2 %
* La valeur correspondant à l'énergie de compaction après compactage est appelée NDesign et varie selon les types d'enrobés			

Les résultats à la PCG peuvent permettre d'anticiper la susceptibilité à l'orniérage de trois façons différentes. La première consiste à observer le nombre de vides à 10 girations ou par régression à 0 giration. Une valeur faible (<11 %) indiquera un faible emboîtement des matériaux à l'état lâche, et donc un potentiel d'orniérage plus grand. Ensuite, une quantité de vides trop faible à N_{Design} est le signe d'un enrobé difficile à compacter en chantier et donc susceptible de se post compacter sous trafic. Enfin, une quantité de vides trop faible à N_{design} ou à N₂₀₀ est elle aussi le signe d'une trop faible cohésion dans le matériau, lequel pourrait être susceptible d'ornières par fluage en service.

Enfin, il convient de rappeler que les PCG Françaises ont tendance à compacter moins rapidement que celles permettant de conduire les essais Superpave. Cette différence est due à l'angle d'inclinaison du moule qui varie entre les deux essais. Lors d'une campagne d'implantation des EME en Afrique du Sud, Denneman (2015) a testé sur des PCG française et américaine l'impact des variations sur des EME français. Les résultats présentés à la Figure 1-8 montrent qu'à énergie de compactage équivalente la variation est d'environ 2% de vides et que cet écart est constant après 100 girations. En vue d'un déploiement d'un produit en Amérique du Nord, l'utilisation d'une PCG américain semble être l'option à privilégier.

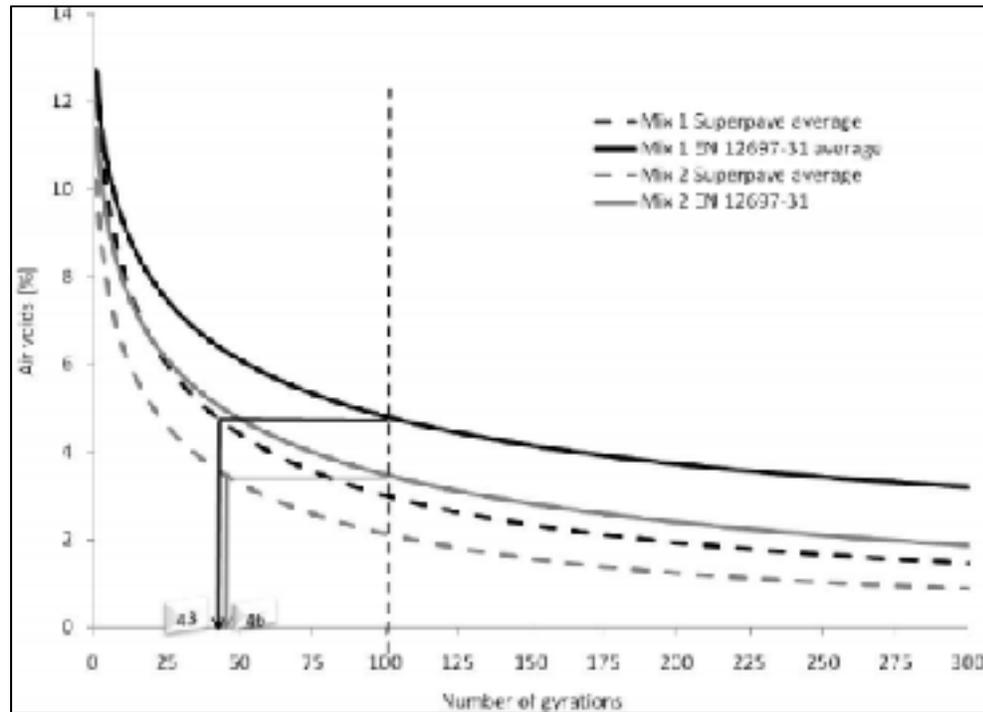


Figure 1.5 Courbes de compaction obtenue PCG Superpave et Françaises
Tirée de Denneman et al. (2011)

1.4 Rhéologie des matériaux bitumineux

La présente section a pour but la description des grandes classes de comportement des enrobés bitumineux. Pour chaque comportement sont détaillés les types d'essais de caractérisation qui peuvent être faits, leur représentation graphique et les éventuelles modélisations proposées dans la littérature.

1.4.1 Grandes classes de comportement

Suivant la manière dont il est sollicité, l'EB va présenter quatre types de comportements distincts (voir Figure 1.6). Ces comportements varient fortement suivant la température et la fréquence de sollicitations, c'est pourquoi le nombre d'essais disponibles dans le domaine est important, car chaque essai permet de traiter un aspect comportemental.

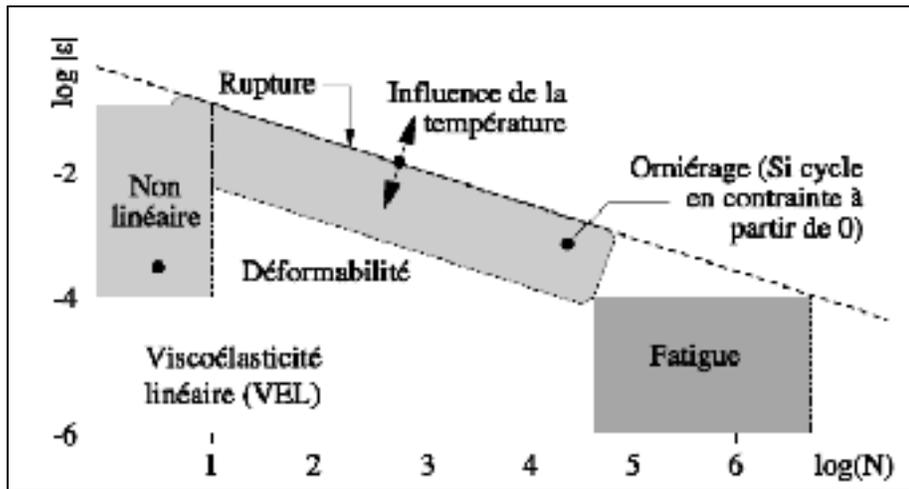


Figure 1.6 Comportements « type » des enrobés bitumineux à température fixée; (ϵ) déformation (N) nombre de cycle
Tirée de Di Benedetto (2005, p. 79)

Pour un petit nombre de sollicitations faibles (peu de cycles : $N \leq 500$), le matériau présente un comportement considéré comme viscoélastique linéaire (VEL), c'est-à-dire que le rapport entre la contrainte et la déformation appliquée est très proche, quel que soit le niveau de sollicitation. Un nombre important de répétitions de ces sollicitations va, finir par endommager le matériau. En effet, à chaque sollicitation, l'enrobé subit un micro-dommage et le cumul de ces dommages peut, à terme, provoquer la rupture du matériau. Ce phénomène d'endommagement est appelé fatigue. La capacité d'un matériau à résister à la fatigue est appelée endurance.

Si les déformations appliquées sont importantes, le comportement du matériau sera non linéaire et devient déformable. Dans la pratique cette déformation plastique se traduit par un problème d'orniérage sur la chaussée. Comme on peut le voir à la Figure 1.6, les limites de ces comportements changent lorsque la température change. Bien qu'acceptées dans la littérature, ces limites ne peuvent être définies en pratique que par des valeurs arbitraires. Par exemple, la limite de non-linéarité est définie comme étant la déformation pour laquelle on observe une variation de plus de 5 % de la rigidité par rapport à la rigidité obtenue par extrapolation pour une déformation nulle (Magniafico, 2014). Cette rigidité est obtenue à partir de l'essai de module complexe.

1.4.2 Comportement non linéaire à basse température

Comme la plupart des matériaux, le bitume et les granulats qui composent l'enrobé sont sujets au phénomène de contraction thermique lorsque la température diminue. La relation entre l'incrément de déformation ($d\varepsilon^{ther}$) créé par un incrément de température (dT) est donnée par l'équation (1.9).

$$d\varepsilon^{therm} = \alpha dT \quad (1.9)$$

α est le tenseur thermique. Dans le cas d'un matériau isotrope, son étude à basse température est défini par son coefficient de dilatation linéique et volumétrique. En mesurant le coefficient de dilatation thermique sur des éprouvettes parallélépipédiques, Hooks et Goetz (1964) donnent des valeurs de α variant de 14,9 à 25,0 $\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$ suivant le type d'EB, de liant utilisé et la température.

Dans les structures de chaussée, cette dilatation (ou contraction) thermique est restreinte par les couches granulaires sous-jacentes aux couches liées. Le frottement entre ces deux milieux empêche la déformation de l'EB créant de fait un champ de contrainte thermomécanique dans le matériau bitumineux. Lorsque la contrainte développée est supérieure à la contrainte admissible de l'EB, celui-ci se fissure. Le phénomène s'avère complexe, car la contrainte admissible d'un matériau thermo susceptible comme l'enrobé, varie avec la température. Les fissures formées sont autant de points de faiblesse pouvant endommager l'ensemble de l'infrastructure.

Jung et Vinson (1994) ont cherché à déterminer quel était l'essai le plus adéquat pour caractériser ce phénomène en vue d'un dimensionnement adéquat des chaussées. L'essai TSRST (*Thermal Stress Restrain Specimens Test*) apparaît intéressant puisqu'il permet de quantifier avec une très bonne répétabilité la température et la contrainte à la rupture. Un taux de refroidissement fixe couplé à une déformation rigoureusement nulle de l'éprouvette permet

de développer une contrainte dans le matériau jusqu'à la rupture de l'éprouvette. La Figure 1.7 compare un résultat d'essais TSRST (courbe du bas) avec un essai de déformation à vitesse et température constantes en traction (courbe du haut). Deux phases sont à distinguer lors du déroulement de l'essais TSRST, le point pivot étant la température de transition vitreuse (T_g). Au-dessus de cette température le bitume se comporte de façon ductile et en dessous il présente un comportement similaire à un solide élastique. La pente entre la température de transition vitreuse et la température de rupture peut être un paramètre d'intérêt (en plus de la contrainte et de la température à la rupture) car elle témoigne de la vitesse du développement de la contrainte dans le matériau.

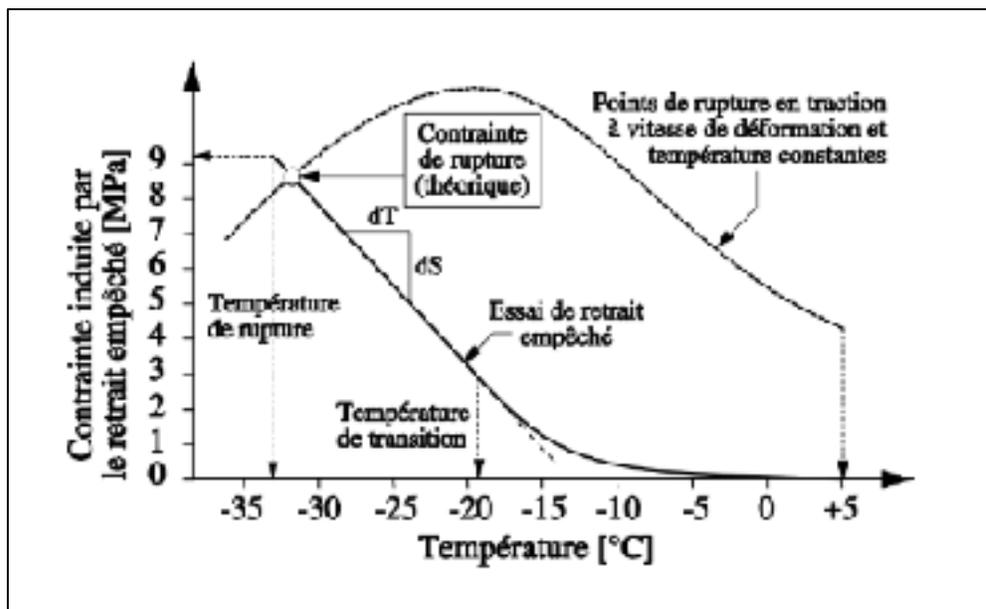


Figure 1.7 Résultat type d'un essai de retrait thermique empêché (courbe inférieure) jumelé à limite de rupture établie à l'aide d'essais de déformation en traction à vitesse et température constantes (courbe supérieure)
Tirée de Di Benedetto et Corté (2005)

Afin de mieux comprendre l'influence des conditions d'essai et le comportement à basse température des matériaux bitumineux, (TAN et al., 2010) proposent de faire varier six paramètres de formulation (Granulométrie du combiné, type d'agrégats, type de bitume, teneur en bitume, vieillissement du bitume pour 4 types de mélange différents) et trois paramètres environnementaux (taux de refroidissement, temps de relaxation et taille de l'éprouvette). Cette

étude quantifie l'impact de ces différentes variables sur la température de rupture, la contrainte à la rupture, et la pente post-transition de phase tel qu'illustré à la Figure 1.7. L'étude conclut à un impact significatif de tous les paramètres.

La température à la rupture dépend principalement du type de liant utilisé selon Jung et Vinson (1994). D'autres auteurs corroborent ce propos pour des liants modifiés (Olard et Di Benedetto, 2005) ; (Chehab et Kim, 2005). Les paramètres comme la taille de l'éprouvette, le type d'agrégat utilisé, le degré de vieillissement du bitume et le taux de refroidissement joue aussi un rôle sur la température de rupture. Ces derniers jouent cependant un rôle mineur en comparaison de l'impact de la nature du bitume. Pour la température de rupture, les propriétés du liant et de l'enrobé étant fortement corrélées, la température basse de la classe PG du bitume permet d'avoir une bonne estimation de la température de rupture de l'EB testé au TSRST.

En définitive, la caractérisation du comportement à basse température d'un enrobé peut être faite au moyen de l'essai TSRST, un essai bien répétable. L'essai est normalisé par le standard AASTHO TP10-93. L'essai TSRST permet de définir la relation entre la contrainte dans le matériau et la température, suivant un taux de refroidissement en conditions de déformation empêchée.

1.4.3 Rhéologie en petites déformation: Comportement de la viscoélasticité linéaire (VEL) et modélisation

La rigidité d'un matériau élastique, homogène et isotrope peut être vue comme le rapport entre la valeur de la contrainte appliquée et la déformation qui en résulte. Cependant, dans le cas des matériaux viscoélastiques thermosensibles, la raideur du matériau évolue suivant les conditions de sollicitation soit de la fréquence et/ou de la température. Il convient de trouver une méthode d'essai permettant de tenir compte de l'influence de la température sur l'évolution de la rigidité du matériau. Le principe de l'essai est le suivant : des sollicitations, de faibles amplitudes, sont imposées à différentes fréquences et à plusieurs températures afin de mesurer, pour un niveau de déplacement ou de force imposé, la force ou la déformation correspondante pour en déduire la raideur. Ces essais permettent de connaître la rigidité du matériau sur la

plage d'utilisation permise par le matériau. Ensuite, à l'aide du principe d'équivalence temps-température (PETT), l'utilisation d'un modèle permet d'obtenir une courbe unique de rigidité dite maîtresse pour une température de référence. À partir de l'ensemble des résultats expérimentaux, il est possible d'utiliser un modèle afin de représenter le comportement rhéologique en petites déformations du matériau. Le modèle permet ainsi de calculer la rigidité du matériau pour un couple donné fréquence-température, utile pour le dimensionnement de chaussées.

1.4.3.1 Définition du Module complexe

Le module de rigidité d'un matériau, noté E est défini comme étant le rapport de la contrainte et de la déformation. Pour un matériau élastique, on a :

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (1.10)$$

Avec :

- E Module élastique (MPa)
- σ Contrainte (MPa)
- ε Déformation (m/m)

Les matériaux bitumineux étant viscoélastiques, une méthode permettant la caractérisation de la rigidité pour plusieurs fréquences et plusieurs températures s'avère indispensable. Le module complexe permet de rendre compte de ce comportement. Il est composé du rapport de l'amplitude complexe de la contrainte sinusoïdale de pulsation ω , $\sigma(t) = \sigma_0 * \sin(\omega t)$ et de la déformation qui en résulte notée $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 * \sin(\omega t - \varphi_E)$. La Figure 1-8 montre schématiquement la sollicitation imposée pour mesurer le module complexe du matériau. À noter que sous l'action d'une force sinusoïdale imposée, la déformation observée est également de type sinusoïdal. Le terme φ_E représente le déphasage entre les signaux de force et de déplacement et permet de rendre compte du caractère viscoélastique du matériau. Plus la valeur

de φ_E est proche de 0 plus le matériau présente un comportement élastique et plus il est proche de π plus le matériau présente un comportement visqueux.

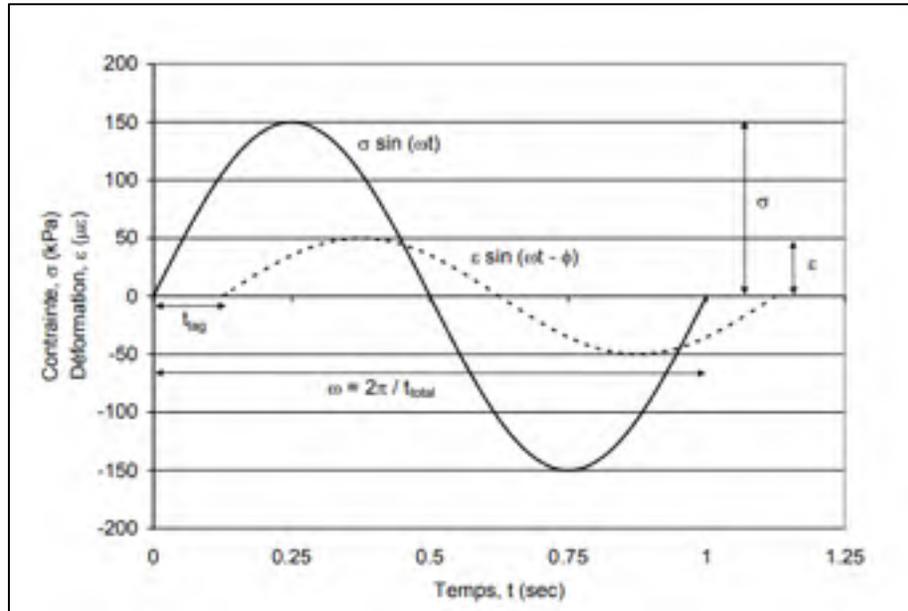


Figure 1.8 Sollicitation sinusoïdale en traction compression alternée
Tirée de Doucet (2010)

L'expression est alors la suivante :

$$E^* = \frac{\sigma \sin(\omega t)}{\varepsilon \cos(\omega t - \varphi_E)} = |E^*| \cos(\varphi_E) + i|E^*| \sin(\varphi_E) \quad (1.11)$$

$$|E^*| = \sigma_0 / \varepsilon_0 \quad (1.12)$$

$$\varphi_E = \omega t_{lag} \quad (1.13)$$

Avec :

- E^* Module complexe (MPa)
- $|E^*|$ Module dynamique (MPa);
- φ_E Angle de phase (rad);
- σ_0 Amplitude de la contrainte (MPa)
- ε_0 Amplitude de la déformation (m/m)
- ω Période (rad/s)
- t Temps de chargement (s)
- t_{lag} Temps de déphasage entre $\sigma(t)$ et $\varepsilon(t)$

Dans le plan complexe l'image de E^* , la partie imaginaire, est appelé module de perte, noté E_2 , cette valeur rend compte du caractère visqueux du matériau. La partie réelle, notée E_1 , rend compte du caractère élastique du matériaux.

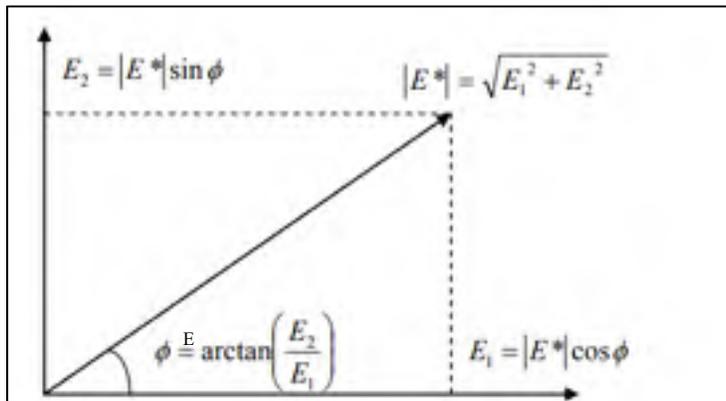


Figure 1.9 Représentation du module complexe
Tirée de Doucet (2010)

Les sollicitations cycliques tels que représentés par la Figure 1.8 sont réalisées dans le domaine des petites déformations ($\epsilon_0 < 100 \mu\text{m/m}$) : domaine VEL. Elles permettent de déterminer l'angle de phase pour différent couples fréquence-température et ainsi déterminer la valeur du module complexe suivant l'équation (1.11)

Le module complexe des enrobés bitumineux rend compte du comportement du matériau dans le domaine des petites déformations pour une très large gamme de couples fréquence-température. Une bonne modélisation reste nécessaire pour comparer des résultats entre eux à l'aide de paramètres numériques définis de façon rigoureuse.

1.4.3.2 Représentations graphiques

Trois types de représentations graphiques sont couramment utilisés pour le module complexe et repris dans ce document pour décrire le comportement de l'EB. La première est le plan complexe aussi appelé plan Cole-Cole (Cole et Cole, 1941). Un exemple est donné à la Figure 1.10 A. Il met en relation le module réel (E_1) au module visqueux (E_2). Il est couramment utilisé pour caler des modèles rhéologiques aux résultats expérimentaux, mais offre aussi un rendu très visuel du comportement viscoélastique du matériau. Le plan Cole-Cole permet notamment de valider le principe d'équivalence temps-température (voir 1.4.3.4). Si tel est le cas, les points forment une courbe unique comme montré à la Figure 1.10 A.

La deuxième représentation du module complexe est la courbe maîtresse obtenue en mettant en relation le module dynamique ($|E^*|$) et la fréquence équivalente de la sollicitation établie suivant une température de référence donnée (Figure 1.10 B). Cette courbe est obtenue après avoir translaté toutes les courbes isothermes d'un essai, suivant l'application du principe d'équivalence temps-température pour une température (PETT) de référence choisie arbitrairement (Di Benedetto et Corté, 2005). La Figure 1.10 B montre comment les points expérimentaux (carré) sont translatés à la fréquence équivalente (point ronds) pour une température de référence de 10 °C.

La troisième représentation graphique (Figure 1.10 C) consiste à tracer dans un espace de semi-logarithmique la relation entre le logarithme de la norme du module complexe (module dynamique : $|E^*|$) et l'angle de phase : c'est l'espace de Black. Cette représentation permet une comparaison facile des couples fréquence-température particulièrement pour les valeurs faibles de modules. Comme pour le plan Cole-Cole, lorsque le matériau répond au PETT, les points expérimentaux dans l'espace de Black sont placés sur une courbe unique.

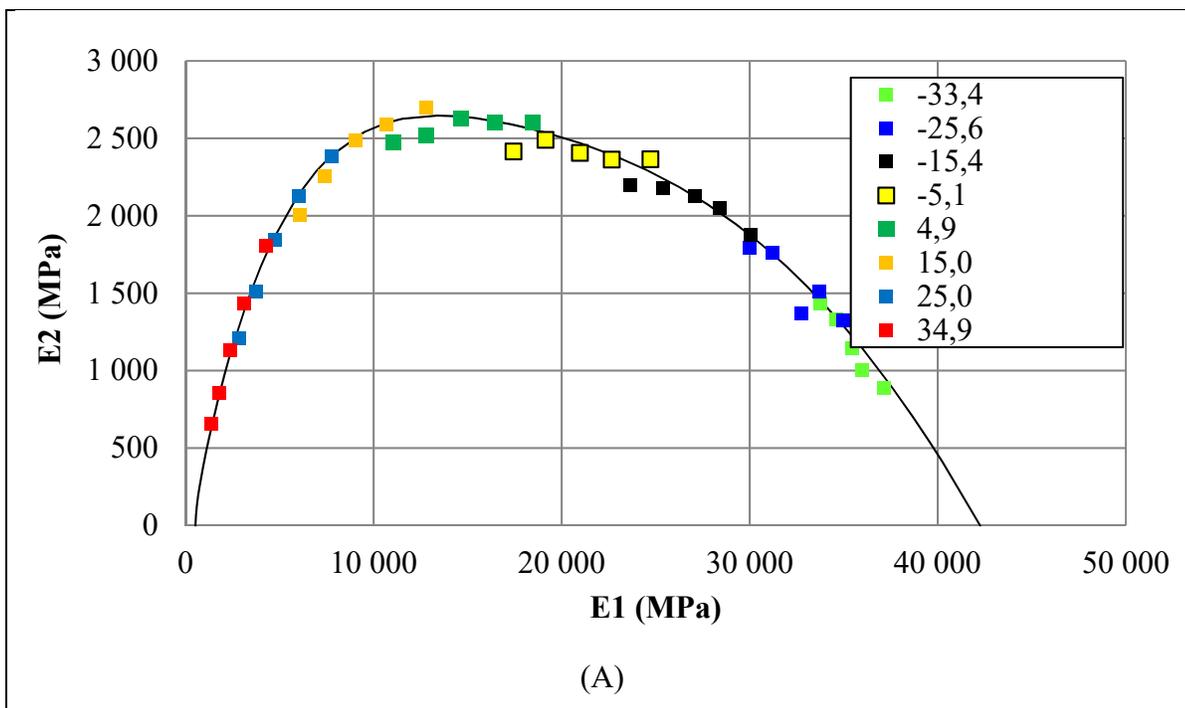


Figure 1.10 Représentations graphique du module complexe utilisée dans le mémoire :

(A) Plan Cole-Cole

Les températures des légendes sont en °C

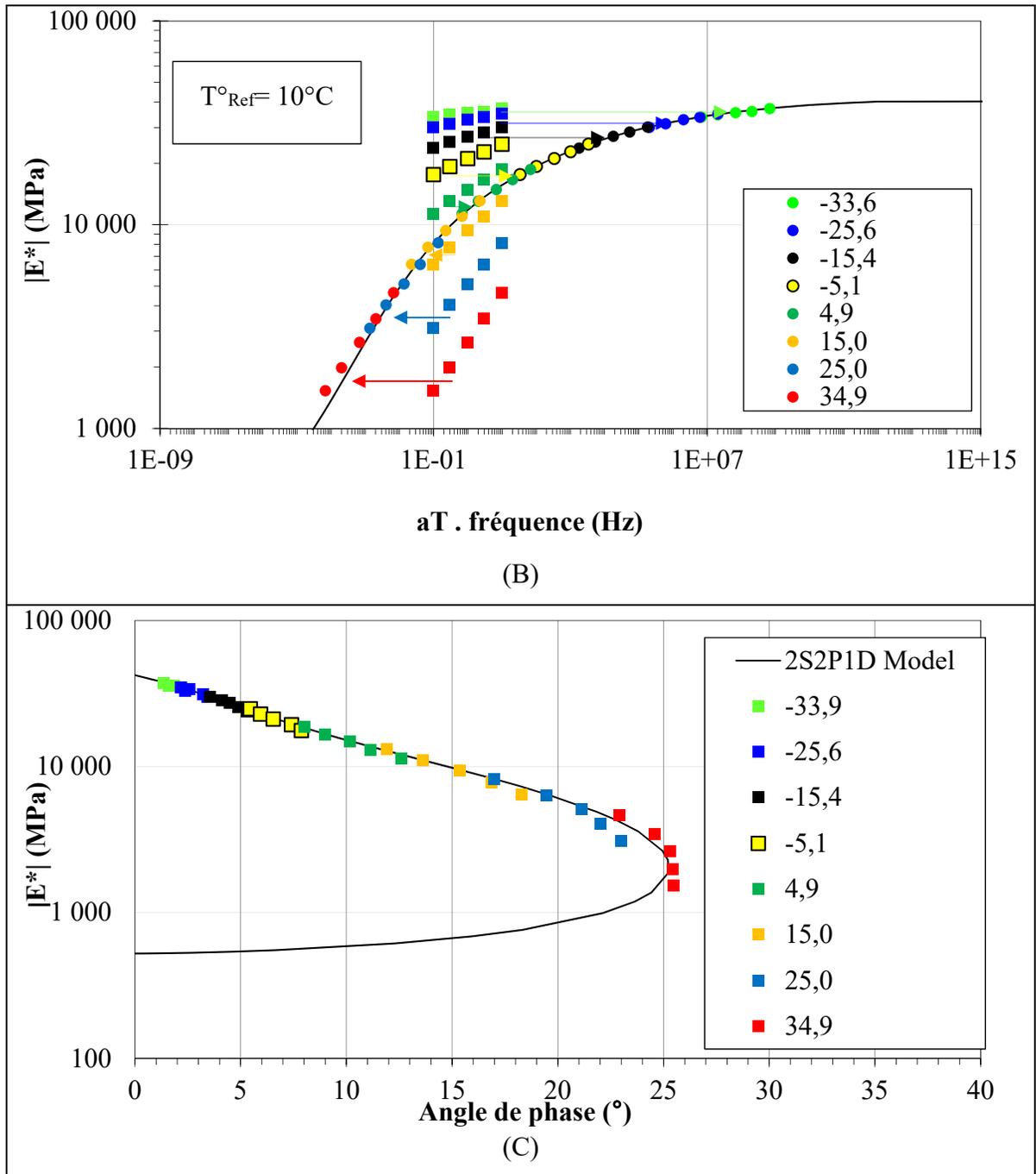


Figure 1.10 Représentations graphique du module complexe utilisée dans le mémoire (suite) :
 (B) Courbe maîtresse; (C) Espace de Black » Les températures des légendes sont en $^{\circ}\text{C}$

1.4.3.3 Modélisation du comportement VEL

Pour modéliser le comportement viscoélastique linéaire des matériaux bitumineux, on réfère à des assemblages d'éléments rhéologiques simples comme le ressort pour représenter l'élasticité, l'amortisseur simple pour décrire le comportement visqueux newtonien et les amortisseurs paraboliques pour les comportements visqueux plus complexes. L'assemblage de ces éléments permet de constituer des modèles rhéologiques analogiques (Young, Bentur et Mindess, 1998). Plusieurs modèles ont ainsi été mis au point. Le modèle 2S2P1D (Figure 1.11) proposé par Olard et Di Benedetto (2003) est le plus utilisé avec celui de Maxwell généralisé (Kim, 2008). Une revue exhaustive des modèles montre que le modèle 2S2P1D est le mieux adapté pour décrire le comportement des matériaux bitumineux et ce, du bitume à l'enrobé (Kim, 2008; Olard, 2003).

Le modèle 2S2P1D permet de modéliser le comportement des matériaux bitumineux dans un domaine unidimensionnelle à partir de seulement 7 paramètres reliés entre eux par l'expression (1.22) :

$$E_{2S2P1D}^*(j\omega t) = E_{00} + \frac{E_0 - E_{00}}{1 + \delta(j\omega\tau)^{-k} + (j\omega\tau)^{-h} + \delta(j\omega\beta\tau)^{-1}} \quad (1.14)$$

Avec :

- E_{00}** Module statique (valeur minimale du module, enrobés soumis à des basses fréquences et des hautes températures)
- E_0** Module instantané ou vitreux (valeur maximale du module, enrobés soumis à de très hautes fréquences ($\omega \rightarrow 0$) et/ou à de basses températures),
- ω** Pulsation = $2\pi Fr$
- Fr** Fréquence (Hz)
- τ** Paramètre ayant la dimension de temps et qui s'apparente à un temps de retard dont la valeur varie avec la température,
- δ** Constante
- k, h** Paramètres (constantes) des éléments paraboliques du modèle ($0 < k < h < 1$),
- β** Constante sans dimensions,
- η** Viscosité newtonienne $\eta = (E_0 - E_{00}) \beta\tau$ quand ($\omega \rightarrow 0$)

Les valeurs de δ , k , h et β sont des paramètres qui dépendent du comportement du liant. Ils ne changent pas, a priori, d'un enrobé à l'autre si le liant est le même. Un changement de ces paramètres entre deux enrobés ayant le même lot de bitume témoigne donc d'un changement de la composition chimique de ce dernier.

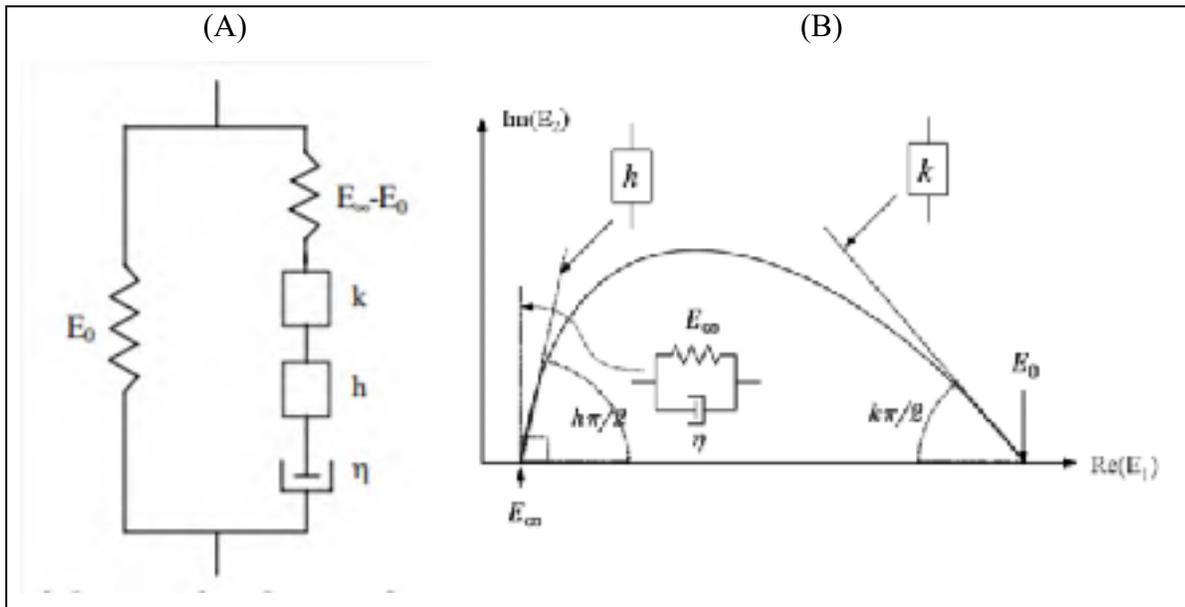


Figure 1.11 (A) Représentation des paramètres du modèle 2S2P1D généralisé pour les bitumes et les enrobés bitumineux. (B) représentation des paramètres du modèle dans le plan Cole-Cole » Di Benedetto (2005)

La valeur du module statique E_0 représente l'interaction entre les particules granulaires quand la contribution du bitume dans l'enrobé devient négligeable. On parle alors de retour vers un comportement élastique car l'angle de phase diminue en même temps que la perte de module. Ce phénomène est particulièrement visible sur les représentations dans l'espace de Black (Figure 1.9). Ce retour élastique a lieu quand le liant devient trop peu visqueux à hautes températures et/ou basses fréquences (Di Benedetto et al., 2004b). La variation du module statique (E_0) d'un enrobé à un autre peut être expliquée par une légère hétérogénéité parmi les échantillons testés. Cette variation peut être également expliquée par une variation dans la granulométrie et la teneur en vides (Lamothe, 2014).

1.4.3.4 Principe d'équivalence temps température (PETT)

Le principe d'équivalence temps température, le PETT, permet de tracer la courbe de comportement du matériau pour une gamme de fréquences ou de températures beaucoup plus large que celle imposée par les limites du matériau. Dans l'équation (1.14) uniquement le

paramètre τ dépend de la température. Dans le cas où le PETH valide, τ peut-être approchée au moyen de l'équation (1.15). Cette translation peut se faire au moyen d'un facteur noté a_T . Celui-ci peut être décrit à l'aide de la relation de Williams-Landel-Ferry (WLF) suivant l'équation (1.16) (Ferry, 1980) (Neifar et Di Benedetto, 2001) :

$$\tau(T) = a_T(T) * \tau_0 \quad (1.15)$$

Avec :

$a_T(T)$ Facteur de calage à la température θ
 $\tau_0 = \tau(T_1)$ Déterminé à la température de référence T_1

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_1)}{C_2 + (T - T_1)} \quad (1.16)$$

Avec :

C_1 et C_2 Facteur de calage à la température T

1.4.4 Résistance à l'orniérage

L'orniérage est une accumulation de déformations plastiques permanentes de l'EB sous l'application de charges lourdes. Pour une charge donnée, la déformation permanente est d'autant plus importante que la fréquence de sollicitation est faible et que la température est élevée. Ce comportement est imputable aux propriétés viscoélastiques du liant mais aussi à certaines propriétés des matériaux granulaires de l'enrobé dont l'angularité joue un rôle déterminant.

La faible résistance à l'orniérage d'un enrobé peut être le fait de quatre paramètres de formulation (Langlois, 2005) :

- une perte de rigidité du mastic due à une fraction en sable trop faible (Matthews et Monismith, 1992).
- une perte de rigidité du bitume à haute température (température H du bitume faible) (Tayfur, Ozen et Aksoy, 2007).
- un manque d'interaction entre les granulats (Matthews et Monismith, 1992).
- une teneur en vides (V_i) importante associée à des VCB faibles (Kandhal et Mallick, 2001) .

La susceptibilité à l'orniérage résulte certes de paramètres de formulation mais aussi de paramètres environnementaux et des fréquences de sollicitation. Zou, Xu et Wu (2017) ont classé ces différents paramètres pour plusieurs types d'enrobés (avec liant conventionnel, et modifié au SBS) le classement est le suivant : 1) Type de mélange, 2) Température, 3) Fréquence de sollicitation et, 4) Contact pneu-chaussée.

