



HAL
open science

Evaluation du vieillissement et de l'endommagement des matériaux bitumineux par modélisation hétérogène et mesures acoustiques

Soufyane Benaboud

► **To cite this version:**

Soufyane Benaboud. Evaluation du vieillissement et de l'endommagement des matériaux bitumineux par modélisation hétérogène et mesures acoustiques. Génie civil. Université de Limoges, 2022. Français. NNT : 2022LIMO0053 . tel-04096900

HAL Id: tel-04096900

<https://theses.hal.science/tel-04096900>

Submitted on 14 May 2023

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

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

Université de Limoges

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

Génie Civil, Diagnostic et Durabilité (GC2D)

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

Présentée et soutenue par
Soufyane Benaboud

Le 13 mai 2022

**Évaluation du Vieillissement et de l'Endommagement des Matériaux
Bitumineux par Modélisation Hétérogène et Mesures Acoustiques**

Thèse dirigée par Fatima Allou

JURY :

Président du jury

M. Zoubir Mehdi Sbartai, Professeur des Universités, I2M, Université de Bordeaux

Rapporteurs

M. Ferhat Hammoum, Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel

M. Cyrille Chazallon, Professeur des Universités, INSA de Strasbourg

Examineurs

M. Bertrand Pouteau, Responsable de recherche, Eurovia Management-Mérignac

M. Pierre Hornych, Directeur du Laboratoire LAMES, Université Gustave Eiffel

M. Mokhfi Takarli, Maître de Conférences, GC2D, Université de Limoges

M. Frédéric Dubois, Professeur des Universités, GC2D, Université de Limoges

Mme. Fatima Allou, Maître de Conférences HDR, GC2D, Université de Limoges



À mes grands-parents,

À ma mère Djamila et mon père Zoubir

À mes tantes : Djamaa et Khalissa

À mes sœurs Samira et Aya-Serine

À mes frères : Fethi, Amine, Mehdi et Housseem

« La vie est comme une bicyclette, il faut avancer pour ne pas perdre l'équilibre »
Albert Einstein

Remerciements

Ce travail de thèse a été effectué au sein du laboratoire de Génie Civil, Diagnostic et Durabilité (GC2D-Egletons) de l'Université de Limoges (UL). Il s'inscrit dans le cadre du projet ANR-MOVEDVDC (Modélisation du Vieillissement et de l'Endommagement pour l'Evaluation de la Durée de Vie des Chaussées).

Je tiens d'abord à remercier M. Cyrille Chazallon, professeur des universités à l'INSA de Strasbourg, M. Ferhat Hammoum, directeur de recherche à l'université Gustave Eiffel, qui m'ont fait l'honneur de rapporter ce travail de thèse. Mes remerciements vont aussi à M. Pierre Hornych, directeur de recherche à l'université Gustave Eiffel, M. Bertrand Pouteau, responsable de recherche, Eurovia Management-Merignac et M. Zoubir Mehdi Sbartai, professeur des universités, I2M, Université de Bordeaux pour avoir accepté de participer à ce jury.

J'en profite aussi pour remercier Diego-Ramirez Cardona, Aurélia Nicoali pour avoir accepté que j'effectue les essais de fatigue en flexion 2-points à Ciry-Salsogne et à Toulouse. Merci également à Pascal Diez et Xavier Ferrere pour leur aide à la réalisation de ces essais.

Mes sincères mots de remerciement s'adressent à mes encadrants :

J'adresse mes sincères remerciements à M. Mokhfi Takarli, Maîtres de conférences, qui m'a soutenu tout le long de mon travail. Grâce à son soutien j'ai franchi des moments critiques de la thèse. Je souhaite remercier M. Frédéric Dubois, Professeur des universités, qui m'a suivi de près et pour son apport scientifique pour accomplir ce travail. Je remercie Mme. Fatima Allou, HDR, ma directrice de thèse, je lui exprime mes sincères remerciements pour le soutien qu'elle m'a apporté et pour la confiance qu'elle m'a accordée tout au long de ce travail.

Au-delà de leur encadrement scientifique, je tiens à leur exprimer ma reconnaissance pour leurs qualités humaines qui ont grandement contribué à l'avancement de ce travail. Leur rigueur scientifique et leur performance dans travail font d'eux mon modèle dans le monde professionnel.

Un merci particulier à M. Hamidou Sebbah (paix à son âme), ingénieur d'étude, pour m'avoir transmis ses connaissances en matière de traitement de signal. J'adresse mes plus vifs remerciements à M. Laurent Ulmet, enseignant-chercheur, qui a soigneusement répondu à des questions que je lui avais adressées pour accomplir mes connaissances numériques.

Je remercie vivement les personnels techniques, administratifs et à toute l'équipe de GC2D pour m'avoir soutenu et accompagné tout le long de ces années de thèse. Je remercie mes collègues doctorants : Wael, Christian, Minh Dung Joël, Jérôme, Elio, Amina, Hajer, Xi, et Charlotte. Mes remerciements vont également à tous mes ami(e)s : Larbi, Khaled, Salim, Saleh, Kader, Karim et en particulier Oumnia FZ..., qui m'ont apporté le soutien moral.

Enfin, je tiens à rendre hommage à ma famille qui m'a toujours soutenu au cours de ces années malgré la distance qui nous sépare.

Droits d'auteurs

Cette création est mise à disposition selon le Contrat :

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

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



Table des matières

Introduction	23
Partie I. REVUE BIBLIOGRAPHIQUE	26
I.1. Généralités sur les enrobés bitumineux	26
I.1.1. Définition de l'enrobé bitumineux.....	26
I.1.1.1. Granulats	26
I.1.1.2. Liant bitumineux.....	27
I.1.1.3. Les vides.....	27
I.1.2. Propriétés thermomécaniques des enrobés bitumineux et ses constituants	28
I.1.2.1. Domaines de comportement des enrobés bitumineux.....	28
I.1.2.1.1. Théorie de la viscoélasticité linéaire	29
I.1.2.2. Caractérisation du comportement viscoélastique linéaire des matériaux bitumineux	32
I.1.2.2.1. Principe de l'essai de module complexe	32
I.1.2.2.2. Essai sur liant / matrice.....	33
I.1.2.2.3. Essai sur enrobé bitumineux.....	34
I.1.2.2.4. Résultats de l'essai de module complexe	34
I.1.2.2.5. Principe d'équivalence Temps-Température (PETT)	36
I.1.3. Modélisation rhéologique du comportement VEL des enrobés	38
I.1.3.1. Assemblage à spectre discret	38
I.1.3.2. Assemblages à spectre continu.....	41
I.2. Fatigue mécanique des enrobés bitumineux	43
I.2.1. Essais en laboratoire caractérisant la fatigue des enrobés bitumineux	44
I.2.1.1. Flexion 2-points.....	44
I.2.1.2. Flexion 4-points.....	45
I.2.1.3. Essai de fatigue en traction indirecte.....	45
I.2.1.4. Essai de fatigue en traction-compression.....	46
I.2.1.5. Essai de fatigue en torsion	47
I.2.1.6. Essai de fatigue en double cisaillement.....	47
I.2.2. Résultats de l'essai de fatigue	48
I.2.3. Méthodes d'analyse des essais de fatigue-critères de rupture.....	49
I.2.3.1. Critères classiques basés sur la diminution partielle de module	49
I.2.3.2. Critère basé sur l'évolution de l'angle de phase	50
I.2.3.3. Critères basés sur l'homogénéité de l'éprouvette (approche locale).....	51
I.2.3.4. Critères basés sur les approches énergétiques.....	52
I.2.4. Dispersion des résultats des essais de fatigue	54
I.2.4.1. Influence des paramètres de formulation	54
I.2.4.2. Types et conditions d'essai	55
I.2.4.3. Influence du temps de repos	57
I.2.4.4. Effet d'échelle	58
I.2.4.5. Effet de la mise en œuvre	59
I.2.5. Modélisation de la fatigue des enrobés des enrobés bitumineux	59
I.2.5.1. Approche basée sur la mécanique continue de l'endommagement.....	60
I.2.5.1.1. Modèles basés sur l'approche de Kachanov.....	60
I.2.5.1.2. Modèles basés sur l'approche de Schapery	62
I.2.5.2. Approche par la mécanique linéaire de la rupture	63

I.3. Vieillessement des enrobés bitumineux	64
I.4. Méthode de caractérisation avancées des enrobés bitumineux (méthodes vibratoires)	66
I.4.1. Phénomène de propagation d'ondes mécaniques	66
I.4.2. Types d'essais acoustiques.....	67
I.4.2.1. Les méthodes actives	67
I.4.2.2. Les méthodes passives.....	69
I.4.3. Caractérisation des propriétés physiques et mécaniques par CND	70
I.4.4. Caractérisation non-destructive de la fatigue et du vieillissement des enrobés.....	74
I.4.4.1. Estimation de la durée de vie en fatigue par mesures acoustiques	75
I.4.4.2. Évaluation du vieillissement des enrobés bitumineux par méthodes sismiques	78
I.5. Génération de la microstructure virtuelle de l'enrobé	80
I.5.1. Reconstitution aléatoire de la microstructure hétérogène des EB	80
I.5.2. Technique d'imagerie pour une modélisation hétérogène des EB	82
I.6. Synthèse et conclusions	82
Partie II. ÉTUDE EXPERIMENTALE	84
II.1. Sites expérimentaux et matériaux d'études.....	84
II.1.1. Stratégie de sélection des sites expérimentaux	84
II.1.2. Sites MOVEDVDC.....	84
II.1.2.1. Site expérimental de Strasbourg	85
II.1.2.2. Site expérimental de Dijon	89
II.1.2.3. Site expérimental de Béziers.....	92
II.1.2.4. Section expérimentale de Nantes.....	94
II.1.3. Matériaux fabriqués en laboratoire	96
II.1.4. Nomenclature	97
II.2. Dispositifs expérimentaux	97
II.2.1. Appareil de mesures ultrasonores	98
II.2.2. Dispositif expérimental de gamma-densimétrie	99
II.2.3. Dispositif expérimental pour l'essai de fatigue	100
II.2.4. Acquisition des signaux d'émissions acoustiques	102
II.2.4.1. Système d'acquisition	102
II.2.4.2. Paramètres d'acquisition	105
II.2.4.3. Position des capteurs.....	107
II.3. Caractérisation avancée avec méthode ultrasonore des enrobés bitumineux	107
II.3.1. Détermination du temps de vol (TOF).....	107
II.3.1.1. Critère d'information d'Akaike (AIC)	108
II.3.1.2. Critère de Hinkley.....	109
II.3.1.3. Critère du Maximum Glissant (MG)	109
II.3.2. Comparaison des critères.....	110
II.3.3. Répétabilité des mesures US	111
II.3.4. Présentation de la démarche expérimentale.....	112
II.3.5. Variabilité des résultats US.....	116
II.3.6. Comparaison inter-couches / zones	117
II.3.7. Effet d'anisotropie sur les mesures US	119
II.3.8. Prédiction du module de l'enrobé bitumineux à partir un C-scan US	120
II.3.9. Effet de la masse volumique sur le module	121
II.3.10. Effet de la température sur les mesures US	122