La formulation est essentielle pour prévenir l'orniérage de l'enrobé. L'emploi de liants fortement modifiés avec latex thermoplastique comme les SBS est un élément de formulation important, permettant de rigidifier le liant à haute température et réduire le potentiel de déformations permanentes pour les températures de moyenne à haute. L'ajout de polymères permet de diminuer l'impact des autres paramètres de formulation, notamment celui de la teneur en liant et en fines, vis-à-vis de la résistance à l'orniérage.

Par ailleurs, le module du bitume chute avec une augmentation de la température, l'essai visant à évaluer la résistance à l'orniérage d'un EB se fait dans les conditions les plus défavorables pour le matériau, c'est-à-dire, à haute température. Il consiste à placer un corps d'épreuve de 5 ou 10 cm d'épaisseur, selon le type d'EB et donc de son épaisseur de pose, et de le soumettre à une charge roulante de 5 kN suivant une fréquence de sollicitation de 1 Hz. L'essai se fait suivant la température haute du grade de bitume (valeur H du PG H-L), avec un maximum fixé à 60 °C.

1.4.5 Comportement en fatigue

Plusieurs ouvrages de référence décrivent en détail le phénomène de fatigue propre aux matériaux bitumineux et présentent une revue de littérature exhaustive (Kim, 2008) (Di Benedetto et Corté, 2005). Il est cependant important de rappeler quelques aspects fondamentaux en lien avec ce sujet dans le but de voir comment des variations en matériaux fins ou en liant pourraient impacter les performances en fatigue.

1.4.5.1 Introduction

Dès lors qu'il est mis en service, un ouvrage routier est soumis à un nombre important de sollicitations qui induisent un effort de traction dans les couches liées de la chaussée comme illustré à la Figure 1.2. Par la nature du trafic, ces chargements sont aléatoires et les contraintes qui en résultent sont très souvent inférieures à la contrainte admissible du matériau. Cependant, la répétition des chargements peut à terme dégrader le matériau jusqu'à la rupture : c'est le phénomène de fatigue. Pour le dimensionnement de chaussée suivant une approche mécanistique-empirique (M-E), on cherche à déterminer la durée de vie de l'enrobé en considérant la résistance en fatigue du matériau établie en laboratoire ($N_{f1,0}$, a_2 et a_3), les coefficients de calage et de risque (k_c , k_s et k_r) et les conditions de sollicitation sur le terrain (température, contraintes et déformations). La résistance en fatigue est obtenue en soumettant en condition isotherme, très souvent 10°C ou 20°C et 10Hz ou 25Hz, un nombre i d'éprouvettes de l'EB à plusieurs déformations cycliques sinusoïdales ($\epsilon_{0,i}$) afin de cerner leur durée de vie en fatigue ($N_{f,i}$). En considérant l'ensemble des couples ($\epsilon_{0,i}$, $N_{f,i}$) de résultats dans un domaine bi-logarithmique, la loi de comportement est alors établie en considérant une relation linéaire, laquelle est désigné droite de fatigue et/ou droite de Wöhler. La loi de Wöhler est reprise dans l'ensemble des outils de dimensionnement de type M-E et les paramètres de la droite servent directement au dimensionnement de la structure de chaussée.

1.4.5.2 Mode de sollicitation

Cette section présente une synthèse à ce sujet (Baaj, 2002; Di Benedetto et Corté, 2005). Le choix du mode de sollicitation a en effet un impact non négligeable sur la durée de vie en fatigue de l'EB puisque le comportement du matériau ne sera pas le même (Di Benedetto et al., 2004a).

On distingue deux modes de chargement sinusoïdaux distincts pour mener des essais de fatigue : les essais menés en contrôle de force ou ceux menés en contrôle de déplacement. La première approche consiste à imposer une force constante sur l'éprouvette. Dans ce cas, plus l'éprouvette s'endommage, plus la déformation est importante. Il en résulte une plus faible durée de vie et une plus faible variabilité. À l'inverse un contrôle en déplacement verra la force de sollicitation diminuées pendant l'essai, entraînant une durée de vie plus longue (en nombre de cycles) et une augmentation de la variabilité des résultats. Idéalement un contrôle en termes d'énergie serait le meilleur (Lamothe, 2014) mais il est en pratique compliqué à mettre en œuvre.

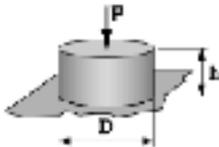
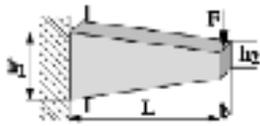
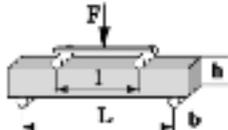
Par ailleurs, les méthodes de dimensionnement sont souvent fondées sur des lois de comportement établies sur des essais en contrôle de déformation (AASHTO, 2011; LCPC-SETRA, 1994), ce mode de sollicitation est donc le plus utilisé.

1.4.5.3 Type d'essais

De nombreux essais ont été mis au point pour déterminer la durée de vie en fatigue des matériaux. Di Benedetto et Corté (2005) en recensent au moins 9. Le Tableau 1.3 présente ceux utilisés dans le mémoire. Les essais de flexion 2 points (2PB) et 4 points (4PB) sont respectivement arrimés aux méthodes de dimensionnement française et américaine respectivement. Ils sont de ce fait très utilisés dans la littérature scientifique. Les essais de traction-compression (TC) sont eux aussi très utilisés car ils présentent l'avantage de

développer un champ de contrainte théoriquement homogène dans l'éprouvette pendant l'essai. Cela permet de calculer la contrainte et la déformation directement à partir des signaux de force et de déplacement sans utiliser d'hypothèse de calcul comme c'est le cas pour les essais de flexion.

Tableau 1.3 Synthèse des essais de fatigue utilisées dans le mémoire

	Traction-Compression	Flexion 4 points	Flexion 2 points
Géométrie de l'éprouvette			
	H : 150 mm D : 75mm	h ₁ : 56 mm h ₂ : 25 mm b : 25 mm L : 250 mm	l : 119 mm L : 357 mm B : 63 mm H : 50 mm
Norme d'essais	Procédure ÉTS/ENTPE	(AFNOR, 2018a)	(AASTHO, 2007)
Module initiale E_0^*	100 ^{em} Cycle	Moyenne des cycles 100 à 500	50 ^{em} Cycle
Critère de rupture	$N_{f50\%}^{(1)}$ $N_{II-III}^{(1)}$ $N_{\phi}^{(1)}$	$N_{f50\%}$	$N_{f50\%}$
Nombre de station (ϵ_0)	3	3	3
Nombre de Répétition	3	3	4
Fréquence d'essais (Hz)	10	25	10

Les nombreux essais de fatigue utilisés pour les matériaux bitumineux n'ont pas le même taux d'endommagement pour un même déplacement appliqué. L'étude menée par la RILEM (2004) a permis d'identifier certaines différences quant aux résultats des principaux essais de résistance en fatigue. Cette étude a balayé le spectre des principaux essais de fatigue avec le même EB. Celle-ci conclut en effet à une différence significative entre ceux-ci sans pour autant parvenir à des liens quantitatifs entre ceux-ci. Cependant, l'étude conclut à une plus grande

agressivité des essais non homogènes comme la flexion 2 points ou la flexion 4 points par rapport aux essais homogènes comme ceux réalisés en traction compression. La différence n'est pas clairement observée sur les pentes, mais sur les valeurs d' ϵ_6 , valeur qui définit l'amplitude de sollicitation menant à une rupture de l'éprouvette à 1 000 000 de cycles de sollicitation avec une probabilité de 50 %, comme il est possible de la voir à la Figure 1.12. Celle-ci présente les résultats associés des intervalles de confiance à 95 %.

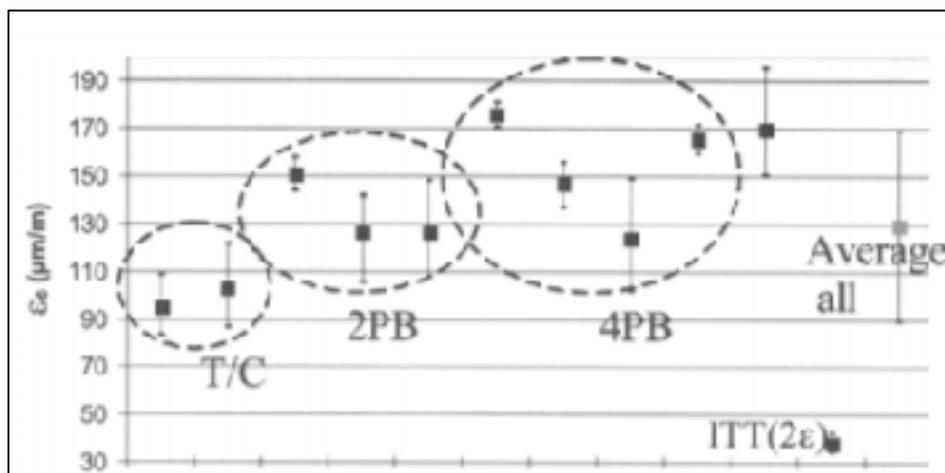


Figure 1.12 Valeurs des amplitudes de déformation pour 1 000 000 de cycle pour différents essais de fatigue
Tirée de Di Benedetto (2004)

La variabilité inhérente aux essais de fatigue oblige l'utilisation d'outils statistiques, pour prévenir d'éventuels biais dans l'analyse des résultats. Bien que les certains outils comme les intervalles de confiance soient fréquemment utilisés dans les études comparatives aucune étude comparant les pentes d'une manière fiable n'a été trouvée.

Les essais de fatigue en TC ont notamment été utilisés dans de récentes études de formulation d'EME en Ontario (Baghaee Moghaddam, 2019) et au Québec (Québec, 2013). Ce type de test permet de mieux saisir les propriétés intrinsèques du matériau, mais n'a cependant pas été utilisé dans les études antérieures cherchant à observer les variations de durée de vie en fatigue pour différents dosages en fines et en liants. Il convient donc de bien comprendre comment fonctionnent les modèles empiriques développés par celles-ci pour décrire le comportement en

fatigue. La comparaison avec ces résultats sera possible à condition de rester vigilant dans l'analyse au regard des résultats de l'étude de Di Benedetto et al. (2004a)

1.4.5.4 Déroulement d'un essai

Lors du déroulement d'un essai de fatigue, le module dynamique de l'enrobé est mesuré ($|E^*|$) pour les N chargements appliqués. Une perte de rigidité est alors observée, celle-ci traduit à l'échelle macroscopique l'endommagement par fatigue du matériau. Trois phases peuvent ensuite être distinguées comme illustré à la Figure 1.13. La phase 1 correspond à une chute brutale du module dû à plusieurs effets biaisant tel que l'autoéchauffement de l'éprouvette, le caractère thixotropique du liant bitumineux et la non-linéarité du comportement. Cette chute de module est donc réversible à l'arrêt des sollicitations. La phase 2 est caractérisée par une diminution linéaire du module dynamique, celle-ci correspond au développement d'un réseau de microfissure synonyme d'endommagement du matériau par fatigue. La phase 3 est caractérisée par une chute beaucoup plus brutale du module, ce changement de pente dans l'évolution du module est expliqué par une coalescence des microfissures en macrofissure. À partir de ces résultats il est possible de déterminer le cycle N_f correspondant à la rupture en fatigue de l'enrobé.

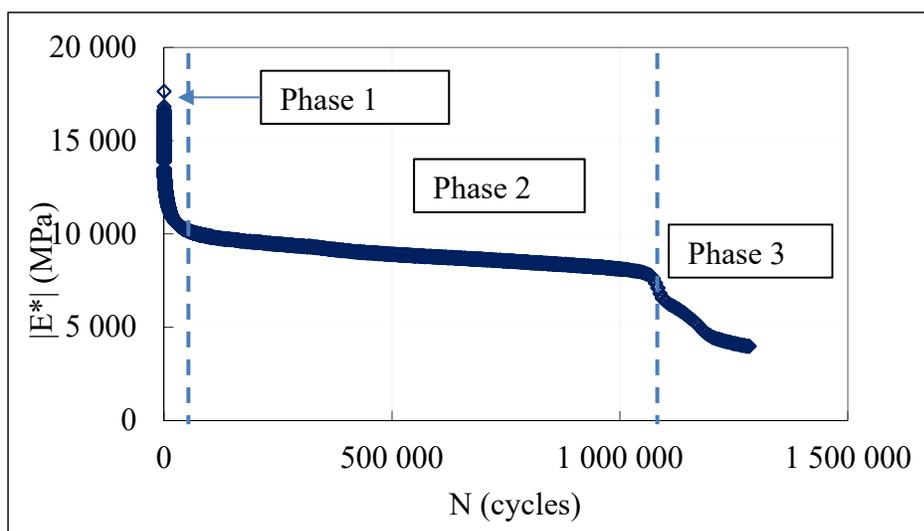


Figure 1.13 Évolution du module dynamique lors d'un essai de fatigue

1.4.5.5 Critère de rupture

Dans la mesure où le passage de la phase II à la phase III est considéré comme le point de rupture du matériau, il convient de définir les critères permettant d'identifier en pratique ce changement de pente.

Le critère le plus utilisé est celui correspondant à la diminution de 50% du module initial. Le Module initial correspond ici au module obtenu sur 100 cycles après le 100^{ème} cycle pour des essais de 2PB et 4PB pour des formules d'EB classiques utilisant des bitumes non modifiés, il s'avère que la transition entre ces deux phases est souvent proche de la réduction de moitié du module initial de l'éprouvette (Doan, 1976). L'exemple donné à la Figure 1.14 illustre cette approche. Ce critère reste le plus utilisé dans les essais normalisés Européens et Nord-Américains 2PB et 4PB et de TC (AASTHO, 2007; AFNOR, 2018b). Des auteurs ont cependant observé que la transition entre les phases II et III de l'essai correspondait plutôt à une diminution du tiers du module (de La Roche, 1996). Pour ce qui est du nombre de cycles, ces valeurs seront d'autant plus proches que la chute observée dans la phase III est abrupte. C'est donc un critère de rupture à 50 % de perte de rigidité qui a été choisi lors de la mise en place des essais de fatigue, ce critère est nommé N_{f50} . Cependant celui-ci peut s'avérer imprécis dans certains cas, notamment pour les EB formulés avec des liants modifiés (Di Benedetto et Corté, 2005). Dans ce contexte plusieurs autres critères ont été mis en place. Parmi eux, le $N_{fII-III}$ (Perraton et al., 2019) rend compte d'une manière plus fidèle du changement de pente de la relation $|E^*| - N$.

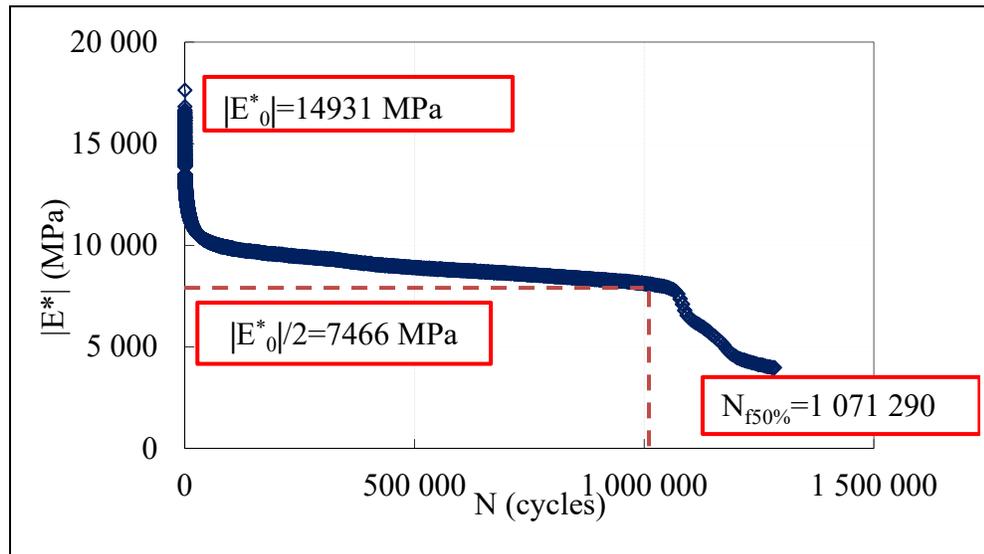


Figure 1.14 Critère de rupture sur la baisse de 50% du module

1.4.5.6 Droite de Wöhler

L'essai présenté au paragraphe 1.4.5.4 est répété pour différents niveaux de sollicitations. Il est alors possible d'obtenir une relation entre le niveau de sollicitation et le nombre de cycles à la rupture (N_f). Cette relation, a priori linéaire, est appelé droite de Wöhler. La régression par moindres carrés permet de caractériser un polynôme du premier degré qui établit une relation entre une sollicitation S et un nombre de cycles de rupture N_f dans le domaine Log-Log tel que représenté à la Figure 1.15.

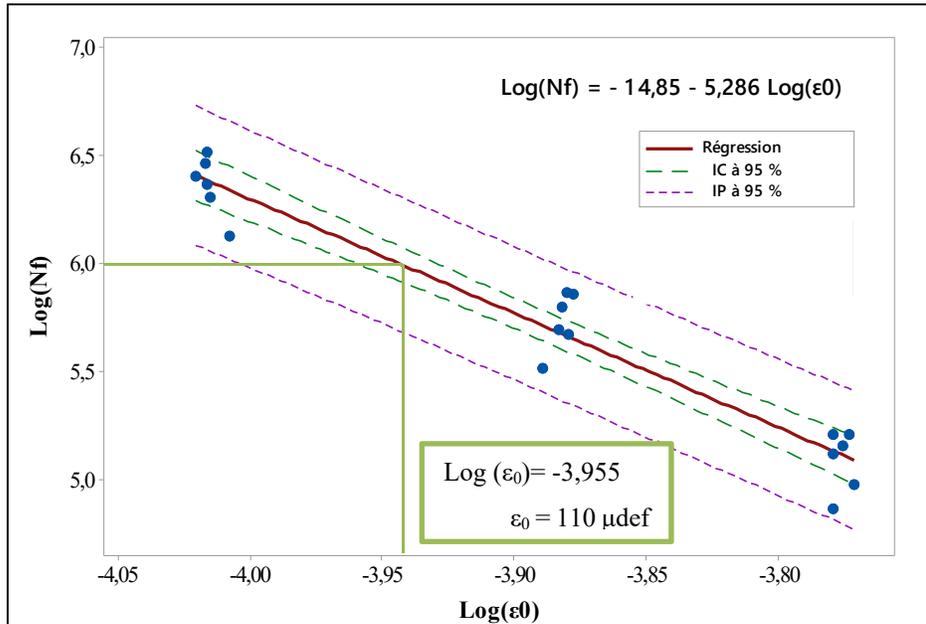


Figure 1.15 Courbe de Wöhler associée aux intervalles de confiance et de prédiction et notion d' ϵ_6

Perraton et al. (2019) formalise la loi de fatigue tel que décrit sur l'équation (1.17) :

$$N_f = N_{f1}(\theta, f) * \epsilon_0^{-a_2} \quad (1.17)$$

Avec :

f La fréquence d'essais

N_f Nombre de cycles pour atteindre la rupture du matériau pour une déformation ϵ_0

$N_{f1}(\theta, f)$ Durée de vie nécessaire pour $\epsilon_0=1$ m/m

ϵ_0 Déformation appliquée en m/m

a_2 Coefficient directeur de la relation bi-logarithmique $\log(\epsilon_0)$ vs $\log(N_f)$

Une autre expression possible permet d'obtenir une variable d'intérêt permettant le dimensionnement de chaussée dans la méthode française : ϵ_6 . Pour cette raison, les sollicitations des essais de fatigue sont appliquées de telle sorte que les points de rupture soit répartis de part et d'autre du million de cycles pour avoir le plus de précision sur cette valeur.

Pour une température et une fréquence données la relation S- N_f est donnée par l'équation (1.18) :

$$\text{Log}(N_f) = a_3 + \left(\frac{1}{b}\right) * \log(\varepsilon_0) \quad (1.18)$$

Avec :

N_f Nombre de cycles pour atteindre la rupture du matériau pour ε_0

ε_0 Déformation appliquée en m/m

a_3 et b Coefficient directeur de la relation bi-logarithmique $\log(\varepsilon_0)$ vs $\log(N_f)$

L'estimation pour obtenir la déformation nécessaire pour obtenir un million de cycles tel que représenté à la Figure 1.15 est donc :

$$\varepsilon_6 = 10^{b*(6-a)} \quad (1.19)$$

La variance résiduelle S_N (l'écart au carré des erreurs standards de la régression) est alors permet d'estimer la variance de la régression σ^2 à partir des données expérimentales telle que :

$$S_N = S_{\log(N_f)} * \sqrt{\frac{(1 - r^2) * (n - 1)}{(n - 2)}} \quad (1.20)$$

Avec :

n Nombre d'éprouvettes testées pour déterminer la droite

r^2 Coefficient de détermination de la régression

$S_{\log(N_f)}$ L'écart type des $\log(N_{fi})$

Le nombre de cycles à la rupture, la durée de vie en fatigue (N_f), peut varier de 1 à 10 pour un même niveau de sollicitation voire de 1 à 30 avec certains matériaux bitumineux très hétérogènes (Lamothe, 2014). En conséquent, il est nécessaire de réaliser un grand nombre d'essais pour parvenir à une caractérisation juste de la droite de Wöhler d'un matériau (Young,

Bentur et Mindess, 1998). De plus le coefficient de détermination peut lui chuter fortement si les stations des essais (les niveaux de déformation imposés) ne sont pas suffisamment écartées les unes des autres. Il convient de se munir d'outils d'analyses statistiques pour analyser rigoureuse des résultats.

1.4.5.7 Influence de la température

La revue de la littérature rapporte une influence non linéaire de la température sur la résistance en fatigue des enrobés. Cette influence est non linéaire et présente un minimum pour des valeurs comprises entre 0°C et 10°C de telle sorte que lorsque la température d'essais s'écarte de ces valeurs la résistance en fatigue augmente. Soliman et Doan (1977) ont identifié, sur des mélanges sable-bitume, une température critique autour de 0 °C. Par ailleurs, Moutier, DUAN et Chauvin (1988) ont montré que sur des EB semi-grenus formulés avec un bitume non-modifié la température valeur critique se situe entre 0 °C et 10 °C (Figure 1.16). Les données de Moutier sont obtenues sur un plus grand nombre d'échantillons et avec des matériaux plus proches des EB utilisés aujourd'hui. Ces données permettent d'établir la relation empirique illustrée à la Figure 1.16.

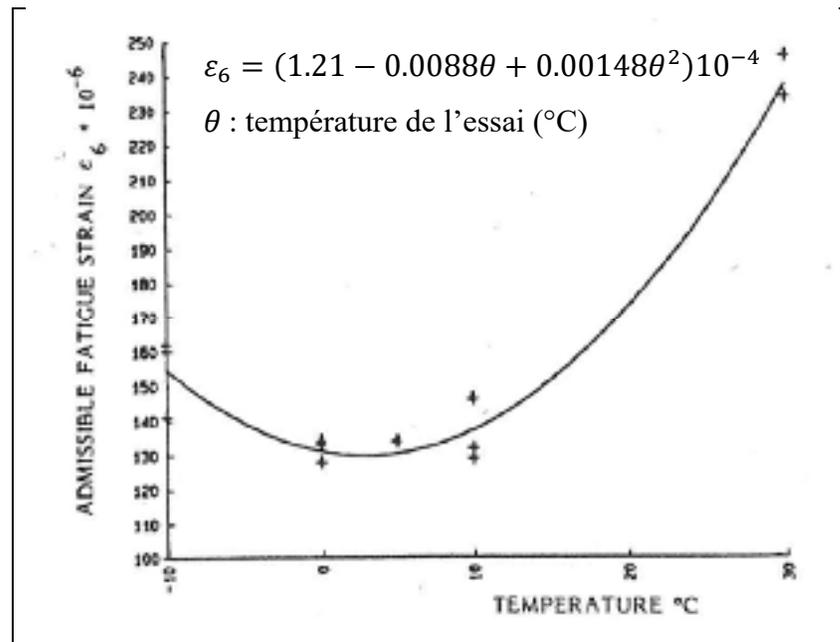


Figure 1.16 Déformation admissible en fatigue en fonction de la température
Tirée de Moutier, DUAN et Chauvin (1988)

1.4.5.8 Modélisation

De nombreuses études ont cherché à prédire le comportement en fatigue des enrobés bitumineux à partir de différents paramètres de formulation (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988) (Read, Whiteoak et Hunter, 2003). Bien qu'il soit possible d'identifier des tendances quant à l'influence de ceux-ci, il est difficile d'en extraire des valeurs quantitatives puisque la formulation des EB est complexe d'une part et les types d'essais réalisés sont diversifiés d'autre part. Les modèles basés sur la formulation de l'EB et permettant de prédire leur durée de vie en fatigue sont principalement empiriques. Les modèles proposés sont donc plutôt bien adaptés aux EB conventionnels dans la mesure où les méthodes d'essais sont les mêmes.

Le guide de formulation française propose une relation pour prédire une valeur d' ϵ_6 pour un essai de flexion deux points-2PB (Eq. 1.22). La particularité de ce modèle est de prendre en compte la variation du pourcentage de vides en plus de la teneur en liant. Cette relation est

établie à partir de la base de données fournie par l'étude de Moutier (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988). Cette relation prend en compte la teneur en liant, mais aussi la teneur en vides (le module et la teneur en vide étant fortement corrélés, les paramètres des deux modèles sont en réalité assez proche). Elle est calibrée sur des essais de fatigue de flexion 2 points.

$$\Delta(\varepsilon_6) = 3,3\Delta V \quad (1.21)$$

$$\varepsilon_6 = (-125 + 72TL - 4.85TL^2) + 3,3\Delta V \quad (1.22)$$

Avec :

V_b Teneur en bitume en %

S_m Module de l'enrobé en MPa

Les études mettent en évidence le fort impact de la teneur en liant sur la fatigue, mais aussi d'autres paramètres du mélange comme la teneur en vides. Leur comparaison est complexe, car bien qu'ils aient des similarités d'un point de vue des variables, beaucoup d'entre elles ne sont pas obtenues de la même façon. En l'absence d'étude de robustesse réalisée en essais de fatigue de TC, ces valeurs pourront servir de base pour une comparaison de l'EME-14 avec des EB conventionnels.

1.5 Formulation des enrobés à module élevé (EME)

Cette section vise à décrire les spécificités des enrobés à module élevé (EME), en mettant l'emphase sur la formulation de produits destinés aux régions froides.

1.5.1 Définition performanciel des EME

Apparus en France dans les années 80, les EME, avaient, à l'origine, vocation à être utilisés dans un contexte de réhabilitation en milieu urbain imposant une limite quant à l'épaisseur de la structure de chaussée due à la présence de réseaux sous celle-ci. Ensuite, l'utilisation des EME s'étend à l'ensemble des chaussées neuves pour lesquels on souhaite notamment augmenter la durée de vie sans changer de méthode constructive (Corté, 2001 69; Delorme, De

la Roche et Wendling, 2007). Les performances de ces matériaux sont clairement définies par des normes, que ce soit en Europe ou en Amérique du Nord

Bien que les EME ne soient pas normalisés au Québec, l'association professionnelle Bitumes Québec donne des recommandations rapportées dans le Tableau 1.4.

Tableau 1.4 Spécification de performance pour les EME au Québec
Adapté de Bitume Québec (2013)

Propriétés	Norme d'essais	Spécifications	
Catégorie gros granulats	NQ 2560-114/2002-M2	2a	
Catégorie granulats fins	NQ 2560-114/2002-M2	2	
Compacité	LC 26-320	≥ 93 %	
Pourcentage de vides	LC 26-320	10 girations	≥ 11,0 %
		100 girations	4,0 à 7,0 %
		200 girations	≥ 2,0 %
Résistance à l'orniérage (Plaques de 100 mm, 60 °C à 30 000 cycles)	LC 26-410	≤ 5,0 %	
Tenue à l'eau, tsr	AASHTO T283	≥ 75 %	
Teneur en bitume minimale	LC 26-006	3,75 %	
Résistance au retrait thermique empêché	AASHTO TP10-93	≤ -28,0 °C	
Grade de bitume		PG 88-28	
Résistance à la fatigue (10 °C à 10Hz, nf50%)	T/C type ÉTS-ENTPE	> 130	
Modules complexes E* 	LC 26-700	T/C 10 °C, 10Hz	> 14 000
		T/C 15 °C, 10Hz	> 11 000

L'un des points clés de la formulation des EME classiques est l'utilisation en grande quantité d'un liant dur, rigidifiant ainsi l'enrobé dans son ensemble. Cependant un liant rigide est naturellement plus fragile et donc plus susceptible de fissurer à basse température. Pour la formulation en régions froides, deux stratégies peuvent être adoptées, la première vise à réduire la quantité de liant utilisé, la seconde à utiliser un liant modifié étant à la fois dure à haute température, mais restant ductile pour des températures relativement froides (ce qui revient à avoir un écart entre la température haute et basse du grade PG plus importante).

1.5.2 Formulation à courbe granulométrique discontinue

Une première stratégie pour augmenter les performances des EB conventionnels tout en réduisant la teneur en liant est d'utiliser une granulométrie discontinue pour limiter les effets de desserrement couplé à l'utilisation d'un bitume de plus haute performance. Cette approche cherche à supprimer les fractions intermédiaires du squelette granulaire en se basant sur l'approche d'empilement granulaire de Caquot (1937). Afin de réduire la teneur en liant et la porosité, des travaux ont permis de mettre en œuvres en régions froides, des EB formulés selon ce principes (Meunier, 2005) (Perraton, Meunier et Carter, 2007). Il a aussi été montré que ces enrobés disposent d'une excellente résistance en fatigue avec des formules pouvant atteindre des valeurs d' ϵ_6 au-delà de 160 $\mu\text{m}/\text{m}$ (Perraton et al., 2003). Enfin vis-à-vis des performances à basses températures, comme celles-ci dépendent principalement du type de liant utilisé, des auteurs ont montré qu'en utilisant des liants modifiés au latex SBS, ce type d'EB performaient mieux que les EB conventionnels (TAN et al., 2010). Il a aussi été montré que l'emploi de liant modifié au SBS performe aussi bien que les EB conventionnels pour des teneurs en bitume plus faibles de l'ordre de 4 - 4,5 % massique (Olard, 2012).

Bien que les EB à courbe granulométrique discontinue soient déjà utilisés dans un contexte industriel, ils ont, en pratique deux inconvénients. Le premier est que du fait de la discontinuité, ces enrobés sont d'avantage sujets à la ségrégation lors du transport et de la pose. La deuxième est qu'ils n'utilisent pas tout le spectre des granulats habituellement produits en carrière ce qui peut créer un déséquilibre dans les stocks.

1.5.3 Formulation à courbe granulométrique continue

Il est aussi possible de formuler les EME avec un squelette granulaire le plus continu possible pour attendre un meilleur empilement des grains comme l'ont montré les travaux de Fuller et Thompson (Fuller et Thompson, 1907) et plus récemment De Larrard et Tondat (1993) dans des travaux appliqués aux bétons fibres ultras haute performance. Cette optimisation granulaire à très forte compacité permet de réduire considérablement le film de bitume effectif autour des granulats ce qui offre un levier de formulation bien adapté aux régions froides. Associée à

l'utilisation d'un liant fortement modifié permettant à l'EB d'être à la fois rigide à haute température et relativement ductile à des températures plus basses. L'efficacité de cette méthode a été montrée et est bien détaillée par Baghaee Moghaddam (2019).

1.5.4 Liant et teneur en liant utilisés dans la formulation d'EME

La section 1.4 a rappelé l'importance du type et de la quantité de liant utilisé vis-à-vis des performances de l'EB. Ici les approches faites par les méthodes française et américaine divergent significativement l'une de l'autre. Dans les deux cas le choix du liant est une étape cruciale pour atteindre les performances décrites au Tableau 1.4.

Les EME français sont proches des graves bitumes conventionnellement utilisées pour les couches de base. Ils sont cependant plus riches en liant et formulés avec un bitume plus dur dans le but d'augmenter leur rigidité et d'améliorer leur résistance en fatigue. La Figure 1.17 présente l'évolution du dosage et de la nature du bitume utilisé dans les couches de bases en France depuis l'apparition des EME. On constate des teneurs en liant en constante augmentation avec des bitumes toujours de plus en plus durs donnant lieu à des EB avec des modules (15°C , 10Hz) de plus en plus élevés.

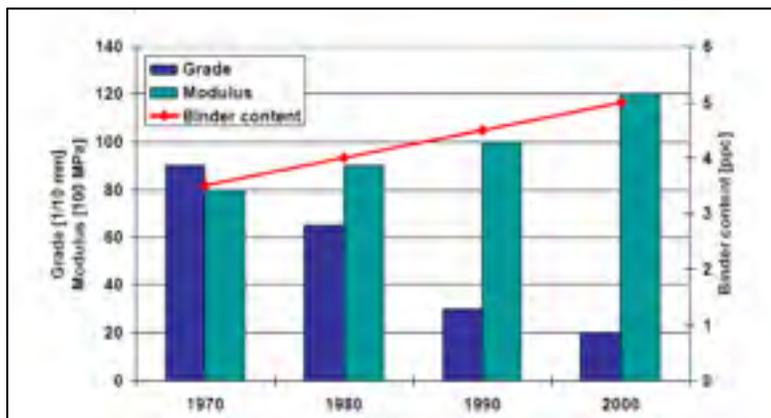


Figure 1.17 Évolution des couches de base en France
(Modules moyens des enrobés à 15°C , 10Hz)
Tirée de Distin et al. (2006)

L'approche Nord-américaine utilise aussi un bitume plus rigide à haute température, mais celui-ci doit cependant composer avec la résistance à des températures très froides, voire extrêmement froides. Pour cela des bitumes spéciaux sont utilisés à faible teneur rendant le matériau moins susceptible aux variations thermiques. Cette différence est illustrée dans les exemples de formulation donnés au Tableau 1.5. Dans le but de compenser la baisse de performance induite par la réduction de la teneur en liant nécessaire à la bonne tenue au gel des liants hautes performances sont utilisées pour la formulation d'EME. Pour des formulations à courbe granulométrique continue, les bitume PG 88-28 ont prouvé leur efficacité pour permettre d'atteindre les performances requises. Une analyse complète des bénéfices de ces bitumes dans les EME est faite par Baghaee Moghaddam (2019) et Leiva-Villacorta et Willis (2017). Les EME formulés pour les régions froides présentent des modules de richesse K relativement faibles. L'étude visant à développer les EME pour l'Ontario (Baghaee Moghaddam, 2019) a ciblé des module de richesse de 3,5 et 3,0 (pour des EME-12,5 et EME-19).

Il est donc possible de dire que les EME formulés pour les régions froides à partir de paramètres de formulation sensiblement différents permettent d'égaliser les performances des EME classiques et de les surpasser pour la résistance à la fissuration thermique. Pour cela, la teneur en liant est réduite grâce à l'emploi de squelette granulaire et d'un type de liant plus performant.

1.5.5 Exemple de formulation d'EME pour régions froides

À titre indicatif les performances obtenues dans le cadre des différentes études de formulation pour EME adaptés aux régions froides sont présentées dans le Tableau 1.5. Il compare différentes formules d'EME dont trois formulées pour les régions froides. Leur formulation est radicalement différente des EME français (teneur en bitume VCB), pourtant leur performance est égale voire supérieure à ces derniers.

Tableau 1.5 Exemple de propriétés de formulation d'EME pour régions froides

Propriété de formulation	EME-12,5 ON	EME-19 ON	EME-14 QC-Eurovia	EME-2 Fr
Bitume	PG 88-28	PG 88-28	PG 88-28	PG 88-16
P _{bi}	5,0	4,3	4,4	5,7
d _{mm}	2,678	2,709	2,568	2,478
VMA (%)	14,6	12,4	13,0	15,0
VCB (%)	82,0	84,0	65,3	90,0
V _a @ N _{ini} (%)	11,4	10,3	12,5	N/D
V _a @ N _{des} (%)	2,7	2,0	4,5	1,5
V _a @ N _{max} (%)	1,7	1,0	3,8	N/D
P _{bc}	4,5	4,1	4,2	5,1

La section 1.4 a montré que la formulation d'EB résultait d'un équilibre entre chacun des constituants. Leur influence étant parfois antinomique d'un point de vue performanciel. De plus, les teneurs en bitume et en fines semblent être des paramètres ayant une forte influence sur la durabilité globale des matériaux bitumineux. Le fait que les EME formulés pour les régions froides comportent une très faible teneur en bitume et une forte teneur en fines peut donc être une source potentielle de problème en vue d'une application industrielle. Une analyse des différentes études quantifiant l'impact des variations en dosage en liant et en filler s'avère donc nécessaire.

1.6 Influence des paramètres de formulation sur les propriétés thermomécaniques des matériaux bitumineux

Cette section cherche à mettre en lumière comment les différentes variations de constituants lors de la formulation peuvent influencer les propriétés d'ingénierie décrite dans la section 1.4. Les tolérances de production ont été établies à partir de standards de qualité pour la production, mais pas selon une approche performanciel. L'impact des écarts jugés acceptables par les principes de la qualité n'est pas bien connu. Si quelques études d'envergure existent (Banerjee, de Fortier Smit et Prozzi, 2012) (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988) (Vazquez et al., 2010) aucune n'a été faite avec les essais normalisés au Québec et aucune n'a ciblé les EME tel que formulés au Québec. L'intérêt de cette section est donc double, d'une part cette revue de littérature permet de réduire le nombre d'essais réalisés en ciblant les principales propriétés

susceptibles d'être impactées par les variations de fines et de liants. De plus, elle cherche à extraire des valeurs de références pour évaluer si les EB à faible de teneur en liants hautement modifiés sont plus ou moins sensibles que les EB formulés avec des liants conventionnels.

1.6.1 Impact sur l'aptitude au compactage

L'aptitude au compactage de l'enrobé est influencée par le « frottement » entre les particules du mélange. Ainsi, dès lors que le liant a la bonne viscosité (c'est à dire à température de compactage) les principaux paramètres vont être reliés à l'angularité des particules et à la quantité de liant permettant de lubrifier le système. On peut donc identifier trois leviers principaux :

- la teneur en fines,
- la teneur en liant,
- l'angularité des particules.

Le guide de formulation française propose des relations empiriques pour quantifier l'impact de chaque propriété sur la compacité du mélange à 80girations. Cependant la généralisation de ces résultats est difficile, car l'étude en question a été faite sur des EB types avec des bitumes non modifiés.

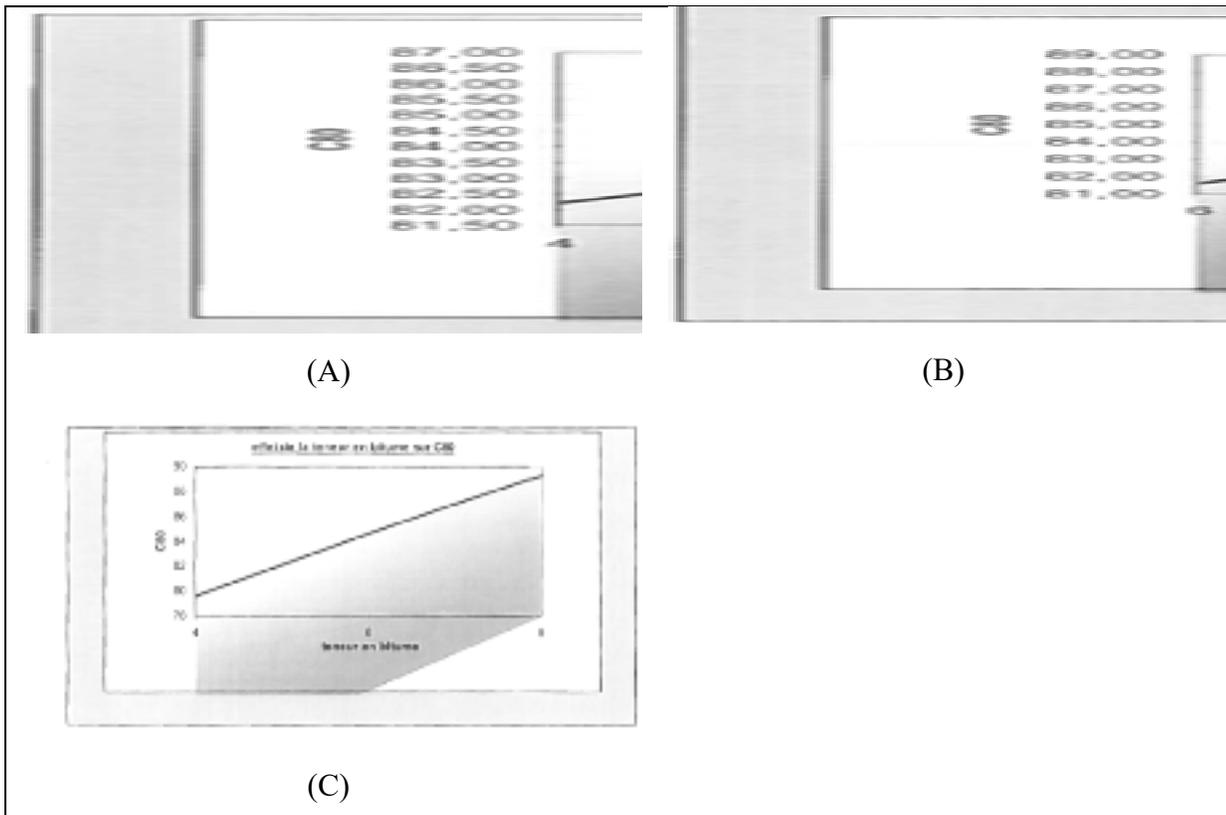


Figure 1.18 Impacts des paramètres de formulation sur l'aptitude au compactage (A) teneur en filler ; (B) Dmax ; (C) teneur en bitume
Tirée de Delorme, De la Roche et Wendling (2007)

Cette étude permet cependant d'identifier des tendances quant à l'impact des variations de constituants, le bitume semble avoir plus d'impact que le filler. De manière purement empirique, les auteurs du guide donnent les observations du Tableau 1-6.

Tableau 1.6 Effet de la composition sur les résultats d'essais de la presse à cisaillement giratoire
Tiré de Delorme, De la Roche et Wendling (2007)

Paramètre	Effet sur les vides à n rotations
Teneur en bitume -0.25	+0,5 à +0,6 %
Teneur en bitume +0.25	-0,5 à -0,6 %
Teneur en fines +1	-1,7 à -0,5 %
Volume de mastic 16 % à 23 %	+4 %

Dans le cadre de la présente étude il paraît intéressant de relever les variations dues à la teneur en bitume ou en fines, mais aussi celles dues au volume de mastic. Le mastic étant une combinaison des teneurs en fines et en filler il est possible de voir que c'est un indicateur d'intérêt pour des problématiques de formulation comme celles étudiées ici. Il reste néanmoins à déterminer si ces variations observées à la PCG sont automatiquement accompagnées de mauvaise tenue à l'orniérage ou à la fatigue.

1.6.2 Impact sur la susceptibilité à l'orniérage

La revue de la littérature semble confirmer les tendances observées à la PCG pour la susceptibilité à l'orniérage des EB, à savoir que les principaux paramètres de formulation l'impactant sont : la teneur en fines, la teneur en liant, la GNM du mélange et l'énergie de compaction. Aucune corrélation fiable n'a cependant été trouvée entre résistance à l'orniérage in situ et essais de PCG (Langlois, 2005). On peut cependant s'apercevoir que l'ensemble de ces paramètres vont influencer la teneur en vide des mélanges. La présence de la variable de teneur en vides dans les différents modèles résulte donc de l'interaction de ces variables.

Le principal facteur influençant la susceptibilité à l'orniérage est selon la littérature la teneur en bitume (Williams, 2003), plus celle-ci est élevée plus les EB auront tendance à orniérer. Dans une moindre mesure la teneur en fines peut avoir un effet rigidifiant et combler les vides ce qui a pour effet d'augmenter la résistance à l'orniérage pour certains mélanges (Di Benedetto et al., 2004a). La grosseur nominale maximale du squelette granulaire (GNM) peut aussi jouer un rôle (Kandhal et Mallick, 2001). Plusieurs auteurs ont mis en avant une plus forte corrélation du pourcentage d'ornières avec le VMA du fait qu'une faible porosité implique un bon interlock entre les granulats (Roque et al., 2006). Cependant, ce critère qui est facile d'utilisation en laboratoire, s'avère difficile à utiliser dans la pratique car la répétabilité en laboratoire n'est pas très bonne (Kandhal, Foo et Mallick, 1998) (Coree et Hislop, 1999). Il convient de rappeler que l'impact des variations de dosages est d'autant plus grand que le paramètre est susceptible d'avoir un impact sur une propriété d'ingénierie donnée. Pour la résistance à la déformation plastique à haute température l'interaction entre les variations en

fines (dû au pouvoir rigidifiant de celles-ci) et de bitume (selon son rôle dans la résistance à l'orniérage du mélange) vont aussi avoir de l'importance (Chowdhury, Button et Grau, 2001). Dans une étude visant à caractériser l'impact des différents paramètres de formulation Banerjee (Banerjee, de Fortier Smit et Prozzi, 2012) propose une relation empirique mettant en relation la profondeur d'ornière à 20 000 passes sur le *hamburg wheel tracking device* et 4 paramètres de formulation : la teneur en bitume, le module de finesse, le rapport filler/bitume et la GNM de granulats. Les termes du modèle sont donnés dans le Tableau 1-7 :

Tableau 1.7 Analyse de régression l'étude HWTD menée au texas
Tiré de Banerjee, de Fortier Smit et Prozzi (2012)

Regression Statistics			
R-carré ajusté			0,70
f-statistic			33,8
Significance of f-statistic			0,00
# of observation			57
Standart error (mm)			1,41
Significant effect	Coefficient	t-statistic	p-value
Binder Content	330	9,43	0,00
Filler-to-binder ratio	1,16	1,88	0,06
Gravel (0/1)	-3,20	-6,65	0,00
Finesses Modulus	-1,54	-2,07	0,04

Cette étude confirme la prépondérance de la teneur en bitume et de la GNM du mélange quant à la susceptibilité à l'orniérage pour des mélanges formulés au liant de grade PG 76-22S.

1.6.3 Impact sur les propriétés à très basse température.

Concernant l'impact des dosages sur les propriétés à très basse température de l'EB, la littérature est moins riche que pour ce qui a trait aux autres propriétés d'ingénierie. Notamment, car les zones géographiques concernées sont plus restreintes. Dans le cas d'EB situés en régions froides, cette propriété est absolument fondamentale et il convient de valider l'impact des variations des constituants sur celle-ci.

Le type de bitume est prépondérant pour la température de rupture de l'enrobé (voir §1.4.2). Les guides de formulation américain, québécois et français indiquent qu'une teneur en vides interstitielle plus faible et qu'une quantité de mastic plus élevée contribuent aussi à améliorer cette résistance à la fissuration pour des enrobés classiques (Cominsky, Kennedy et Anderson, 1994; Delorme, De la Roche et Wendling, 2007; Langlois, 2005).

Concernant la contrainte à la rupture, celle-ci est principalement affectée par le type de granulats et la teneur en vides dans l'éprouvette. Cette constatation peut être quantifiée empiriquement par l'équation (1.23) donnée par Young, Bentur et Mindess (1998) mettant en relation la contrainte à la rupture pour une variation de la porosité. Dans une moindre mesure la contrainte à la rupture est impactée par le type de liant, le temps de relaxation et le taux de refroidissement.

$$\sigma_u = \sigma_0 \exp(-kP) \quad (1.23)$$

Avec :

σ_u	Contrainte à la rupture
P	Porosité
σ_0	Contrainte pour $P=0$ ou contrainte intrinsèque du matériau
k	Une constante du modèle

La taille et le type de granulats peuvent aussi avoir un impact dans la mesure où ceux-ci changent la conductivité thermique du matériau. Il a été montré qu'à teneur et type de liant égal, les EB avec une taille d'agrégats plus petite ont tendance à rompre à des énergies de fracture plus élevées (Marasteanu et al., 2012).

1.6.4 Impact des variations sur la rigidité du matériau

Bien que la teneur en vides ne soit pas un paramètre de formulation, elle est directement impactée par la variation des constituants. De plus, il apparaît que la rigidité du matériau

semble principalement affectée par sa teneur en vides (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988) (Di Benedetto et Corté, 2005) (Lundstrom, Isacson et Ekblad, 2003). Ainsi tous les paramètres de formulation susceptibles d'influencer les vides du matériau sont susceptibles d'avoir un impact sur sa rigidité. Cependant dans le cadre des variations de production, et en considérant une énergie de compaction équivalente, les variations des vides engendrées devraient avoir un impact relativement mineur. La plupart des études citées plus haut comparent les modules pour un couple de fréquence-température donnée. Il serait intéressant de voir l'impact de ces variations sur les coefficients des modèles pour la rigidité du matériau.

Un ajout de fines a pour effet d'améliorer la rigidité du mastic, notamment pour les températures relativement hautes (Delaporte, 2007). De plus celui-ci réduit les VMA du mélange et par conséquent augmente la rigidité de l'enrobé. Cette tendance n'est a priori vraie que pour de petites variations en fines. Au-delà d'un certain seuil, la rigidité du bitume chute (Soliman, 1976).

Lors d'un important programme interlaboratoire Moutier (1988) a établi une relation permettant de prédire la valeur du module pour un couple fréquence température de 15°C;10Hz.

$$|E^*|_{15^\circ\text{C};10\text{Hz}} = \left(-3,36 + 1,79\text{TL} - 0,184\text{TL}^2 + \left(\Delta\text{C} * \left(-0,078 + \frac{0,63}{\text{TL}} \right) \right) \right) * 10000\text{MPa} \quad (1.24)$$

Avec :

- TL** La teneur en liant pondérale pour une masse volumique de granulats de 2,65
ΔC Paramètre prenant en compte l'énergie de compactage (différence entre le compactage PCG et chantier)

Bien qu'empirique, cette relation possède l'avantage d'être calibrée pour des mélanges standard formulés avec un bitume dur français.

1.6.5 Impact des paramètres de formulation sur la Résistance en fatigue

Pour certains auteurs, la durée de vie en fatigue augmente avec la rigidité du liant en particulier pour les *coarse mix* (Vivar et Haddock, 2006) (Paul et al., 2000) (Soliman et Doan, 1977) (Monismith et al., 1970). Des études ont cependant cherché à mettre en relation ces paramètres. La Figure 1.19 montre cette relation. Les EB présents sont les mêmes, seul le grade de bitume entre ceux-ci change. On remarque l'impact positif d'un enrobé plus dur sur la durée de vie en fatigue. Il est cependant complexe d'établir des relations tant la valeur du module peut dépendre de nombreux paramètres de formulations comme la teneur en vides. Au-delà de la teneur en vides, leur répartition apparaît aussi un facteur important qui améliore la résistance en fatigue, les mélanges à granulométrie continue performant mieux que ceux à granulométrie discontinue (Ugé et Lemaire, 1976) (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988).

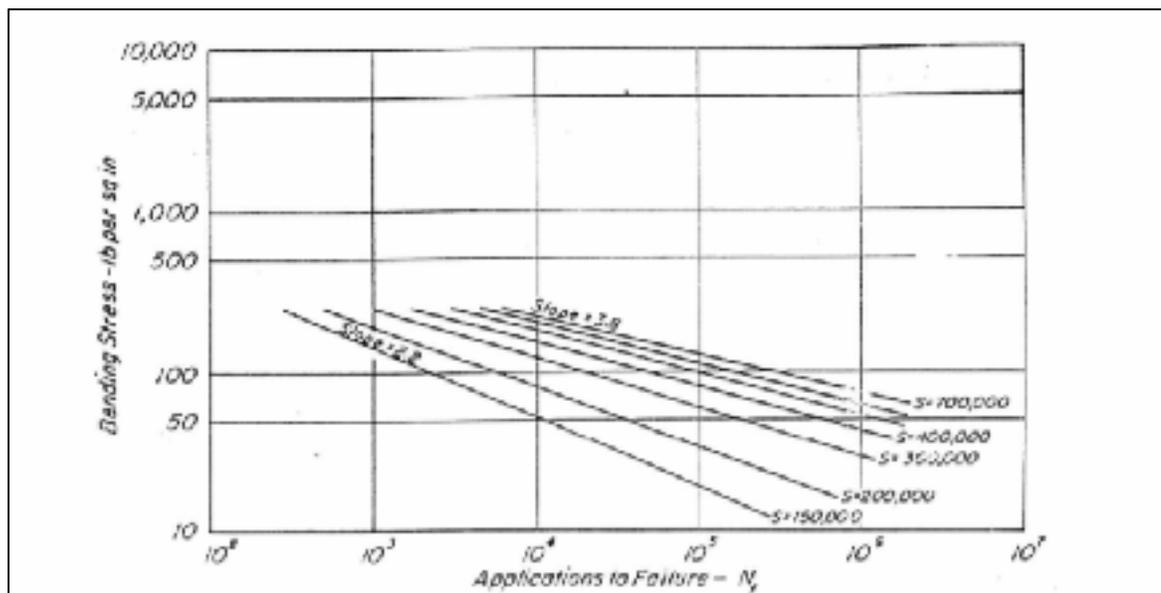


Figure 1.19 droite de Wöhler pour des mélanges à différentes rigidités
(la teneur en bitume reste la même, seul le grade change)
Tirée de Monismith et al. (1970)

De façon générale, il semble que, la teneur en bitume est un des facteurs prépondérants pour ce qui impacte la variation de la durée de vie en fatigue (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988) (Tayebali, Rowe et Sousa, 1992). Une valeur seuil de 7 % de bitume est généralement admise

comme seuil en deçà duquel la diminution de la teneur en bitume entraine une baisse de la résistance en fatigue (Di Benedetto et Corté, 2005).

Le module n'est pas toujours pris en compte dans les modèles empiriques. Cela peut s'expliquer par le fait que le terme contenant le module dans ces modèles reflète en fait une variable dépendante du type de bitume, comme c'est par exemple le cas dans l'étude de Banerjee (Banerjee, de Fortier Smit et Prozzi, 2012) dont l'analyse des coefficients de régression est donnée ci-dessous. Cette hypothèse peut être confirmée par les nombreuses études qui tendent à montrer que plus le liant est dur, plus la pente de la droite de fatigue est faible (Bazin et Saunier, 1967) (Said, 1988). En complément il convient de dire que cet impact n'est pas le même selon les températures d'essais (Arand, 1987).

Tableau 1.8 Impact des paramètres de formulation sur la durée de vie en fatigue
Étude Texane
Tiré de Banerjee, de Fortier Smit et Prozzi (2012)

Regression Statistics			
R-carré ajusté			0,68
f-statistic			122
Significance of f-statistic			0,00
# of observation			226
Standart error (mm)			0,36
Significant effect	Coefficient	t-statistic	p-value
Intercept	6,03	29,2	0,00
Binder Content	-0,594	-7,52	0,00
Filler-to-binder ratio	46,2	10,6	0,00
Tensile Strain	-0,006	-20,1	0,00
Gravel (0/1)	0,150	2,80	0,01

Pour ce qui est de l'impact des granulats et de leur dosage, de nombreux auteurs montrent que leur impact est tout à fait mineur pour ce qui est de la résistance en fatigue (Bazin et Saunier, 1967) (Epps et Monismith, 1972) (Epps et al., 1969) (Monismith et al., 1970). Indépendamment de leur dosage, leur adhésivité et leur résistance peuvent cependant avoir un impact sur la durée de vie en fatigue (Kim, Kim et Khosla, 1992). Pour Soliman (1977) la teneur en fines semble être très affectée par les variations des paramètres de formulation et ce

quel que soit les types de sollicitations et de formules. De part les très faibles tailles, les particules de filler développent une très grande surface spécifique. Or, plus la surface spécifique des granulats est élevée plus la quantité de bitume adsorbée sera grande et le film de bitume effectif faible. Ainsi Banerjee (2012) montre que plus le rapport filler/bitume est faible moins la résistance en fatigue est importante. Par exemple pour des mélanges à granulométrie discontinue il détermine qu'un apport supplémentaire de 0,3 % de bitume augmente la résistance en fatigue de 50 % (BFT-AASTHO T321 à 20 C 10 Hz) sans affecter la susceptibilité à l'orniérage.

Tableau 1.9 Résumé de l'impact des facteurs de formulation d'après les praticiens
Tiré de Delorme, De la Roche et Wendling (2007)

		Facteur/Effet	Effet induit	
Pourcentage de vide ⬇	Augmenter ⬆	% Sable	+++	Risque d'orniérage --
	Augmenter ⬆	discontinuité	++	Risque d'orniérage --
	Augmenter ⬆	+10 % le sable roulé	++	Risque d'orniérage --
	Augmenter ⬆	la teneur en Bitume	+	Risque d'orniérage --
	Augmenter ⬆	teneur en bitume	+	Risque d'orniérage -
	Augmenter ⬆	les fines activées	+	
Résistance à l'orniérage ⬆	⬆	% sable	+++	Fatigue, étanchéité -
	Augmenter ⬆	l'angularité	++	Vides -
	Diminuer ⬇	la teneur en bitume	+	Fatigue, tenue à l'eau -
	Diminuer ⬇	grade de bitume	+	Top-Down Cracking -
	Augmenter ⬆	bitume spécial	++	
Module ⬆	Augmenter ⬆	la dureté du bitume	++	Fissuration par le haut -
	⬆ ⬇	Teneur en liant (le module croît puis décroît en fonction de la teneur en liant)	++	Orniérage/fatigue -
	Augmenter ⬆	bitume spécial	++	
+++ Effet très positif sur la caractéristique à corriger ++ Effet positif sur la caractéristique à corriger + Effet moyen sur la caractéristique à corriger - Risque d'effet négatif sur une caractéristique autre -- Effet négatif sur une caractéristique autre				

1.7 Origine des écarts et tolérance en production

Comme tout procédé de fabrication, la production d'EB et la construction de chaussée entraînent une variabilité sur les propriétés de ceux-ci. Depuis les 40 dernières années, des progrès ont été faits en Amérique du Nord (Hughes, 1996). Par exemple en 1968 le département du transport de Virginie (Virginia DOT) mesurait des variations de dosage en bitume de 0,26 % en moyenne (Hughes, 1988). Au milieu des années 90, cette moyenne tombait à 0,20 % (Hughes, 1995). Les travaux de Hughes classifient ces variations en cinq types :

- variation inhérente aux matériaux,
- variation d'échantillonnage,
- variation intramix,
- variation intermix,
- variation globale.

Tableau 1.10 Comparaison des tolérances pour le bitume et les fines

Norme	Pays d'application	Paramètres de formulation			
		$\Delta\%b$	$\Delta\%f$	$\Delta\%sable$	$\Delta\%Gros\ granulats$
ASTM D 315-01ASTM (2009)	É.-U.	$\pm 0,5$	$\pm 3,0$	$\pm 7,0$	$\pm 7,0$
PANK 4102 Mix classe A	Finlande	$\pm 0,3$	$\pm 2,0$	$\pm 4,0$	$\pm 4,0$
PANK 4102 (1995) Mix classe B,C,D	Finlande	$\pm 0,4$	$\pm 2,0$	$\pm 5,0$	$\pm 5,0$
ČSN 73 6149 (2008)	Rep. Tchèque	+0,4;-0,3	$\pm 2,0$	$\pm 5,0$	$\pm 5,0$
ZTV T-StB 95 (2002)	Allemagne	$\pm 0,6$	+7,0;-3,0	$\pm 8,0$	$\pm 9,0$
Construction recommandation R 35-01	Lituanie	$\pm 0,5$	$\pm 3,0$	$\pm 8,0$	$\pm 8,0$
LC 4202	Québec	$\pm 0,25$	$\pm 1,2$		

Un nombre important d'études a cherché à faire le lien entre les propriétés des matériaux mesurées in situ et celles observées en chantier. La variabilité observée en chantier inclut les

variations de dosage en central mais également un nombre important de paramètres comme par exemple : la température de pose, ou encore la méthode de mise en œuvre. En France le LCPC (Delorme, De la Roche et Wendling, 2007), conclut à une variabilité de $\pm 2,5\%$ entre les vides chantier et les vides PCG pour des couches d'assises. En cherchant à mesurer l'impact du processus de formulation, les conclusions du travail mettent hors de cause celui-ci pour ce qui est de ces variations et ce pour des variations en fines (diam. Inférieure à 63 microns) de $-0,3\%$ $+0,6\%$ et de bitume de -0.2 à -0.4% . La variation en vides est plus impactée par les méthodes constructives et le savoir-faire de l'entrepreneur. Le guide de formulations donne aussi des observations concernant les liens entre module mesuré en laboratoire et en chantier. La variabilité de celui-ci est de l'ordre de 25% à 40% en chantier ce qui est très supérieur aux valeurs laboratoire. Cette variabilité n'est pas plus grande pour les EME qui performant toujours mieux que les graves bitumes d'un point de vue de la rigidité. Enfin, une variation du ϵ_6 de 10% à 15% est observée pour des couches d'assise, valeur supérieure à la variabilité propre à l'essai. Le guide spécifie cependant que ces campagnes d'essais ne permettent pas de discriminer les causes de ces variations. Il met cependant hors de cause les variations en centrale pour la teneur en vides.

1.8 Conclusion

Les EME formulés pour les régions froides constituent une nouveauté dans le secteur des matériaux hydrocarbonés. Peu de retours d'expérience sont disponibles quant à la longévité du produit. Une étude de sensibilité des performances par rapport aux dosages en constituants s'avère donc nécessaire pour prédire le comportement de la formule suite au processus de fabrication industrielle de celle-ci.

Certains paramètres de formulation sont des éléments clés pour comprendre le comportement du matériau, mais ne seront pas étudiés dans le cadre d'une étude de sensibilité sur les impacts des tolérances de dosage sur les propriétés d'ingénierie. C'est le cas de la GNM du mélange, du type de bitume (comprenant les variations inhérentes à chaque lot d'un même produit commercial), ou encore le type de fines utilisé. D'une part, ces paramètres semblent avoir

moins d'impact que ceux qui ont été sélectionnés, d'autre part ils sont moins susceptibles de varier en production (notamment entre deux lots d'un même enrobé).

Bien qu'elles semblent avoir moins d'impact que les variations en bitume, les variations de matériaux fins sont un élément de formulation important à surveiller dans la mesure où le rapport filler/bitume du mélange EME-14 est particulièrement élevé. Plusieurs études mettent en avant ce rapport (ou un indicateur mettant en relation le filler et le bitume comme le module de richesse, le film de bitume effectif ou encore le volume de bitume effectif) avec des variations sur les propriétés d'ingénierie comme la résistance à l'orniérage, mais aussi l'aptitude au compactage. L'impact sur l'aptitude au compactage pourrait potentiellement entraîner un changement de la compacité et donc indirectement un impact sur le module et la fatigue.

La teneur en vides n'est pas un paramètre de formulation en tant que tel, c'est une variable dépendante des paramètres de formulation qui peut être ajustée, dans une certaine mesure, sur le chantier. Ce paramètre semble être celui qui a le plus d'impact sur les propriétés du mélange. Dans le cadre de l'étude il pourra être intéressant de comparer l'impact des variations en fines et en bitume en centrale aux impacts potentiels des teneurs en vides admises afin de mieux mettre en perspectives ces changements de performances des EME-14.

Enfin, des modèles empiriques montrent que l'impact des variations en bitume peut avoir des conséquences graves sur la tenue en fatigue des enrobés même en restant dans les limites de tolérance de production. C'est le paramètre de formulation clés pour la rigidité et la performance en fatigue.

Bien qu'un important travail ait déjà été fait à travers diverses études de sensibilités, elles ont toutes des approches méthodologiques différentes. La présente étude cherche dans un premier temps, à quantifier l'impact des variations en fines et en bitume sur les propriétés d'ingénierie comme cela a déjà été fait dans le passé puis à comparer ces variations aux études antérieures. La comparaison s'avère complexe dans la mesure où les approches méthodologiques des

différentes études sont très différentes et où peu d'entre-elles ont couvert la problématique associée aux températures très froides.

Pour l'orniérage il est possible de s'appuyer sur les travaux menés aux Texas (Banerjee, de Fortier Smit et Prozzi, 2012). Pour le module de rigidité peu d'études de sensibilité ont cherché à mettre en relation les paramètres des modèles avec les variations des dosages. Bien souvent, les études cherchent des corrélations entre les dosages en constituants et un couple fréquence-température de référence. Dans une optique de comparaison des résultats, il sera donc possible de voir l'impact des constituants sur les paramètres 2S2P1D mais aussi de comparer l'impact des variations sur les couples de référence français et nord-américain.

Pour ce qui est de la fatigue, les modèles de prédictions proposés sont tous empiriques et donc attachés à des méthodes d'essais particulières qui ne sont pas équivalentes. Néanmoins, ces modèles pourront servir de base pour voir si les tendances constatées quant aux variations observées pour l'EME-14 sont les mêmes que pour des enrobés conventionnels. En l'absence de méthode éprouvée pour transformer les résultats de fatigue d'un essai à l'autre une analyse quantitative semble difficile à réaliser.

Les principes de formulations des enrobés bitumineux agissent de façon complexe sur les propriétés d'ingénierie observées. Une méthodologie expérimentale et d'analyse ciblant l'identification et la quantification statistique de cette différence s'avère donc nécessaire.

CHAPITRE 2

MÉTHODOLOGIE

2.1 Introduction

La revue de littérature a mis en évidence les problématiques liées à la fluctuation en bitume et en fines lors de la production des enrobés sur ses propriétés thermomécaniques et ce, particulièrement lorsque ces fluctuations comportent des teneurs en liant faible et en fines forte comme c'est le cas pour l'EME-14.

L'un des enjeux de cette recherche est de reproduire en laboratoire des formulations d'EME susceptibles d'être produites en usine et de mesurer ainsi l'impact sur leurs propriétés d'ingénierie. Afin de minimiser le nombre d'essais tout en optimisant les réponses, un plan factoriel à 2 niveaux, basé sur les normes de qualité en production, cherche à reproduire les fluctuations en fines et en bitume les plus critiques. Les propriétés thermomécaniques évaluées dans le cadre de cette recherche sont : 1) la rigidité, 2) la susceptibilité à l'orniérage, 3) la résistance à la fissuration thermique et, 4) la résistance en fatigue. Ce choix est justifié du fait d'une forte présomption de l'impact des fluctuations de dosages sur celles-ci et de l'importance qu'elles ont sur la performance d'une structure de chaussée.

2.2 Approche expérimentale et plan d'expérience proposé

Le faible nombre de facteurs à l'étude (bitume et fines) permet le recours à un plan factoriel complet. La variation retenue quant aux dosages en bitume ($\pm 0,25$ %) et en fines ($\pm 1,2$ %) est tirée du Tableau 4202-5 de la norme du MTQ portant sur les enrobés (MTQ, 2018c). Le Tableau 2.1 présente le plan d'expérience retenu pour cette recherche. À noter que le code de couleur indiqué en guise de légende et la nomenclature d'écriture sont repris tout au long du document afin de faciliter la présentation des résultats.

Le programme expérimental proposé couvre la grande majorité des niveaux de formulation des méthodes LC et Française. L'essai de tenue à l'eau n'a cependant pas été réalisé pour deux raisons. D'une part, la revue de littérature n'a pas mise en évidence que les variations en production ont un impact significatif sur la tenue à l'eau et, d'autre part, le temps alloué au projet ne permettait pas de faire cette caractérisation.

Tableau 2.1 Formulations de l'EME étudiées dans le cadre de cette recherche

	M0	M1 M0_-b_-f	M2 M0_+b_-f	M3 M0_-b_+f	M4 M0_+b_+f
%b	4,40	4,15	4,65	4,15	4,65
%f	12,9	10,95	10,95	14,10	14,10
Légende					

2.3 Déroulement du programme expérimental

Dans le protocole expérimental établi pour la confection des éprouvettes des enrobés à étudier, nous avons systématiquement évalué l'aptitude au compactage à la PCG et la densité maximum (d_{mm}) de ces enrobés. Ces essais permettent de porter une évaluation quant à l'impact de la teneur en fines et du dosage en bitume sur les propriétés volumétriques des enrobés testés. La majorité des essais ont été réalisés au LCMB pour tous les enrobés sauf pour l'enrobé de référence (M0) dont les essais de PCG et de d_{mm} ont été réalisés au Centre technique des Amériques (CTA) d'Eurovia. Dans tous les cas des méthodes d'essais ont été suivies et elles sont décrites au chapitre 3. Le mélange témoin M0 à été formulé et optimisé par le CTA.

Des essais d'orniérage ont été réalisés sur l'enrobé M0 au CTA et le reste des essais réalisés au LCMB. La même méthode d'essai a été minutieusement suivie par les deux laboratoires tel que décrite au Chapitre 3. Les essais d'orniérage visent à quantifier la susceptibilité des EB étudiés pour des températures hautes d'utilisation. La performance exceptionnelle à l'orniérage de l'enrobé de référence étudié ne laisse entrevoir aucun impact significatif lié à la variation des dosages en fines et en bitume quant à la susceptibilité à l'orniérage. De surcroit, les résultats des essais à l'orniérage obtenus pour les enrobés **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**, nous

ont conduit à s'affranchir de la mesure de la résistance à l'orniérage pour les enrobés **M1 (M0_-b_-f)** et **M2 (M0_+b_-f)**.

Dans le cadre de ce programme d'essai, la résistance à basse température des enrobés étudiés a été déterminée à partir de l'essai TSRST. Ces essais ont été réalisés suivant trois campagnes distinctes. Une première campagne (Campagne #1.1) a permis l'évaluation de l'enrobé de référence (M0)) par le CTA. Dans un 2^{ème} temps, des essais de TSRST ont été réalisés au LCMB sur les enrobés **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)** : Campagne #2.1. Notons que les teneurs en vides des enrobés **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)** testées dans le cadre de la Campagne #2.1 se sont avérées nettement trop élevées par rapport au mélange témoin. En conséquence, le LCMB a choisi de reconduire une nouvelle campagne d'essais de TSRST (Campagne #3) sur tous les enrobés étudiés. Les teneurs en vides des éprouvettes de cette 3^{ème} campagne se sont avérées elles aussi très élevées. Cette anomalie étant probablement due au fait que les plaques utilisées pour la confection des éprouvettes de la 3^{ème} campagne étaient de dimensions réduites (100mm x 180mm x 400mm), différentes des plaques normalement utilisées pour ces essais (150mm x 400mm x 600mm). Cette dérogation s'explique par le fait que les plaques réalisées pour cette troisième campagne devaient aussi permettre l'extraction d'une éprouvette destinée au module complexe. Bien que la teneur en vides des corps d'épreuve soit élevée, les résultats de TSRST n'en restent pas moins exploitables.

Pour les mêmes raisons que les essais de TSRST les essais de module complexe ont été réalisés lors de deux campagnes distinctes, après les essais de TSRST. La première (Campagne #1.2) nécessaire à l'évaluation du témoin a été réalisée au CTA. Ensuite une deuxième campagne d'évaluation a été entreprise sur les éprouvettes issues de grande plaques destinées aux essais de fatigue. Le nombre abondant d'éprouvettes a ainsi permis de caler les paramètres du modèle rhéologique 2S2P1D avec une plus grande précision que sur le témoin, notamment grâce à l'utilisation d'une plage de température plus importante. Les éprouvettes de la campagne #2.2 sont issues des mêmes plaques que celles destinées à la deuxième campagne des essais TSRST. Il en résulte une variation plus forte de la teneur en vides. Cette variation en vide rend l'analyse un peu plus complexe, mais n'empêche pas l'analyse complète des résultats.

Toutes les éprouvettes testées en fatigue ont été prélevées à partir de grosses plaques (150 x 400 x 600 mm³) confectionnées au CTA. Les essais de fatigue ont été réalisés à 50/50 par le LCMB et le CTA. Ce dernier a été réalisé les essais sur l'enrobé de référence (M0) et sur les enrobés **M1 (M0_-b_-f)** et **M2 (M0_+b_-f)**. Le LCMB a réalisé les essais sur les enrobés **M2 (M0_+b_-f)** (plaque supplémentaire), **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**.

La durée totale des essais thermomécaniques s'étale sur douze mois, le temps de cure normatif des éprouvettes a cependant été respecté. Une étude inter laboratoires a été réalisée au préalable pour valider l'uniformité des résultats entre les différents laboratoires concernés. Notons que tous les matériaux utilisés pour la confection des enrobés, le liant compris, sont tous issus de mêmes lots.

Le Tableau 2.2 donne le sommaire des différentes campagnes réalisées en vue de confectionner les éprouvettes pour les essais de TSRST et de module complexe (E*).

Tableau 2.2 Détail des différentes campagnes réalisées en vue de confectionner les éprouvettes pour les essais de TSRST et de E*

Campagne	Fabrication des plaques				Enrobés	Essais	
	Date	Lieu	Taille (mm ³)	Nbre		E* fatigue	TSRST
#1.1	2019-05-03	CTA	100x180x500	1	M0 Contrôle		x
#1.2	2019-05-03	CTA	150x400x600	1	M0 Contrôle	x	
#2.1	2019-05 au 2019-07	LCMB	100x180x500	1	M3 (M0 -b +f)		x
				1	M4 (M0 +b +f)		x
#2.2	2019-05 au 2019-07	LCMB	125x400x600	1	M3 (M0 -b +f)	x	
				1	M4 (M0 +b +f)	x	
#3	2019-05 au 2019-07	LCMB	125x180x500	1	M0 Contrôle	x	x
				1	M1 (M0 -b -f)	x	x
				1	M2 (M0 +b -f)	x	x
				1	M3 (M0 -b +f)	x	x
				1	M4 (M0 +b +f)	x	x

2.4 Nomenclature des éprouvettes

La nomenclature des éprouvettes est détaillée à la Figure 2.1.

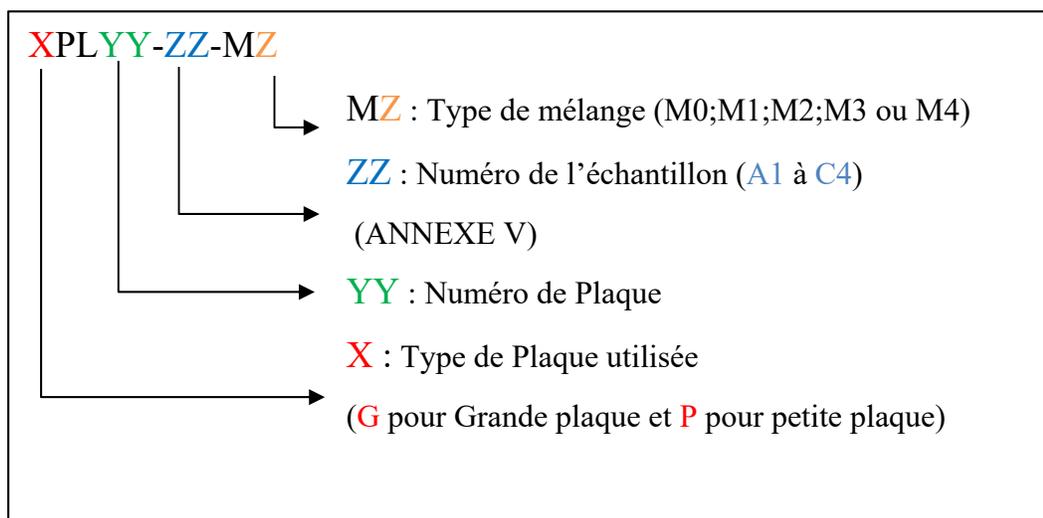


Figure 2.1 Nomenclature des éprouvettes

CHAPITRE 3

MATÉRIAUX, FORMULATIONS ET MÉTHODES D'ESSAIS

Ce chapitre présente les matériaux utilisés, puis les différentes formulations testées et enfin les procédures d'essais pour les caractériser.