II.4. Analyse de la fatigue des enrobés vieillis par les techniques d'EA et le fitting des données mécaniques.....	123
II.4.1. Résultats mécanique de l'essai de fatigue.....	124
II.4.1.1. Traitement de signaux mécaniques.....	127
II.4.1.2. Analyse des dérivées des courbes de fatigue	130
II.4.2. Analyse temporelle de l'activité acoustique.....	132
II.4.3. Comparaison des résultats mécaniques et d'émission acoustique	135
II.4.4. Localisation des évènements acoustiques.....	137
II.4.4.1. Principe de la localisation.....	137
II.4.4.2. Localisation des sources d'EA pour un essai de fatigue sur enrobé bitumineux	138
II.5. Synthèse et conclusions	140
Partie III. MODELISATION HÉTÉROGÈNE DE LA FATIGUE DES ENROBES BITUMINEUX	
.....	142
III.1. Introduction	142
III.2. Modèle thermo-viscoélastique endommageable dans le domaine fréquentiel	142
III.2.1. Principe et formulation thermodynamique.....	143
III.2.2. Détermination des fonctions thermodynamiques sous chargement cyclique.....	146
III.2.2.1. Taux de restitution d'énergie	147
III.2.2.2. Dissipation visqueuse	148
III.2.3. Formulation des fonctions thermodynamiques par une approche d'impédance mécanique complexe	149
III.2.3.1. Ressort	150
III.2.3.2. Amortisseur linéaire	150
III.2.3.3. Amortisseur parabolique	151
III.2.4. Application à des modèles rhéologiques avancés.....	152
III.2.4.1. Modèle de Maxwell généralisé	152
III.2.4.2. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé	152
III.2.4.3. Application au modèle de Huet.....	153
III.2.4.4. Application au modèle de Huet-Sayegh	153
III.2.4.5. Modèle de 2S2P1D	155
III.3. Modèle thermo-viscoélastique avec endommagement par fatigue	156
III.3.1. Modélisation de l'auto-échauffement des enrobés bitumineux sous chargement cyclique	156
III.3.1.1. Principe et formulation du problème.....	156
III.3.1.2. Algorithme de calcul.....	157
III.3.2. Modélisation de l'endommagement	158
III.3.2.1. Equations des modèles	159
III.3.2.2. Sensibilité des paramètres des lois d'endommagement.....	161
III.3.3. Couplage de la thermo viscoélasticité et de l'endommagement.....	164
III.4. Création de la microstructure hétérogène	166
III.5. Modélisation aux les éléments finis d'un essai de fatigue.....	168
III.5.1. Propriétés thermomécanique de chaque phase.....	168
III.5.1.1. Caractéristiques mécaniques	168
III.5.1.2. Propriétés thermiques	170
III.5.2. Procédure de calage des paramètres des modèles d'endommagement.....	170
III.5.3. Maillage et conditions aux limites	173
III.5.3.1. Simulation d'essai de fatigue en traction-compression	173

III.5.3.2. Simulation d'essai de fatigue en flexion 2-points	174
III.6. Résultats des simulations hétérogènes de la fatigue.....	175
III.6.1. Résultats de simulation thermique sans endommagement	175
III.6.1.1. Fatigue en traction-compression	175
III.6.1.1.1. Résultats à l'échelle locale.....	176
III.6.1.1.2. Résultats à l'échelle globale	177
III.6.1.2. Simulation de la fatigue en flexion 2-points	179
III.6.1.2.1. Résultats à l'échelle locale.....	179
III.6.1.2.2. Résultats à l'échelle globale	182
III.6.2. Couplage de la thermo viscoélasticité avec l'endommagement	183
III.6.2.1. Fatigue en flexion 2-points	183
III.6.2.2. Fatigue en traction-compression	185
III.6.3. Optimisation des paramètres des modèles d'endommagement avec le simplexe	187
III.7. Conclusion	189
Partie IV. CONCLUSION GENERALE.....	191
Références bibliographiques	194
Annexes	215

Table des illustrations

Figure I-1 : Coupe d'un enrobé bitumineux de type (grave bitume GB3).....	26
Figure I-2 : Grandes classes de comportement des enrobés bitumineux (Di Benedetto et al., 2007).....	29
Figure I-3 : Expérience d'effacement (à gauche) et la réponse du matériau en contrainte (à droite) (Salençon, 2009).....	29
Figure I-4 : Expérience de fluage d'un corps viscoélastique (a) contrainte imposée (b) la réponse en déformation (Salençon, 2009).....	30
Figure I-5 : Contrainte appliquée variable dans le temps.....	31
Figure I-6 : Essai de relaxation d'un corps viscoélastique (a) contrainte appliquée (b) la réponse en déformation.....	32
Figure I-7 : Essai de traction-compression sur bitume (Botella et al., 2012).....	33
Figure I-8 : (a) Cisaillement annulaire (ASR) sur bitume (Rompu et al., 2009) (a) Essai de cisaillement DSR.....	34
Figure I-9 : Courbes isothermes de module complexe d'une GB3 en flexion 2-points	35
Figure I-10 : Courbes isochrones du module complexe pour une GB3 en flexion 2-points ...	35
Figure I-11 : Module complexe expérimental dans le plan Cole-Cole pour une GB3 en flexion 2-points	36
Figure I-12 : Module complexe expérimental dans l'espace Black pour une GB3 en flexion 2-points	36
Figure I-13 : Exemple de courbe maitresse obtenue lors de la campagne expérimentale à $T_{ref}=15^{\circ}C$	38
Figure I-14 : Modèle de Maxwell.....	38
Figure I-15 : Modèle de Kelvin-Voigt.....	39
Figure I-16 : Schéma du modèle de Maxwell généralisé.....	40
Figure I-17 : Modèle de Kelvin-Voigt généralisé	40
Figure I-18 : Représentation du modèle de Huet	41
Figure I-19 : Modèle de Huet-Sayegh.....	42
Figure I-20 : Modèle 2S2P1D	43
Figure I-21 : (a) Machine de fatigue du laboratoire d'Eiffage à Ciry-Salsogne (b) Principe de l'essai	44
Figure I-22 : Principe de l'essai de flexion 4-points (NF EN 12697-24, 2018)	45
Figure I-23 : Principe de l'essai de traction indirecte.....	46
Figure I-24 : Dispositif expérimental de l'essai en traction compression (Mounier et al., 2016)	46
Figure I-25 : Principe et dispositif expérimental de l'essai de fatigue en torsion.....	47

Figure I-26 : Principe de l'essai de fatigue en double cisaillement	48
Figure I-27 : Courbes typiques de fatigue pour un essai (a) à déplacement imposé (b) à force imposée (c) à énergie dissipée contrôlée	48
Figure I-28 : Critères classiques de détermination de la durée de vie en fatigue ($N_{f30\%}$ et $N_{f50\%}$)	50
Figure I-29 : Exemple de détermination de la durée de vie avec le SIP (Mangiafico, 2014) ..	51
Figure I-30 : Exemple de détermination de la durée de vie avec le critère local de déformation	51
Figure I-31 : Variation de l'angle de phase et indication de critère d'estimation de la durée de vie $N_{f\Delta\phi}$	52
Figure I-32 : Détermination de la durée de vie en fatigue avec le DER (a) essai à σ -imposée (b) essai à ε -imposée	53
Figure I-33 : Exemple de détermination de la durée de vie avec le RDEC (Modarres and Alogar, 2017).....	54
Figure I-34 : Amplitude de déformation nécessaire pour atteindre la rupture par fatigue après 1 000 000 de cycles (ε_6) pour différents essais : Traction-Compression (TC), flexion 2-points (2PB), flexion 4-points (4PB), Traction indirect (ITT) (Lamothe and Boussabnia, 2020)	56
Figure I-35 : Courbes de fatigue : avec et sans temps de repos (Castro and Sánchez, 2006)	58
Figure I-36 : (a) Géométrie de l'éprouvette trapézoïdale (b) Dimensions des échantillons testés	58
Figure I-37 : Courbes de fatigue avec différentes tailles d'éprouvette (Bodin et al., 2011)	59
Figure I-38 : Résultats de simulation avec la loi à trois régimes superposés sur des données expérimentales.....	61
Figure I-39 : Évolution de la résistance en fatigue en fonction du vieillissement de l'enrobés bitumineux.....	65
Figure I-40 : Les différents types d'ondes de (a) volume (b) surface.....	67
Figure I-41 : (a) Principe de l'essai Impact-Echo (b) exemple de résultats obtenus sur un mur en béton (McCann and Forde, 2001).....	68
Figure I-42 : Trois types de disposition des transducteurs	69
Figure I-43 : Principe de la technique d'Emission Acoustique (EA) (MISTRAS, 2021).....	69
Figure I-44 Évolution de la vitesse de propagation d'onde en fonction de l'indice des vides.70	
Figure I-45 : Densité spécifique des granulats / apparente de l'enrobés en fonction de la vitesse d'onde	71
Figure I-46 : Variation des vitesses d'ondes de compression et cisaillement avec la teneur en liant	71
Figure I-47 : Courbes maitresses obtenues des essais US par calcul (a) élastique (b) viscoélastique.....	72

Figure I-48 : Évolution de l'anergie acoustique et le nombre d'évènements en fonction de la température.....	73
Figure I-49 : Séquençage des phases de fissuration mécanique.....	74
Figure I-50 : Corrélation entre les durées de vie en fatigue expérimentale et le modèle de prédiction.....	75
Figure I-51 : Relation entre la contrainte appliquée et la pente de la droite d'endommagement.....	76
Figure I-52 : Vitesse d'onde de compression mesurée pendant l'essai de fatigue en flexion 3-points	76
Figure I-53 : L'évolution du module de cisaillement et les évènements acoustiques.....	77
Figure I-54 : Évolution temporelle du module de cisaillement $ G^* $ et le nombre d'évènements cumulés.....	78
Figure I-55 : Évolution en fonction du temps de vieillissement (a) des vitesses d'ondes P et S (b) facteurs d'atténuation.....	79
Figure I-56 : Variation du nombre d'évènements acoustiques enregistrés en fonction du vieillissement.....	79
Figure I-57 : Exemples de microstructure aléatoire hétérogène avec deux formes géométriques (a) cercles (b) polygones.....	81
Figure I-58 : Méso-structure d'un béton-ciment (a) agrégats polygonaux et vides de forme circulaire (b) agrégats polygonaux et vides elliptique.....	81
Figure I-59 : Processus de segmentation d'une image en trois phases : granulats, mastic et vides.....	82
Figure II-1 : Localisation des sites expérimentaux sur la carte de France	85
Figure II-2 : Localisation de la zone de prélèvement (A35, PR 413+700)	86
Figure II-3 : Découpe et prélèvement des blocs de la A35.....	86
Figure II-4 : Structure de chaussée de la A35.....	87
Figure II-5 : Courbes granulométrique des matériaux d'assise (GB 0/14) de la A35	88
Figure II-6 : Évolution du trafic poids lourds sur l'autoroute A35	89
Figure II-7 : Localisation de la zone de prélèvement (RD700, PR 0+000).....	89
Figure II-8 : (a) Plan de prélèvements sur VL et VR (b) Exemple de prélèvement par sciage au milieu de la VL de la RD700	90
Figure II-9 : Structure de chaussée en place sur la section de prélèvement de la RD700.....	91
Figure II-10 : Courbes granulométriques des matériaux d'assise de la RD700	92
Figure II-11 : Localisation de la zone de prélèvement sur la RD14	93
Figure II-12 : Structure de chaussée pour le site de Béziers (D14)	93
Figure II-13 : Courbe granulométrique de la GB 3 (Béziers)	94
Figure II-14 : Manège de fatigue de l'UGE à Nantes	94

Figure II-15 : Structure théorique de la chaussée expérimentée du manège de fatigue.....	95
Figure II-16 : Courbe granulométrique de l'enrobé GB3 0/14 fabriqué en laboratoire	96
Figure II-17 : Exemple de nomenclature pour les matériaux (a) fabriqués en laboratoire (b) prélevés in-situ	97
Figure II-18 : Pundit PL-200 et transducteurs d'onde P et S	98
Figure II-19 : Réponse fréquentielle des transducteurs (a) d'onde P, 54kHz (b) onde S, 40kHz.....	99
Figure II-20 : (a) Exemple de quadrillage d'une plaque (DIJ-C-F) (b) Arche climatique.....	99
Figure II-21 : Banc gamma-densimètre (centre de recherche Eurovia, Mérignac)	100
Figure II-22 : (a) Schéma de débitage des éprouvettes dans les plaques (b) Dimension de l'éprouvette trapézoïdale	101
Figure II-23 : Schéma de principe de l'essai de fatigue en flexion 2-points	102
Figure II-24 : Chaîne d'acquisition des signaux acoustiques.....	103
Figure II-25 : Système d'acquisition des signaux d'émission acoustique	104
Figure II-26 : (a) Réponse fréquentielle (b) Géométrie des transducteurs Nano30	104
Figure II-27 : Paramètres d'acquisition d'une salve acoustique	106
Figure II-28 : Localisation des transducteurs d'EA sur l'éprouvette trapézoïdale.....	107
Figure II-29 : (a) Configuration des mesures US (b) Exemple de forme d'onde P avec illustration du TOF	108
Figure II-30 : Exemple de détermination du TOF d'onde P avec le critère AIC	108
Figure II-31 : Détermination du TOF par la méthode de Hinkley	109
Figure II-32 : Détermination du TOF avec la méthode du maximum glissant (MG)	110
Figure II-33 : Évolution du TOF vs SNR pour (a) les ondes de compression et (b) les ondes de cisaillement.....	111
Figure II-34 : Superposition des signaux d'onde (a) de compression et (b) de cisaillement enregistrés à une distance de propagation 12.5 cm pour le matériau GB3 à une température de 20°C	111
Figure II-35 : Cartographie des vitesses d'onde de (a) Compression et (V_P) (b) Cisaillement (V_S) pour la plaque (STR-ZC-F (5)) à 15°C	112
Figure II-36 : Cartographie de la densité mesurée par gamma-densimétrie sur la plaque (STR-C-F (5))	113
Figure II-37 : Cartographies des propriétés mécaniques : (a) module axial, (b) module de cisaillement et (c) coefficient de Poisson sur la plaque (STR-C-F (5))	114
Figure II-38 : Distribution statistique des vitesses d'onde (a) de compression (b) de cisaillement issues de la plaque STR-C-F(5).....	115
Figure II-39 : : Distribution statistique de la masse volumique mesurée par le gamma densimétrie.....	115