3.1 Matériaux utilisés

Cette section traite des matériaux utilisés pour la formulation des EME confectionnés en laboratoire. Les caractéristiques du bitume, des granulats et des fines d'apport issus des dépoussiéreurs du poste d'enrobage sont discutées.

3.1.1 Bitume

Un bitume modifié de grade PG 88-28, le liant Viaflex M, est utilisé dans la formulation. Le bitume est caractérisé après chaque manipulation: lors de l'échantillonnage par le fabricant (Bitumar), lors de la subdivision en plusieurs contenants chez l'entreprise partenaire et enfin lors de la réalisation des essais au LCMB. Les principaux résultats sont présentés au Tableau 3.1. L'ensemble des rapports d'analyse est disponible à l'ANNEXE I. Il est possible de constater que les propriétés du lot surpassent largement la température d'utilisation normative de 88 °C.

Tableau 3.1 Propriétés du liant Viaflex M

Paramètres	Viaflex M	Exigence
Te Bitumar / CTA / LCMB (°C)	103,2 / 101,5 / 106,4	≥88
Tb Bitumar / CTA / LCMB (°C)	-31,6 / n. d. / -28,1	≤28
Tmalaxage (°C)	185	185
Tcompactage (°C)	170	170

3.1.2 Granulats

Le Tableau 3.2 présente les propriétés des différents matériaux granulaire utilisés dans cette étude.

Tableau 3.2 Caractéristiques des granulats et du filler utilisés

Caractéristiques	Norme	Filler (f)	Fin (GF)		Gros (GG)	
Classe granulaire (mm)	2101	0/0,315	0/3,15	2,5/5	5/10	10/14
Provenance	N/A	Usine Jarry	St-Philippe	St-Jacques	St-Philippe	St-Philippe
Densité brute (d_{gb})	LC 21-065, -066 et -067	2,727	2,654	2,692	2,738	2,727
Densité apparente (d_{app})		2,803	2,769	2,758	2,788	2,772
Absorption en eau (Abs, %)		1,00	1,57	0,89	0,66	0,60
Micro-Deval MD, (%) (Grade)	LC 21-101	N/A	21,2	2,0	8,0 (E)	17,0 (C)
Friabilité (%)	LC 21-080	N/A	32	30	N/A	N/A
Los-Angeles LA (%) (Grade)	LC 21-400	N/A	N/A	N/A	24 (C1)	24 (B2)
Catégorie	NQ 2560-114	N/A	1	1	1	2
Granulométrie (LC 21-040)	Tamis	% Passant				
	20	100	100	100	100	100
	14	100	100	100	100	86
	10	100	100	100	82	13
	5	100	99	94	5	2
	2,5	100	75	18	1	2
	1,25	99	54	5	1	1
	0,630	99	40	3	1	1
	0,315	99	31	3	1	1
	0,160	97	25	3	10	1
0,080	87,6	19,5	2,4	0,9	1,0	

Les gros granulats, de calibres 5/10 et 10/14 mm, sont respectivement de classe 1a et 2a (classe 2a exigé par Bitume Québec (2013)). Les granulats fins, de calibres 0/3,15 mm et 2,5/5 mm,

sont de classe 1 (classe 2 exigée par Bitume Québec (2013)). Les matériaux granulaires utilisés surpassent donc les recommandations.

3.1.2.1 Granularité

Les granulométries des granulates utilisés dans la formulation des EME sont présentées à la Figure 3.1 et l'analyse complète des granulates est disponible à ANNEXE II. Les recommandations de Bitume Québec sont basées sur la classification du Tableau 2 de la norme NQ 2560-114/2002-M2 travaux de génie civil – partie V – enrobé à chaud.

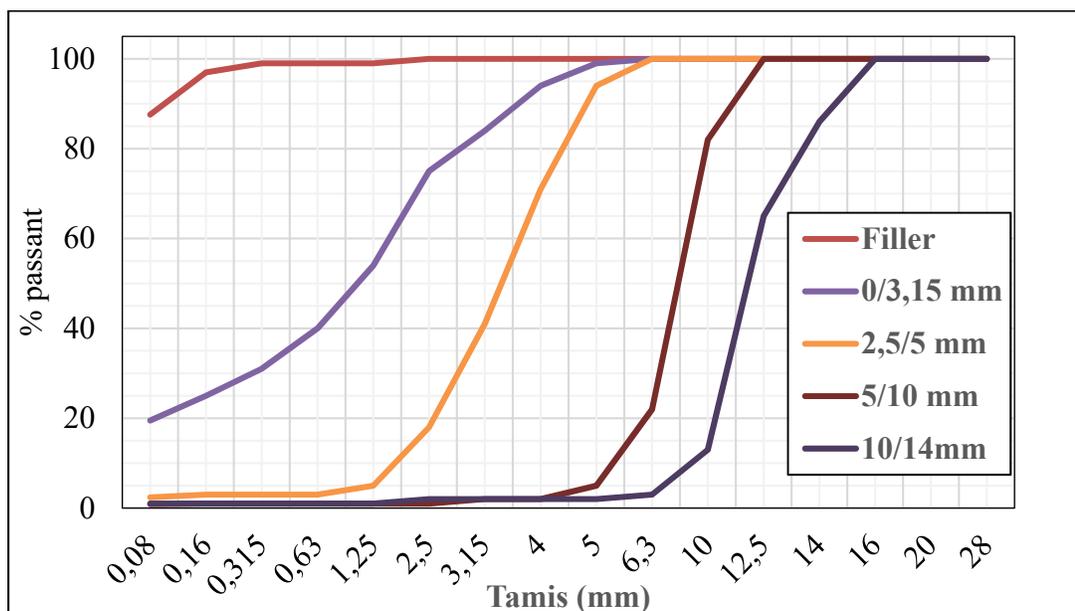


Figure 3.1 Courbes granulométriques des granulates et des fines d'appoint utilisés

3.2 Formulations

Conformément au plan expérimental décrit au Chapitre 2. En plus de la formule témoin, quatre formulations sont étudiées.

3.2.1 Granularité des EME étudiés

La Figure 3.2 présente les trois combinés granulaires retenus pour cette étude. Les trois granularités étudiées (M0, M2/M3 et M3/M4) sont conformes aux exigences propres au EME proposé par Bitume Québec (2013). M1 et M2 sont identiques tout comme M3 et M4 car le niveau de variation en fines appliqué et le même pour ces couples de mélange (voir Tableau 2.1).

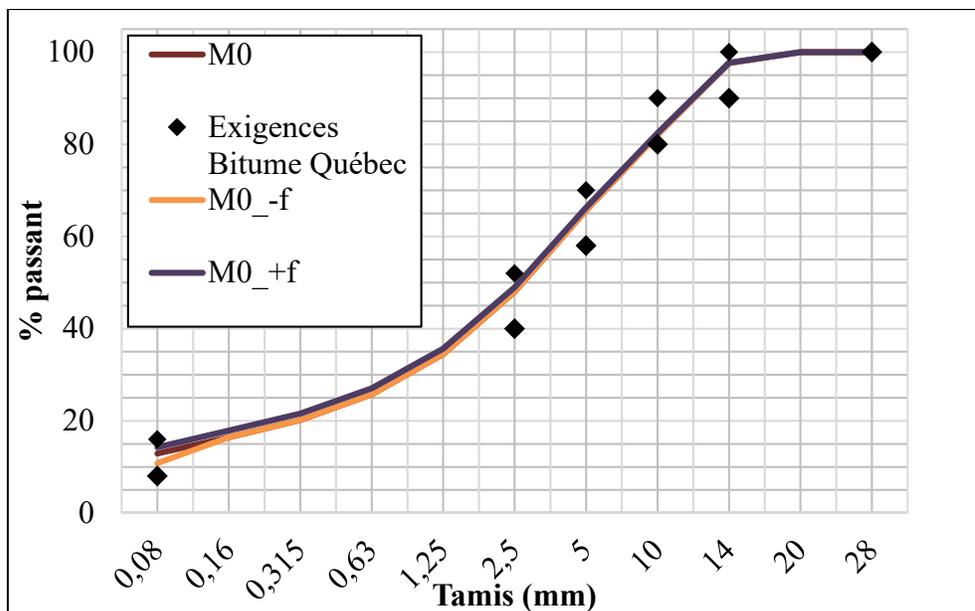


Figure 3.2 Combinés granulaire EME-14, -f et +f

3.2.2 Proportions volumétriques

Le Tableau 3.3 présente les proportions volumétriques des cinq EME étudiés. On distingue des VCB compris entre 62% et 70%. Ces valeurs sont relativement faibles par rapport aux 80% à 82% des autres formules d'EME formulées pour les régions froides (Voir 1.5.5).

Tableau 3.3 Formulations de l'étude

	M0	M1 M0_-b_+f	M2 M0_+b_-f	M3 M0_-b_+f	M4 M0_+b_+f
%b	4,40	4,15	4,65	4,15	4,65
d_{gb}	2,682	2,682	2,682	2,683	2,683
d_{mb}	2,568	2,583	2,558	2,577	2,561
d_{mm}	2,568	2,583	2,558	2,577	2,561
d_b	1,016	1,016	1,016	1,016	1,016
d_{ge}	2,762	2,768	2,762	2,760	2,766
P_{ba}	1,10	1,18	1,11	1,06	1,14
M_{be}	3,35	3,022	3,596	3,136	3,565
%V_i	4,5	5,5	3,8	4,8	4,2
%V_{be}	8,5	7,7	9,1	8,0	9,0
%VMA	12,6	12,7	12,5	12,3	12,8
%VCB	67,0	60,0	72,0	64,0	70,0
filler/bitume	4,6	4,9	4,3	5,2	4,3
Module K	2,5	2,4	2,7	2,3	2,6

Le V_{be} , paramètre essentiel de la formulation LC, est impacté par les variations en filler et en bitume. Sur le Tableau 3.3 il est possible de distinguer 3 groupes ayant des V_{be} moyen respectif de 7,8%; 8,5% et 9,0%, ils sont respectivement composés des mélanges M1 et M3; M0; M2 et M4. Le V_{be} est donc plus modifié par les changements apportés autant sur les dosages en bitume que pour ceux en fines dans le plan expérimental.

3.3 Méthodes d'essais

Les méthodes d'essais retenues pour réaliser le programme expérimental sont issues en grande partie des méthodes LC du MTQ, à l'exception des essais de fatigue, qui sont eux issus de standard de la littérature, et des essais de TSRST qui ne sont pas normalisés au Québec. Le Tableau 3.4 présente les quantités d'EB réalisées pour chaque type d'essai ainsi que les malaxeurs utilisés.

Tableau 3.4 Méthodes d'essais utilisées

Essai	Mélanges caractérisés	Norme/ Méthode	Malaxeur Type/Qté(L)	Quantité malaxée (kg)
d_{mm}	Tous	LC 26-045	Batteur sur Comptoir/ 15L	9 ⁽¹⁾
PCG	Tous	LC 26-003		
Orniérage	M0; M3; M4	LC 26-410	Thermorégulé/30L	50
Module TC + TSRST	Tous	LC 26-710 AASHTO TP10	Thermorégulé/ 30L	50
Fatigue TC	M0;M3; M4	NF EN 12697-24	Thermorégulé/ MLPC 80L	100
	M1; M2			

⁽¹⁾ Séparation au séparateur mécanique : 2 x 1,5kg pour 2 d_{mm} et 6,0kg pour une PCG

3.3.1 Fabrication des éprouvettes

Le Tableau 3.5 présente comment sont obtenus les échantillons des différents essais réalisés. La température de malaxage a été fixée à 185 °C et la température des granulats à 200 °C pour une température de compactage de 135°C. Les procédures utilisées suivent la norme d'essais LC 26-400, elle-même basée sur la norme européenne NF EN 12 697–33.

Le malaxeur de 80L ayant une capacité maximale d'environ 40 kg, les grandes plaques sont réalisées à partir de deux gâchées d'EB. Les éprouvettes sont compactées à l'aide du compacteur MLPC (Figure 3.3 (C)) en suivant la norme d'essais LC26-400.

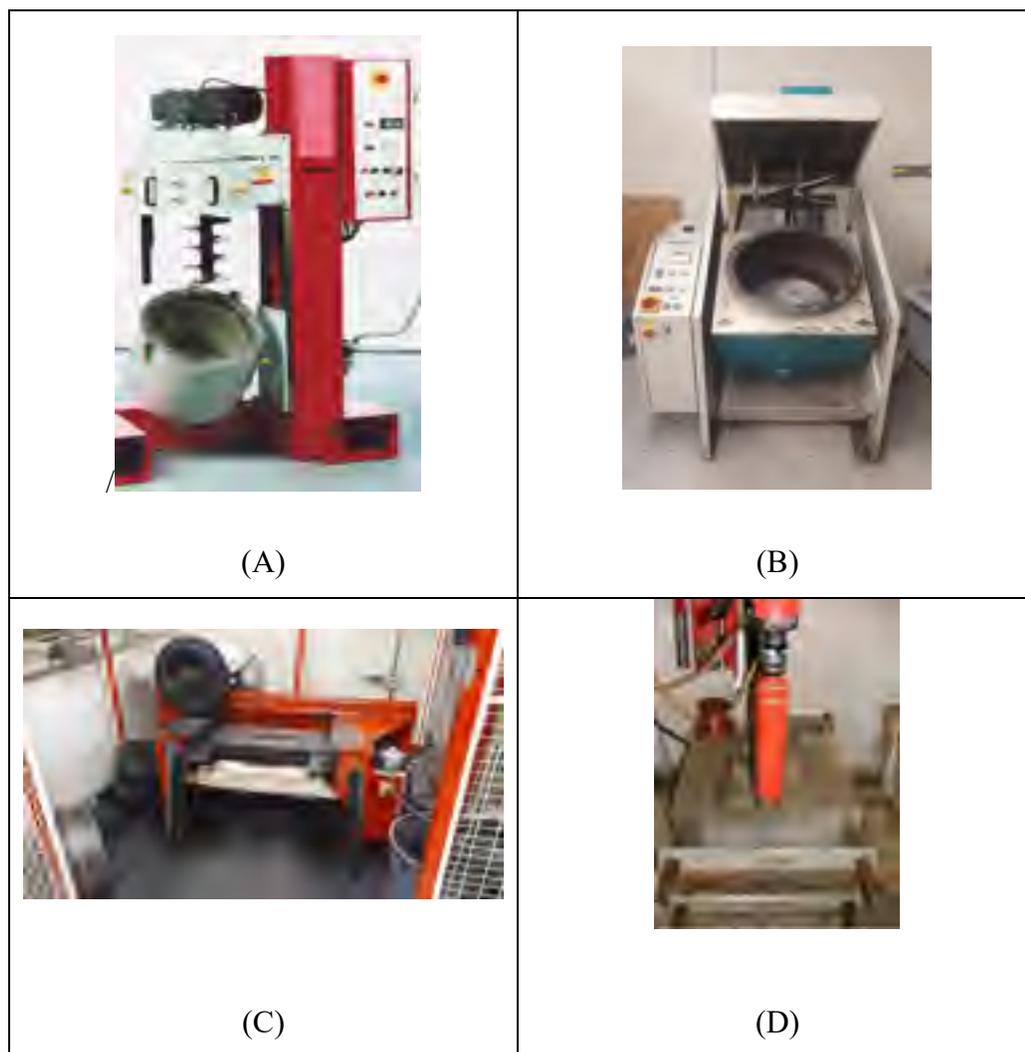


Figure 3.3 Équipement pour la réalisation des échantillons : (A) Malaxeur MLPC (B) Malaxeur chauffant à pale (C) Compacteur MLPC (D) Carottier

Tableau 3.5 Sommaire des plaques et plan de carottage relatif à celles-ci

Essais	Malaxeur	Taille des Plaques (mm ³)	Taille échantillon (mm)	Nb. Échantillons /Plaque	Plan de carottage
Ornièreage	Malaxeur chauffant à pâle 40L Figure 3.3 (B)	Petite 100x180x500	100*180*500	1	N/A
TSRST		Petite 125x180x500	Ø63*200	3	I
Module campagne 2			Ø75*150	1	
Fatigue + Module campagne 1	Malaxeur à Vis MLPC Figure 3.3 (A)	Grande 125x400x600	Ø75*150	12	II

Les plans de carottages sont décrits à l'ANNEXE V. La planéité des éprouvettes est assurée par finition à la rectifieuse et contrôlé au moyen d'une équerre et de cale d'épaisseurs. La géométrie des éprouvettes est mesurée au pied à coulisse à partir de 3 hauteurs et 6 diamètres (9 diamètres pour les éprouvettes de TSRST).

Conformément à la méthode d'essais LC 26-490, une période de conditionnement d'au moins une semaine est observée. Elle se fait à température et humidité ambiante. Les éprouvettes sont entreposées sur un bac tapissé d'une couche de sable pour prévenir le fluage des éprouvettes.

La teneur en vides des éprouvettes est déterminée par pesée hydrostatique suivant la méthode d'essais LC 26-040. Les analyses descriptives des échantillons sont présentées au début de chaque section du Chapitre 4- présentation des résultats.

Bien que l'hypothèse d'isotropie du matériau soit faite dans cette étude, des variations de comportement du matériau ont été constaté entre des éprouvettes carottées dans le sens longitudinal et transversal des plaques. Pour prévenir ces biais, le carottage de tous les éprouvettes est fait dans le sens parallèle au compactage.

3.3.2 Essais à la presse à cisaillement giratoire (PCG)

L'aptitude au compactage est mesurée à la PCG suivant la méthode d'essai LC 26-003. La PCG utilisée est américaine, c'est à dire, que l'angle interne appliqué au moule de diamètre 150mm est de $1,16^{\circ} \pm 0,2^{\circ}$ en assurant une vitesse de $30,0 \pm 0,2$ giration par minute. L'essai PCG est jumelé avec la mesure de la d_{mm} . Pour chacun des EME étudié, une gâchée de 9 kg a été réalisée pour les essais de PCG et de d_{mm} à l'aide d'un malaxeur non chauffant de comptoir (Figure 3.4). La gâchée est ensuite séparée au séparateur pour obtenir : 1) deux échantillons de $1250 \text{ g} \pm 250 \text{ g}$ pour la mesure de la d_{mm} et, 2) un échantillon d'environ 6 000 g pour la mesure à la PCG.



Figure 3.4 Malaxeur Hobart© utilisé pour les essais de d_{mm} et de PCG

3.3.3 Essais de Résistance à l'orniérage

Les essais de susceptibilité à l'orniérage sont conduits selon la méthode d'essais LC 26-410. L'essai est réalisé sur un orniéreur MLPC à 60 °C (Figure 3-5). Les mesures d'ornière sont réalisées aux cycles suivants : 1 000 ; 3 000 ; 10 000 ; 30 000 ; 100 000. La température est mesurée par une sonde insérée directement dans l'une des deux plaques.



Figure 3.5 Dispositif de l'orniéreur MLPC

3.3.4 Essais de retrait thermique empêché

La procédure d'essais de retrait thermique empêché est adaptée de la norme américaine AASTHO TP10-1993. Les éprouvettes ont une hauteur de 200 mm pour un diamètre de 63 mm. Elles sont collées sur le banc de collage semblable à celui présenté à la Figure 3.6. La procédure d'essais est la suivante :

Tableau 3.6 Procédure d'essais TSRST

Étape	Temps
Collage à -40 kN	4hr
Stabilisation à 5°C	4hr
Rampe de -10°C/hr	Jusqu'à rupture

Trois extensomètres de 165mm en Invar et trois sondes de température PT100 sont placés sur l'éprouvette suivant la disposition présentée à la Figure 3.7. L'acquisition des données de

chaque extensomètre et de chaque sonde sont tel que la température et la contrainte à la rupture peuvent être connues avec précision. La température de commande pour la chambre thermique est étalonnée selon la fonction donnée en ANNEXE III.



Figure 3.6 Bancs de collage utilisé pour coller le premier casque

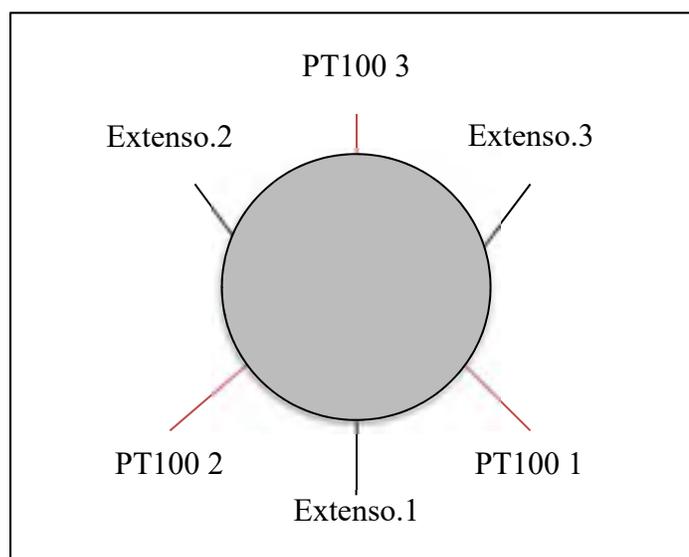


Figure 3.7 Schéma illustrant la disposition des extensomètres et sondes de température pour la mesure du module complexe de l'enrobé (la porte est vers le bas du schéma)

3.3.5 Essais de module complexe

Les essais de module complexe sont réalisés sur une presse servo hydraulique MTS à amplitude de déplacement constante. Les extensomètres de 50 mm sont placés à 120° les uns des autres autour de l'éprouvette. Chaque extensomètre est associé à une sonde de température en platine d'une résistance de 100 Ohm à 0°C (PT100). Les éléments sont toujours placés selon le même schéma représenté à la Figure 3.7.

Des casques en aluminium sont utilisés pour connecter l'éprouvette à la pression hydraulique. Un premier casque est collé sur un banc de collage (Figure 3.6) le deuxième est collé directement sur la presse en appliquant une force de 40 kN sur l'éprouvette.

3.3.5.1 Sollicitations imposées

L'essai de module complexe est directement adapté de la méthode d'essais LC 26-700 du MTQ. Bien que cette procédure d'essai exige des sollicitations à des fréquences de 0,03 et 0,01 Hz, ces dernières n'ont pas été considérées dans ce programme expérimental en raison du bruit des extensomètres trop important aux températures élevées. De même, il n'a pas été possible d'atteindre une déformation de $50\ \mu\text{m}/\text{m}$ pour les températures inférieures à -25°C . La déformation appliquée est cependant toujours supérieure à $30\ \mu\text{m}/\text{m}$. Finalement, les paliers de températures varient de -35°C à 35°C par palier de 10°C . La Figure 3.8 présente graphiquement ces différents types de chargement.

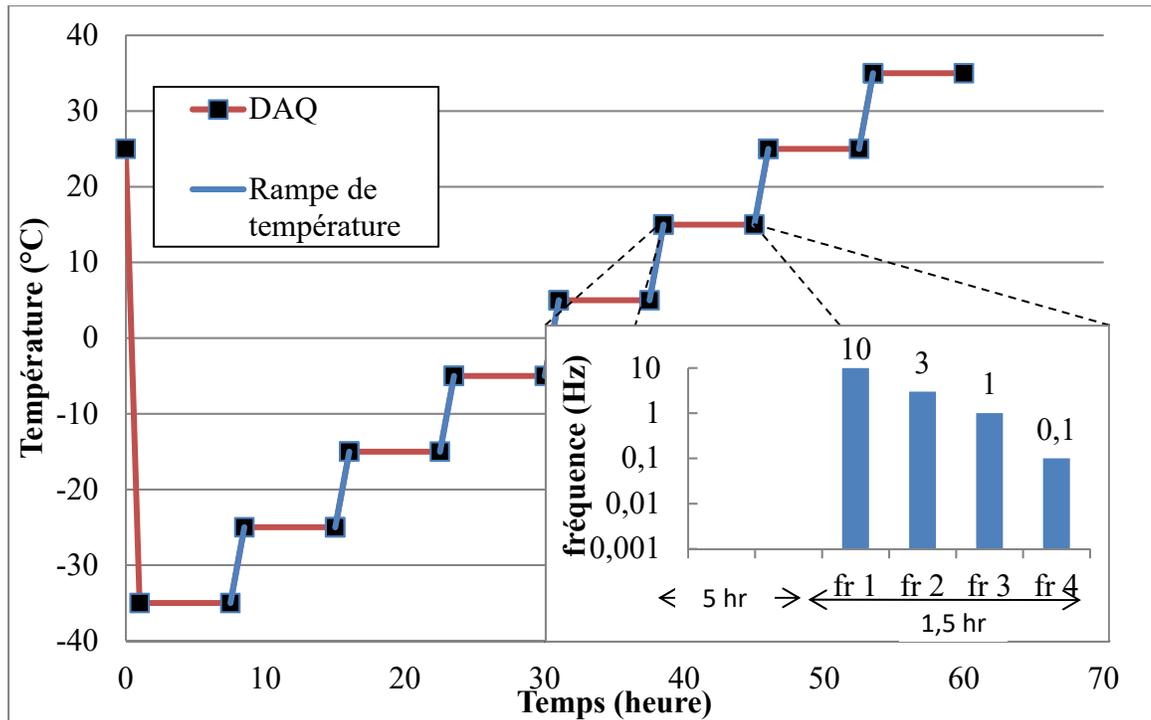


Figure 3.8 Procédure d'essais pour la mesure des modules complexes
Adaptée de Lamothe (2014)

Les données sont par la suite traitées à l'aide d'une macro VBA d'un chiffrier Excel permettant d'approcher les signaux de déformation et de contrainte à l'aide de fonctions sinusoïdales approchées suivant la méthode des moindres carrés. Les données obtenues sont utilisées pour calibrer le modèle rhéologique 2S2P1D. La section 4.2.3 présente la procédure de calibration pour 2S2P1D.

3.3.6 Essais de Résistance en fatigue

Le montage pour les essais de fatigue est similaire à celui utilisé pour les mesures de module complexe (§3.3.5). Après un temps de conditionnement de 5hr, les essais de fatigue sont conduits en contrôle de déformation à une température de 10°C et une fréquence de 10 Hz. Ces paramètres d'essais sont issus des observations exposées à la section 1.4.5. Les paramètres de contrôle des PID (*Proportional-Derivative-Integral*) sont donnés dans l'ANNEXE IV.

Les données de fatigue sont acquises selon la procédure décrite dans le Tableau 3.7. Cette séquence cherche à obtenir un maximum de points lorsque les variations sur le module sont grandes tout en respectant la limite de capacité du système d'acquisition.

Tableau 3.7 Procédure d'acquisition de données pour les essais de fatigue (10 °C, 10Hz)

Nombre de cycles	Nombre de cycles acquis	Point acquis par cycles
0-300	300	100
1 000-10 000	3,5 tous les 15 cycles	
10 000-100 000	3,5 tous les 150 cycles	
100 000-300 000	3,5 tous les 1 000 cycles	
300 000 – fin de l'essai	3,5 tous les 2 500 cycles	

Le traitement des signaux est fait sur une macro VBA qui approche le signal par moindre carré. L'analyse complète des données est ensuite faite sur le logiciel de traitement statistique Minitab®

3.4 Méthodologie d'analyse

3.4.1 Aptitude au compactage et résistance à l'orniérage

Les essais d'aptitude au compactage (PCG) et d'orniérage sont analysés ensemble puisque leurs résultats dépendent en grande partie des mêmes propriétés du matériau (squelette granulaire, richesse du mastic et teneur en liant). Les éventuelles corrélations observées entre les variations des paramètres de formulation et les résultats des essais devront prendre en compte les variations en vides qui ont elles aussi un impact particulièrement important sur les résultats (voir Figure 3.9).

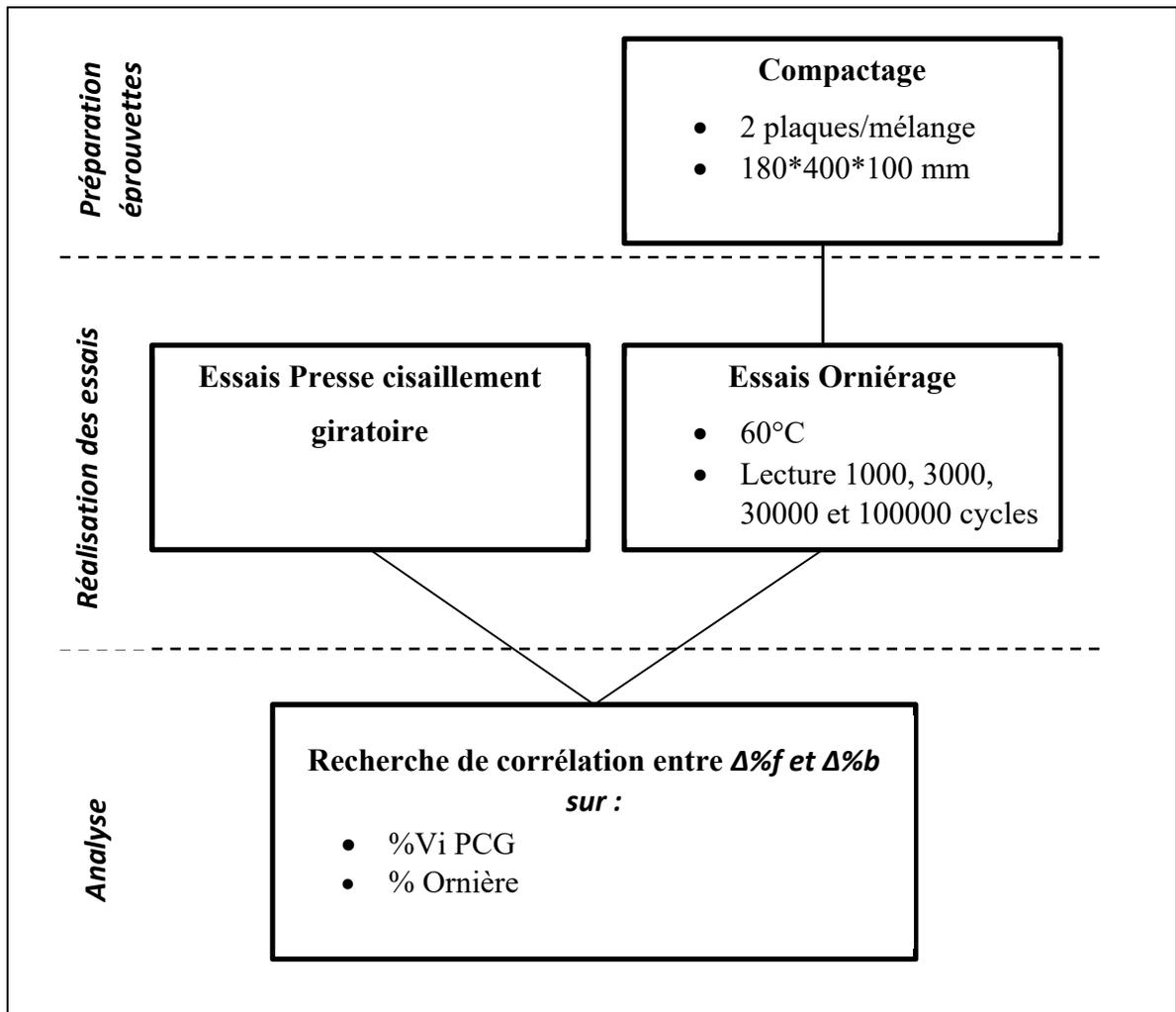


Figure 3.9 Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de PCG et d'orniérage

3.4.2 Retrait thermique empêché

L'étude d'impact sur le comportement aux basses températures doit permettre d'identifier si les variations en bitume et en fines entraînent une variation de la température à la rupture d'une part et sur la contrainte à la rupture d'autre part. L'utilisation d'une matrice des corrélations permet d'identifier clairement si les variations observées sont dues aux variables contrôlées (teneur en fines et en liant) ou non contrôlées (comme la teneur en vides) (voir Figure 3.10).

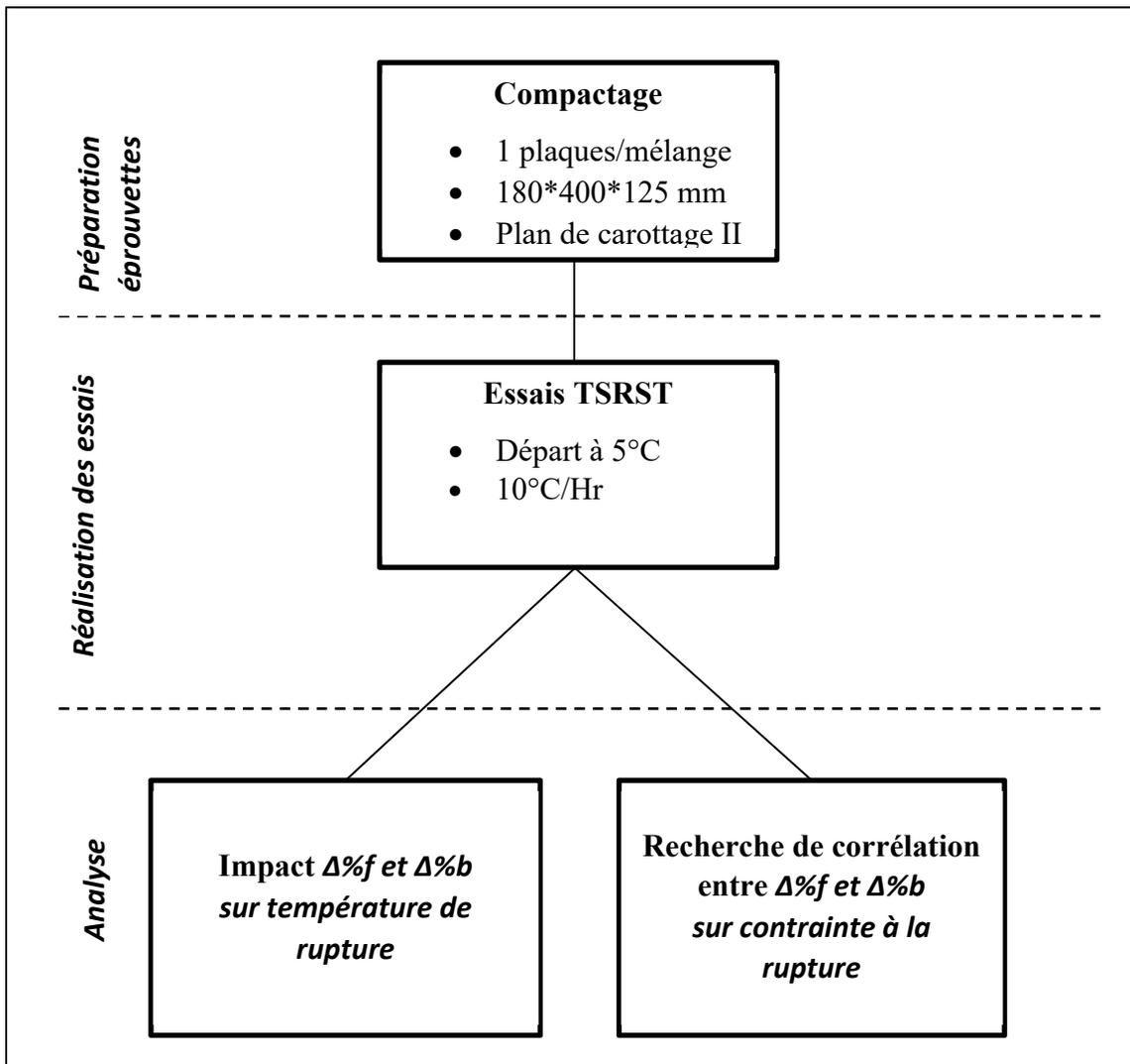


Figure 3.10 Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de TSRST

3.4.3 Module complexe (E*)

L'utilisation du modèle rhéologique 2S2P1D rend possible une analyse quantitative quant à l'impact des différents paramètres de formulation sur la rigidité de l'enrobé. Les paramètres de ce modèle ayant tous une signification physique, il est possible d'isoler les constantes propres au liant et celles susceptibles d'être affectées par les variations opérées (voir §1.4.3).

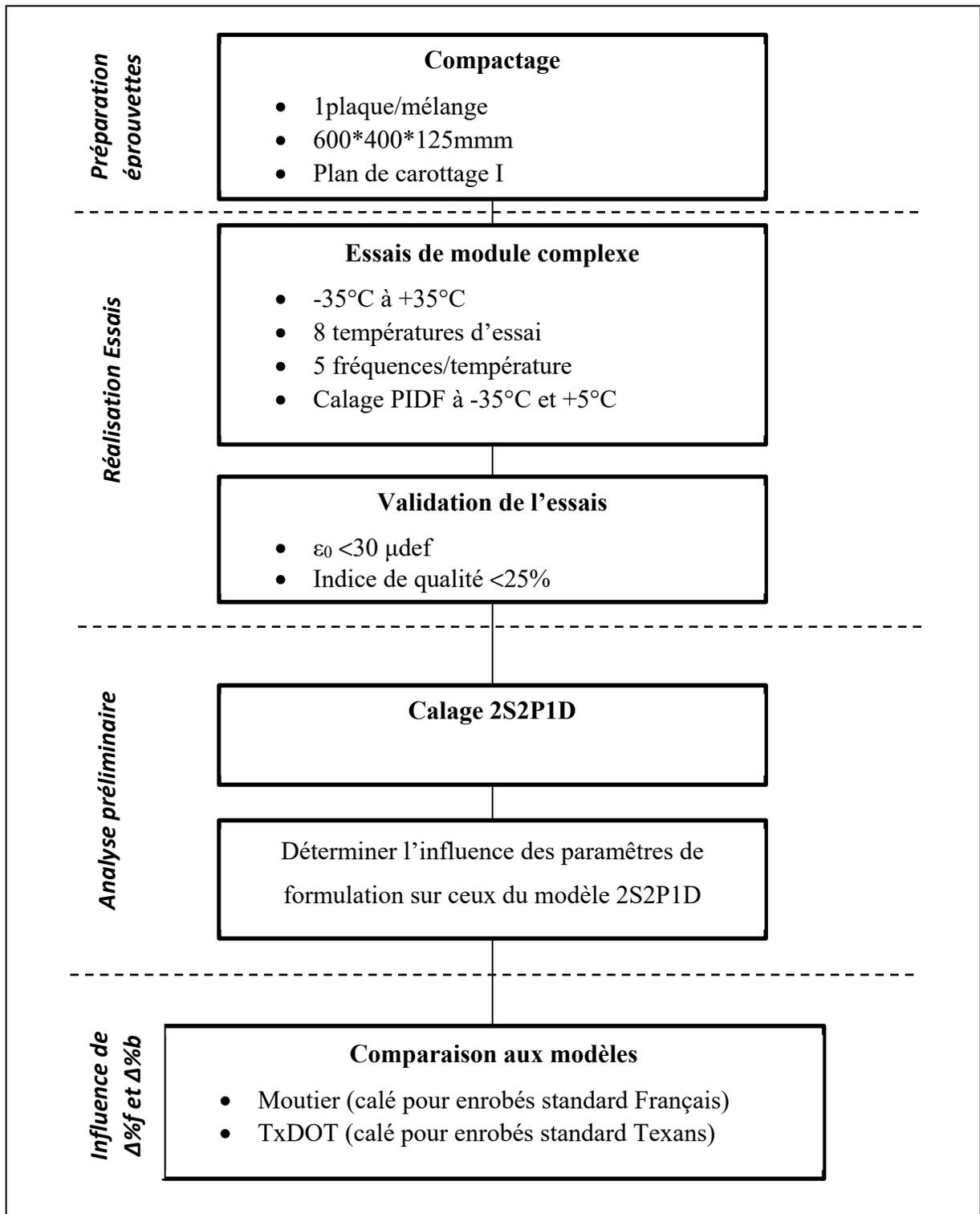


Figure 3.11 Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de Module complexe

3.4.4 Fatigue

La comparaison des résultats d'essais de fatigue nécessite une analyse plus fine en raison de la forte variabilité des essais inhérente au phénomène de fatigue. Pour une comparaison de deux droites un test de Student sur les écart-type résiduels peut être utilisé. La méthodologie proposée par Welch (1947) est débattue et développée par Andrade et Estévez-Pérez (2014) qui détaillent les différents biais des deux principaux tests utilisés dans la littérature. La méthodologie d'analyse est composée de deux axes principaux. Le premier, vise à tester le parallélisme des droites et le second à voir si les populations de chaque EB testé diffèrent les unes des autres considérant le fait que la droite obtenue pour chacun des mélanges est parallèle ou non suivant le premier niveau d'analyse.

Dans le cadre de ce mémoire, le nombre de droites à tester étant plus grand que deux, on préfère utiliser une Analyse de Covariance (ANCOVA) (Draper et Smith, 1998). L'ANCOVA peut être vue comme un mélange de l'ANOVA (voir Annexe VI) et de la régression linéaire. Cette méthode permet, à partir d'une régression unique, de quantifier l'impact d'une variable quantitative (ici le type de mélange) sur une variable dépendante connue (ici, l'ordonnée à l'origine des droites). La méthode suppose donc un parallélisme des droites des différents mélanges. Les principes de l'ANCOVA sont expliqués en ANNEXE VII.

3.4.4.1 Comparaison des ε_6 pour un intervalle de confiance de 95 %

Dans le cas où les tests concluent à une égalité des pentes et à une différence significative entre les ordonnées à l'origine, les valeurs d' ε_6 sont comparées en considérant les intervalles de confiance à 95 %. Le synoptique pour la méthodologie d'analyse est présenté à la Figure 3.12.

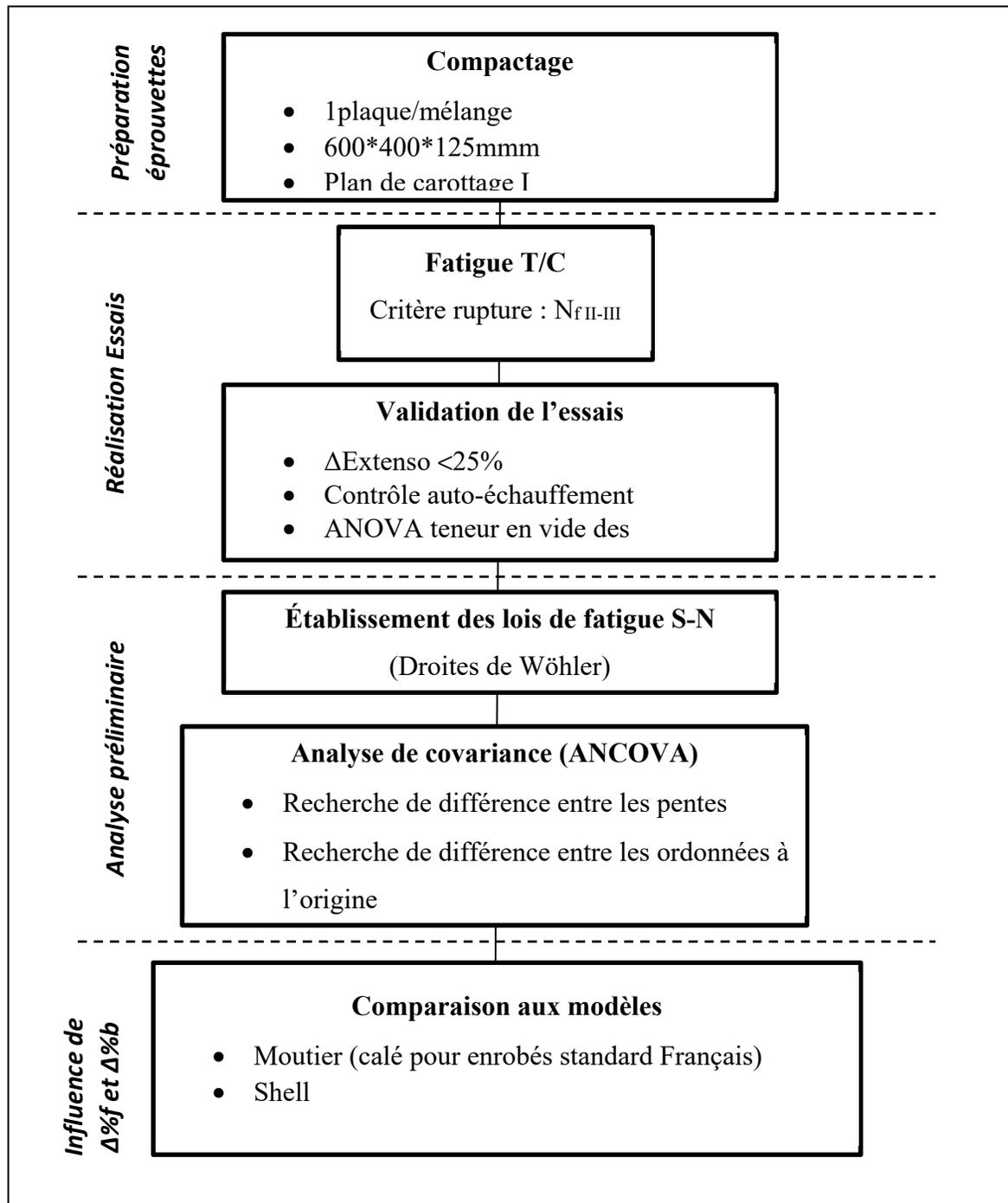


Figure 3.12 Synoptique de la méthodologie d'analyse pour les essais de fatigue

CHAPITRE 4

RÉSULTATS ET ANALYSE

Le présent chapitre présente les résultats expérimentaux de l'étude et leur analyse par type d'essais soit : l'aptitude au compactage (PCG), la résistance à l'orniérage, les essais de TSRST, les modules complexes et enfin la résistance à la fatigue.

4.1 Aptitude au compactage et résistance à l'orniérage

4.1.1 Aptitude au compactage (PCG)

Le Tableau 1.1 présente les résultats de PCG pour évaluer l'aptitude au compactage pour les cinq EME étudiés. Les résultats montrent un comportement légèrement différent pour l'EB M0 comparativement aux 4 autres. Celui-ci semble en effet se compacter moins rapidement que les autres. Rappelons que les essais de PCG sur M0 ont été réalisés au CTA alors que les autres ont été réalisés au LCMB. Le fait qu' M0 ait été testé sur une autre presse par un opérateur peut expliquer en partie ce phénomène comme l'a montré l'expérience d'exactitude réalisée par Delorme (1997).

À $N_{initial}$, c'est-à-dire à 10 girations, les EB M2 et M4 sont en dessous des exigences fixées par le MTQ. Cette faible valeur peut être le signe d'un enrobé potentiellement susceptible à l'orniérage (Delorme, De la Roche et Wendling, 2007). La procédure d'essais LC 26-003 ne spécifie pas d'exigence quant à la reproductibilité de l'essai pour la validation de celui-ci. Les exigences de répétabilité données par Delorme (1997) sont donc proposées à titre indicatif. Il est possible de voir que les écart-types à 10 girations excèdent tous cette exigence. Les résultats potentiellement problématiques pour M2 et M3 ont donc pour origine la réalisation de l'essai plutôt que le mélange testé.

Pour N_{design} les EB sont tous conformes vis-à-vis de la teneur en vides. Les résultats de l'EB M0 présente une variabilité élevée avec un écart-type supérieur à 0,05 de celui exigé par la norme d'essais LC 26-003.

Enfin, pour N_{max} tous les EB sont conformes et présentent une variabilité acceptable. De plus, aucun ressuage et aucune ségrégation n'ont été observés sur les briquettes en fin d'essais PCG.

Tableau 4.1 Résultats des essais volumétriques à la PCG (LC 26-003)

		M0	M1 M0 -f -b	M2 M0 -f +b	M3 M0 +f -b	M4 M0 +f +b
		%Vi	%Vi	%Vi	%Vi	%Vi
N_{initial}, 10 girations	Essais 1	12	12	9	11	9
	Essais 2	12	13	9	11	10
	Essais 3	13	12	11	12	11
	Moyenne	13	12	9	11	10
	Exigence	10%	10%	10%	10%	10%
	Conformité Mélange	Oui	Oui	Non	Oui	Non
	Écart-type	0,65	0,52	0,92	0,60	0,80
	Écart-type acceptable (Delorme, 1997)	0,415				
	Conformité essais @100 Girations	N/A				
N_{Design} 100 girations	Essais 1	5	5	4	5	4
	Essais 2	4	5	4	5	4
	Essais 3	5	6	4	5	4
	Moyenne	5	5	4	5	4
	Exigence	4%-7%				
	Conformité mélange	Oui	Oui	Non	Oui	Oui
	Écart-type	0,30	0,15	0,21	0,22	0,17
	Écart type acceptable	0,25				
	Conformité essais	NON	OUI	OUI	OUI	OUI
N_{Design} 200 girations	Essais 1	4	5	4	4	3
	Essais 2	4	5	3	5	3
	Essais 3	4	5	4	4	3
	Moyenne	4	5	4	5	3
	Exigence	3%				
	Conformité mélange	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui
	Écart-type	0,23	0,18	0,06	0,25	0,10
	Écart type acceptable	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25
	Conformité essais	OUI	OUI	OUI	OUI	OUI
Commentaire Non-conformité	Conforme	Conforme	Conforme	Conforme	Conforme	

4.1.2 Résistance à l'orniérage

4.1.2.1 Présentation des résultats

Suivant les résultats obtenus des essais à l'orniérage pour les EB **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**, l'utilisation des matériaux destinés à effectuer les essais d'orniérage pour les EB **M1 (M0_-b_-f)** et **M2 (M0_+b_-f)** a été allouée aux essais pour la mesure des modules complexes, jugés plus critiques pour l'étude expérimentale.

Les résultats pour les essais d'orniérage sont présentés à la Figure 4.1. À 30 000 cycles, les valeurs moyenne pour le pourcentage d'ornière des EB M0, **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)** sont toutes en dessous de 2%. Cette valeur est très en deçà de la recommandation de 5% demandé par Bitume Québec (Tableau 1.4).

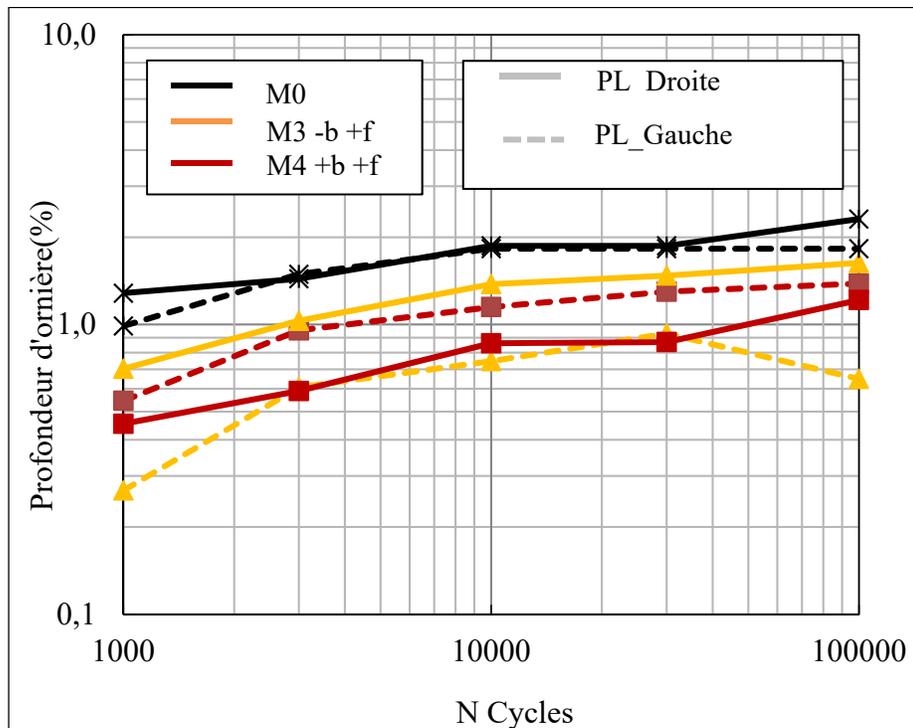


Figure 4.1 Résultats des essais d'orniérage (LC 26-410)

Des différences mineures entre les plaques testées sont observées bien que leur comportement reste le même jusqu'à 100 000 cycles. Ces différences ne semblent pas liées à la formulation de l'EME et sont discutées au paragraphe 4.1.3.

4.1.3 Synthèse et analyse des résultats

La revue de littérature a permis d'identifier qu'un grand nombre de paramètres sont susceptibles d'influencer la résistance à l'orniérage d'un EB : le type et la teneur de bitume, la teneur en vides ou encore la richesse du mastic en matériaux fins. Les résultats de l'étude n'ont pas montré de tendance claire et aucun des enrobés testés ne semble problématique d'un point de vue de la résistance à l'orniérage. L'explication des écarts observés (même faibles) reste intéressante pour déceler un éventuel impact des variations en fines et en bitume. La Figure 4.2 montre la relation entre les pourcentages d'ornière mesurée pour **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)** avec la hauteur des plaques testées. Il semble exister une relation linéaire entre la hauteur de plaque et le pourcentage d'ornière mesuré. Cette relation peut s'expliquer du fait que l'énergie appliquée lors du test est la même, quelle que soit la hauteur de la plaque.

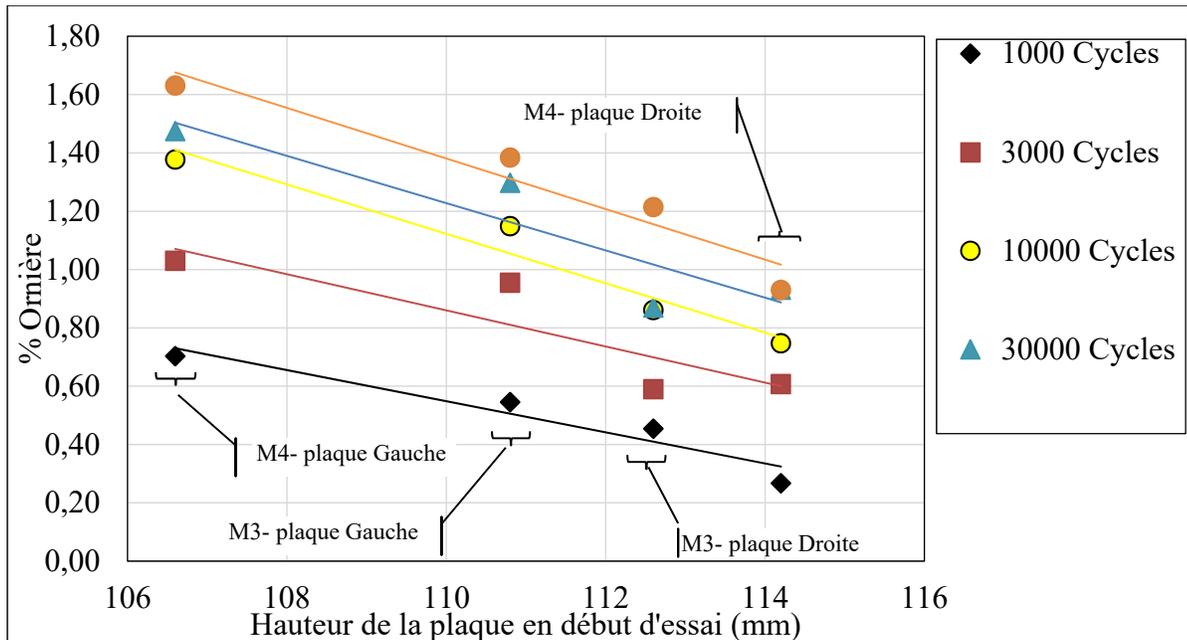


Figure 4.2 Relation entre la teneur en air des plaques et le pourcentage d'ornières aux différents points de mesure de l'essai (moyenne des deux plaques)

Les variations étant faibles et expliquées, on peut conclure avec confiance **que les effets des variations en fines et en bitume sont négligeables dans la fourchette de valeur testées**. Les variations appliquées ne modifient pas les propriétés d'ingénieries de l'EME au terme de sa résistance à l'orniérage. Cette performance importante s'explique par le grade de bitume employé, la granularité et l'angularité du squelette granulaire et la faible teneur en liant utilisée pour la confection des EME étudiés.

4.2 Essais de retrait thermique empêché : TSRST

Les essais de retrait thermique empêché ont été réalisés au laboratoire sur des éprouvettes issues du plan de carottage II (ANNEXE V).

4.2.1 Propriétés physiques des éprouvettes

Le Tableau 4.2 présente les moyennes pour la teneur en vides, la hauteur et le diamètre de chacune des éprouvettes des enrobés testés. Les campagnes d'essais font référence à la description donnée au paragraphe §2.3.

A noter que les teneurs en vides des éprouvettes sont relativement élevées (moyenne de 7,8% et médiane à 7,4%). De plus, les éprouvettes extraites des plaques PPL01 (**M0**) et PPL02 (**M1 (M0_b_f)**) présentent des teneurs en vides moyennes sensiblement différentes des autres. M0 a une teneur en vides moyen en dessous de 3% alors que la PPL02 présente une teneur en vides 3 fois supérieure, plus de 9% de vides.

Tableau 4.2 Sommaire des propriétés physiques moyennes des éprouvettes testées pour les essais de TSRST

Campagne #	ID Éprouvette		% Vi	%b	%f	% Vi Moyen
1.1	PPL01	A2	N/D	4,40	10,95	2,9
		B1	2,9			
		B2	2,8			
2.1	PPL06	A1	7,0	4,15	14,10	7,3
		A2	7,1			
		B1	7,6			
		B2	7,5			
	PPL07	A1	7,3	4,65	14,10	6,4
		A2	5,8			
		B1	6,1			
		B2	6,4			
3	PPL02	A2	9,4	4,15	10,95	9,4
		B1	9,2			
		B2	9,5			
	PPL03	A2	5,5	4,15	14,10	5,9
		B1	5,4			
		B2	6,6			
	PPL04	A2	7,4	4,65	10,95	5,9
		B1	7,1			
		B2	8,5			
	PPL05	A2	7,4	4,65	14,10	7,7
		B1	7,2			
		B2	5,6			

4.2.2 Présentation des résultats

Le Tableau 4.3 et la Figure 4.4 présentent l'ensemble des résultats pour les essais de TSRST. Les températures de rupture (T°_{rupt}) restent toutes proches de la valeur de T_b du bitume (-28,1 °C). Les valeurs moyennes varient de -27°C pour **M3 (M0_-b_+f)** à -31°C pour **M0**. Les résultats ne tiennent pas compte des essais pour lesquels la fissuration avait lieu sur des points de faiblesse provoqués par une accumulation de filler dans l'éprouvette due à un mauvais malaxage au laboratoire, comme montré à la Figure 4.3. Le faible nombre d'éprouvettes pour

les mélanges **M0**, **M1 (M0_-b_-f)** et **M2 (M0_+b_-f)** empêche une analyse de variance pour comparer les moyennes. Néanmoins, il est possible de faire cette analyse sur **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**. En effet, **M3 (M0_-b_+f)** semble graphiquement plus dispersé et de moyenne plus faible que **M4 (M0_+b_+f)**. L'ANOVA est préféré pour comparer les moyennes des groupes **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)** afin de n'utiliser qu'une seule méthode dans tout le document (un rappel pour l'interprétation de l'ANOVA est présenté en ANNEXE VI).

Préalablement à l'ANOVA l'homogénéité des variances est vérifiée au moyen d'un test de Fisher. L'hypothèse nulle H_0 est que les variances des deux échantillons sont égales. La statistique du test pour l'homogénéité des variances est de 3,78. La P-value associée à ce résultat est de 0,186. On ne peut donc pas rejeter l'hypothèse nulle pour un niveau de confiance de 95% et on procède à la comparaison des moyennes. Le test (H_0 : les moyennes sont égales, H_1 les moyennes sont identiques) affiche une P-value très supérieur au seuil de 0,05 choisit à priori ($F(1;8)=2,90$; P-value= 0,127). On ne peut donc pas rejeter l'hypothèse nulle et conclure à une déférence de ces moyennes en température au niveau de confiance de 95% pour les mélanges **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**.



Figure 4.3 Exemple de fines mal malaxées dans le corps d'épreuve

Tableau 4.3 Synthèse des résultats pour les essais de TSRST
(Les valeurs moyennes ne tiennent compte que des résultats pris en compte dans l'analyse)

Enrobé	ID Éprouvette	V _i (%)	σ _{rupt} (kPa)	T° _{rupt} (°C)	Pris en compte	Valeurs moyennes	
						σ _{rupt} (kPa)	T° _{rupt} (°C)
M0	PPL01-A2-M0	N/D	6 660	-24	Non	6 700	-31
	PPL01-B1-M0	2,9	6 720	-32	Oui		
	PPL01-B2-M0	2,84	6 680	-31	Oui		
M1 (M0_-b_-f)	PPL02-A2-M1	9,4	2 362	-27	Oui	2 808	-28
	PPL02-B1-M1	9,2	3 254	-30	Oui		
	PPL02-B2-M1	9,5	N/D	N/D	Non		
M2 (M0_+b_-f)	PPL03-A2-M2	5,5	3 522	-26	Oui	3 956	-28
	PPL03-B1-M2	5,4	N/D	N/D	Non		
	PPL03-B2-M2	6,6	4 390	-30	Oui		
M3 (M0_-b_+f)	PPL04-A2-M3	7,4	2 159	-22	Oui	2 568	-27
	PPL04-B1-M3	7,1	N/D	N/D	Non		
	PPL04-B2-M3	8,5	2 531	-29	Oui		
	PPL06-A1-M3	7,0	2 907	-32	Oui		
	PPL06-A2-M3	7,1	630	-25	Non		
	PPL06-B1-M3	7,6	2 675	-24	Oui		
	PPL06-B2-M3	7,5	2 495	-18	Non		
M4 (M0_+b_+f)	PPL05-A2-M3	7,4	3 505	-30	Oui	3 843	-31
	PPL05-B1-M3	7,2	3 904	-32	Oui		
	PPL05-B2-M3	5,6	N/D	N/D	Non		
	PPL07-A1-M4	7,3	2 740	-28	Oui		
	PPL07-A2-M4	5,8	4 356	-32	Oui		
	PPL07-B1-M4	6,1	4 889	-34	Oui		
	PPL07-B2-M4	6,4	3 662	-28	Oui		

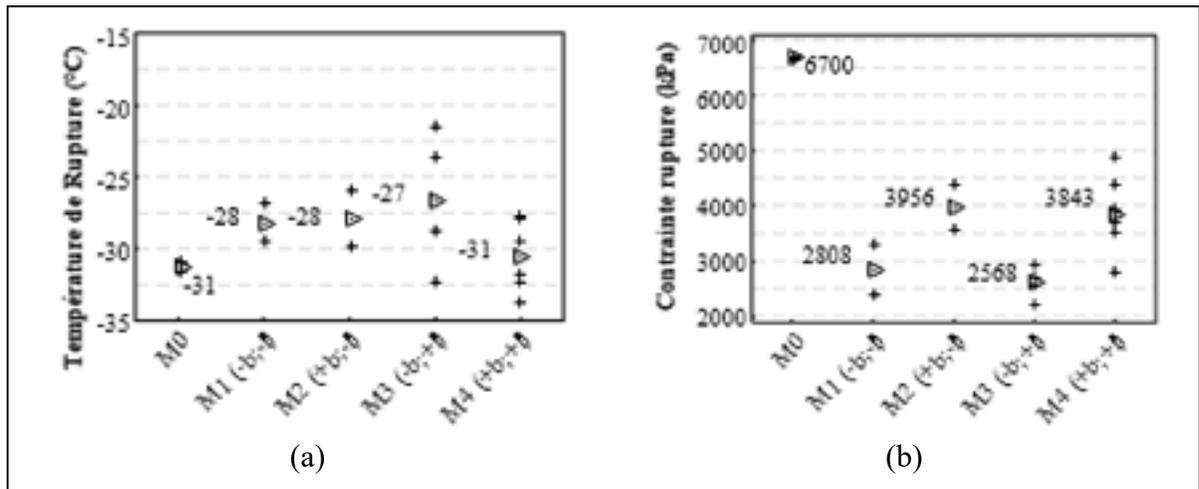


Figure 4.4 Résultats des essais TSRST (les triangles représentent les valeurs moyennes)
 (a) Températures de rupture (b) Contraintes à la rupture

Les moyennes des contraintes à la rupture présentées dans le Tableau 4.3 et à la Figure 4.4 (b) montrent des écarts significatifs entre celles-ci. Les enrobés **M1 (M0-b-f)** et **M3 (M0-b+f)** ont des contraintes moyennes à la rupture proches de 2 750kPa, alors que celles des enrobés **M2 (M0+b-f)** et **M4 (M0+b+f)** sont proches de 3 900kPa. L'enrobé de référence (**M0**) montre une contrainte moyenne de 6 700kPa. La même analyse que pour les températures de rupture est conduite sur **M3 (M0-b+f)** et **M4 (M0+b+f)**. La statistique du test pour l'homogénéité des variances est de 3,78. La P-value associée à ce résultat est de 0,186. On ne peut donc pas rejeter l'hypothèse nulle pour un niveau de confiance de 95% et on procède à la comparaison des moyennes. L'ANOVA (H_0 : les moyennes sont égales, H_1 les moyennes sont identiques) affiche une P-value inférieure au seuil de 0,05 choisis a priori ($F(1;8)=10,33$; P-value= 0,012). On ne peut donc pas accepter l'hypothèse nulle que les moyennes sont égales pour un niveau de confiance de 95% pour les mélanges **M3 (M0-b+f)** et **M4 (M0+b+f)**.

En définitive, les résultats des essais TSRST de cette étude *de kjuim,,,,,,,,,,,,,* ne montrent **pas de variations claires en ce qui concerne les températures de rupture** alors que pour les contraintes à la rupture les résultats varient d'un EB à l'autre. Une analyse des résultats va donc devoir s'attacher à identifier les paramètres responsables de ces variations.

4.2.3 Analyse des résultats

Le Tableau 4.4 présente les corrélations de Pearson entre la température de rupture, la contrainte à la rupture et les paramètres de formulation (les teneurs en vides, en liant et en fines). Les corrélations de Pearson sont comprises entre -1 et 1, plus la valeur calculée s'éloigne de zéro, plus la corrélation linéaire entre les deux variables est forte. La P-value est associée à un test d'hypothèse. L'hypothèse nulle est qu'il n'existe pas de relation entre les variables et l'hypothèse alternative qu'il existe une relation linéaire entre ces deux variables. Le calcul de la covariance combine les variances en x et en y comme décrit dans l'équation (4.1).

$$\text{COV}(x, y) = \frac{\sum(x_i - \bar{X})(y_i - \bar{Y})}{n - 1} \quad (4.1)$$

Le problème de la covariance est qu'elle dépend de l'échelle de mesure. Plus les valeurs de X et Y sont élevées, plus la covariance est élevée. En divisant la covariance par le produit d'écart type en X (S_x) et en Y (S_y) on obtient alors une valeur standardisée tel que décrit dans l'équation (4.2).

$$r = \frac{\text{COV}(x, y)}{S_x S_y} \quad (4.2)$$

Pour déterminer si cette relation est statistiquement significative on calcul une P-value associée à un test de Student. La statistique du test est calculée selon l'équation (4.3). Il est aussi possible de comparer manuellement cette statistique t à celle des tables de Student pour conclure sur le test.

$$t = r \sqrt{\frac{n - 2}{1 - r^2}} \quad (4.3)$$

Le Tableau 4-4 donne trois informations majeures pour l'analyse des résultats de TSRST. La première est qu'on ne peut pas conclure à une corrélation linéaire statistique entre la contrainte (σ_{rupt}) et la température de rupture (T°_{rupt}). La deuxième est qu'il semble exister une relation linéaire forte entre la contrainte à la rupture et le pourcentage de vides. La troisième est que les autres paramètres de formulation ne sont pas corrélés à la contrainte ou à la température de rupture.

Tableau 4.4 Corrélation de Pearson pour l'essais de TSRST

	T°_{RUPT}	σ_{RUPT}
σ_{RUPT}	-0,495	
<i>p-value</i>	0,102	
%Vi	0,310	-0,889
<i>p-value</i>	0,327	0,000
%b	-0,225	0,299
<i>p-value</i>	0,482	0,344
%f	-0,256	0,075
<i>p-value</i>	0,422	0,817

La rupture de l'enrobé se produit à très basse température, après la phase de transition vitreuse. La viscosité du matériau est alors assez élevée pour que l'hypothèse de l'élasticité soit faite pour expliquer la variation de la contrainte admissible par la variation des vides au sein de l'échantillon. La Figure 4.5 présente la relation entre la contrainte à la rupture et la teneur en vides dans les éprouvettes. Les différents mélanges semblent suivre la même relation sans que les pourcentages de bitume ou de fine n'interfèrent.

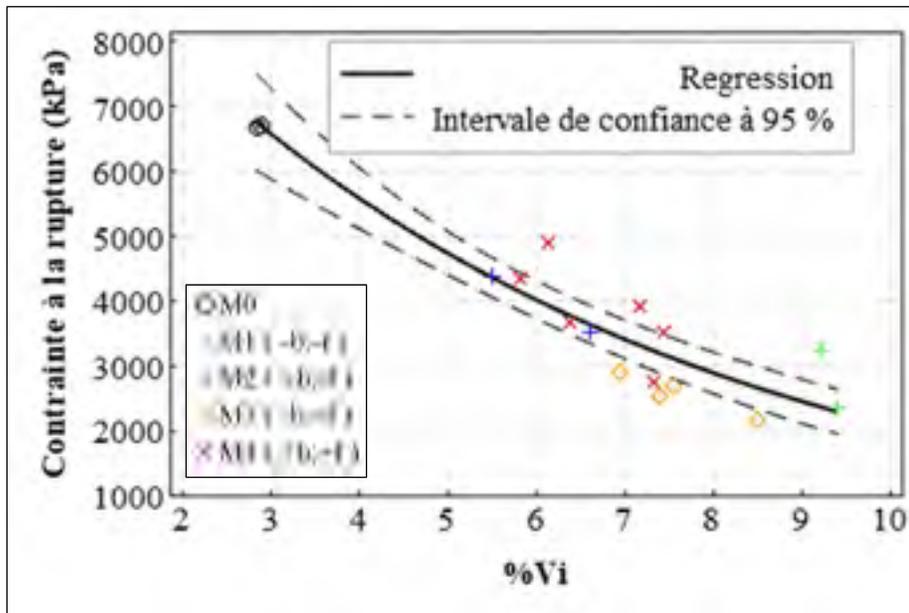


Figure 4.5 Relation entre les vides et la contrainte à la rupture σ_r en kPa pour les essais de TSRST

Bien que la matrice des corrélations de Pearson suggère une relation linéaire, on préfère se rattacher à une relation présente dans la littérature et reprendre l'équation (1.4) pour établir d'établir la relation (4.4).

$$\sigma_r = 10757 * e^{-16,4 * \%Vi} \quad (4.4)$$

La régressions étant non linéaire l'utilisation de l'erreur standard S est préféré (Chatterjee et Simonoff, 2013). Pour la relation (4.4), l'écart type résiduel S est de 512, ce qui signifie que la distance moyenne de point à la ligne de régressions est de 512 kPa. S permet d'obtenir rapidement un intervalle de prédiction IP de $\pm 2S$ par rapport à la ligne de régression. Cette régression donne une idée sur les tendances observées. L'intervalle de prédiction paraît cependant trop grand pour une utilisation prédictive.

Pour conclure, une fois l'impact des variations en vides quantifié et écarté, **aucune variation sur la température et la contrainte de rupture due à la fluctuation des paramètres de formulation n'a pu être jugée significative.**

4.3 Essais de module complexe

La présentation des résultats d'essais de module complexe vise à mettre en perspective l'impact des variations des teneurs en bitume et en fines sur l'enrobé EME14. L'impact des vides est isolé pour permettre une analyse plus fine des résultats.

4.3.1 Propriétés géométriques des éprouvettes

Le Tableau 4.5 présente les teneurs en vide des éprouvettes destinées aux essais de module complexe. Les éprouvettes proviennent du carottage de deux types de plaques : Grande (125x400x600mm³) et Petite (125x180x500mm³). Les éprouvettes carottées des grandes plaques présentent une teneur en vides moyenne de 2,60% avec un écart type de 0,33. Les éprouvettes provenant des petites plaques présentent une teneur en vides moyenne nettement supérieure (7,10%) pour un écart-type plus important de 1,34. Cette différence s'explique en partie par un problème lors de la mise en œuvre et du carottage. En effet, la hauteur de plaque non standard choisie pour réaliser des essais de module et de TSRST à partir des mêmes plaques (voir Tableau 4.5) n'a pas permis un compactage optimal de celles-ci.

Tableau 4.5 Teneur en vides des éprouvettes destinées aux essais de module complexe

Éprouvette	Teneur en vides : V_i		
	%	Moyenne	Écart-type
GPL05-A1-M0	2,5	2,6 %	0,33
GPL13-C2-M3	2,9		
GPL13-C1-M3	3,1		
GPL13-A4-M3	2,4		
GPL14-A1-M4	2,3		
GPL14-C3-M4	2,8		
PPL02-A1-M1	7,0	7,1 %	1,34
PPL03-A1-M2	6,5		
PPL04-A1-M3	9,2		
PPL05-A1-M4	5,6		

4.3.2 Résultats des essais sans variation de vides

La Figure 4.6 montre les résultats obtenus sur les éprouvettes destinées aux essais de fatigue sur lesquels un essai de module préalable a été réalisé. Elles montrent la bonne reproductibilité obtenue pour les résultats de module complexe dans le plan Cole-Cole et dans l'espace de Black pour les enrobés **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**. Les teneurs en vides de ces éprouvettes sont de $2,4 \pm 1\%$, soit des valeurs comparables à ce qui est généralement admis pour ce type d'essais.

La Figures 4-5 (b) montre que le retour élastique pour les trois EB (**M0**, **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**) est autour de 2 000MPa pour un angle de déphasage compris entre 23° et 30° . Cependant, pour l'enrobé de référence (**M0**), il semble que l'angle de déphasage maximal se situe plutôt autour de 30° alors qu'il avoisine la valeur de 25° pour les enrobés **M1 (M0_-b_-f)**, **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**. Cette variation s'accompagne d'une augmentation du module vitreux (E_0) pour les EB **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**. Par ailleurs, les résultats du Tableau 4-6 montrent que la valeur du module statique (E_{00}) de l'EB **M4 (M0_+b_+f)** est deux fois plus grand que celle de l'EB de référence (**M0**). De même, la valeur du module statique (E_{00}) de l'EB **M3 (M0_-b_+f)** est pratiquement trois fois plus grande que celle de l'EB de référence (**M0**). Les EB **M4 (M0_+b_+f)** et **M3 (M0_-b_+f)** semblent donc plus rigides à haute température ou basse fréquence que la formule de référence.