Figure II-40 : Distribution statistique des modules (a) axial (b) de cisaillement et (c) coefficient de Poisson issues de la plaque STR-C-F (5)	116
Figure II-41 : Variabilité des vitesses d'onde P pour le site de Dijon (a) Zone non circulée (b) Zone circulée.....	117
Figure II-42 : Variabilité des vitesses d'onde P pour le site de Strasbourg (a) Zone non circulée (b) Zone circulée	117
Figure II-43 : Vitesses d'onde de (a) compression (b) cisaillement pour le site de Dijon sur zone circulée et non circulée	118
Figure II-44 : Vitesses d'onde de (a) compression (b) cisaillement pour le site de Strasbourg sur zone circulée et non circulée	118
Figure II-45 : Découpe de la plaque prélevée sur DIJ C B pour des mesures sur des cubes	119
Figure II-46 : Distribution statistique des vitesses d'onde de (a) compression (b) cisaillement dans les 3 directions de l'espace	120
Figure II-47 : Superposition des résultats de C-scan US sur la courbe maitresse à 15°C pour (a) DIJ NC B (b) STR NC B	121
Figure II-48 : Superposition des résultats de C-scan US sur la courbe maitresse pour (a) DIJ C B (b) STR C B.....	121
Figure II-49 : Effet de la masse volumique sur le calcul du module complexe	122
Figure II-50 : Isochrones de vitesse des ondes (a) de compression (b) de cisaillement.....	122
Figure II-51 : Prédiction du module élastique de l'enrobé à différentes températures avec de mesures US	123
Figure II-52 : Courbes de fatigue expérimentales (diminution du module complexe)	124
Figure II-53 : Superposition des critères classiques de fatigue sur la courbe STR-C-F 107125	
Figure II-54 : Dérivée première de la courbe module vs nombre de cycle avec (a) $\Delta N = 50$ (b) $\Delta N = 100$ (c) $\Delta N = 200$ (d) $\Delta N = 400$	126
Figure II-55 : Courbes d'évolution du module approchées avec les différentes fonctions de fitting	128
Figure II-56 : Zoom local du lissage des courbes de fatigue	128
Figure II-57 : Fonction de résidus du module complexe.....	129
Figure II-58 : Comparaison des valeurs du RMSE obtenues pour les différentes fonctions de lissage.....	130
Figure II-59 : Variation de la dérivée première des données mécaniques lissées avec les séries de Fourier	131
Figure II-60 : Représentation du critère de CVR appliqué pour ε , f , $ E^* $ et φ	132
Figure II-61 : Évolution de nombre de salves cumulées pour les 8 capteurs.....	133
Figure II-62 : Nombre de salves non-cumulées vs cycles de sollicitation et séquençage des phases	134

Figure II-63 : Identification du seuil de début de la phase 3 (FPT) du processus de fatigue	135
Figure II-64 : Durées de vie obtenues par les différents critères pour l'ensemble des éprouvettes (STR-ZC-F) testées en flexion 2-points à 175 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz-10°C	136
Figure II-65 : Comparaison des résultats d'analyse des données mécaniques et acoustiques	137
Figure II-66 : Localisation des évènements acoustiques correspondant à (a) AE_DIT_Bottom (b) $Nf30\%$ (c) AE_FPT_Bottom (d) $Nf50\%$	139
Figure II-67 : Amplitude des évènements acoustiques localisés avec différentes vitesses de propagation correspondant à (a) AE-DIT_Bottom (b) $Nf30\%$ (c) AE-FPT_Bottom (d) $Nf50\%$	140
Figure III-1 : Représentation du modèle de Maxwell	145
Figure III-2 : Représentation schématique de la dissipation visqueuse pendant un cycle de chargement	146
Figure III-3 : Ressort	150
Figure III-4 : Représentation d'un amortisseur linéaire	151
Figure III-5 : Amortisseur parabolique	151
Figure III-6 : Combinaisons en série et en parallèle des modèles rhéologiques complexes	152
Figure III-7 : Représentation équivalente au modèle de Huet-Sayegh	154
Figure III-8 : Modèle hybride représentant le modèle 2S2P1D	155
Figure III-9 : Algorithme des calculs thermiques dans le domaine fréquentiel	158
Figure III-10 : Algorithme de calcul d'endommagement	161
Figure III-11 : Influence du paramètre p_1	162
Figure III-12 : Influence du paramètre p_2	163
Figure III-13 : Influence du paramètre $Y_{cfat}(Jm^3)$	163
Figure III-14 : Influence de n	164
Figure III-15 : Influence du paramètre $Y_{cvisco}(Jm^3)$	164
Figure III-16 : Schéma de principe montrant le couplage entre la thermo-viscoélasticité et l'endommagement	165
Figure III-17 : Algorithme des calculs thermomécaniques avec couplage de l'endommagement et du transfert de chaleur	166
Figure III-18 : Procédures de création du maillage hétérogène 2D (a) image réelle (b) image binaire (c) champs hétérogènes sur Cast3M	167
Figure III-19 : Application de la méthode de génération de maillage sur une géométrie trapézoïdale (a) image réelle scannée (b) image binaire (c) microstructure hétérogène sur Cast3M	168
Figure III-20 : Résultats d'essai de module complexe en traction-compression sur matrice (isothermes et courbe maitresse à 15°C)	170

Figure III-21 : Algorithme du Simplexe.....	172
Figure III-22 : Schématisation des conditions aux limites pour les simulations de l'essai de fatigue en traction compression.....	174
Figure III-23 : Conditions aux limites pour modéliser l'essai de fatigue en flexion 2-points .	175
Figure III-24 : Cartographies de la (a) déformation ϵ_{zz} (m/m) (b) contrainte σ_{zz} (MPa) à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement.....	176
Figure III-25 : Cartographies de l'énergie (a) dissipée Φ (b) restituée Y correspondant à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement.....	177
Figure III-26 : Variation de la température au centre et à la surface de l'éprouvette cylindrique pour un calcul thermomécanique sans endommagement.....	178
Figure III-27 : Évolution de la contrainte en tête de l'éprouvette pendant l'essai de fatigue en traction-compression sans endommagement	178
Figure III-28 : Courbes d'évolution du module complexe et l'angle de phase pendant la phase I de la fatigue en traction-compression	179
Figure III-29 : Cartographies de température à (a) 100 (b) 1000 (c) 10000 (d) 100000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement	180
Figure III-30 : Cartographies de (a) contrainte (b) déformation suivant l'axe « x » à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement.....	180
Figure III-31 : Cartographies de (a) contrainte (b) déformation suivant l'axe « y » à 10000 cycles de chargement.....	181
Figure III-32 : (a) Energie dissipée (b) Energie restituée à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement.....	181
Figure III-33 : Variation de la température au cœur et à la surface de l'éprouvette trapézoïdale pour un calcul thermomécanique sans endommagement	182
Figure III-34 : Évolution de la force mesurée en tête de l'éprouvette trapézoïdale au cours de l'essai pour un calcul thermomécanique sans endommagement.....	183
Figure III-35 : Cartographies de l'endommagement à (a) 100 cycles et (b) 10000 cycles de chargement pour un essai à 250 $\mu\text{m/m}$, 10°C et 10 Hz	184
Figure III-36 : Simulation de la fatigue en flexion 2-points à 10°C-10 Hz et pour une amplitude de déformation de 250 $\mu\text{m/m}$	185
Figure III-37 : Évolution de la chute de module apparent (essai de fatigue à 10°C-10Hz et une amplitude de déformation de 250 $\mu\text{m/m}$)	186
Figure III-38 : Cartographies d'endommagement à (a) 100 (b) 10000 (c) 20000 cycles de chargement pour un essai de fatigue à 10°C-10 Hz et une amplitude de déformation de 250 $\mu\text{m/m}$	187
Figure III-39 : Variation de la température au cœur et à la surface de l'éprouvette issue de la modélisation numérique	188
Figure III-40 : Courbes de fatigue issues des essais expérimentaux et de la modélisation de la fatigue en traction compression à 10Hz-10°C et une amplitude de déformation de 100 $\mu\text{m/m}$	189

Figure IV-1 : (a) image réelle de l'enrobé bitumineux de classe GB3 (b) Maillage triphasique de la microstructure	193
Figure IV-2 : La droite de fatigue des essais de flexion 2-points à 25 Hz-10°C	216
Figure IV-3 : Évolution de la température en fonction du temps au cours de l'essai	217
Figure IV-4 : (a) Presse MTS et système d'acquisition des signaux acoustiques (b) Eprouvette avec une jauge de pilotage de déformation	218
Figure IV-5 : Instrumentation avec des capteurs Nano30 d'une éprouvette (a) facette avant (b) facette arrière (c) facette de coté.....	219
Figure IV-6 : Évolution de la contrainte induite par le retrait thermique en fonction de la température.....	220
Figure IV-7 : Évolution de la contrainte en fonction de la température pour les 3 éprouvettes testées	220
Figure IV-8 : Évolution de l'énergie absolue en fonction de la température.....	221
Figure IV-9 : Localisation des évènements acoustiques à la fin de l'essai	222
Figure IV-10 : Présentation de la microstructure avec différentes tailles de maille (a) 100 (b) 500 (c) 750 (d) 1000 μm	223
Figure IV-11 : Erreurs des résultats de simulation en fonction de la taille de maille	224
Figure IV-12 : Erreur de calcul des énergies pour différentes tailles de maille	224
Figure IV-13 : Erreur des simulations numériques en fonction l'incrément du temps	225

Table des tableaux

Tableau I-1 Principe de superposition de Boltzmann	30
Tableau I-2 : Comparaison des résultats de fatigue en mode contrainte/déformation imposée	56
Tableau I-3 : Procédures du vieillissement des matériaux bitumineux en laboratoire	64
Tableau I-4 : Évolution des paramètres de la droite de fatigue avec le vieillissement	65
Tableau I-5 : Valeurs des modules de Young en fonction de la direction de propagation	72
Tableau II-1 : Caractéristiques de composition des matériaux d'assise de la A35	87
Tableau II-2 : Caractéristiques de composition des matériaux d'assise de la RD700 sur Dijon	91
Tableau II-3 : Caractéristiques de composition des matériaux d'assise prélevés sur le site de Manège de fatigue à Nantes.....	95
Tableau II-4 : Formulation de l'enrobé bitumineux GB3 0/14	96
Tableau II-5 : Variable utilisée pour la nomenclature	97
Tableau II-6 : Paramètres d'acquisition utilisés.....	106
Tableau II-7 : Répétabilité des mesures US d'une même configuration.....	112
Tableau II-8 : Comparaison des vitesses d'ondes et des propriétés élastiques pour le site de Dijon.....	118
Tableau II-9 : Comparaison des vitesses d'ondes et des propriétés élastiques pour le site de Strasbourg.....	119
Tableau II-10 : Propriétés mécaniques dans les 3 directions	120
Tableau II-11 : Propriétés volumétriques et mécaniques des éprouvettes testées.....	124
Tableau III-1 : Les fonctions de fluage et relaxation définissant les modèles de Maxwell et Kelvin-Voigt.....	147
Tableau III-2 : Résultats d'essais de module complexe en traction-compression sur matrice bitumineuse.....	169
Tableau III-3 : Paramètres du modèle 2S2P1D et WLF pour la matrice bitumineuse.....	169
Tableau III-4 : Propriétés thermiques des granulats et de la matrice	170
Tableau III-5 : Paramètres de simulation de la fatigue en flexion 2-points	183
Tableau III-6 : Paramètres de simulation d'essai de fatigue en traction-compression	185
Tableau III-7 : Paramètres des modèles d'endommagement optimisés par le simplexe	188
Tableau IV-1 : Paramètres de la droite de fatigue à 25Hz-10°C – Spie Batignolles	216
Tableau IV-2 : Résultats d'essai TSRST.....	221

Liste des principaux acronymes et notation

σ_0	Amplitude de contrainte
σ	La contrainte effective
ω	La pulsation
ε_0	Amplitude de déformation
φ	Angle de phase
$ E^* $	La norme du module complexe
$a_T(T)$	La fonction de translation
η	Coefficient de viscosité
$J(t)$	La fonction de fluage
$R(t)$	La fonction de relaxation
τ	Temps de relaxation
$N_{f30\%}$	Critère de rupture correspondant à 30% de perte de rigidité
$N_{f50\%}$	Critère de rupture correspondant à 50% de perte de rigidité
D	La variable d'endommagement
D^{fat}	La variable d'endommagement par fatigue
D^{visco}	La variable d'endommagement visqueux
ψ	Le potentiel thermodynamique
EB	Enrobé bitumineux
VEL	Viscoélastique linéaire
CND	Contrôle Non-destructif
TOF	Temps de propagation d'onde ou temps de vol (Time Of Flight)
SNR	Rapport signal/bruit
V_p	Vitesse de propagation des ondes de compression
V_s	Vitesse de propagation des ondes de cisaillement
ρ	La densité du matériau
EA	Emission acoustique
W_{ext}	Travail apporté par un chargement extérieur

ϕ	La dissipation
ϕ^{cycle}	L'énergie dissipée pendant un cycle de chargement
$\dot{\phi}$	Le taux de dissipation
γ^{pic}	La valeur maximale du taux de restitution d'énergie
Y_c	Le taux de restitution critique
p_1 et p_2	Paramètres du modèle d'endommagement par fatigue
n	Paramètre du modèle d'endommagement visqueux
K_ϵ	Facteur de forme pour l'essai de flexion 2-point
$ Z^* $	La norme de l'impédance mécanique complexe
Z^*	L'impédance mécanique complexe
$\Re(x^*)$	La partie réelle du nombre complexe x^*
$\Im(x^*)$	La partie imaginaire du nombre complexe x^*
E	Module élastique
G	Module de cisaillement
ν	Coefficient de Poisson
j	Le nombre complexe ($j^2 = -1$)

Introduction

Les infrastructures routières, dont la valeur est extrêmement importante, sont soumises à un vieillissement induit sous l'effet des sollicitations externes tels que le trafic et le climat. Les effets de ce phénomène sont constamment en opposition avec les moyens économiques mis en œuvre pour préserver la fonctionnalité et la sûreté du réseau routier. Des millions d'euros sont dépensés chaque année pour l'entretien des routes. Un entretien préventif et curatif est essentiel pour assurer une meilleure performance des structures de chaussée. Il s'agit donc d'un exercice difficile de maintenir ce patrimoine dans un état garantissant ses fonctions avec un niveau de sécurité et de confort admissibles pour l'utilisateur.

La compréhension et la maîtrise des mécanismes de fissuration des matériaux bitumineux en service et le suivi de l'évolution de leurs performances mécaniques résiduelles sont parmi les facteurs clés pour améliorer les outils de redimensionnement des anciennes chaussées. La méthode française de dimensionnement des chaussées repose entre autres sur l'évaluation de la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux issue des essais de fatigue mécanique.

Le travail de cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet ANR MOVEDVDC (MOdélisation du Vieillissement et de l'Endommagement pour l'évaluation de la Durée de Vie Des Chaussées), fonctionnant en tant que sous-groupe du thème 1 (Mécanismes de dégradation des chaussées) du projet national DVDC (Durée de Vie Des Chaussées). MOVEDVDC vise à améliorer les méthodes de redimensionnement des anciennes chaussées et l'optimisation de leur entretien. Il cible un des verrous scientifiques majeurs identifiés dans le PN DVDC, celui de l'évaluation de l'état de vieillissement et d'endommagement des matériaux bitumineux. Il vise à développer des outils numériques et des méthodes expérimentales pour l'évaluation des performances mécaniques résiduelles et leur évolution dans le temps des matériaux provenant des couches d'assise d'une structure routière.

L'état de l'art, réalisé dans l'étude de faisabilité du projet national DVDC (Durée de Vie Des Chaussées), a permis d'identifier plusieurs modes de dégradation principaux, dont l'étude est jugée prioritaire : (1) les variations de portance, et l'orniérage des matériaux non traités, liés notamment aux conditions hydriques ; (2) l'endommagement des interfaces ; (3) le vieillissement des matériaux bitumineux ; (4) les phénomènes de fatigue et de fissuration ; et (5) l'effet des cycles de gel/dégel. Cette thèse, par son positionnement dans les tâches 4 (Analyse du comportement des enrobés) et 5 (Modélisation et calcul de durée de vie résiduelle des chaussées) de MOVEDVDC, traite les problématiques suivantes : la qualification et la quantification des phénomènes de vieillissement, de fissuration et de fatigue des enrobés bitumineux ; puis l'estimation de leurs performances résiduelles. En effet, l'estimation des performances résiduelles (en particulier en fatigue) des matériaux bitumineux en place dans les chaussées reste un verrou important. Aujourd'hui, dans l'approche française de calcul des renforcements de chaussées, les performances réelles à l'instant « t » ne sont pas prises en compte. Selon son état, soit on attribue au matériau les performances en fatigue d'un matériau neuf (lorsqu'il est sain), soit on considère sa résistance en fatigue nulle (lorsqu'il est dégradé).

Pour répondre au premier objectif, qui est d'estimer les performances résiduelles des matériaux en service, il est nécessaire de bien caractériser dans un premier temps l'état de ces derniers en tenant compte des spécificités de leur âge (vieillesse et endommagement sous l'action combinée du trafic et du climat). Ainsi, les prélèvements d'échantillons ont été réalisés sur plusieurs sites expérimentaux en considérant à chaque fois deux zones d'études : une zone circulée soumise au trafic et une zone non circulée. En plus des matériaux prélevés

sur sites, des plaques d'enrobés ont été fabriquées puis vieillies en laboratoire, avec plusieurs niveaux de vieillissement, afin de disposer d'un matériau de référence, avec des propriétés initiales et des niveaux de vieillissement connus, en particulier pour la modélisation. Les essais standards de caractérisation des enrobés bitumineux ont fait l'objet d'un complément basé sur l'utilisation d'outils de CEND (Contrôle et Evaluation Non-Destructifs). Nous avons ainsi utilisé la propagation des ondes ultrasonores (US) pour caractériser l'état initial des matériaux, puis l'enregistrement des activités acoustiques (EA) lors d'un chargement mécanique cyclique pour suivre le processus d'endommagement et de rupture de ces derniers.

Le second objectif de la thèse, qui s'inscrit dans la tâche 5 du projet, vise à appréhender le comportement thermo-viscoélastique avec endommagement induit par un chargement cyclique en utilisant une approche hétérogène aux éléments finis. En effet, les enrobés bitumineux sont des matériaux viscoélastiques à caractère hétérogène composés d'un squelette granulaire ayant un comportement élastique et un liant hydrocarboné de comportement thermo-viscoélastique. Ces propriétés impactent les champs de contrainte, déformation et de température et induisent des processus d'endommagement et de fissuration complexes lors de la modélisation de la fatigue.

Le présent mémoire de thèse comporte 3 parties :

La partie I : est consacrée à l'état de l'art sur l'étude des matériaux bitumineux. En premier lieu, nous présentons l'enrobé bitumineux et ses différentes caractéristiques physiques et mécaniques. Ensuite, nous mettons l'accent sur le phénomène de la fatigue ainsi que les critères utilisés dans la littérature pour déterminer la durée de vie des enrobés bitumineux. Par ailleurs, nous examinons le potentiel d'utilisation des méthodes de Contrôle Non-Destructif (CND), notamment les ultrasons acoustiques dans la caractérisation des propriétés physiques et mécaniques et le monitoring de la fatigue et du vieillissement des enrobés bitumineux.

Dans la partie II, nous présentons les matériaux prélevés des quatre sites expérimentaux et fabriqués en laboratoire. Ces matériaux diffèrent par leurs compositions, conditions de chargement et les conditions de service (climat et trafic), ce qui conduit à des niveaux d'endommagement et de vieillissement différents. Après une présentation des corps d'épreuves, l'ensemble des dispositifs expérimentaux utilisés dans le cadre de ce travail sont exposés.

Le but étant de proposer, sur la base de plaques prélevées in-situ ou fabriquées en laboratoire, une cartographie spatiale des propriétés élastiques (E , G et ν) de l'enrobé étudié. Les résultats présentés dans cette partie reposent sur des mesures conjointes de vitesses d'ondes de compression (P) et de cisaillement (S). Un accent particulier est accordé au traitement des signaux, notamment les méthodes de détermination du TOF (Time Of Flight) en fonction du rapport signal/bruit (SNR : Signal to Noise Ratio). L'effet concomitant lié à la densité du matériau est traité sur la base des mesures locales de masse volumique ou des essais de gamma-densimétrie.

Ensuite, les essais conventionnels de fatigue en flexion 2-points sur des éprouvettes trapézoïdales ont été instrumentées avec des capteurs d'émission acoustique. Une analyse d'évolution temporelle et spatiale des sources acoustiques a été réalisée pour chercher des signatures associées à des mécanismes de fissuration et de proposer des nouveaux indicateurs d'endommagement et de rupture. De plus, le traitement des signaux de l'instrumentation mécanique (force, déplacement, module complexe et angle de phase) nous a permis également de définir un séquençage des différents phénomènes ayant lieu pendant

un essai de fatigue et permettent d'estimer la durée de vie résiduelle du matériau. Les résultats de la localisation des événements acoustiques au cours de l'essai de fatigue sont également présentés.

Les résultats de l'instrumentation des essais de retrait empêché avec la technique d'émission acoustique sont présentés dans les annexes. Ils montrent l'apport de l'EA dans la caractérisation du comportement des enrobés bitumineux vieilliss à faible température.

La dernière partie est consacrée au développement d'un modèle thermo-viscoélastique endommageable pour simuler les essais de fatigue des matériaux bitumineux. Ce modèle est basé sur une nouvelle approche thermodynamique pour la détermination de la dissipation visqueuse et du taux de restitution d'énergie. Une analogie électromécanique est employée pour généraliser cette approche à tous les modèles rhéologiques viscoélastiques. Dans cette approche, la dissipation visqueuse représente la source de chaleur qui génère de l'auto-échauffement et l'énergie restituée, quant à elle alimente les modèles d'endommagement.

Deux lois d'évolution de l'endommagement sont proposées. Mis en évidence par les observations expérimentales, l'endommagement visqueux se crée dans la matrice bitumineuse dès les premiers cycles de sollicitation. L'endommagement par fatigue, quant à lui, est le résultat du chargement harmonique.

Les principales étapes de l'algorithme de résolution de la phase auto-échauffement, de l'endommagement et du couplage de ces deux phénomènes sont détaillées. Une étude de sensibilité des paramètres des modèles d'endommagement est réalisée et discutée.

Le modèle numérique a été implémenté dans le code de calcul aux éléments finis Cast3M. Afin de prendre en compte l'hétérogénéité des matériaux bitumineux, une méthode de création de la microstructure, basée sur les techniques d'analyse d'images, a été développée et intégrée dans le code Cast3M où les pixels des images sont projetés sur un support de maillage fixe dont les éléments représentent soit le granulat soit la matrice. Des simulations de l'essai de fatigue ont été réalisées sur des éprouvettes cylindriques et trapézoïdales.

Nous terminons ce manuscrit par une conclusion générale qui nous amène à fournir des éléments de perspectives.

Partie I. REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1. Généralités sur les enrobés bitumineux

I.1.1. Définition de l'enrobé bitumineux

Dans la structure des chaussées souples, l'enrobé bitumineux est utilisé en couches de surface et d'assise. Il est défini comme un matériau composite, constitué d'un mélange de granulats de différentes classes (graves, sables et fines), de liant hydrocarboné (bitume, en général de 5 à 7% en masse et éventuellement des additifs) et de vides présents dans les interstices du matériau (Chang et al., 2020; Wang et al., 2020). Les granulats, représentant environ 95% de la masse de l'enrobé et de 80 à 85 % de son volume (Corté and Benedetto, 2004), composent le squelette rigide du mélange. Le liant confère la cohésion et l'adhésion des granulats sous forme d'un film plus ou moins épais (Figure I-1).