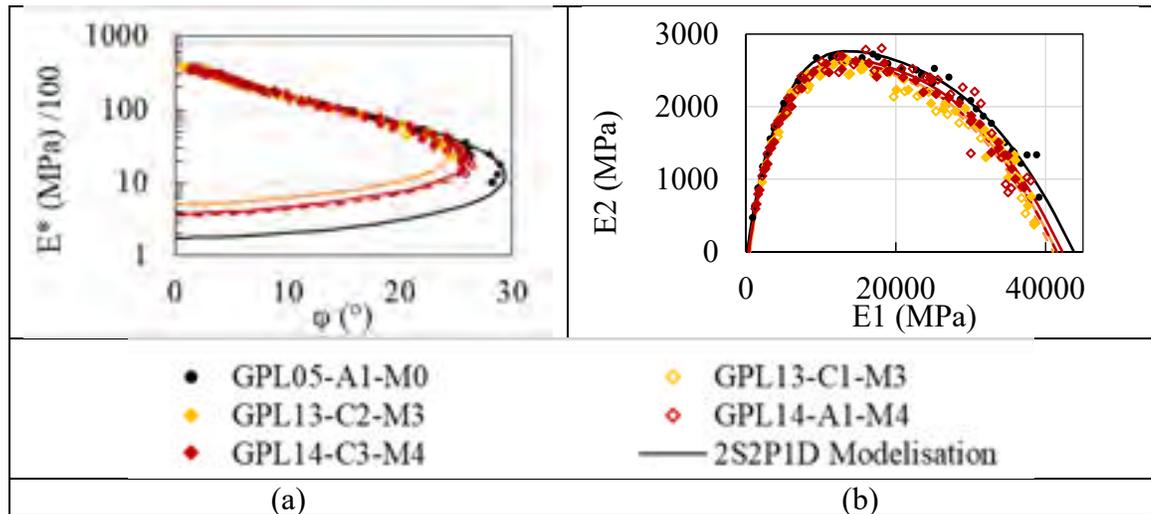


Figure 4.6 Résultats des essais de modules complexes pour les enrobés **M3 (M0_-b_+f)** et **M4 (M0_+b_+f)**, (a) plan Cole-Cole et, (b) Espace de Black

4.3.3 Variation des paramètres 2S2P1D pour tous les enrobés étudiés et pour les deux campagnes d'essais réalisées

En considérant les résultats présentés à la Figure 4.6 les paramètres de 2S2P1D ont été déterminés et reportés au Tableau 4.6. La calibration du modèle 2S2P1D se fait selon la méthode proposée par Olard et Di Benedetto (2003) et Lamothe (2014). Les résultats au Tableau 4.6 montrent que les paramètres k , h , δ , β sont identiques. Cela s'explique par le fait qu'ils dépendent du type de liant utilisé et non de l'enrobé lui-même.

Une différence très nette de comportement entre les éprouvettes issues des petites plaques et celles issues des grandes plaques est observable à la Figure 4.7. Le paramètre E_0 varie de 29 500 MPa pour PP03 à 36 250 MPa pour l'éprouvette de la GPL05. Le paramètre τ_0 varie entre 0,1 et 0,5.

Tableau 4.6 Synthèse des paramètres 2S2P1D établie à $T_0 = 15^\circ\text{C}$ ($k = 0,135$; $\beta = 9000$)

Campagne	Enrobé	Éprouvette	Vi	%b	%f	E00	E0	h	δ	τ_{0e}	C1	C2	
			%			Mpa	Mpa			(s)			
#1.2	M0	GPL05-A1-M0	2,5	4,40	12,90	170	43 775	0,435	2,45	0,2	21,71	164,04	
#2.2	M3(M0_-b_+f)	GPL13-C1-M3	2,9	4,15	14,10	500	41 000	0,435	2,45	0,4	68,1	343,1	
		GPL13-C2-M3	3,1	4,15	14,10	400	42 250	0,435	2,45	0,5	53,3	346,1	
	M4(M0_+b_+f)	GPL14-A1-M4	2,3	4,65	14,10	375	42 250	0,435	2,45	0,1	50,35	346,59	
		GPL14-C3-M4	2,8	4,65	14,10	350	41 500	0,435	2,45	0,2	23,13	169,90	
	Moyenne					381	42 046						
	Écart-type					120	976						
#3	M1(M0_-b_-f)	PPL02-A1-M1	7,0	4,15	10,95	150	34 000	0,400	2,45	0,2	22,82	174,07	
	M2(M0_+b_-f)	PPL03-A1-M2	6,5	4,65	10,95	150	35 900	0,400	2,40	0,2	17,33	142,64	
	M3(M0_-b_+f)	PPL04-A1-M3	9,2	4,15	14,10	170	30 000	0,400	2,40	0,1	18,27	157,80	
	M4(M0_+b_+f)	PPL05-A1-M4	5,6	4,65	14,10	210	36 250	0,435	2,45	0,2	26,50	204,73	
	Moyenne					170	34 038						
	Écart-type					28	2 867						

À la Figure 4.7 la différence entre les modules est moins visible à cause de l'échelle logarithmique, cependant la différence entre les EB étudiés pour ce qui concerne le retour élastique est, elle, peu marquée. Comme pour la campagne d'essais #2.2, les paramètres de forme du modèle sont similaires. En revanche, aucune différence notable entre les paramètres E_{00} des différents mélanges n'est observée.

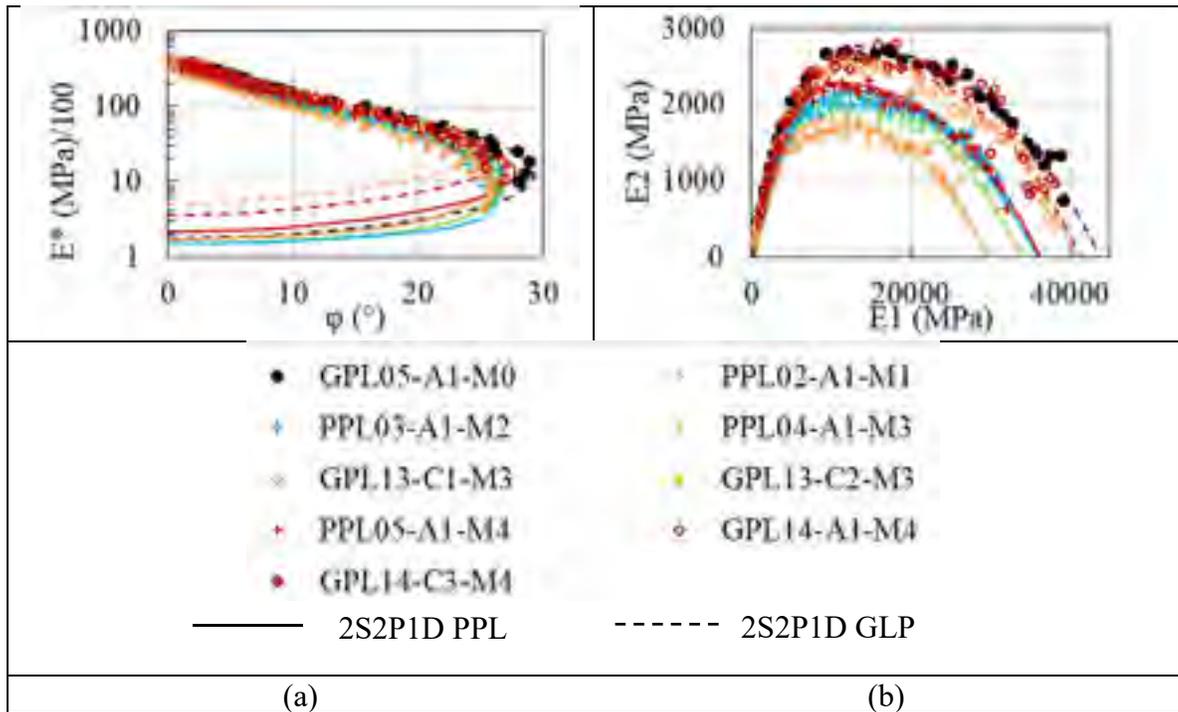


Figure 4.7 Comparaison des Modules des mélanges M0-M1-M2-M3-M4 dans l'espace de black (a) dans Le plan Cole-Cole (b)

4.3.4 Analyse des résultats

Les résultats des essais de module complexe ont fait apparaître une bonne répétabilité de l'essai mais aussi des écarts entre les différents EB testés dans la deuxième campagne d'essais. Cette section s'attache à expliquer les écarts observés.

4.3.4.1 Influence des variations en fines, en bitume et en vides

Les matrices des corrélations présentées dans le Tableau 4.7 permettent de visualiser les corrélations entre les différentes variables d'intérêt. Les coefficients sont compris entre -1 et +1. Plus la valeur s'éloigne de 0 plus la corrélation est forte. Les coefficients sont associés aux P-value qui permettent de déterminer s'ils sont significatifs pour un seuil de signification choisi (ici 5%). Le but de ces tableaux est de voir si les variations en fines ou en bitume ainsi que les paramètres qui y sont relié (V_{be} et rapport filler/bitume) ont un impact sur la rigidité des EB testés.

Tableau 4.7 Matrice des corrélations entre les paramètres d'intérêt 2S2P1D et de formulation

	Corrélations de Pearson (linéaire)		Corrélations de Spearman (deux-à-deux)	
	E_{00} (MPa)	E_0 (MPa)	E_{00} (MPa)	E_0 (MPa)
E0(MPa)	0,626		0,613	
<i>p-value</i>	0,071		0,079	
f/b	0,310	-0,236	0,000	-0,329
<i>p-value</i>	0,416	0,542	1,000	0,387
%b	0,593	0,307	0,570	0,220
<i>p-value</i>	0,092	0,422	0,109	0,569
%f	0,478	-0,158	0,027	-0,514
<i>p-value</i>	0,193	0,684	0,945	0,157
Vbe	0,102	-0,173	0,000	-0,277
<i>p-value</i>	0,793	0,657	1,000	0,470
% Vi	-0,699	-0,986	-0,611	-0,929
<i>p-value</i>	0,036	0,000	0,081	0,000

Il est possible de constater que seul le pourcentage de vides semble avoir un impact sur la rigidité des EB testés, comme en témoigne la forte corrélation entre cette variable et E_0 (inférieur à -0,9). La Figure 4.8 montre la relation entre la teneur en vides % V_i et E_0 . L'expression empirique ainsi obtenue associée aux intervalles de prédiction pourrait permettre de corriger la raideur des ressorts correspondant au paramètre E_0 du modèle 2S2P1D.

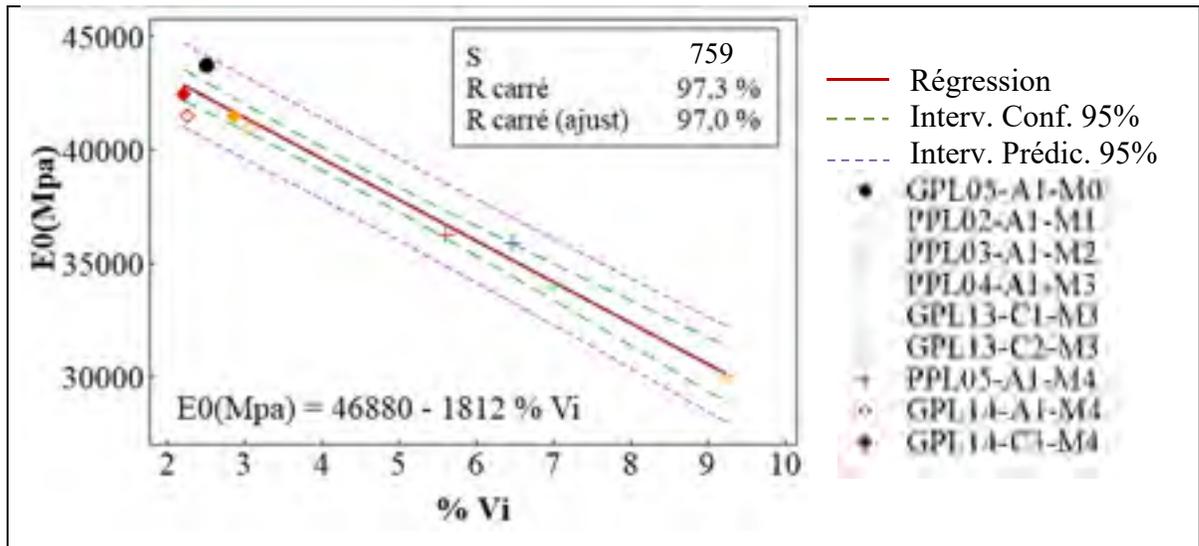


Figure 4.8 Relation entre E0 et %Vi

Les variations en bitume et en fines n'ont donc pas d'impact sur les paramètres 2S2P1D. En d'autres termes elles n'influencent pas la rigidité du matériaux (ou leur influence est négligeable par rapport à l'impact des variations de compacité autorisées in situ). Les vides influencent grandement le paramètre E0, c'est-à-dire la rigidité du matériau à très basse température et/ou haute fréquence. L'impact sur le paramètre E00 est moins évident.

4.3.4.2 Comparaison aux enrobés conventionnels

Le modèle empirique donnée par (Moutier, DUAN et Chauvin, 1988) est établi pour des EB standards formulés à base de bitume standard français. Cette relation permet donc d'estimer le module d'EB classiques équivalents en compacité et teneur en liant au mélange M0 à **M4** (**M0 +b +f**). Une comparaison avec cette relation calibrée pour des enrobés classiques peut donner une idée de la façon dont le comportement de l'EME varie lorsque la compaction et la teneur en liant changent. La Figure 4.9 montre que l'écart entre la rigidité de l'EME-14 et la valeur moyenne prédites pour des enrobés classiques français pour des compositions et des teneurs en vides équivalentes est en moyenne plus élevé d'environ 3 000 MPa. Le modèle proposé semble pourtant bien prédire la rigidité d'un autre enrobé utilisé en couche de base, la GB20 formulé avec un bitume PG58-28. La valeur prédictive est en effet très proche de celle

obtenue expérimentalement. Les valeurs expérimentales de module sont aussi indiquées à la Figure 4.9 à titre indicatif.

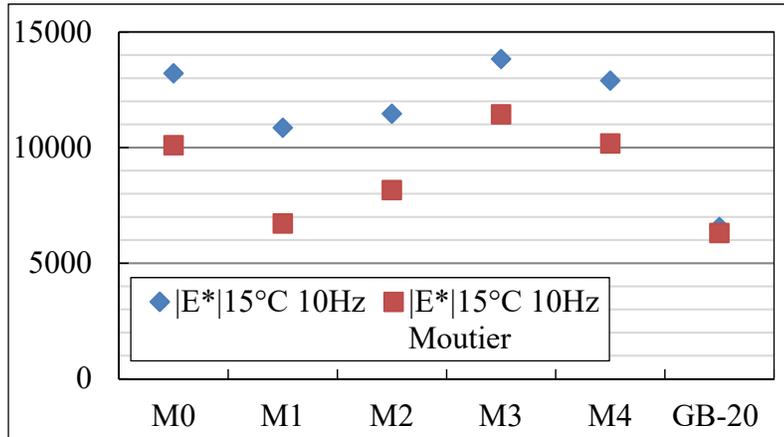


Figure 4.9 Comparaison des Module complexe de l'EME14 (PG88-238) à une couche de base classique (PG 58-28)

Il semble exister une corrélation entre les valeurs moyennes prédites par le modèle de Moutier et les valeurs de module d'EME-14 comme en témoigne le résumé de la régression entre les valeurs prédites et les valeurs obtenues à la Figure 4.10 et au Tableau 4.8. L'analyse de variance présentée au Tableau 4.8 montre une relation significative entre les valeurs prévues et mesurées ($F(1;9)=9,36$; $P\text{-value}<0,05$). L'ordonnée à l'origine n'étant pas significative au niveau de confiance de 95% celle-ci a été retirée pour obtenir la relation de la Figure 4.10.

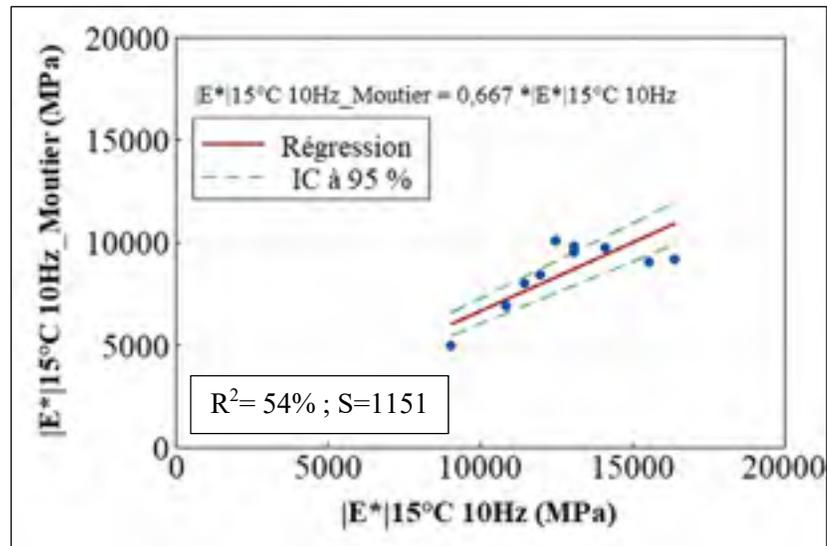


Figure 4.10 Comparaison des MC mesurés et prédit par le Modèle de Moutier (15°C;10Hz)

Tableau 4.8 ANOVA Comparaison des MC mesurés et prédit Modèle de Moutier (15 °C;10Hz)

Source	DL	SCE	CM	F	p-value
 E* 15°C 10Hz_EXP	1	12402535	12402535	9,36	0,016
Erreur	8	10602618	1325327		
Total	9	23005154			

La faible valeur du coefficient de détermination de 54% suggère une relation très moyenne entre les valeurs prédites pour un EB standards et celle obtenues. Le coefficient directeur pour la relation est de 0,667. Il témoigne du fait que l'écart entre l'EME-14 et les EB standards varie de manière linéaire quand la valeur du module augmente. L'EME-14 semble donc plus sensible qu'un EB classique vis-à-vis de la rigidité à 15°C; 10Hz dans le sens où plus la valeur du module est élevée, plus il surpasse les performances d'un EB standard (à teneur en vides et teneur en liant équivalente). Une analyse complétée par un plan expérimental sur une formule de contrôle semble cependant indispensable pour corroborer ce résultat.

De la même manière qu'il est possible de comparer l'EME-14 à des formules standards européennes à partir d'un modèle calibré pour celles-ci, l'utilisation d'un modèle calibré pour

prédire le module des formules d'EB nord-américaine constitue une première approche pour quantifier la sensibilité de l'EME vis-à-vis de la rigidité (pourcentage d'air inclus). Le modèle de l'Asphalt Institute (AI) est intéressant car il prend en compte la rigidité du liant (à travers l'indice de pénétrabilité) et le passant au tamis N° 200 (équivalent impérial du tamis 80 microns).

La Figure 4.11 montre la comparaison des résultats prédits pour un enrobé formulé avec un bitume standard type 58-28 (péné 80 à 25°) avec les résultats mesurés expérimentalement. Le coefficient R^2 de la régression de 0,6 est plutôt moyen. L'analyse de variance présentée montre cependant que seul le terme de la pente est significatif (pas l'ordonnée à l'origine) au seuil de confiance de 95%. Le coefficient directeur très en dessous de 1 est un autre indice de surperformance de l'EME-14 par rapport à un enrobé de couche de base standard formulé avec un bitume PG58-28.

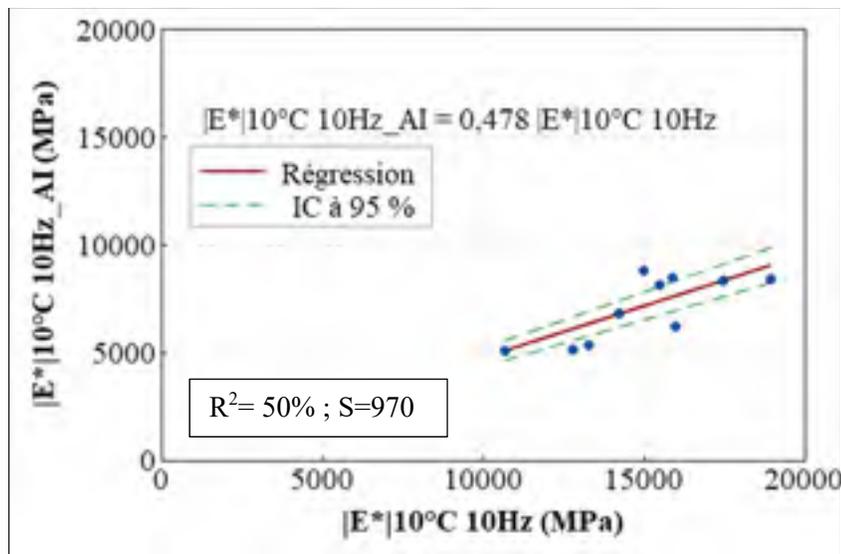


Figure 4.11 Comparaison des MC mesurés et prédit par le Modèle de l'AI (10 °C;10Hz)

Tableau 4.9 ANOVA Comparaison des MC mesurés et prédit
Modèle de l'AI (10 °C;10Hz)

Source	DL	SCE	CM	Valeur F	p-value
E* 10°C 10Hz EXP	1	223236359	223236359	608,55	0,000
Erreur	10	3668341	366834		
Total	11	226904700			

La comparaison de l'EME-14 à des modèles calibrés pour la prédiction de module d'enrobés conventionnels permet d'identifier des tendances de surperformance constante. **Vis-à-vis de la rigidité, il n'y a aucune preuve que l'EME-14 soit plus sensible aux variations opérationnelles en bitume et en fines que des formules de mêmes types formulés avec des granulométries et des liants plus classiques.** Un nombre plus important de points pourrait à l'avenir permettre d'étoffer ces observations voir de recalibrer les modèles de manière plus précise.

4.4 Essais de résistance en fatigue

Cette section présente les résultats des essais de fatigue. Une première partie montre la validité de l'essai vis-à-vis des biais induits par l'hétérogénéité des échantillons et par l'essai en lui-même. Ensuite les droites de fatigue (droite de Wöhler) sont présentées dans un premier temps d'une façon classique (régression linéaire simple pour les différents EB testés). Dans un deuxième temps les résultats sont analysés par Analyse de covariance (ANCOVA). Un rappel quant à l'interprétation de l'ANCOVA est présenté en ANNEXE VII.

4.4.1 Résultats bruts des essais

Le Tableau 4.10 présente les résultats des essais de fatigue réalisés dans le cadre du travail de recherche. Les essais relatifs au mélange M1 (M0_-b_-f) et M2 (M0_+b_-f) n'ont pas permis de mesurer l'échauffement des éprouvettes en raison d'un dispositif expérimental différent utilisé par le laboratoire partenaire. De plus, les N_{fII-II} du mélange M1 (M0_-b_-f) ne sont pas données, car un problème de paramétrage de l'acquisition a empêché leur détection. Ce problème a par la suite été corrigé pour les EB M0 et M2 (M0_+b_-f). Dans le but de procéder

à l'analyse complète des droites de fatigue entre elles, la différence entre les deux critères de rupture proposés est évaluée sur les mélanges M1 (M0_-b_-f), M2 (M0_+b_-f), M3 (M0_-b_+f) et M4 (M0_+b_+f). Avant de procéder à l'analyse des durées de vie en fatigue, trois vérifications sont nécessaires. Afin de juger de la validité des essais, il convient en effet de vérifier que les teneurs en vides, que les modules initiaux des différents EB sont semblables et que l'autoéchauffement des éprouvettes n'est pas trop important.

Tableau 4.10 Synthèse des essais de fatigue en Traction-Compression

N° éprouvette	Labo.	% Vi	ϵ_0	Nf 50	Nf II-III	Échauffement (°C)	E0 (MPa)
GPL05-A3-M0	CTA	2,0	126	3002462	3241216	0,7	18822
GPL05-C1-M0	CTA	2,4	128	614000	947229	0,6	17950
GPL05-C3-M0	CTA	2,5	145	3923926	4281191	1,0	17005
GPL05-C4-M0	CTA	2,2	142	315189	416225	0,8	18367
GPL05-A4-M0	CTA	2,0	160	503049	438686	1,2	19470
GPL05-B1-M0	CTA	2,6	148	783547	1144162	0,9	18512
GPL05-B2-M0	CTA	2,6	157	1915540	1923888	1,0	17026
GPL05-B3-M0	CTA	2,4	150	322786	323622	1,2	17967
GPL05-C2-M0	CTA	2,6	177	121399	149701	1,9	17946
GPL06-A1-M0	CTA	2,3	98	N/D	24657586	0,4	15348
GPL07-A1-M1	CTA	2,8	130	389045	N/D	N/D	20525
GPL07-A2-M1	CTA	3,1	130	309030	N/D	N/D	18165
GPL07-A4-M1	CTA	3,1	130	701995	N/D	N/D	21066
GPL07-B1-M1	CTA	3,4	130	549541	N/D	N/D	19151
GPL07-B2-M1	CTA	3,3	100	977237	N/D	N/D	15505
GPL07-B3-M1	CTA	3,2	100	1621810	N/D	N/D	16814
GPL07-B4-M1	CTA	3,9	100	4365158	N/D	N/D	14378
GPL07-C2-M1	CTA	3,9	117	275423	N/D	N/D	20346
GPL07-C3-M1	CTA	3,9	120	1131826	N/D	N/D	19440
GPL07-C4-M1	CTA	2,8	119	1737801	N/D	N/D	18620
GPL09-C2-M2	CTA	3,0	132	1895003	1841670	N/D	16924
GPL09-C3-M2	CTA	2,5	132	810003	806670	N/D	18398
GPL09-B2-M2	CTA	2,9	142	1630003	1596670	N/D	15353
GPL09-A2-M2	CTA	2,9	152	1630003	1618336	N/D	15323
GPL09-A3-M2	CTA	2,4	172	660003	608003	N/D	14690
GPL09-B1-M2	CTA		169	54954		N/D	
GPL13-C1-M3	LCMB	3,1	119	N/D	20388	0,4	18048
GPL13-C2-M3	LCMB	2,9	99	1731093	1731093	0,3	18536
GPL13-B4-M3	LCMB	2,4	150	23782	23782	0,8	19250

Tableau 4.10 Synthèse des essais de fatigue en Traction-Compression (suite)

N° éprouvette	Labo.	% Vi	ϵ_0	Nf 50	Nf II-III	Échauffement	E0 (MPa)
GPL13-B3-M3	LCMB	2,6	119	N/D	96819	0,5	15857
GPL13-B2-M3	LCMB	2,3	150	70887	70887	0,8	18660
GPL13-B1-M3	LCMB	2,4	130	65936	65936	0,6	18537
GPL13-A1-M3	LCMB	2,6	120	785357	785357	0,4	18384
GPL13-A3-M3	LCMB	2,8	120	65711	65711	0,5	17800
GPL14-A2-M4	LCMB	2,2	171	510173	510173	0,8	15286
GPL14-A3-M4	LCMB	2,2	170	1071290	1071290	1,1	14931
GPL14-B4-M4	LCMB	2,5	209	N/D	781362	1,2	14027
GPL14-C1-M4	LCMB	2,5	213	N/D	400875	1,4	16128
GPL14-C2-M4	LCMB	3,5	150	5652411	5652411	0,9	15342
GPL14-C3-M4	LCMB	2,8	212	N/D	846940	1,5	13782

Le Tableau 4.11 présente une synthèse des étendues des déformations appliquées pour les différents mélanges ainsi que le nombre d'éprouvettes testées. Les étendues varient de 30 $\mu\text{m/m}$ à 79 $\mu\text{m/m}$ et le nombre d'éprouvettes testées de 6 à 10. Ces écarts sont dus au fait que des critères d'acceptabilité très stricts ont été utilisés pour retenir les résultats d'un essai. Ceux-ci reposent principalement sur les écarts différentiels entre les extensomètres tels que décrit par Lamothe (2014).

Tableau 4.11 Étendue des déformations imposées

Variable	Mélange	Nombre testé	Étendue ($\mu\text{m/m}$)
ϵ_0	M0	10	79
	M1 (M0 -b -f)	10	30
	M2 (M0 +b -f)	6	41
	M3 (M0 -b +f)	7	51
	M4 (M0 +b +f)	6	63

4.4.2 Variation des vides

Les moyennes des teneurs en vides pour les différents EB sont données au Tableau 4.12 et représentés graphiquement sur la Figure 4.12 . Une analyse de variance (ANOVA) permet ensuite de réaliser la comparaison entre les moyennes.

Tableau 4.12 Moyennes des teneurs en vide pour les mélanges de l'étude

Mélange	N	Moyenne %V _i	Ecart-Type
M0	10	2,4	0,23
M1 (M0 -b -f)	10	3,3	0,43
M2 (M0 +b -f)	6	2,7	0,24
M3 (M0 -b +f)	7	2,6	0,22
M4 (M0 +b +f)	6	2,6	0,49

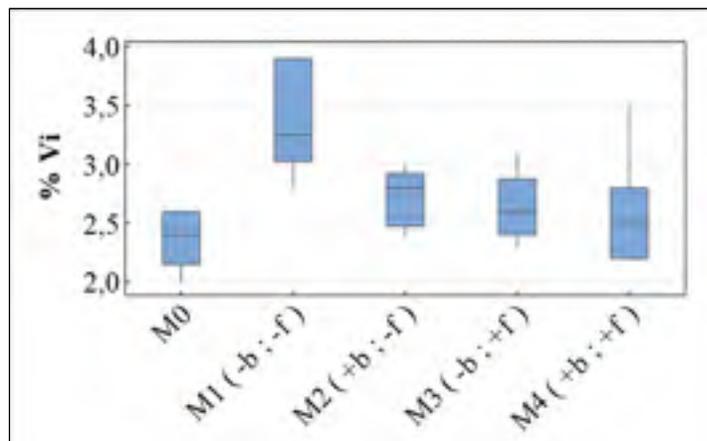


Figure 4.12 Boîtes à moustache pour les teneurs en vide

Préalablement à l'analyse de variance, l'homogénéité des variances entre les échantillons est vérifiée au moyen d'un test de Bartlett. On fait donc l'hypothèse de la normalité de la distribution des teneurs en vides pour réaliser ce test. La statistique du test est de 7,09. La P-value associé pour un seuil α de 5% est de 0,131, on ne peut donc pas rejeter l'hypothèse nulle que toutes les variances sont homogènes et on procède à l'ANOVA. Les résultats sont présentés au Tableau 4.13.

Tableau 4.13 ANOVA pour les teneurs en vide

Source	DL	SCE	CM	Valeur F	p-value
Mélange	4	5,333	1,3332	11,55	0,000
Erreur	34	3,924	0,1154		
Total	38	9,257			

L'ANOVA donne pour résultats $F(4, 34)=11,55$; $p<0,000$. L'hypothèse nulle ne peut être acceptée au niveau de confiance de 95% et il est possible de conclure à une différence entre les moyennes des teneurs en vides entre au moins un des EB testés.

Les résultats de la comparaison 2 à 2 de Tukey présentés au Tableau 4.14 permettent d'identifier au niveau de confiance 95% le groupe M1 (M0_-b_-f) comme supérieur aux autres vis-à-vis de la teneur en vides. La teneur en vides ayant un impact sur la durée de vie en fatigue d'après les modèles proposés au paragraphe §1.6, cette variable devra faire l'objet d'une attention particulière dans l'analyse des résultats.

Tableau 4.14 Comparaison deux à deux de Tukey au niveau de confiance 95% pour les teneurs en vides

Mélange	N	Moyenne	Groupement	
M1 (M0_-b_-f)	10	3,3	A	
M2 (M0_+b_-f)	6	2,7		B
M3 (M0_-b_+f)	8	2,6		B
M4 (M0_+b_+f)	7	2,6		B
M0	10	2,3		B

4.4.3 Variation du Module Initial au 100^{ème} cycle

Les moyennes des modules initiaux au 100^{ème} cycle pour les différents mélanges sont données au Tableau 4.15 et représentés graphiquement à la Figure 4.13. Bien que l'EB M3 (M0_-b_+f) semble présenter une valeur aberrante sur le diagramme des boîtes à moustache, celle-ci est prise en compte dans l'analyse car le faible nombre d'éprouvettes testées et le fait que cette valeur soit cohérente avec les valeurs communément admises ne permettent pas de la discriminer selon ce critère. Une analyse de variance permet ensuite de réaliser la comparaison entre les moyennes.

Tableau 4.15 Moyenne des modules initiaux

Variable	Mélange	N	Moyenne	EcTyp
E ₀ (MPa)	M0	10	17841	1153
	M1 (M0 -b -f)	10	18401	2217
	M2 (M0 +b -f)	6	16426	1523
	M3 (M0 -b +f)	7	18146	1096
	M4 (M0 +b +f)	6	14916	879

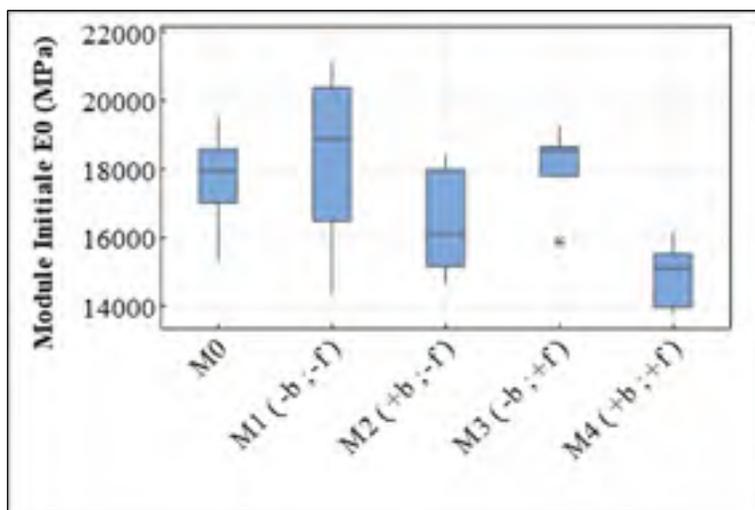


Figure 4.13 Boîtes à moustache pour les modules initiaux

Préalablement à l'analyse de variance, l'homogénéité des variances des groupes est vérifiée au moyen d'un test de Bartlett. On fait donc l'hypothèse de la normalité de la distribution des teneurs en vides pour réaliser ce test. La statistique du test est de 7,24. La P-value associé pour un seuil α de 5% est de 0,124, il n'est donc pas possible de rejeter l'hypothèse nulle que les variances sont homogènes, l'ANOVA est donc possible.

Tableau 4.16 ANOVA pour les Modules initiaux

Source	DL	SCE	CM	Valeur F	p-value
Mélange	4	58550465	14637616	6,31	0,001
Erreur	34	78854686	2319255		
Total	38	137405151			

L'ANOVA donne pour résultats $F(4, 34)=6,31$; $p,<0,001$. L'hypothèse nulle ne peut être acceptée au niveau de confiance de 95%. Au moins une des moyennes des modules initiaux mesurés diffère donc des autres pour ce même niveau de confiance.

Les résultats de la comparaison 2 à 2 de Tukey présentés au Tableau 4.17 permettent d'identifier au niveau de confiance 95% deux groupes distincts. Le module ayant un impact sur la durée de vie en fatigue d'après certains des modèles proposés au paragraphe §1.6, cette variable devra aussi faire l'objet d'une attention particulière dans l'analyse des résultats. Ces résultats interpellent car ils ne sont pas en adéquation avec les différences de teneurs en vides observées sur les éprouvettes de fatigue et avec les essais de module complexe présentés à la section §4.4. L'écart des teneurs en vides moyennes sur les éprouvettes de M1 (M0_-b_-f) n'est pas corrélé à un écart de module initial.

Tableau 4.17 Comparaison deux à deux de Tukey au niveau de confiance 95% pour les modules initiaux $|E_0|$

Mélange	N	Moyenne $ E_0 $ (MPa)	Groupement	
M1 (M0_-b_-f)	10	18401	A	
M3 (M0_-b_+f)	7	18146	A	
M0	10	17841	A	
M2 (M0_+b_-f)	6	16426	A	B
M4 (M0_+b_+f)	6	14916		B

4.4.4 Différence entre les critères de rupture

L'utilisation du critère de rupture $N_{III-III}$ est préférée dans ce travail, notamment car des écarts significatifs entre ce critère de rupture et celui couramment utilisé (N_{f50}) ont pu être observés dans le passé. Les essais menés sur l'EB M1 (M0_-b_-f) n'ont cependant pas permis d'utiliser ce critère de rupture. Une comparaison sommaire des critères de rupture doit donc permettre de déterminer si, pour les EB étudiés, on peut considérer les critères comme équivalents. La comparaison des critères de rupture est présentée sur la Figure 4.14. Le coefficient directeur très proche de 1 pour un coefficient de détermination lui aussi proche de 1 suggère que pour

les mélanges étudiés, les deux critères se valent. Il est donc possible de comparer les N_{f50} du EB M1 (M0_b_f) avec les N_{fII-II} des autres EB. Cette similitude s'explique du fait que les ruptures observées sur l'EME-14 sont très rapides (voir non détectable par le système d'acquisition) tel qu'illustré sur la Figure 4.15. Il résulte de cette rupture rapide un nombre de cycles à la rupture identique.