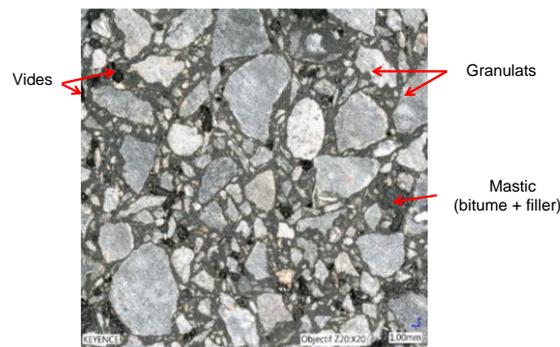


Figure I-1 : Coupe d'un enrobé bitumineux de type (grave bitume GB3)

I.1.1.1. Granulats

Les granulats sont les principaux constituants de l'enrobé bitumineux. Étant donné leur importance quantitative dans le mélange final, les granulats déterminent le comportement mécanique ainsi que la résistance du mélange bitumineux (Golalipour et al., 2012; Pouranian and Haddock, 2020). Le comportement mécanique des granulats peut être considéré comme élastique (Wu et al., 2019). Le module d'élasticité est compris entre 60 GPa et 140 GPa selon la nature des granulats (microcline, quartz) (Mukhopadhyay et al., 2004).

Le terme « granulats » regroupe l'ensemble des grains de matière solide, de dimensions comprises entre 0 et D_{max} qui dépend du type d'enrobé bitumineux considéré (de quelques dizaines de mm au maximum). Leur utilisation dans la formulation des enrobés bitumineux est standardisée (NF EN 13043, 2003). L'incorporation des granulats dans le mélange bitumineux nécessite la connaissance de certaines propriétés intrinsèques caractérisées en laboratoire par :

- L'analyse granulométrique (NF EN 933-1, 2012) : pour déterminer la distribution des différentes classes de tailles des granulats dans la coupure considérée (d/D),
- L'essai Los Angeles (NF EN 1097-2, 2020) : permet d'évaluer la résistance aux chocs dus aux passages cycliques des roues des véhicules,
- L'essai Micro Deval en présence d'Eau (MDE) (NF EN 1097-1, 2011) : pour apprécier la résistance à l'attrition.
- L'essai de résistance au polissage des granulats (NF EN 1097-8, 2020).

Les caractéristiques géométriques des granulats telles que la forme, l'angularité, l'orientation et l'état de surface (la texture ou microrugosité) et sa dureté assurent le fonctionnement du squelette granulaire (Bessa et al., 2015; Gao et al., 2018). A court terme (lors du compactage), ces caractéristiques prennent part dans les efforts transmises (déplacements et / ou rotations) dans le mélange (Hu et al., 2017; Pei et al., 2016) et à long terme (en service), elle servent à la résistance aux déformations permanentes (orniérage) de l'enrobé bitumineux par un réarrangement du squelette granulaire (Golalipour et al., 2012; Jin et al., 2021; Nguyen Hoang and Le, 2018).

La répartition de la distribution dimensionnelle par classe granulaire (du plus gros au plus petit) constitue la courbe granulométrique du mélange et permet de conditionner la compacité de l'enrobé ainsi que ses caractéristiques mécaniques. La courbe granulométrique peut être continue ou discontinue selon la formulation du mélange et les propriétés visées. Ainsi, la granulométrie continue à la plus grande résistance à l'orniérage ou à la déformation permanente, tandis que celle discontinue présente une résistance plus faible et qui permet d'obtenir une porosité élevée après sa mise en place (Panda et al., 2017).

I.1.1.2. Liant bitumineux

Les liants bitumineux sont des matériaux adhésifs contenant du bitume et sont des substances constituées essentiellement d'assemblages d'atomes de carbone et d'hydrogène. Le bitume est issu de la distillation fractionnée des pétroles bruts fabriqué en raffinerie.

Les bitumes sont caractérisés conventionnellement par les essais normalisés suivants :

- Essai de pénétrabilité (NF EN 1426, 2018) déterminant la classe de dureté du bitume,
- L'essai de Bille-Anneau (abrégé par TBA : Température de Bille-Anneau) (NF EN 1427, 2018) qui mesure sa température de ramollissement,
- Essai Rolling Thin Film Oven Test (RTFOT) (NF EN 12607-1, 2014) qui simule le vieillissement à court terme du bitume,
- Point de fragilité Fraas (NF EN 12593, 2015) mesurant les performances de bitume à basse température.

Lors de la fabrication du mélange bitumineux, le filler en absorbe une quantité importante avec lequel il forme le mastic. Les propriétés thermomécaniques du mastic ainsi que son comportement dérivent de celle du bitume.

I.1.1.3. Les vides

Les vides sont les pores non occupés par le mastic, le bitume ou les granulats après compactage du mélange bitumineux. Cette définition concerne les vides interstitiels et ne prend pas en compte la porosité fermée des granulats. Les vides d'un enrobé bitumineux compacté sont plutôt grossiers avec un diamètre moyen équivalent compris entre 0.5 et 1.9 mm (Arambula, 2007).

De nombreux travaux ont montré que la capacité portante et la durabilité des chaussées souples dépendent fortement de la densité ou du pourcentage des vides du mélange (Kassem et al., 2011; Salih et al., 2018). Linden et al., (1989) ont conclu qu'une augmentation de 1% de l'indice de vides peut entraîner une diminution de 10% de la durée de vie de l'enrobé lorsque ce dernier est supérieure à 7% (Linden et al., 1989). Il est recommandé que le pourcentage des vides soit compris entre 5% et 8% (Chen et al., 2004), avec une valeur moyenne de 7%

après compactage (Brown et al., 1996). Généralement, ces valeurs chutent durant la durée de vie de la chaussée à des pourcentages de 3 à 5% due à l'effet du trafic (Murali Krishnan and Lakshmana Rao, 2001).

Les méthodes les plus utilisées pour l'estimation du pourcentage des vides dans les mélanges bitumineux sont basées sur la détermination de :

- La densité apparente tel que le gamma-densimètre (NF EN 12697-7, 2014),
- Les propriétés volumétriques du matériau et de l'échantillon comme la méthode conventionnelle décrite par la norme (NF EN 12697-6, 2020) ou par des méthodes non-destructives plus sophistiquées comme l'imagerie tomographique.

Néanmoins, celles-ci fournissent seulement des informations quantitatives globales des vides dans l'échantillon. Les informations sur la taille, la distribution spatiale et l'interconnectivité des vides sont généralement inconnus et présentent un verrou scientifique (Murali Krishnan and Lakshmana Rao, 2001).

I.1.2. Propriétés thermomécaniques des enrobés bitumineux et ses constituants

Durant la durée de vie de service de la chaussée routière, cette dernière est sujette à différentes conditions de chargement qui peuvent être de type : mécanique (effet de trafic) (Almeida et al., 2021), thermique (effet de climat) (Mackiewicz, 2014) et chimique (Backus et al., 2013). Dans ce travail, nous nous intéresserons plus particulièrement au comportement des matériaux bitumineux sous chargements mécanique et thermique.

I.1.2.1. Domaines de comportement des enrobés bitumineux

Les mélanges bitumineux sont considérés comme des matériaux composites qui ont un comportement complexe. Le comportement des enrobés est hérité de la matrice bitumineuse composée principalement de bitume et des fines. Elle admet un comportement viscoélastique dit thermodynamiquement simple. La rigidité de l'enrobé bitumineux dépend à la fois de la température (susceptibilité thermique) et de la vitesse et/ou de la fréquence de chargement (susceptibilité cinétique) (Di Benedetto et al., 2001). En effet, pour des basses températures (hautes fréquences), la matrice bitumineuse acquiert une rigidité et une cohésion importante ce qui confère au mélange un comportement fragile. À haute température (faible fréquence), la rigidité du mélange chute fortement et le matériau présente une déformabilité importante.

Sur la base des essais de caractérisation des enrobés, il est toutefois possible d'identifier les grandes classes de comportement en considérant l'amplitude de la déformation et le nombre de cycles de chargement (Di Benedetto et al., 2007) (Figure I-2) :

- Le comportement viscoélastique linéaire (VEL) : domaine couvrant la plage à nombre de cycles de sollicitation faibles et des niveaux de déformation relativement faibles ($<10^{-4}$) (Di Benedetto et al., 2001).
- Le comportement viscoélastique non linéaire (VENL) : correspondant à des faibles nombres de cycles de sollicitation et des déformations relativement élevées.
- Le comportement viscoplastique : apparait pour des nombres de cycles et niveau de sollicitation élevés où des déformations irréversibles permanentes se produisent. Leur accumulation crée le phénomène d'orniérage.
- Le comportement à la fatigue : défini pour des niveaux de sollicitations faibles à modérés et pour plusieurs milliers de cycles de chargement.

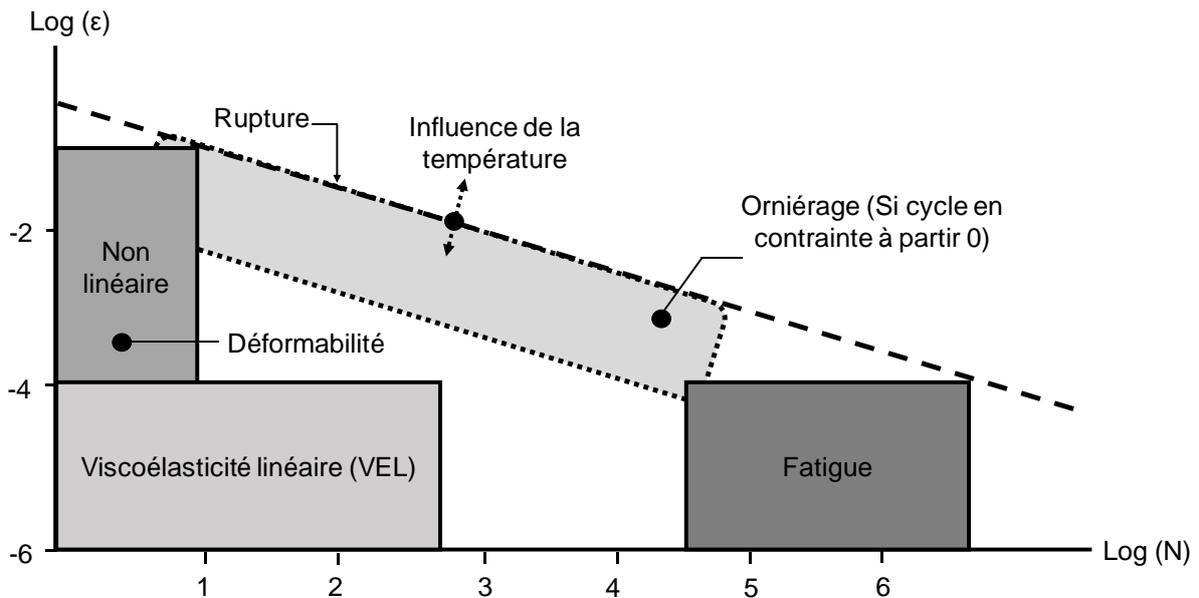


Figure I-2 : Grandes classes de comportement des enrobés bitumineux (Di Benedetto et al., 2007)

Sous les effets concomitants du trafic et de la température, les enrobés bitumineux présentent généralement un comportement thermo-viscoélastique. La méthode de dimensionnement des structures routières en France vise à maintenir les niveaux de sollicitations au niveau des couches bitumineuses aussi bas que possible. C'est pour cette raison que le comportement des enrobés bitumineux est considéré comme linéaire. On parlera donc d'un comportement viscoélastique linéaire thermosensible.

I.1.2.1.1. Théorie de la viscoélasticité linéaire

Un matériau non vieillissant (dont les propriétés mécaniques restent inchangées si le matériau ne subit aucune sollicitation) est dit viscoélastique si l'effacement des contraintes est total lors d'une expérience d'effacement (la contrainte σ à un temps infini et après annulation de la déformation est égale à 0 : $\sigma_\infty \rightarrow 0$) (Salençon, 2009). Cette expérience présentée dans la Figure I-3 consiste à appliquer un créneau de déformation et suivre sa réponse en contrainte.