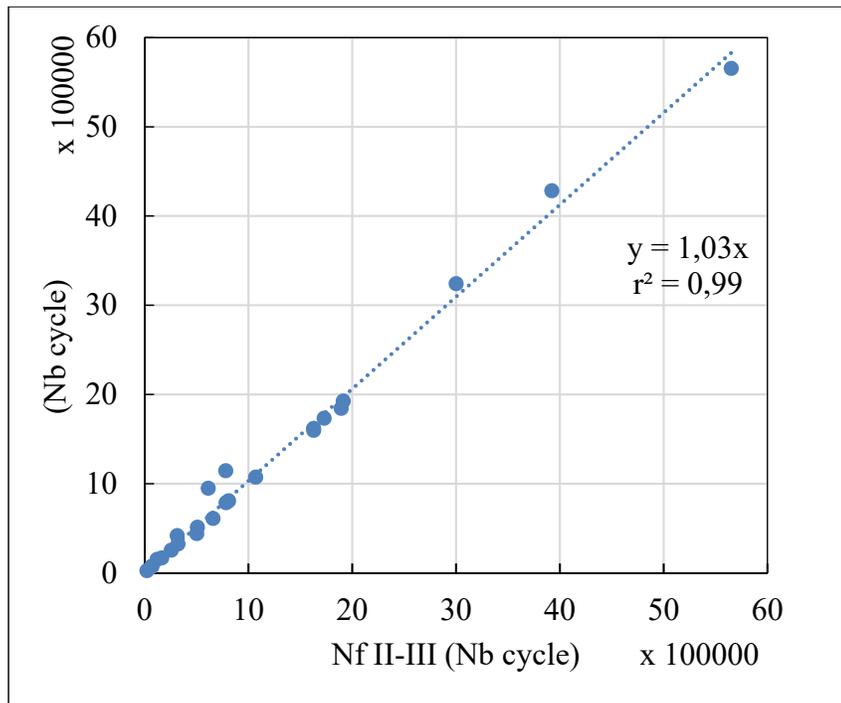


Figure 4.14 Comparaison des critères de rupture $N_{f50\%}$ et $N_{fII-III}$

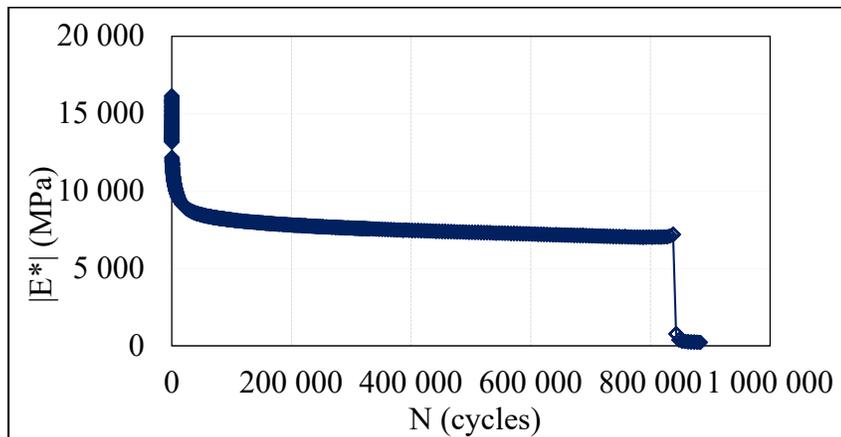


Figure 4.15 Exemple de transition brutale entre les phases II et III

4.4.5 Évolution des températures

Les essais de fatigue sont conduits à une température cible de 10 °C. La littérature montre l'influence très forte de la température sur les essais de fatigue. Cette relation n'étant pas linéaire, un échauffement d'1°C est généralement considéré comme acceptable. Cet auto échauffement est conditionné d'une part par la teneur et le type de liant utilisé et d'autre part par la déformation imposée. La Figure 4.16 montre que la déformation imposée semble influencer l'auto échauffement d'une manière linéaire dans notre domaine d'étude (entre 100 et 220 μdef). Cette relation est établie à partir des EB M3 (M0_-b_+f) et M4 (M0_+b_+f) dont les températures essais ont été établies en moyennant les valeurs de 500 cycles après stabilisation de l'essai. On remarque à la Figure 4.16 que les essais conduits au-delà de 200 $\mu\text{m/m}$ ont un autoéchauffement en peau de 1,4 °C ce qui correspond à des températures d'essai de 11,4 °C en surface de l'éprouvette. Bien que la teneur en liant n'influence pas directement l'autoéchauffement, elle conduit à des sollicitations d'essais plus grandes pour atteindre la rupture (Voir §4.4.8) ce qui entraîne un échauffement plus important de l'éprouvette.

Bien qu'aucune relation empirique n'ait été établie pour l'influence de la température d'essais sur les essais de TC, on peut s'inspirer de la relation donnée par Moutier et rappelée au paragraphe §1.4.5.8 pour avoir une idée de l'impact de la variation observée. Une variation de 10 °C à 11,4 °C donnerait pour des essais trapézoïdaux conduits à 25 Hz une diminution de 3 $\mu\text{m/m}$ sur la valeur d' ε_6 . Cette variation est très inférieure aux tolérances de répétabilité acceptées sur cet essai. On peut donc considérer l'impact de l'autoéchauffement comme étant négligeable dans cette étude. Cette relation dépendant en partie du type de bitume utilisé il serait souhaitable de la recalibrer sur un liant de type 88-28 pour voir si les résultats obtenus sont du même ordre de grandeur.

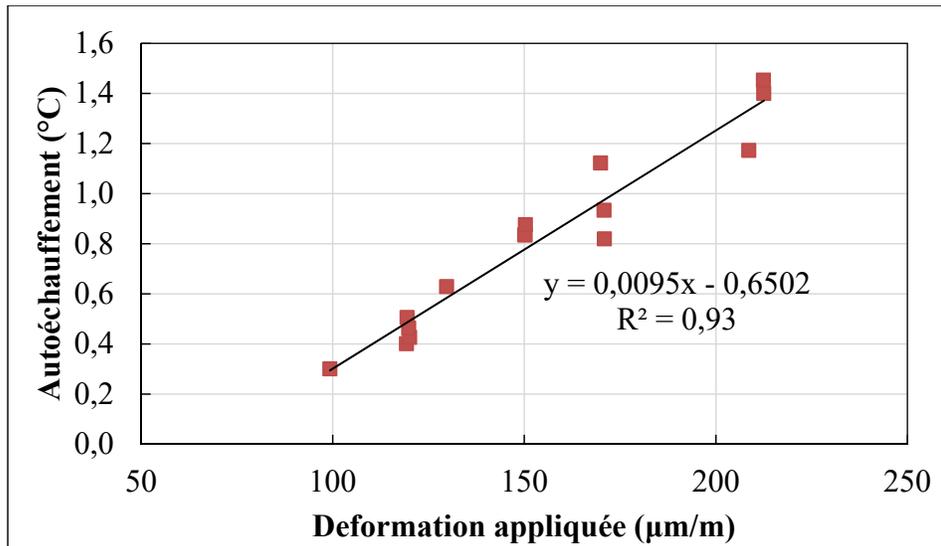


Figure 4.16 Autoéchauffement des éprouvettes lors des essais de fatigue

4.4.5.1 Évolution des écarts entre extensomètres

L'hypothèse du champ de contrainte homogène étant faite pour les essais de fatigue en TC, il est important de définir un critère permettant de valider cette hypothèse. Baaj (2002) et Lamothe (2014) proposent une valeur arbitraire de 25% d'écart d'un extensomètre à l'autre avec la déformation cible comme critère de validité de l'essai, ce critère est utilisé dans ce travail. En effet, le signal de sollicitation en déformation étant obtenue à partir de la moyenne des trois extensomètres, un trop grand écart entre ceux-ci est synonyme d'une non homogénéité du champ de contrainte dans l'éprouvette. Ce problème peut être dû à un départ de fissure, à une mauvaise planéité de l'éprouvette ou encore à un mauvais positionnement des extensomètres.

4.4.6 Droites de Wöhler

Les résultats des essais de fatigue présentent une forte variabilité et sont relativement longs à obtenir. Il en résulte un nombre de points faibles et dispersés. Différents indicateurs de qualité sont décrits dans la norme française d'essais de fatigue en flexion deux points (2PB). Le

premier est l'estimateur sur l'écart-type des résidus, noté SN_f . Le second est noté Δ_{ε_6} et s'apparente à un intervalle de confiance. Cependant d'autres outils d'analyse peuvent aider à comparer les droites de fatigue entre elles, en particulier quand leur nombre est plus important, comme c'est le cas dans cette étude.

L'analyse est donc conduite dans un premier temps de **manière classique**, c'est-à-dire en comparant les différentes droites de régressions et les valeurs d' ε_6 associées à leur intervalle de confiance à 95%. Dans un second temps une **Analyse de Covariance (ANCOVA)** (voir ANNEXE VIII) permet de comparer les moyennes des durées de vie en prenant en compte l'impact de la déformations ε_0 sur la durée de vie N_f

4.4.6.1 Présentation des droites de fatigues

La Figure 4.17 présente les droites de Wöhler obtenues pour les 5 EB étudiés. Les coefficients et paramètres d'intérêt sont présentés au Tableau 4.18. Outre les variations des ordonnées à l'origine et des pentes, on remarque des coefficients de détermination relativement faibles même pour des essais de fatigue (en dessous de 70%) pour tous les essais. De plus les valeurs d'estimation de l'écart type résiduel SN_f sont particulièrement élevées pour les mélanges **M0** et **M3 (M0_-b_+f)**. Ces valeurs peuvent être expliquées en partie par la trop faible étendue des niveaux de déformation imposés mais aussi par la variabilité inhérente aux essais de fatigue et voir même celle intrinsèque au matériau. Tels quels, les résultats ne permettent pas de conclure à un quelconque parallélisme entre les droites ni à une différence claire entre les différentes valeurs d' ε_6 , une analyse plus fine s'avère nécessaire.

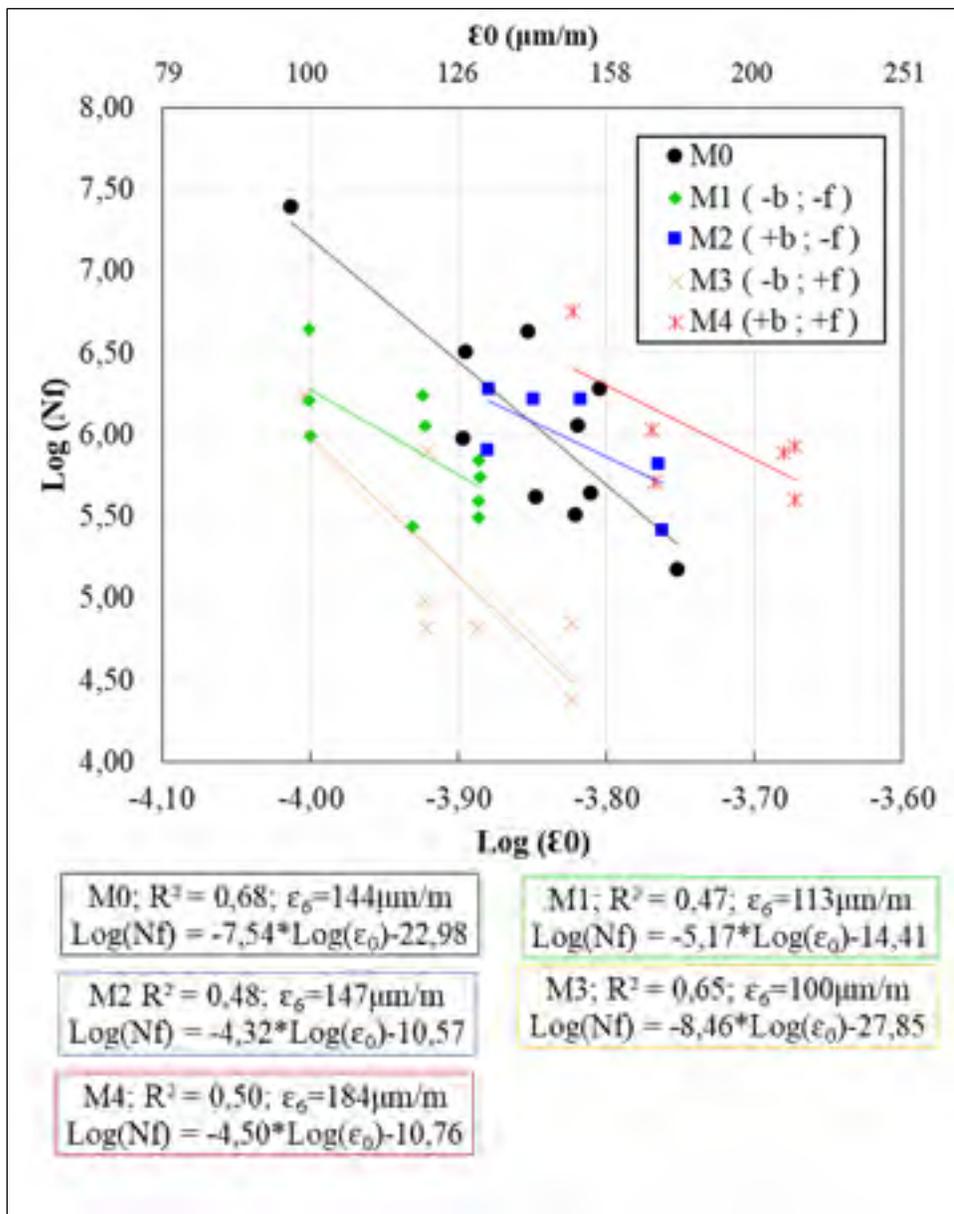


Figure 4.17 Droite de Wöhler pour les essais de fatigue

Tableau 4.18 Paramètres de régressions pour les essais de fatigue

	M0	M1 (M0 -b -f)	M2 (M0 +b -f)	M3 (M0 -b +f)	M4 (M0 +b +f)
a2	7,54	5,17	4,32	8,45	4,50
b	-0,13	-0,19	-0,23	-0,12	-0,22
SN_f	0,40	0,29	0,26	0,44	0,31
r²	68%	47%	48%	65%	50%
ε₆ (μm/m)	144	113	147	100	185
IC-@95%	134	108	133	92	162
IC+@95%	155	123	165	127	211
n	10	10	6	7	6

4.4.7 ANCOVA Test sur le parallélisme des droites

Tester le parallélisme des droites est possible en observant la P-value du terme d'interaction entre la pente et la covariable (Andrade et Estévez-Pérez, 2014; PSU, 2019). Le Tableau 4.19 présente l'analyse de variance pour le modèle de régression prenant en compte la variation des pentes. Le terme d'interaction présente une P-value très supérieur à 5% ($F(4;29)=0,63$; $p\text{-value}=0,643$), il n'est donc pas possible de rejeter l'hypothèse nulle au niveau de confiance 95% et de conclure à une différence de pente des droites de Wöhler pour les différents EB.

Tableau 4.19 Analyse de variance pour l'effet d'interaction

Source	DL	SCE	CM	Valeur F	p-value
Log(ε₀)	1	3,99	3,97	32,09	0,000
Mélange	4	0,36	0,09	0,71	0,589
Log(ε₀)*Mélange	4	0,31	0,08	0,63	0,643
Erreur	29	3,60	0,12		
Total	38	13,45			

4.4.8 ANCOVA Comparaison des Moyennes

Le Tableau 4.20 présente les résultats de l'analyse de variance réalisée pour comparer les droites entre elles, en faisant l'hypothèse que celles-ci sont parallèles (voir 4.4.7). La P-value

en dessous du seuil de signification choisi (ici 5%) pour la variable qualitative type de mélange montre qu'au moins un des EB diffère des autres ($F(4;33)=18,20$; $p<0,000$).

Tableau 4.20 Analyse de variance pour les droites de Wöhler

Source	DL	SCE	CM	Valeur F	p-value
Log(ϵ_0)	1	5,24	5,24	44,15	0,000
Mélange	4	8,64	2,16	18,20	0,000
Erreur	33	3,92	0,12		
Total	38	13,45			

Les droites de régression obtenues en considérant le parallélisme entre celles-ci sont données dans le Tableau 4.21. Le modèle proposé permet d'exprimer plus de 67% des variations observées sur N_f comme en témoigne le coefficient de détermination $R^2(0,66)$, ce qui reste moyen.

Tableau 4.21 Droite de Wöhler prenant en compte le parallélisme des droites

Mélange	Équations
M0	$\text{Log}(N_f) = -18,65 - 6,425 \text{Log}(\epsilon_0)$
M1 (M0 -b -f)	$\text{Log}(N_f) = -19,34 - 6,425 \text{Log}(\epsilon_0)$
M2 (M0 +b -f)	$\text{Log}(N_f) = -18,61 - 6,425 \text{Log}(\epsilon_0)$
M3 (M0 -b +f)	$\text{Log}(N_f) = -19,92 - 6,425 \text{Log}(\epsilon_0)$
M4 (M0 +b +f)	$\text{Log}(N_f) = -17,98 - 6,425 \text{Log}(\epsilon_0)$
Récapitulatif du modèle	
S	R^2
0,345	71%
	R^2 (ajusté)
	67%

La comparaison des intervalles de confiance permet grâce à la méthode de HSD (différence significative honnête) de Tukey de créer des groupes entre les différents mélanges observés. Ceux-ci sont représentés dans le Tableau 4.22. Dans le tableau, les EB ne partageant aucune lettre sont considérés comme différents. La valeur moyenne correspond à celle prise en compte pour le groupement en prenant en compte l'effet de la covariable. Les résultats sont en accord avec la littérature puisqu'une tendance de semble se démarquer entre la teneur en liant et la performance en fatigue.

Tableau 4.22 Groupement des mélanges pour les essais de fatigue (Tukey HSD, 95%)

Mélange	N	Moyenne LOG($N_{fII-III}$)	Groupement			
M4 (M0 +b +f)	6	6,80	A			
M2 (M0 +b -f)	6	6,17	A	B		
M0	10	6,13		B		
M1 (M0 -b -f)	10	5,44			C	
M3 (M0 -b +f)	7	4,87				D

Le Tableau 4.23 permet la comparaison des ε_6 obtenue avec les équations de droites présentées dans le Tableau 4.21. On constate assez peu de différence avec les résultats obtenus avec des pentes différentes présentés dans le Tableau 4.18 bien que les pentes des droites soient différentes. Cela s'explique par le fait que les points expérimentaux sont centrés sur la valeur d' ε_6 ce qui limite l'impact de la pente sur ce paramètre.

Tableau 4.23 Valeurs d' ε_6 obtenues associées aux intervalles de confiance (IC) et de prédiction (IP) à 95 %

Mélange	ε_6 ($\mu\text{m/m}$)	IC - 95%	IC + 95%	IP - 95%	IP + 95%
M0	144	135	153	118	176
M1 (M0 -b -f)	115	108	122	94	141
M2 (M0 +b -f)	148	137	160	121	182
M3 (M0 -b +f)	105	96	115	85	130
M4 (M0 +b +f)	185	171	200	151	227

Une tendance quant à l'impact de la teneur en bitume semble se démarquer. Des essais supplémentaires seraient cependant souhaitables pour réduire les incertitudes et permettre de prédire la relation entre les paramètres de formulation et durée de vie en fatigue. En parallèle une étude similaire sur une formule classique pourrait permettre de comparer ses tendances pour savoir si l'EME-14 est plus ou moins sensible qu'un enrobé de couche de base classique.

L'ANCOVA permet donc de différencier les groupes et de conclure à une différence de comportement en fatigue. Les mélanges les plus riches M0 ainsi que **M2 (M0 +b -f)** et **M4**

(M0_+b_+f) forment un groupe alors que M2 (M0_+b_-f) et M1 (M0_-b_-f) plus pauvre performant moins bien. Ces résultats semblent corrélés comme le veut la littérature à la teneur en bitume. Une étude de fatigue en TC sur un enrobé de couche de base standard devrait permettre une meilleure comparaison de la sensibilité de L'EME-14 par rapport aux EB couramment utilisés.

4.4.9 Comparaison aux couches de bases classiques

L'ANCOVA réalisée sur les droites de Wöhler a permis d'identifier des différences significatives de résistance en fatigue liées à la composition des différents EB. Il convient maintenant de voir si ces différences observées sont plus ou moins grandes que celles qui auraient pu être observées sur un enrobé de couche de base standard. En d'autres termes voir si l'EME-14 est plus ou moins sensible qu'un enrobé plus classique. Les modèles empiriques à disposition ne sont cependant pas basés sur des essais de fatigue en TC. En l'absence de méthode éprouvée pour transformer les résultats des essais de fatigue entre eux, les comparaisons faites dans cette section sont purement indicatives. Dans cette section sont comparées les résultats obtenus à partir du modèle de Moutier calibré pour des enrobés standards et un essai de fatigue en flexion 2 points (2PB). L'analyse de variance (Tableau 4.24) montre que cette relation est significative au niveau de confiance de 95%. Le coefficient de détermination R^2 est de 86% pour un écart-type de 3,94. L'ordonnée à l'origine de la droite peut être interprétée comme une part du décalage entre les essais. Elle indique aussi que cette relation n'est pas forcément adaptée pour la comparaison.

Tableau 4.24 Analyse de variance pour la relation

ϵ_6 , standard prévu VS. ϵ_6 , EME mesuré

Source	DL	SCE	CM	Valeur F	p-value
Régression	1	279	2789	18,49	0,023
Erreur	3	45	15		
Total	4	324			

La pente de la droite de l'équation (4.5) est plus petite que 1, c'est à dire que les valeurs d' ϵ_6 mesurés sont plus faibles que celles prévues pour des mélanges équivalents classiques.

L'ordonnée à l'origine pourrait être expliquée en partie par le fait que les essais réalisés par Moutier sont différents de ceux utilisés dans cette étude. En effet, le modèle proposé par Moutier est calibré sur un essai 2PB qui est moins agressif que les essais de TC (Di Benedetto et al., 2004a).

$$\varepsilon_{6,\text{standart prévu}} = 69 + 0,298 \varepsilon_{6,\text{EME14 mesuré}} \quad (4.5)$$

À la différence des autres essais (Orniérage, TSRST, Module) les essais de fatigue laissent apparaître des différences entre les EB étudiés. Celles-ci semblent corrélées aux variations en bitume. Il semblerait cependant que l'EME-14 reste plus performant qu'un enrobé standard. Afin de renforcer cette observation un programme expérimental similaire à celui opéré dans cette étude devrait être conduit sur un enrobé de couche de base standard comme une GB-20.

CONCLUSION

La présente étude a cherché à travers un plan expérimental à quantifier la sensibilité d'un mélange d'EME-14 spécialement formulé pour les régions froides. Un plan expérimental factoriel à deux niveaux a permis de déterminer cette sensibilité vis-à-vis de critères performanciel reconnus dans le domaine.

Les essais réalisés sur la presse à cisaillement giratoire pour les différents enrobés bitumineux étudiés ne permettent pas d'identifier un impact significatif des variations en fines et en bitume apportées. De ce point de vue, il semblerait donc que l'EME-14 soit moins sensible que les enrobés classiques.

Très peu sujet aux problématiques d'orniérage, les formules d'EME destinées aux régions froides semblent très robustes vis-à-vis de cette propriété. Aucune variation attribuable aux variations de dosage des constituants n'a été détectée.

Les essais de module complexe (E^*) associés au modèle rhéologique 2S2P1D permettent d'identifier une très faible susceptibilité de ce paramètre vis-à-vis des fluctuations de dosage. Les seuls écarts de performance observés sont attribuables aux variations des vides dans les corps d'épreuves.

De même, les essais de TSRST n'ont pas montré de différence quant aux températures de rupture. Des écarts ont été observés pour la contrainte à la rupture, mais ceux-ci sont explicables par la variation en teneur en vides des éprouvettes.

Une ANCOVA a permis d'identifier des différences de performance entre les EB pour la résistance en fatigue entre les formules étudiées. Celles-ci semblent corrélées à la teneur en liant. En revanche la comparaison à des modèles calibrés pour des formules standards nord-américaines et françaises ne permettent pas de dire que la formule est moins performante.

Les résultats mettent donc en avant le rôle prépondérant des variations en vides par rapport aux changements susceptibles de se produire en production. Sur tous les essais réalisés, les seuls résultats présentant une différence de performance due aux variations en bitume et en fines sont ceux de fatigue. Les incertitudes liées à la taille d'échantillonnage ne permettent cependant pas de déterminer si ces différences sont critiques. Pour tous les essais réalisés, l'EME-14 ne semble pas moins performant qu'un enrobé de couche de base standard type GB-20 vis-à-vis de sa susceptibilité aux variations de production.

RECOMMANDATIONS

Cette étude constitue un premier pas pour comprendre à l'échelle macroscopique, comment répondent les performances des matériaux de type EME-14 aux fluctuations des dosages lors de la production. Il serait intéressant de conduire le même plan expérimental sur un enrobé de couche de base type GB-20. Dans la mesure où la plupart des essais semblent bien répétables, la comparaison sur un mélange est pertinente. Afin de mieux détecter les différences, les points du plan expérimental pourrait aussi être éloignés.

D'un point de vue expérimentale, cette étude a permis de mettre en avant l'impact de certaines variables non contrôlées sur les résultats d'essais comme la teneur en vide dû à une mauvaise maniabilité du matériau. Le bitume PG88-28 devant être chauffé à autre température pour avoir une bonne maniabilité, son tau de refroidissement est plus important qu'un enrobé standard en laboratoire, car l'écart entre la température du laboratoire et la température de chauffe est plus important. Sans adapter les méthodes d'essais normalisés, une attention particulière lors de la fabrication et de la mise en œuvre des corps d'épreuve doit être portée pour obtenir des teneurs en vides dans les spécifications normatives.

Malgré le soin apporté à leur réalisation, la variabilité observée sur les résultats des essais de fatigue reste particulièrement élevée et rend difficile une mise en relation fiable des paramètres de formulation avec la durée de vie en fatigue. Une première approche pour améliorer la qualité de l'essai consisterait à sélectionner une plage de déformations imposées plus grande et d'augmenter la taille des échantillons. Pour les essais de flexion 2 points français, le nombre de corps d'épreuve fabriqués est deux fois plus important que ceux testés. Cette approche permet d'avoir plus d'échantillons et de créer des groupes plus homogènes. Cependant elle apporte un biais de sélection important en ne sélectionnant pas aléatoirement les éprouvettes. Afin d'augmenter le nombre de points sans pour autant changer la durée de l'essai, des investigations pourraient être faites pour augmenter la fréquence d'essais. Une étude

métrologique de l'essai pourrait aussi permettre d'améliorer la qualité des résultats en ciblant les opérations apportant le plus d'incertitude.

ANNEXE I

RÉSULTATS D'ANALYSE DES LIANTS

Tableau-A I-1 Résultats Analyse des liants

Informations générales	Norme ou Méthode d'essai	Bitumar	CTA	LCMB
N° de lot	n. a.	17VIAFLEXM-01	17VIAFLEXM-01 (MTL-171136)	
Date de fabrication	n. a.	05/06/2017	01/06/2017	
Nom commercial	n. a.	VIAFLEX M		
Classe de bitume	4101	PG 88-28		
Recommandations	Norme ou Méthode d'essai	Bitumar	CTA	LCMB
Entreposage (°C)	n. a.	161 à 175	Mêmes	Mêmes
Malaxage (°C)	LC 25-007	171 à 185	185 Visée	203 V.C.
Compactage (°C)	LC 25-007	n. s.	170 Visée	189 V.C.
Essais de caractérisation	Norme ou Méthode d'essai	Bitumar	CTA	LCMB
Date de la caractérisation	n. a.	06/06/2017	20-21/06/2017	07/09/2017
Masse volumique à 25°C (g/cm ³)	AASHTO T228	1,016	n. r.	1,015
Masse volumique à 15°C (g/cm ³)	AASHTO T228	1,022	n. r.	n. r.
Viscosité Brookfield à 135°C (Pa·s)	AASHTO T 316	4,465	n. r.	5,533
Viscosité Brookfield à 165°C (Pa·s)	AASHTO T 316	0,813	0,900	0,950
Viscosité Brookfield à 180°C (Pa·s)	n. a.	n. a.	0,499	n. a.
Stabilité au stockage (°C)	LC 25-003	0,3	n. r.	0,4
TBA moyenne (°C)	LC 25-003	98,0	n. r.	97,8

Tableau-A I-1 Résultats Analyse des liants (suite)

Informations générales	Norme ou Méthode d'essai	Bitumar	CTA	LCMB
Recouvrance d'élasticité à 10°C (%)	LC 25-005	65	n. r.	70
Teneur en cendres (%)	LC 25-008	0,2	n. r.	0,1
Variation de masse au RTFOT (%)	AASHTO T 240	0,62	0,42	0,24
Temp. élevée de caractérisation Te (°C)	AASHTO T 315	103,2	101,5	95,9
Temp. basse de caractérisation Tb (°C)	AASHTO T 313	-31,6	n. r.	-28,1
Module de rigidité So (60) (MPa)	AASHTO T 313	92,4	n. r.	146
Pente de mo (60)	AASHTO T 313	0,395	n. r.	0,301
Recouvrance d'élasticité à 3,2 kPa, R3,2 à 70°C (%)	AASHTO T350	106,7	n. r.	n. r.
Complaisance non recouvrable à 3,2 kPa, Jnr3,2 à 70°C (kPa-1)	AASHTO T350	-0,01	n. r.	n. r.
Complaisance non recouvrable différentielle Jnrdiff à 70°C (%)	AASHTO T350	-64,8	n. r.	n. r.
Point d'éclair (°C)	ASTM D 92	n. r.	n. r.	252
Pénétration à 25°C	AASHTO T 49-07	n. r.	n. r.	40
n. a. Non applicable. n. r. Non réalisé. n. s. Non spécifié. V.C. Valeurs calculées selon les viscosités mesurées par Bitumar à 135 et 165°C. Toutefois, ces températures sont trop élevées et engendreraient un vieillissement accéléré du bitume.				

ANNEXE II

RÉSULTATS D'ANALYSE DES GRANULATS

Tableau-A II-1 Analyse Granulométrique des mélanges

Caractéristiques	Norme ou Méthode d'essai	Granulat				
		Filler (F)	Fin (GF)		Gros (GG)	
Classe granulaire (mm)	2101	0/0,315	0/3,15	2,5/5	5/10	10/14
Désignation	n. a.	F	CR	CR	PC	PC
Provenance	n. a.	DJL Usine Jarry	DJL St- Philippe	Demix St- Jacques	DJL St- Philippe	DJL St- Philippe
Densité brute (d_{gb})	LC 21- 065,	2,727 ^{VC}	2,654	2,692	2,738	2,727
Densité apparente (d_{app})	LC 21- 065,	2,803	2,769	2,758	2,788	2,772
Absorption en eau (A, %)	LC 21- 065,	1,00 ^{VC}	1,57	0,89	0,66	0,60
Micro-Deval (MD, %) (Grade)	LC 21- 070, -101	n. a.	21,2	2,0	8 E	17 C
Coefficient d'écoulement (Ce)	LC 21-075	n. a.	n. r.	n. r.	n. a.	n. a.
Friabilité (%)	LC 21-080	n. a.	32	30	n. a.	n. a.
Fragmentation (%)	LC 21-100	100	100	100	100	100
Résistance au polissage (CPP)	LC 21-102	n. a.	n. a.	n. a.	n. r.	n. r.
Particules plates et allongées (%)	LC 21-265	n. a.	n. a.	n. a.	n. r.	n. r.
Los Angeles (LA, %) (Grade)	LC 21-400	n. a.	n. a.	n. a.	24 C1	24 B2

Tableau-A II-1 Analyse Granulométrique des mélanges (suite)

Caractéristiques	Norme ou Méthode d'essai	Granulat				
		Filler (F)	Filler (F)		Filler (F)	
Classe granulaire (mm)	2101	0/0,315	0/3,15	2,5/5	5/10	10/14
Teneur en mottes d'argiles (%)	CSA-A23.2-5A	n. r.	n. r.	n. r.	n. a.	n. a.
Teneur en particules inférieures à 5µm	NQ 2501-025	n. r.	n. r.	n. r.	n. a.	n. a.
Catégorie	NQ 2560-114	n. a.	1	1	1	2
<i>n. a. Non applicable. VC Valeur considérée. n. r. Non réalisé.</i>						
Granulométrie (LC 21-040)	Tamis (mm)	Passant (%)				
	28	100	100	100	100	100
	20	100	100	100	100	100
	16					
	14	100	100	100	100	86
	12,5				100	65
	10	100	100	100	82	13
	8				49	
	6,3		100	100	22	3
	5	100	99	94	5	2
	4		94	71	2	2
	3,15		84	41	2	2
	2,5	100	75	18	1	2
	1,25	99	54	5	1	1
	0,630	99	40	3	1	1
0,315	99	31	3	1	1	
0,160	97	25	3	10	1	
0,080	87,6	19,5	2,4	0,9	1,0	

ANNEXE III

FONCTION D'ÉTALONNAGE POUR LA PRESSE DE L'ÉTUDE

Tableau-A III-1 Étalonnage de la chambre thermique de la presse 810S

SRDT-810S-1	Température étalon	Différence
-29,1	-30	0,9
-9,1	-10,3	1,2
16,8	15,3	1,5
35	33,2	1,8

ANNEXE IV

PARAMÈTRES DES PID UTILISÉS

Pour le calage de PID la déformation appliquée est une moyenne des trois extensomètres.

Tableau-A IV-1 Paramètres de contrôle des Proportional-Derivative-Integral (PID)

Presse	Test	T	f	ϵ_0	P	I	D
		°C	Hz	($\mu\text{m/m}$)	dB	1/s	ms
MTS LandMark 710	Module Complexe	-35	0,01;1;10	50	600	60	0
MTS LandMark 710	Module Complexe	5	0,01;1;10	50	450	45	0
MTS LandMark 710	Module Complexe	35	0,01;1;10	50	400	40	0
MTS LandMark 710	Fatigue	10	10	100	425	42,5	0
MTS 810	Module complexe	-35	0,01;1;10	50	700	70	0
MTS 810	Module complexe	5	0,01;1;10	50	400	40	0
MTS 810	Module complexe	35	0,01;1;10	50	375	37,5	0

ANNEXE V

PLAN DE CAROTTAGE

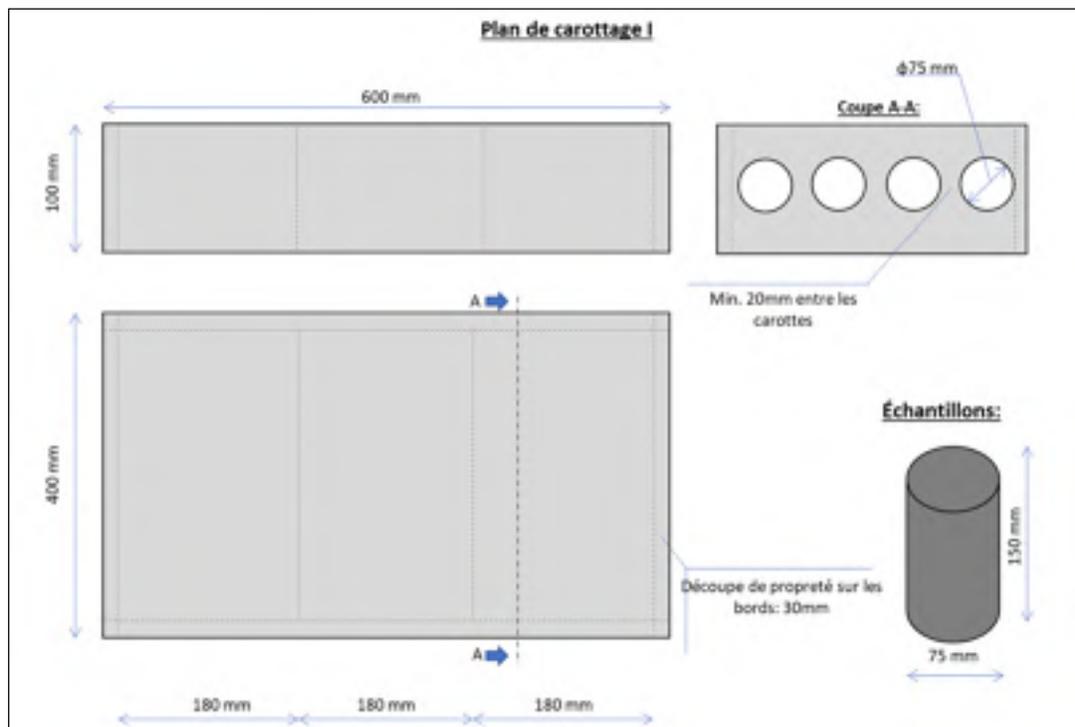


Figure-A V-1 Plan de carottage de type I (Grande plaque GPL)

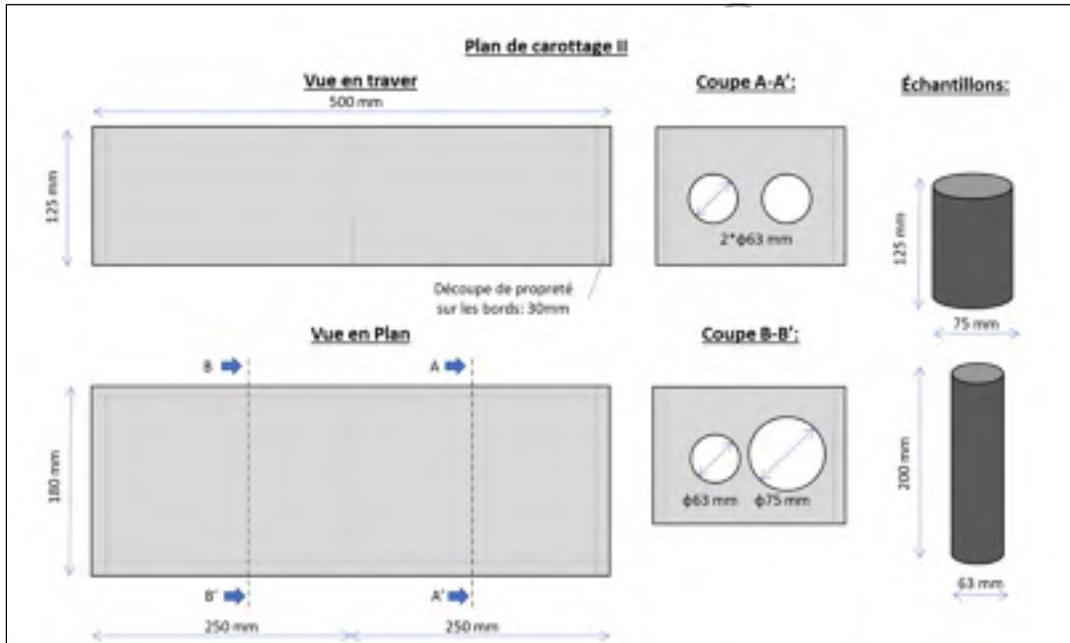


Figure-A V-2 Plan de carottage de type II (petite plaque PPL)

ANNEXE VI

MÉTHODOLOGIE ANOVA

L'analyse de Variance (ANOVA) est un test sur les variances permettant de comparer des moyennes entre elles. Elle étudie la dépendance d'une variable quantitative à une (voire plusieurs) variable (s) qualitative (s). Ces variables qualitatives sont appelées facteurs. La méthode est basée sur un test F de Fisher. Dans cette annexe seule sont rappelés les principes de l'ANOVA à un facteur (one way ANOVA).