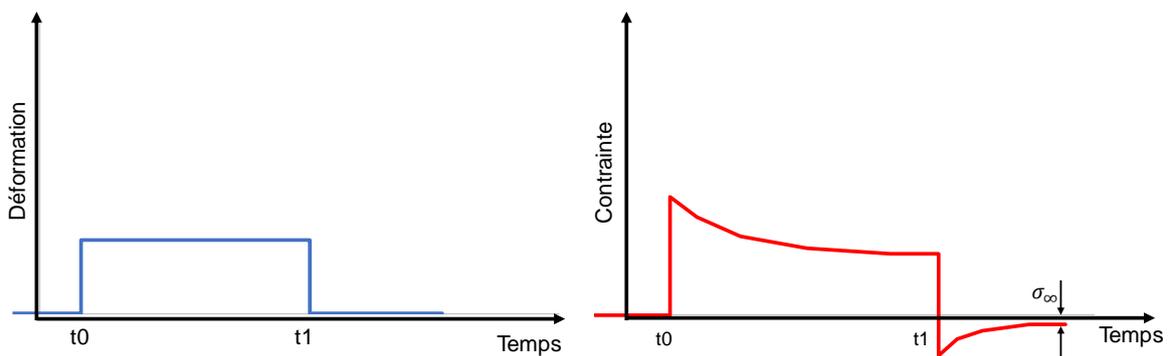


Figure I-3 : Expérience d'effacement (à gauche) et la réponse du matériau en contrainte (à droite) (Salençon, 2009)

Un comportement viscoélastique est dit linéaire s'il vérifie le principe de superposition de Boltzmann. Ce principe stipule que la réponse du matériau à une sollicitation composée d'une

somme de sollicitation élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations (Tableau I-1).

Tableau I-1 : Principe de superposition de Boltzmann

Sollicitation	Réponse
$\varepsilon_1(t)$	$\sigma_1(t)$
$\varepsilon_2(t)$	$\sigma_2(t)$
$\alpha \varepsilon_1(t) + \beta \varepsilon_2(t)$	$\alpha \sigma_1(t) + \beta \sigma_2(t)$

- **Chargement à contrainte contrôlée - Fonction de fluage**

Le fluage est défini comme l'accroissement différé de la déformation en fonction du temps d'un matériau soumis à une contrainte constante dans des conditions isothermes. La fonction caractérisant le phénomène de fluage d'un matériau viscoélastique est déterminée en imposant, à température constante, une contrainte σ_0 à partir un instant t_0 .

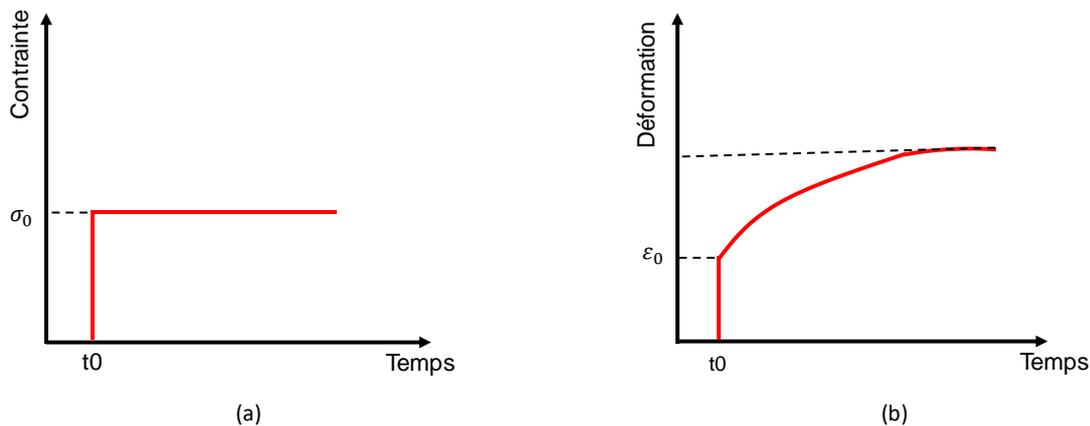


Figure I-4 : Expérience de fluage d'un corps viscoélastique (a) contrainte imposée (b) la réponse en déformation (Salençon, 2009)

La fonction de sollicitation en contrainte se définit par :

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t - t_0) \tag{I-1}$$

Où H est la fonction d'Heaviside, avec :

$$H(t - t_0) = 0 \text{ si } (t - t_0) < 0$$

$$H(t - t_0) = 1 \text{ si } (t - t_0) \geq 0$$

Il est commode de décrire la réponse en déformation du matériau donnée par la formule ci-dessous :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 J(t_0, t) = \sigma_0 J(t_0 - t) \tag{I-2}$$

$J(t_0, t)$ est la fonction de fluage (appelée parfois fonction de retard) qui dépend du temps. Pour un matériau non-vieilli la fonction de fluage devient une fonction à une seule variable t qui peut être formulée comme suit : $J(t_0, t) = J(t_0 - t)$.

Dans le cas où la contrainte appliquée est variable dans le temps (Figure I-5), la notation incrémentale est peut-être utilisée pour définir la réponse en déformation. A l'instant t , la réponse à l'incrément de contrainte $d\sigma(\tau)$ effectué à l'instant τ vaut :

$$d\varepsilon(\tau) = d\sigma(\tau)J(\tau, t) \quad \text{I-3}$$

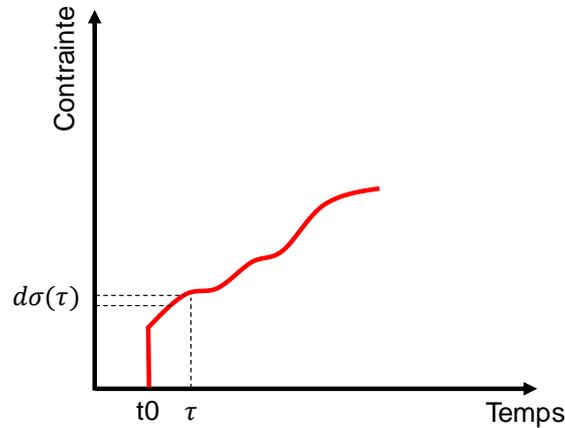


Figure I-5 : Contrainte appliquée variable dans le temps

Pour un comportement viscoélastique linéaire dans des conditions de non-vieillessement et de non-endommagement, la relation entre les contraintes et les déformations est définie en termes d'intégrale de Boltzmann (Christensen, 1982; Salençon, 2009) :

$$\varepsilon(t) = \sigma(t_0)J(t - t_0) + \int_{t_0}^t J(t - \tau) \frac{\delta\sigma}{\delta\tau} d\tau \quad \text{I-4}$$

Le premier terme représente la réponse différée induite par le premier créneau de mise en charge alors que le second terme représente la réponse différée. Pour un solide, la fonction de fluage tend vers une limite finie lorsque 't' tend vers l'infini. Pour un liquide, elle croît sans limite.

- **Chargement à déformation contrôlée - Fonction de relaxation**

Inversement à la fonction de fluage, la fonction de relaxation est la réponse en contrainte dépendante du temps à une déformation constante dans des conditions isothermes. Pendant un essai de relaxation, une déformation instantanée ε_0 constante est appliquée au matériau à t_0 s'exprime sous la forme suivante :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 H(t - t_0) \quad \text{I-5}$$

La réponse en contrainte est :

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 R(t_0, t) \quad \text{I-6}$$

Où $R(t_0, t)$ est la fonction de relaxation.

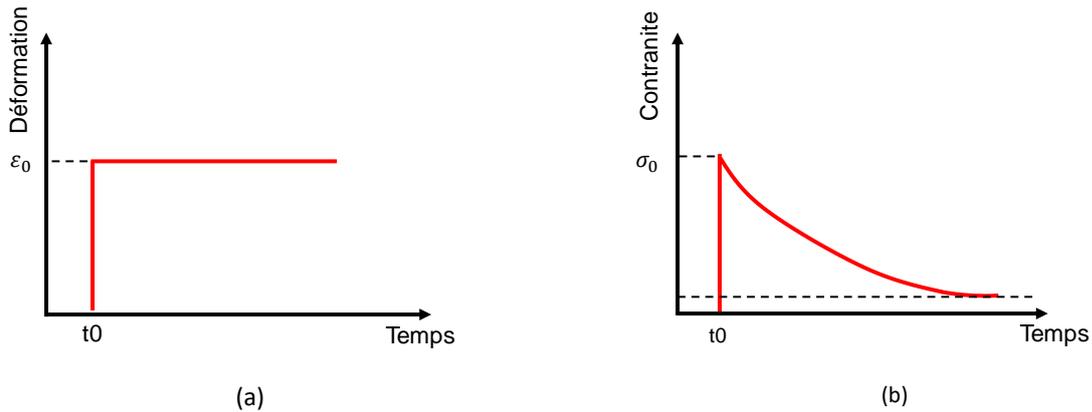


Figure I-6 : Essai de relaxation d'un corps viscoélastique (a) contrainte appliquée (b) la réponse en déformation

Dans le cas d'une sollicitation en déformation non-constante, une approche similaire à celle prise pour la fonction de fluage peut s'appliquer pour définir la réponse en relaxation. La contrainte à l'instant t pour une histoire de déformation donnée est formulée par :

$$\sigma(t) = \varepsilon(t_0)R(t-t_0) + \int_{t_0}^t R(t-\tau) \frac{\delta\varepsilon}{\delta\tau} d\tau \quad \text{I-7}$$

I.1.2.2. Caractérisation du comportement viscoélastique linéaire des matériaux bitumineux

La méthode de dimensionnement des structures routières en France s'appuie principalement sur les résultats d'essais pour déterminer des propriétés viscoélastiques linéaires (module à 15°C, 10 Hz) et de fatigue (ε_6). Ainsi, nous nous intéressons dans les paragraphes suivants aux moyens expérimentaux pour caractériser le comportement viscoélastique linéaire à l'échelle du liant et à l'échelle de l'enrobé bitumineux.

I.1.2.2.1. Principe de l'essai de module complexe

Le module complexe (noté E^*) est l'expression du module de Young apparent d'un matériau viscoélastique sous chargement cyclique. L'essai de module complexe consiste à appliquer une sollicitation cyclique sous la forme d'un chargement sinusoïdal centré en zéro. Pour que le comportement soit linéaire, le niveau de sollicitation doit être inférieur à 100 $\mu\text{m/m}$ (Di Benedetto et al., 2001).

La réponse de l'enrobé bitumineux soumis à un chargement sinusoïdal reste sinusoïdale dans le domaine viscoélastique linéaire (Di Benedetto et al., 2001). En considérant dans l'équation I-4 un chargement sinusoïdal en mode contrainte imposée sous la forme :

$$\sigma(t) = \Im m(\sigma^*) = \Im m(\sigma_0 e^{i\omega t}) = \sigma_0 \sin(\omega t) \quad \text{I-8}$$

σ_0 est l'amplitude de la contrainte imposée, ω est la pulsation.

La réponse est une déformation sinusoïdale déphasée donnée par l'équation suivante :

$$\varepsilon(t) = \Im m(\varepsilon^*) = \Im m(\varepsilon_0 e^{i\omega t + \varphi}) = \varepsilon_0 \sin(\omega t + \varphi) \quad \text{I-9}$$

ε_0 est l'amplitude de déformation. φ est le déphasage. Ce déphasage est dû au caractère viscoélastique du matériau.

Le module complexe est défini comme le rapport des amplitudes de contrainte et de déformation tel que :

$$E^* = \frac{\sigma^*}{\varepsilon^*} = |E^*| e^{i\varphi} \quad \text{avec : } |E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad \text{I-10}$$

$|E^*|$ désigne la norme du module complexe.

Le module complexe comme tout nombre complexe se décompose en une partie réelle E_1 et une partie imaginaire E_2 , tel que présenté dans l'équation suivante :

$$E^* = E_1 + jE_2 = |E^*| \cos(\omega t) + j |E^*| \sin(\omega t) \quad \text{I-11}$$

La plage de fréquence de chargement et les températures d'essai dépendent de l'appareillage et du matériau testé. Pour les enrobés bitumineux, selon le type de sollicitations appliquées et la géométrie de l'éprouvette, on peut distinguer 2 catégories d'essais principales : des essais homogènes et des essais non-homogènes (Di Benedetto et al., 2001). Dans le cas des essais homogènes, l'état de contrainte et de déformation est supposé être uniforme en tous points du matériau, ce qui permet d'avoir directement l'accès à la loi de comportement à l'échelle du matériau 'homogénéisé'. Cependant, pour les essais non homogènes, les champs de contraintes sont différents en chaque point du matériau.