L'hypothèse nulle est alternative du test sont :

- H_0 : Les moyennes sont égales,
- H_1 : Au moins une des moyennes diffère des autres.

Les conditions pour appliquer l'ANOVA sont les suivantes :

- les variances des populations sont indépendantes de la catégorie/du groupe i ,
- les valeurs des populations sont normalement distribuées,
- les groupes sont indépendants et tirés au hasard de leur population respective.

Soit :

k	Le nombre de groupe
Y_{ij}	La j^{em} observation du groupe i
\bar{Y}_{ij}	La moyenne du groupe i
\bar{Y}	La moyenne générale
n_i	Nombre d'observations du groupe i
n	Nombre total d'observation

Le principe de l'ANOVA repose sur la décomposition des variances. On décompose donc la variance totale (La somme des carrés des écarts totaux ou SCE_T) en deux. La variance des facteurs aussi appelé variance inter-groupe (La somme des carrés de écarts inter-groupe ou SCE_{inter}) et la variance des résidus aussi appelé variance intra-groupe (La somme des carrés de écarts intra-groupe ou SCE_{intra}). Ces trois variances sont représentées graphiquement sur la Figure-A VI-1 et elles sont définies tel que :

SCE_{inter} : Somme du carrée des Erreurs inter-groupe

$$SCE_{inter} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} n * (\hat{Y}_i - \hat{Y}_{generale})^2 \quad (\text{A VI-1})$$

SCE_{intra} : Somme du carrée des Erreurs intra-groupes

$$SCE_{intra} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (Y_{ij} - \hat{Y}_i)^2 \quad (\text{A VI-2})$$

SCE_T : Somme du carré des Erreurs total

$$SCE_T = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (Y_{ij} - \hat{Y}_{generale})^2 \quad (\text{A VI-3})$$

De plus on a

$$SCE_{total} = SCE_{inter} + SCE_{intra} \quad (\text{A VI-4})$$

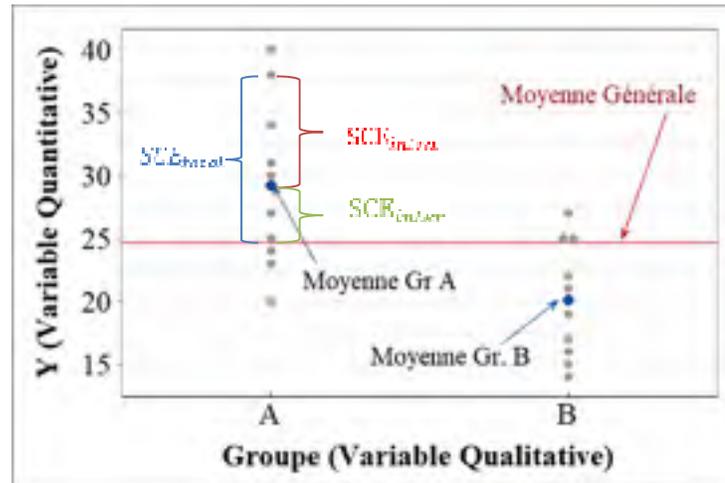


Figure-A VI-1 Représentation Graphique ANOVA

Une fois la somme des carrés calculée il est possible d'établir les écarts moyens des moyennes des groupes à la moyenne générale (CM_{Inter}) ainsi que l'écart moyen entre une observations à sa moyenne de groupe (CM_{Intra}). Pour cela on divise chaque somme des carrés par leur degrés de liberté respectif. On calcul donc :

$$CM_{Inter} = SCE_{Inter} / ddl_{Inter} \quad (\text{A VI-4})$$

$$CM_{Intra} = SCE_{Intra} / ddl_{Intra} \quad (\text{A VI-5})$$

Les degrés de liberté sont définis tel que :

ddl_{Inter} : degrés de liberté inter-groupe : $k-1$

ddl_{Intra} : degrés de liberté intragroupe : $n-k$

ddl_{total} : degrés de liberté total : $DDL_{Inter} + DDL_{Intra}$

La statistique F est ensuite calculée en faisant le rapport de $CM_{facteur}$ sur $CM_{résidus}$.

$$F = \frac{CM_{Inter}}{CM_{Intra}} = \frac{SCE_{inter(Y)} / ddl_{inter}}{SCE_{intra(Y)} / ddl_{intra}} \quad (\text{A VI-6})$$

Dans le cas où H_0 est vrai la statistique du test (F) suit une distribution de Fisher. Ainsi CM_{facteur} et $CM_{\text{résidu}}$ sont des indicateurs indépendants de la variance. En revanche si H_0 est fausse alors CM_{facteur} deviendra plus grand que $CM_{\text{résidu}}$ et la statistique F du test deviendra plus grande.

Les valeurs calculées ci-dessus sont ensuite présentés dans des tableaux comme ci-dessous :

Tableau-A VI-1 Tableau de présentation des résultats d'ANOVA

Source de la Variance	Degrés de liberté	SCE	CM	F	P-Value
Inter-Classe	ddl_{Inter}	SCE_{Inter}	CM_{Inter}	F	$P_{H_0}(F > F_{\text{obs}})$
Intra-Classe	ddl_{Intra}	SCE_{Intra}	CM_{Intra}		
Total	ddl_{total}	SCE_{total}			

Finalemnt l'analyse de la P-value permet de conclure si le test de Fisher est négatif ou positif. En effet, dans le cas où l'hypothèse nulle est vraie le rapport des variances étudiées suit une loi de répartition de Fisher tel que montré à la Figure-A VI-2. Pour un nombre de degrés de liberté donné, il est possible de trouver dans des tables la valeur critique de F tel que l'air ombrée sur la figure soit égale au seuil de signification choisi (5% dans cet exemple tout comme dans l'ensemble du mémoire). Si F dépasse cette valeur, on considère la probabilité d'homogénéité des moyennes de groupes trop faibles et il est impossible d'accepter l'hypothèse nulle l'hypothèse nulle. La p-value représente l'air ombré pour une valeur de F donnée. Ainsi si l'aire ombrée est plus petite que celle correspondant au niveau de signification choisie (5%) alors il n'est pas possible d'accepter l'hypothèse nulle. Plus la p-value est faible, plus il est possible de ne pas accepter avec confiance l'hypothèse nulle. Notons que la valeur de F critique dépend non seulement du risque α choisi, mais aussi de l'effectif des groupes et de la différence des rangs de moyennes comparées (les degrés de liberté).

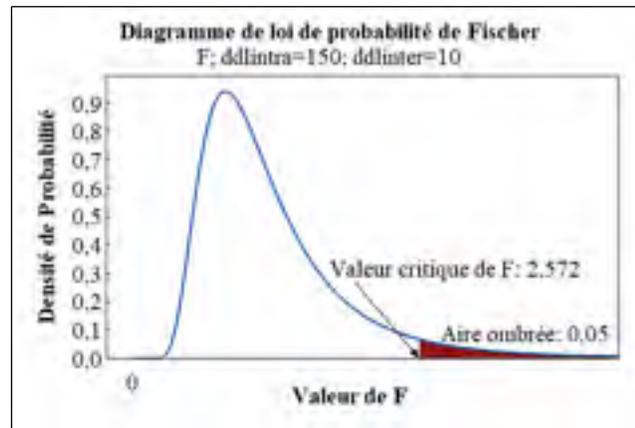


Figure-A VI-2 Représentation P-value

Dans le cas où l'hypothèse nulle n'est pas acceptée, il est alors pertinent d'utiliser des méthodes pour comparer les moyennes et ainsi être en mesure de les classer les unes par rapport aux autres. Une multitude de tests sont reportés dans la littérature. Dans ce document la méthode de Tukey est utilisée. La méthode de Tukey ajuste le niveau de confiance de chacun des intervalles, de manière à ce que le niveau de confiance simultané obtenu soit égal à la valeur donnée dans le but de réduire les erreurs de type I. Elle se base sur un intervalle appelé plus petite différence significative (PPDS) défini à l'équation A VI-7

$$Q_{k,n-1} \sqrt{\frac{CM_{Intra}}{n}} \quad \text{A VI-7}$$

Dans un premier temps l'étendue entre chaque moyenne de groupe est calculée. Pour k groupes, il existe donc $(k*(k-1))/2$ paires de comparaison évaluées. Pour chaque paire si la valeur absolue de l'étendue est plus grande que la quantité calculée à l'équation A VI-7 l'hypothèse nulle que les moyennes de ces paires sont égales ne peut être acceptée. En répétant cette démarche pour toutes les paires il est alors possible d'établir des groupements qui permettent de « classer » les différents groupes testés. Dans le cas où le nombre d'échantillons est différent selon les groupes, c'est le plus petit nombre qui est pris en compte pour calculer la PPDS

ANNEXE VII

MÉTHODOLOGIE ANCOVA

L'analyse de covariance (ANCOVA) permet tout comme l'ANOVA de comparer différents groupes dans l'optique de voir s'il existe une différence entre au moins une de leur moyenne. La différence avec l'ANOVA vient du fait que l'ANCOVA prend en compte la colinéarité de la variable Y avec une autre variable X continue. Elle peut donc être vue comme un mélange entre ANOVA et régression linéaire. C'est deux méthodes se situent en effet dans le cadre général du modèle linéaire. Plus de détails techniques concernant l'ANCOVA ainsi que des exemple d'application peuvent être trouvés dans l'ouvrage de Chatterjee et Simonoff (2013). Le but de cet Annexe est de permettre au lecteur d'interpréter les tests effectués dans ce document.

L'hypothèse nulle est alternative du test sont :

- H_0 : La variable de catégorie n'a pas d'effet sur la relation entre Y et la covariable X.
- H_1 : Au moins une des catégories impacte la relation entre Y et la covariable X.

Les prérequis pour utiliser la méthode sont les suivants :

1. Y et X ont une relation linéaire et de variance homogène.
2. Les points sont indépendants les uns des autres.
3. La variance de Y est constante pour tout X (homoscédacité).
4. La distribution de Y est normal pour tout X (les résidus $\epsilon_{\text{résidu}}$ sont normalement distribués).
5. La pente entre les groupes est identique .

Dans notre cas, un test de Bartlett est effectué pour vérifier l'homogénéité des variances. L'homogénéité des pentes est-elle vérifiée en quantifiant l'effet d'interaction entre la pente et

la variable de catégorie. Dans le cadre des essais de fatigue c'est une information particulièrement importante puisqu'elle est prise en compte dans le dimensionnement mécanistique empirique de la structure de chaussée.

Tout Comme l'ANOVA, l'ANCOVA repose sur la décomposition et la comparaison des variances d'un modèle. La différence est que la relation linéaire entre la variable prédictive Y (Log(N_f) dans le cas de ce travail) et une variable (la déformation appliquée Log(ε₀)) est pris en compte dans l'analyse. Les termes sont définis et calculés tel que décrit ci-dessous :

Soit :

I	L'indice du traitement
J	L'indice de la variable de catégorie
k	Le nombre de groupe
Y_{ij}	La j ^{em} observation du groupe i
\bar{Y}_{ij}	La moyenne du groupe i
\bar{Y}	La moyenne générale
n_i	Nombre d'observation du groupe i
n	Nombre totale d'observation

Dans le cas d'une Analyse de Covariance le modèle est le suivant :

$$Y_{ij} = \mu_i + \beta_i X_{ij} + \varepsilon_{ij} \quad (\text{A VII-1})$$

Y_{ij}	La durée de vie en fatigue de l'éprouvette ij
X_{ij}	La déformation appliquée
μ_i	La durée de vie en fatigue pour une « déformation nulle » (ordonné à l'origine)
β_i	Est la pente de la régression pour l'emplacement i

Il est possible d'introduire les termes différentiels pour tout $i = 1, \dots, k$ tel que :

$$\mu_i = \mu + \alpha_i \text{ tel que } \sum \alpha_i = 0$$

$$\beta_i = \beta + \gamma_i \text{ tel que } \sum \gamma_i = 0$$

μ représente alors l'effet globale du traitement et α_i l'effet spécifique du niveau(groupe) i de traitement

β représente l'effet global et γ un effet spécifique du niveau (groupe) i de traitement

Le modèle s'écrit alors

$$Y_{ij} = \mu + \alpha_i + \beta X_{ij} + \gamma_i X_{ij} + \varepsilon_{ij} \quad (\text{A VII-2})$$

$\gamma_i X_{ij}$ Représente un terme d'interaction. Il permet de quantifier la variation de la pente pour

Comme pour l'ANOVA, le but de l'analyse est de décomposer les variances et de voir si le ratio entre les variance expliqué et inexpliqué par le modèle linéaire général suit une loi de distribution de Fisher. Les calculs pour décomposer les variances sont présentés ci-dessous.

SCE: Somme du carré des écarts Somme du carré des écarts

SC: Somme des co-écarts (écart expliqué par la relation linéaire entre X et Y)

SCE_T: Somme du carré des écarts totale Somme du carré des écarts totale

$$SCE_{T(Y)} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (Y_{ij} - \hat{Y}_{generale})^2 \quad (\text{A VII-3})$$

$$SCE_{T(X)} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (X_{ij} - \hat{X}_{generale})^2 \quad (\text{A VII-4})$$

SCE_{Intra}: Somme du carré des écarts intra-groupe

$$SCE_{Intra(Y)} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (Y_{ij} - \hat{Y}_i)^2 \quad (\text{A VII-5})$$

$$SCE_{Intra(X)} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (X_{ij} - \hat{X}_i)^2 \quad (\text{A VII-6})$$

SS_{Inter}: Somme du carré des écarts inter-groupe

$$SCE_{Inter(Y)} = SCE_{T(Y)} - SCE_{Intra(Y)} \quad (\text{A VII-7})$$

SC_T: Somme des co-écarts totaux

$$SC_T = \sum_{i=1}^n (X_{Tj} Y_{Tj}) - \frac{\sum(X_{Tj}) \sum(Y_{Tj})}{n} \quad (\text{A VII-8})$$

SC_{Intra}: Somme des co-écarts totaux intra-groupe

$$SC_{wg} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (X_{ij} Y_{ij}) - \frac{\sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} X_{ij} * \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} Y_{ij}}{n} \quad (\text{A VII-9})$$

SC_{inter}: Somme des co-écarts totaux inter-groupe

$$SCE_{inter(Y)} = SCE_{T(Y)} - SCE_{wg(Y)} \quad (\text{A VII-10})$$

r_t: Corrélacion globale entre X et Y

$$r_t = \frac{SC_T}{\sqrt{SS_{T(X)} * SS_{T(Y)}}} \quad (\text{A VII-11})$$

SCE_{tadj}: Somme du carré des écarts totale ajustée

$$SCE_{Tadj(Y)} = SCE_{T(Y)} - SCE_{T(Y)} * r_t^2 \quad (\text{A VII-12})$$

r_{intra}: Corrélacion globale entre X et Y intragroupe

$$r_{intra} = \frac{SC_{intra}}{\sqrt{SS_{intra(X)} * SS_{intra(Y)}}} \quad (\text{A VII-13})$$

SCE_{intra_adj}: Somme du carré des écarts intra-groupe ajustée

$$SCE_{intra_adj(Y)} = SCE_{Intra(Y)} - SCE_{intra(Y)} * r_{intra}^2 \quad (\text{A VII-14})$$

SCE_{inter_adj}: Somme du carré des écarts inter-groupe ajustée

$$SCE_{inter_adj(Y)} = SCE_{Tadj(Y)} - SCE_{intra_adj(Y)} \quad (\text{A VII-15})$$

SCE_{cov}: Somme du carré des écarts attribuable à la covariable

$$SCE_{cov} = SCE_{intra(Y)} - SCE_{intra_adj(Y)} \quad (\text{A VII-16})$$

Il est ensuite possible de déterminé les carrés moyen des écarts tel que

$$CM_{cov} = SCE_{cov} / 1 \quad (\text{A VI-17})$$

$$CM_{Inter} = SCE_{Inter} / ddl_{Inter} \quad (\text{A VI-18})$$

$$CM_{Intra} = SCE_{Intra} / ddl_{Intra} \quad (\text{A VI-19})$$

Enfin tout somme l'ANOVA, un test de Fischer permet de conclure si les groupes sont identique ou pas.

Calcul de la statistique F pour le test permettant de tester l'Hypothèse nulle suivante :

H₀: X n'a pas d'impact sur Y (ou $\beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_k = 0$ en se basant sur l'éq. A VII-1)

H₀: au moins un des groupes diffère des autres (ou $\beta_i \neq \beta_k$ en se basant sur l'éq. A VII-1)

$$F_1 = \frac{CM_{cov}}{CM_{intra}} \quad (\text{A VII-20})$$

Calcul de la statistique F pour le test permettant de tester l'Hypothèse nulle suivante :

H_0 : les groupes n'ont pas d'impact sur la relation reliant X et Y (ou $\alpha_1 = \alpha_2 = \dots = \alpha_k$ en se basant sur l'éq. A VII-1)

H_0 : au moins un des groupes diffère des autres (ou $\alpha_i \neq \alpha_k$ en se basant sur l'éq. A VII-1)

$$F_2 = \frac{CM_{inter}}{CM_{intra}} \quad (\text{A VII-21})$$

L'ensemble des informations est résumé dans un tableau tel que présenté au Tableau-A VII-1.

Tableau-A VII-1 Tableau de présentation des résultats d'ANOVA

Source de la Variance	DDL	SCE	CM	F	P-Value
Covariable	1	$SCE_{Intra} - SCE_{Intra_adj}$	CM_{cov}	F_1	$P_{H_0}(F > F_1)$
Inter-Classe	DDL_{inter}	SCE_{inter_adj}	CM_{Inter}	F_2	$P_{H_0}(F > F_2)$
Intra-Classe	DDL_{intra}	SCE_{intra_ajd}	CM_{Intra}		
Total	DDL_{total}	SCE_{total}			

Afin de tester l'homogénéité des pentes, la même méthode peut être appliquée sauf qu'une partie de la variance apportée par le changement de pente pour les différents groupes est aussi prise en compte et testée au moyen d'un test de Fisher. La P-value est calculée comme expliqué dans l'Annexe VI.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- AASHTO, American Association of State Highway and Transportation Officials. 2011. *Mechanistic-Empirical Pavement Design Guide: A Manual of Practice*. Coll. « MEPDG-1 ». Washinton, DC.
- AASHTO. 2007. *T 321-07 Determining the fatigue life of compacted Hot Mix Asphalt (HMA) Subjected to repeated Flexual bending*.
- AFNOR. 2018a. *Mélanges bitumineux - Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 24 : résistance à la fatigue - Mélanges bitumineux - Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud Partie 24 : Résistance à la fatigue*. La Plaine Saint-Denis, France: Association Francaise de Normalisation.
- AFNOR. 2018b. *NF EN 1426-Détermination de la pénétrabilité à l'aiguille*. Association Francaise de Normalisation.
- Andrade, JM, et MG Estévez-Pérez. 2014. « Statistical comparison of the slopes of two regression lines: A tutorial ». *Analytica chimica acta*, vol. 838, p. 1-12.
- Arand, W. 1987. « Influence of bitumen hardness on the fatigue behaviour of asphalt pavements of different thickness due to bearing capacity of subbase, traffic loading and temperature. ». In *sixth international conference, structural design of asphalt pavements*. (University of Michigan), sous la dir. de Arbor, Ann Vol. I. University of Michigan.
- Asfalttimassat ja -päällysteet, perusmenetelmät. 1995. *PANK-4102 Sideainepitoisuus, uuttosuodatusmenetelmä*.
- ASTM. 2009. *Standard Specification for Hot-Mixed, Hot-Laid Bituminous Paving Mixtures*. D 3515 – 01. West Conshohocken, PA 19428-2959, United States: ASTM International, 5 p.
- Baaj, Hassan. 2002. « Comportement à la fatigue des matériaux granulaires traités aux liens hydrocarbonés ». Lyon, INSA, 248 p. <http://www.theses.fr/2002ISAL0034>.
- Babilotte, Christian, Michel Faure, Paul Camporota, Dominique Chatard et l'Etat Ecole nationale des travaux publics de. 1998. *Cours de routes. Tome 2 Tome 2*. Lyon; [S.l.]: Aléas éditeur ; ENTPE.
- Baghaee Moghaddam, Taher. 2019. « Development of high modulus asphalt concrete mix design technology for use on Ontario's highways ». Waterloo, ON, Canada, University of Waterloo. < <http://hdl.handle.net/10012/14323> >.

- Banerjee, Ambarish, Andre de Fortier Smit et Jorge A Prozzi. 2012. « Influence of operational tolerances on HMA performance ». *Construction and Building Materials*, vol. 27, n° 1, p. 15-23.
- Bazin, P, et J Saunier. 1967. « Deformability, fatigue and healing properties of asphalt mixes ». In *Intl Conf Struct Design Asphalt Pvmts*.
- Bigham, JM, DC Golden, LH Bowen, SW Buol et SB Weed. 1978. « Iron Oxide Mineralogy of Well-drained Ultisols and Oxisols: I. Characterization of Iron Oxides in Soil Clays by Mössbauer Spectroscopy, X-ray Diffractometry, and Selected Chemical Techniques 1 ». *Soil Science Society of America Journal*, vol. 42, n° 5, p. 816-825.
- Borggaard, OK. 1982. « The influence of iron oxides on the surface area of soil ». *Journal of Soil Science*, vol. 33, n° 3, p. 443-449.
- Caquot, A. 1937. « Le rôle des matériaux inertes dans le béton ». *mémoires de la Société des Ingénieurs Civils de France*, vol. 90, n° 5, p. 563-582.
- Chatterjee, Samprit, et Jeffrey S Simonoff. 2013. *Handbook of regression analysis*, 5. Wiley Online Library.
- Chehab, Ghassan R, et Y Richard Kim. 2005. « Viscoelastoplastic continuum damage model application to thermal cracking of asphalt concrete ». *Journal of materials in civil engineering*, vol. 17, n° 4, p. 384-392.
- Chowdhury, Arif, Joe W Button et Jose DC Grau. 2001. *Effects of Superpave restricted zone on permanent deformation*.
- Cole, Kenneth S, et Robert H Cole. 1941. « Dispersion and absorption in dielectrics I. Alternating current characteristics ». *The Journal of chemical physics*, vol. 9, n° 4, p. 341-351.
- Cominsky, Ronald J., Thomas W. Kennedy et Michael Anderson. 1994. *The superpave mix design manual for new construction and overlays*. Coll. « Strategic highway research program », A-407. Washington, D.C.: National Research Council. Strategic Highway Research Program, xviii, 172 p. p.
- Coree, Brian J, et Walter P Hislop. 1999. « Difficult nature of minimum voids in the mineral aggregate: historical perspective ». *Transportation research record*, vol. 1681, n° 1, p. 148-156.
- Corté, Jean-Francois. 2001. « Development and uses of hard-grade asphalt and of high-modulus asphalt mixes in France ». *Transportation Research Circular*, vol. 503, p. 12-31.

- Corté, Jean-François, et Hervé Di Benedetto. 2004. *Matériaux routiers bitumeux 1 : description et propriétés des constituants*. Coll. « Traité MIM Mécanique et ingénierie des matériaux Géomatériaux ». Paris: Hermès Science Publications, 234 p. p.
- de La Roche, Chantal. 1996. « Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux: expérimentations et nouvelles perspectives d'analyse ».
- De Larrard, F, et P Tondat. 1993. « Sur la contribution de la topologie du squelette granulaire à la résistance en compression du béton ». *Materials and structures*, vol. 26, n° 9, p. 505-516.
- Delaporte, Brice. 2007. « Etude de la rhéologie des mastics bitumeux à l'aide d'un rhéomètre à cisaillement annulaire: tudy of the behaviour of mastics with an annular shear rheometer ».
- Delorme, Jean-Luc. 1997. « Essai à la presse à cisaillement giratoire. Expérience d'exactitude ». *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées - 211* vol. 211, p. 15-24
- Delorme, Jean-Luc, Chantal De la Roche et Louissette Wendling. 2007. *Manuel LPC d'aide à la formulation des enrobés*, 2e édition révisée. texte. Coll. « Études et recherches des laboratoires des ponts et chaussées Routes et sécurité routière », CR 39F. Paris: Laboratoire central des ponts et chaussées ; Institut français des sciences et technologies des transports, de l'aménagement et des réseaux, 199 pages p.
- Denneman, E, M Nkgapele, J Anochie-Boateng et JW Maina. 2011. « Transfer of high modulus asphalt mix technology to South Africa ». In *Proceedings of the 10th conference on asphalt pavements for Southern Africa, Champagne Sports Resort*.
- Di Benedetto, H, C De La Roche, H Baaj, A Pronk et Robert Lundström. 2004a. « Fatigue of bituminous mixtures ». *Materials and structures*, vol. 37, n° 3, p. 202-216.
- Di Benedetto, Hervé. 1998. « Modélisation : écart entre état des connaissances et applications ». In *Journée LAVOC : École polytechnique fédérale de Lausanne*. (Lausanne, Suisse), p. 28.
- Di Benedetto, Hervé, et Jean-François Corté. 2005. *Matériaux routiers bitumineux 2 : constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges*. Coll. « Traité MIM Mécanique et ingénierie des matériaux Géomatériaux ». Paris: Hermès Science Publications, 283 p. p.
- Di Benedetto, Hervé, François Olard, Cédric Sauzéat et Brice Delaporte. 2004b. « Linear viscoelastic behaviour of bituminous materials: From binders to mixes ». *Road Materials and Pavement Design*, vol. 5, n° sup1, p. 163-202.

- Distin, T, L Sampson, H Marais et B Verhaeghe. 2006. « High Modulus Asphalt: Assessment of Viability Based on Outcomes of Overseas Fact Finding Mission ». *HiMAOverseas Visit Report Back2008*.
- Doan, Tu Ho. 1976. « Les études de fatigue des enrobés bitumineux au LCPC ». *BULL LIAISON LAB PONTS CHAUSS*, n° 84.
- Draper, Norman R, et Harry Smith. 1998. *Applied regression analysis*, 326. John Wiley & Sons.
- Epps, Jon A, et Carl L Monismith. 1972. « Fatigue of Asphalt Concrete Mixtures—Summary of Existing Information ». In *Fatigue of compacted bituminous aggregate mixtures*. ASTM International.
- Epps, Jon A, Carl L Monismith, WB Warden, PS Pell, BF Kallas, RL Terrell, HW Busching et NW Mcleod. 1969. « Influence of mixture variables on the flexural fatigue properties of asphalt concrete ». In *Association of Asphalt Paving Technologists Proc*.
- Ferry, John D. 1980. *Viscoelastic properties of polymers*. John Wiley & Sons.
- FFGSV. 2002. « Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Tragschichten im Straßenbau ». KONRAD-ADENAUER-STR. 13 KOELN, DEUTSCHLAND BR D-50996.
- Fuller, William B, et Sanford E Thompson. 1907. « The laws of proportioning concrete ».
- Hooks, Collis C, et William H Goetz. 1964. *Laboratory Thermal Expansion Measuring Techniques Applied to Bituminous Concrete*. PURDUE UNIV LAFAYETTE IN SCHOOL OF CIVIL ENGINEERING.
- Hughes, Charles S. 1988. *Field management of asphalt concrete mixes*. Virginia Transportation Research Council.
- Hughes, Charles S. 1995. *Results from VDOT's pilot project using volumetric properties and asphalt content for acceptance of asphalt concrete*. Virginia Transportation Research Council.
- Hughes, Charles S. 1996. *Variability in highway pavement construction*, 232. Transportation Research Board.
- Jung, DH, et Ted S Vinson. 1994. *Low-temperature cracking: test selection*. SHRP-A-400.
- Kandhal, Prithvi S, Kee Y Foo et Rajib B Mallick. 1998. « Critical Review of VMA Requirements in Superpave ».

- Kandhal, Prithvi S, et Rajib B Mallick. 2001. « Effect of mix gradation on rutting potential of dense-graded asphalt mixtures ». *Transportation Research Record*, vol. 1767, n° 1, p. 146-151.
- Kim, Y Richard. 2008. *Modeling of asphalt concrete*.
- Kim, Y Richard, Nakseok Kim et N Paul Khosla. 1992. « Effects of aggregate type and gradation on fatigue and permanent deformation of asphalt concrete ». In *Effects of aggregates and mineral fillers on asphalt mixture performance*. ASTM International.
- Lamothe, Sébastien. 2014. « Endommagement d'un enrobé bitumineux partiellement saturé en eau ou en saumure soumis à des sollicitations cycliques de gel-dégel et mécaniques ».
- Langlois, Pierre. 2005. *Enrobés formulation selon la méthode LC*. Disponible en format HTML et ou PDF. Québec: le Ministère, Direction du laboratoire des chaussées, http://www3.publicationsduquebec.gouv.qc.ca/produits/ouvrage_routier/guides/guide_17.fr.html.
- LCPC-SETRA. 1994. « Conception et Dimensionnement des Structures de Chaussée: Guide Technique ». *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées et Service d'Études Techniques des Routes et Autoroutes, Ministère de l'Équipement, des Transports et du Tourisme*.
- LCPC-SETRA. 1998. « Catalogue des Structures Type de Chaussées Neuves ». *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées et Service d'Études Techniques des Routes et Autoroutes, Ministère de l'Équipement, des Transports et du Tourisme, Paris*.
- Leiva-Villacorta, Fabricio, et Richard Willis. 2017. *High-Modulus Asphalt Concrete (HMAC) Mixtures for Use As Base Course*.
- Lundstrom, R., U. Isacson et J. Ekblad. 2003. « Investigations of stiffness and fatigue properties of asphalt mixtures ». *Journal of materials and science*, vol. 38, p. 4941-4949.
- Marasteanu, Mihai, William Buttlar, Hussain Bahia, Christopher Williams, Ki Hoon Moon, Eyoab Zegey Teshale, Augusto Cannone Falchetto, Mugurel Turos, Eshan Dave et Glaucio Paulino. 2012. « Investigation of low temperature cracking in asphalt pavements national pooled fund study—phase II ».
- Matthews, James M, et CL Monismith. 1992. « The effect of aggregate gradation on the creep response of asphalt mixtures and pavement rutting estimates ». In *Effects of Aggregates and Mineral Fillers on Asphalt Mixture Performance*. ASTM International.

- Meunier, Mathieu. 2005. « Contribution à la mise au point des critères de formulation pour les enrobés SMA adaptés à la formulation du laboratoire des chaussées du ministère des Transports du Québec ». École de technologie supérieure.
- Monismith, Carl L, JA Epps, DA Kasianchuk et DB McLean. 1970. *Asphalt mixture behavior in repeated flexure*.
- Moutier, F., TU HO DUAN et J. J. Chauvin. 1988. « The Effects of the formulation Parameters on the mechanical behavior of mixes ». In *Symposium effect of mix properties on structural design*. (University park, PA), p. 213-245. Pennsylvania state university.
- MTQ, Ministère des transports. 2012. « Orientation ministérielle sur le choix des type de chaussée 2010-2015 ». Québec.
- MTQ, Ministère des transports. 2017. *Plan stratégique 2017-2020*. Bibliothèque et Archives nationales du Québec, 36 p.
- MTQ, Ministère des transports. 2018a. *Normes et ouvrages routiers Tome VII Matériaux*. Québec (Québec): Gouvernement du Québec.
- MTQ, Ministère des transports. 2018b. *Normes et Ouvrages routiers Tome VII, Matériaux*. Québec (Québec) Gouvernement du Québec.
- MTQ, Ministère des transports. 2018c. *Normes et ouvrages routiers, Tome VII Matériaux*. Québec: Gouvernement du Québec.
- Neifar, Mondher, et Hervé Di Benedetto. 2001. « Thermo-viscoplastic law for bituminous mixes ». *Road Materials and Pavement Design*, vol. 2, n° 1, p. 71-95.
- NORMA, ČESKÁ TECHNICKÁ. 2008. *ČSN 73 6121 Stavba vozovek. Hutněné asfaltové vrstvy*. ČSN 73 6121: ČESKÁ TECHNICKÁ NORMA, 28 p.
- Olard, François. 2003. « Comportement thermomécanique des enrobés bitumeux à basses températures : relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé ». 221 p. p. <http://www.theses.fr/2003ISAL0056>.
- Olard, François. 2012. « GB5 mix design: high-performance and cost-effective asphalt concretes by use of gap-graded curves and SBS modified bitumens ». *Road Materials and Pavement Design*, vol. 13, n° sup1, p. 234-259.
- Olard, Francois, et Herve Di Benedetto. 2005. « The "DBN" Model: A Thermo-Visco-Elasto-Plastic Approach for Pavement Behavior Modeling (With Discussion) ». *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 74.

- Olard, François, et Hervé Di Benedetto. 2003. « General “2S2P1D” model and relation between the linear viscoelastic behaviours of bituminous binders and mixes ». *Road materials and pavement design*, vol. 4, n° 2, p. 185-224.
- Paul, Isabel, Amiel Braganca, Jorge Crespo, Bastos Diniz et Jorge B. Sousa. 2000. « Effect of binder type and air void content on the fatigue and permanent deformation performance of laboratory and field compacted mixes ». In *2nd Eurasphalt and eurobitume Congress*. (Barcelona). Vol. 1, p. 814-826.
- Perraton, Daniel, Hassan Baaj, Hervé Di Benedetto et Michel Paradis. 2003. « Évaluation de la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux fondée sur l'évolution de l'endommagement du matériau en cours d'essai: aspects fondamentaux et application à l'enrobé à matrice de pierre ». *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 30, n° 5, p. 902-913.
- Perraton, Daniel, Hervé Di Benedetto, Alan Carter et Marc Proteau. 2019. « Link between different bottom-up fatigue's law coefficients of mechanical-empirical pavement design software ». *Construction and Building Materials*, vol. 216, p. 552-563.
- Perraton, Daniel, Mathieu Meunier et Alan Carter. 2007. « Application des méthodes d'empilement granulaire à la formulation des Stones Matrix Asphalts (SMA) ». *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées*, n° 270-271, p. 87-108.
- Perraton, Daniel, et Stéphane Trudeau. 2017. *MGC805: matériaux de construction, École de Technologie Supérieure*.
- PSU. 2019. « Analysis of Covariance ». In *Stat 502: Analysis of Variance and Design of Experiments* sous la dir. de science, PennState College of Eberly, 8: The Pennsylvania State University. < <https://onlinecourses.science.psu.edu/stat502/lesson/9/9.1> >.
- Read, John, David Whiteoak et Robert N Hunter. 2003. *The shell bitumen handbook*. Thomas Telford.
- Roque, Reynaldo, Bjorn Birgisson, Sanling Kim et Alvaro Guarin. 2006. « Development of mix design guidelines for improved performance of asphalt mixtures ».
- Said, Safwat F. 1988. *Fatigue characteristics of asphalt concrete mixtures*. Statens Väg-och Trafikinstitut., VTI meddelande 583A.
- Soliman, S., et T.H. Doan. 1977. « Influence des paramètres de formulation sur le module et la résistance à la fatigue des graves-bitume ». *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées*.
- Soliman, Samir. 1976. « Influence des paramètres de formulation sur le comportement à la fatigue d'un enrobé bitumineux ». *Rapport de Recherche*, n° 58.

- TAN, Yiqiu, Lei ZHANG, Hao LIU, Yu-ming DONG et Zhong-jun XUE. 2010. « An evaluation of several kinds of asphalt mixtures' low-temperature performance based on TSRST ». *Highway*, vol. 1, p. 171-175.
- Tayebali, Akhtarhusein A, Geoffrey M Rowe et Jorge B Sousa. 1992. « Fatigue response of asphalt-aggregate mixtures (with discussion) ». *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 61.
- Tayfur, Süreyya, Halit Ozen et Atakan Aksoy. 2007. « Investigation of rutting performance of asphalt mixtures containing polymer modifiers ». *Construction and Building Materials*, vol. 21, n° 2, p. 328-337.
- Timm, David H, et David E Newcomb. 2006. « Perpetual pavement design for flexible pavements in the US ». *International Journal of Pavement Engineering*, vol. 7, n° 2, p. 111-119.
- Ugé, P, et J.N. Lemaire. 1976. « Le comportement en fatigue Des enrobés bitumineux: Influence du liant ». *Revue Générale des routes et des aérodromes*, n° 387, p. 43-55.
- Vazquez, Christian G, Jose P Aguiar-Moya, Andre de F Smit et Jorge A Prozzi. 2010. *Laboratory evaluation of influence of operational tolerance (acceptance criterion) on performance of hot-mix asphalt concrete*. University of Texas at Austin. Center for Transportation Research.
- Vivar, Eliana del Pilar, et John E Haddock. 2006. *HMA pavement performance and durability*.
- Welch, Bernard L. 1947. « The generalization of student's' problem when several different population variances are involved ». *Biometrika*, vol. 34, n° 1/2, p. 28-35.
- Williams, Stacey G. 2003. « The effects of HMA mixture characteristics on rutting susceptibility ». *Transportation Research Board*.
- Young, J Francis, A Bentur et Sidney Mindess. 1998. « The science and technology of civil engineering materials ».
- Zou, Guilian, Jian Xu et Chung Wu. 2017. « Evaluation of factors that affect rutting resistance of asphalt mixes by orthogonal experiment design ». *International Journal of Pavement Research and Technology*, vol. 10, n° 3, p. 282-288.