I.1.2.2.2. Essai sur liant / matrice

En vue de la forte thermo-sensibilité du bitume, il convient d'adapter le type de sollicitation et la géométrie de l'éprouvette en fonction de la température de l'essai. La littérature montre deux types d'essai qui peuvent être réalisés sur des bitumes afin de déterminer son module complexe.

- Essai de traction compression : cet essai est utilisé pour déterminer le module axial en traction-compression des bitumes. L'éprouvette est de forme cylindrique de hauteur $h = 16 \text{ mm}$ et de diamètre $\phi = 8 \text{ mm}$ (Delaporte, 2007). Il est réalisé pour une température proche à sa température de ramollissement (Olard, 2003; Yu et al., 2021).

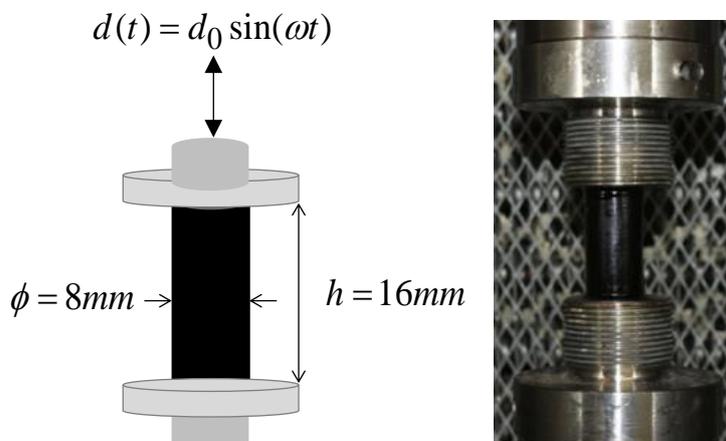


Figure I-7 : Essai de traction-compression sur bitume (Botella et al., 2012)

- Essai en cisaillement : deux approches sont utilisées pour appliquer le chargement en cisaillement. La première se réalise sur un rhéomètre à cisaillement annulaire (ASR : Annular Shear Rheometer) (Delaporte et al., 2008, 2007). Dans cet essai, la sollicitation en cisaillement annulaire s'effectue sur une éprouvette cylindrique creuse. L'échantillon de bitume adhère à deux cylindres coaxiaux, où celui de l'intérieur est mobile et celui de l'extérieur est fixe. La deuxième approche est le rhéomètre dynamique plan-plan (DSR : Dynamic Shear Rheometer). Cet essai consiste à appliquer une sollicitation cyclique en torsion sur un cylindre de matériau placé entre deux plateaux parallèles (Qiu et al., 2013; Ziade et al., 2021).

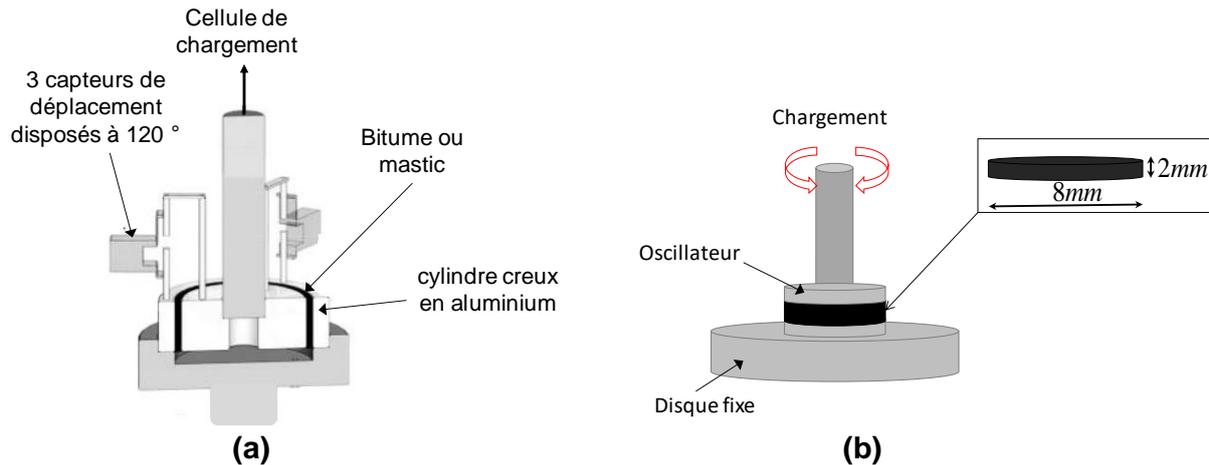


Figure I-8 : (a) Cisaillement annulaire (ASR) sur bitume (Rompu et al., 2009) (a) Essai de cisaillement DSR

I.1.2.2.3. Essai sur enrobé bitumineux

Pour déterminer le module complexe des enrobés bitumineux, il existe plusieurs essais normalisés (NF EN 12697-26, 2018) tels que l'essai sur poutre console de forme trapézoïdale (Doan, 1977; Huet, 1965; Quezada and Chazallon, 2020) ou prismatique, l'essai en flexion 3 ou 4 points sur éprouvette prismatique, les essais en traction indirecte ou brésilien sur éprouvette cylindrique (Vacin and Bošek, 2009), les essais en torsion et les essais uni-axiaux de traction-compression (Ramirez Cardona et al., 2015). Pendant l'essai, la force et le déplacement sont mesurés au moins à 4 fréquences f et 4 températures T (NF EN 12697-26, 2018).

La littérature montre que ce type d'essai est impacté par plusieurs facteurs dont la géométrie, la taille de l'éprouvette, le diamètre maximal des granulats, la teneur en vide et la teneur en liant (Fan et al., 2019).

I.1.2.2.4. Résultats de l'essai de module complexe

Les résultats expérimentaux sont généralement représentés sous les formes suivantes :

- Les courbes isothermes : ces courbes sont obtenues en représentant l'évolution de la norme du module en fonction de la fréquence pour chacune des températures d'essai (Figure I-9). Cette représentation montre que pour une température donnée la norme du module complexe augmente en fonction de la fréquence.

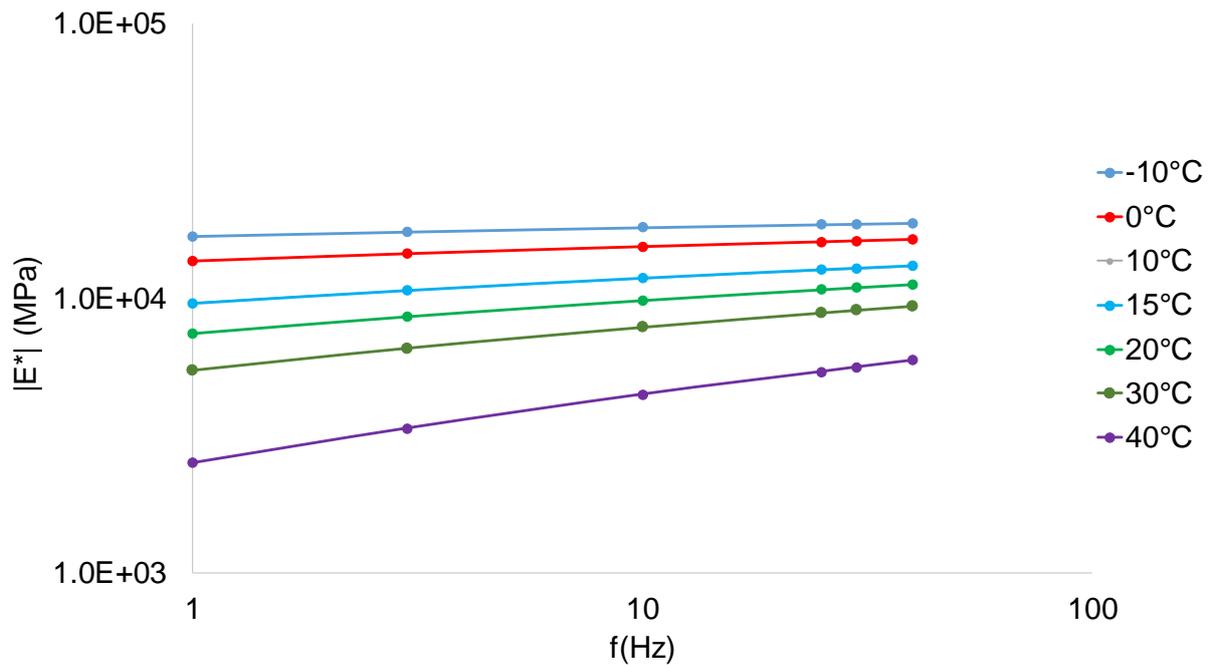


Figure I-9 : Courbes isothermes de module complexe d'une GB3 en flexion 2-points

- Les courbes isochrones : sont obtenues en traçant la norme de module en fonction de la température pour chacune des fréquences d'essai, en coordonnées semi logarithmiques (Figure I-10(b)). Cette représentation permet d'évaluer la susceptibilité thermique de l'enrobé à une fréquence donnée. La sensibilité du comportement à la température est proportionnelle à la pente de chaque courbe.

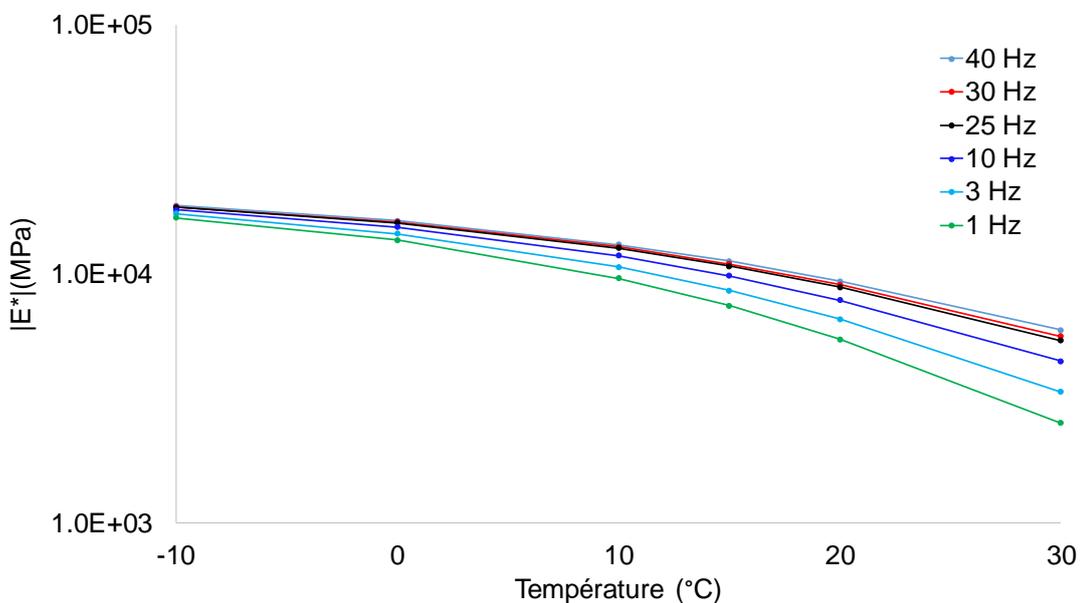


Figure I-10 : Courbes isochrones du module complexe pour une GB3 en flexion 2-points

- Plan Cole-Cole (ou plan complexe) : la partie imaginaire de module E_2 est tracée en fonction la partie réelle E_1 en abscisse (Figure I-11). Lorsque le principe d'équivalence temps-température est vérifié, les points expérimentaux aux différentes fréquences et températures permettent de définir une courbe unique.

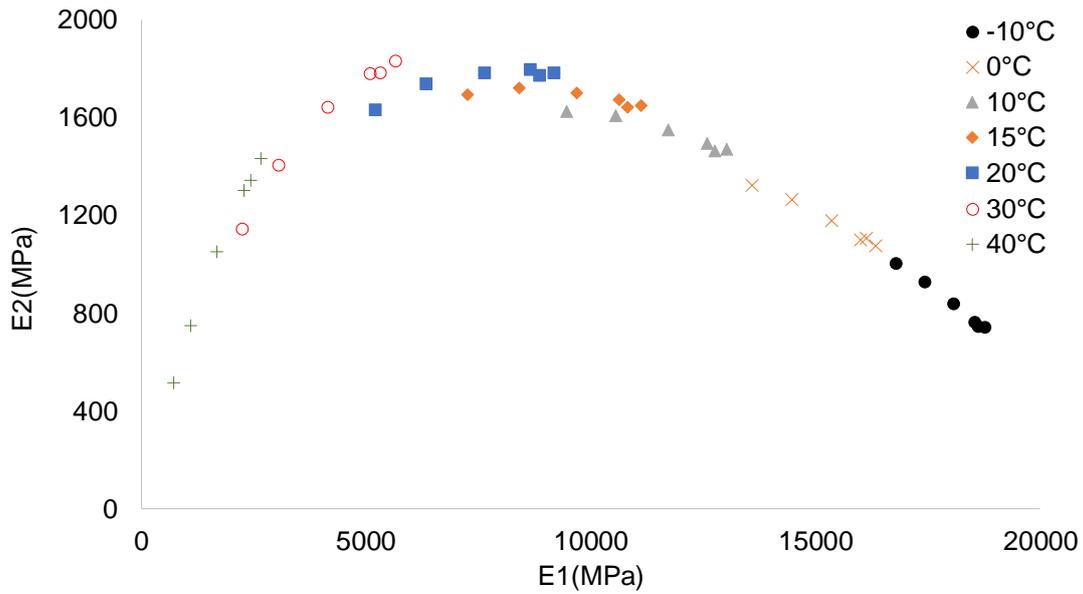


Figure I-11 : Module complexe expérimental dans le plan Cole-Cole pour une GB3 en flexion 2-points

- Espace de Black : où le logarithme de la norme de module est tracé en fonction de l'angle de phase correspondant, pour une étendue de fréquence et de température donnée. Lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence temps-température, les points expérimentaux montre une courbe unique (Figure I-12).

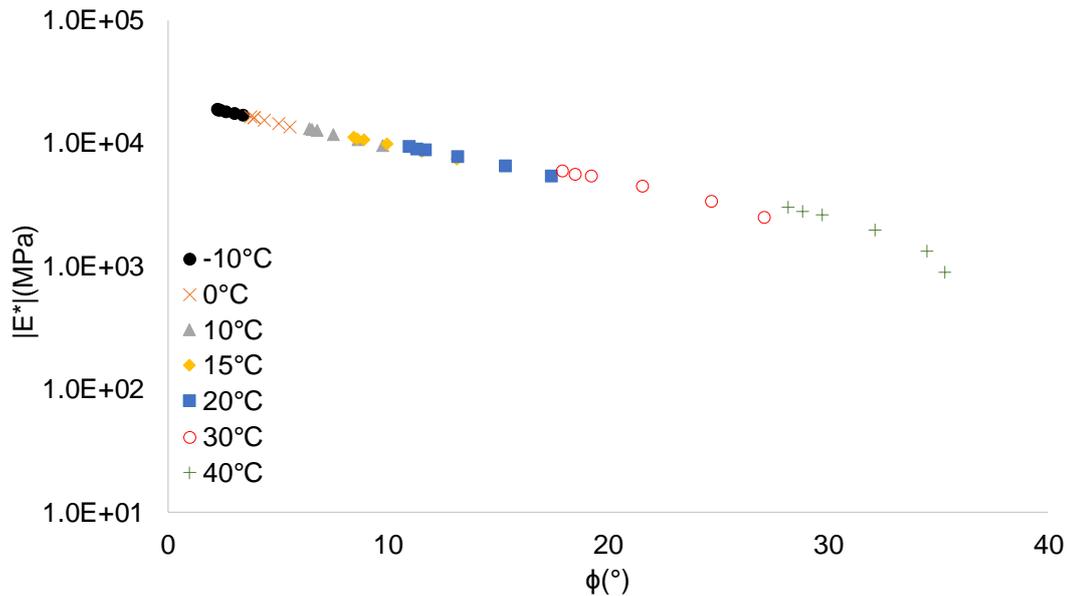


Figure I-12 : Module complexe expérimental dans l'espace Black pour une GB3 en flexion 2-points

I.1.2.2.5. Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT)

La réponse d'un matériau solide à caractère visqueux est fortement affectée par deux variables, à savoir la pulsation ω et la température T . Les isothermes, présentées dans Figure I-13 montrent qu'une même valeur du module complexe peut être obtenue pour des couples différents (ω, T) , i.e. $|E^*(\omega_1, T_1)| = |E^*(\omega_2, T_2)|$ avec $(\omega_1, T_1) \neq (\omega_2, T_2)$. Cette propriété est appelée « Equivalence Temps-Température ». En utilisant cette propriété, il est possible

de construire une courbe unique $(\log(|E^*|), \log(f))$ pour une température de référence T_{ref} donnée. Cette courbe est appelée « courbe maitresse », et est obtenue par translation de chaque isotherme parallèlement à l'axe des fréquences (en échelle logarithme) par rapport à l'isotherme qui correspond à T_{ref} . Elle permet d'obtenir des valeurs de module complexe pour des fréquences inaccessibles par les essais expérimentaux. La fonction de translation propre à une isotherme T_i par rapport à l'isotherme de référence T_{ref} est notée a_T :

$$E^* |(\omega, T_i) = | E^* | (a_T \omega, T_{ref}) \quad \text{I-12}$$

Elle doit vérifier les propriétés suivantes :

$$a_T = f(T_i, T_{ref}) \text{ avec : } a_T(T_{ref}) = 1 \quad \text{I-13}$$

Plusieurs formes analytiques sont proposées pour déterminer la fonction de translation a_T . Dans le domaine des matériaux bitumineux, la loi d'Arrhenius ou l'équation WLF (William, Landel and Ferry) sont les plus utilisées.

- L'équation WLF s'exprime sous la forme :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T_i - T_{ref})}{C_2 + T_i - T_{ref}} \quad \text{I-14}$$

avec C_1 et C_2 , sont les constantes de la loi WLF dépendant du matériau.

- La formule d'Arrhenius :

$$\log(a_T) = \frac{\delta H}{R} \left(\frac{1}{T_i} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \quad \text{I-15}$$

Avec R est la constante des gaz parfait, δH représente l'énergie apparente d'activation et les température T_i et T_{ref} sont exprimées en Kelvin (K).

La formule utilisée dans le cadre de cette étude est celle du WLF.

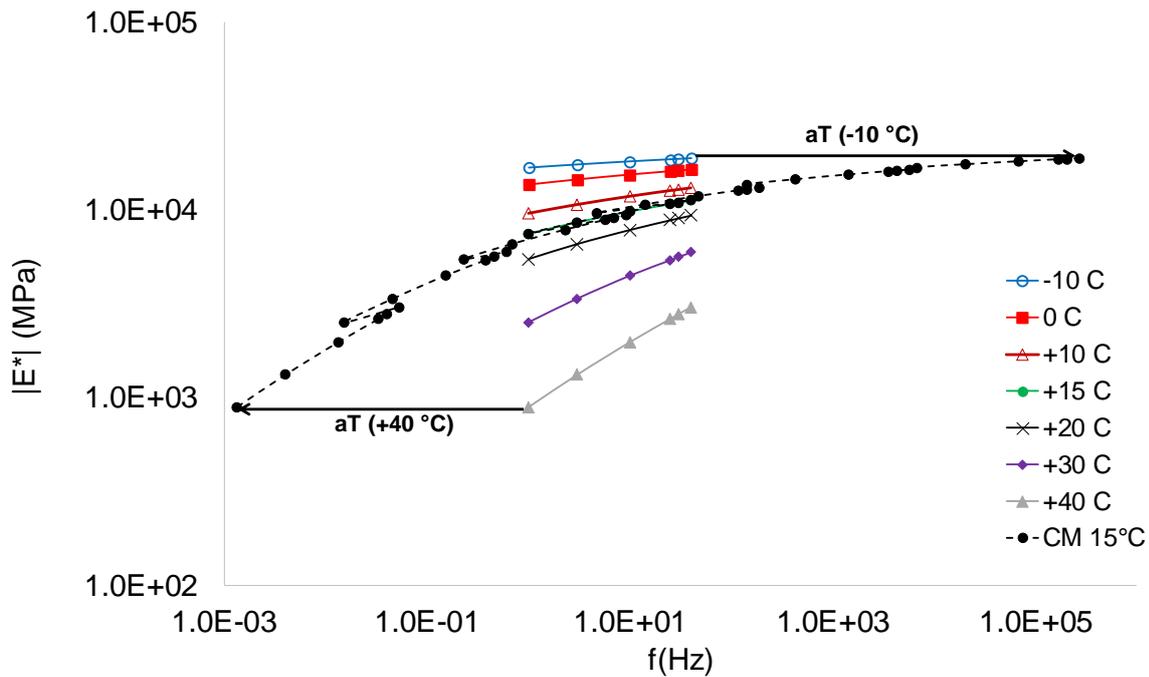


Figure I-13 : Exemple de courbe maitresse obtenue lors de la campagne expérimentale à $T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$

I.1.3. Modélisation rhéologique du comportement VEL des enrobés

De nombreux modèles rhéologiques existent dans la littérature qui permettent de prédire le comportement VEL non vieillissant des matériaux bitumineux afin de calculer le module complexe utilisable dans le dimensionnement des structures routières. Ces modèles sont constitués de combinaisons analogiques en série et/ou en parallèle de ressorts (élément élastique) et d'amortisseurs (élément visqueux). Ils peuvent être classés selon leurs assemblages en deux grandes catégories :

- Les modèles à spectre de relaxation discret,
- Les modèles à spectre de relaxation continu.

I.1.3.1. Assemblage à spectre discret

Ces modèles sont fondés sur un agencement en série et/ou en parallèle de ressorts de rigidité E et d'amortisseurs linéaires de viscosité η . Dans ce travail, nous nous intéressons aux modèles de Maxwell et de Kelvin Voigt.

- Modèle de Maxwell

Le modèle de Maxwell est composé d'un assemblage en série d'un ressort de rigidité E et un amortisseur linéaire de viscosité η . Ce modèle est généralement utilisé pour modéliser le comportement d'un liquide viscoélastique.

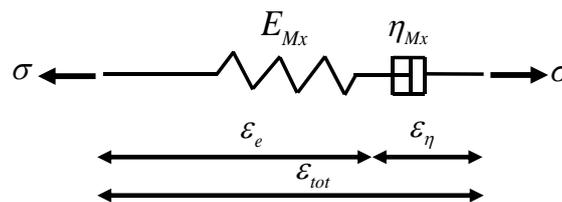


Figure I-14 : Modèle de Maxwell

La fonction de fluage « J_{Mx} », fonction de relaxation « R_{Mx} » et le module complexe « E_{Mx}^* » de ce modèle sont respectivement donnés par les formules suivantes :

$$J_{Mx}(t) = \frac{1}{E_{Mx}} + \frac{t}{\eta_{Mx}} \quad \text{I-16}$$

$$R_{Mx}(t) = E_{Mx} \cdot e^{-t/\tau} \quad \text{I-17}$$

$$E_{Mx}^*(\omega) = E_{Mx} \cdot \frac{j\omega\tau}{1 + j\omega\tau} \quad \text{avec : } \tau = \eta_{Mx}/E_{Mx} \quad \text{I-18}$$

Où j représente le nombre complexe ($j^2 = -1$) et τ est le temps de relaxation.

- Modèle de Kelvin-Voigt

Le modèle de Kelvin est constitué d'un ressort et d'un amortisseur linéaire, le tout monté en parallèle (Figure I-15).

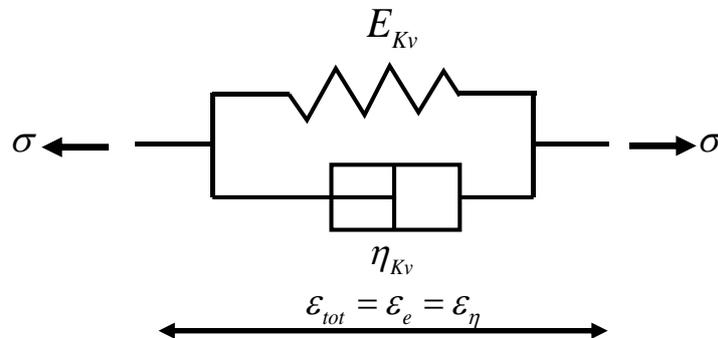


Figure I-15 : Modèle de Kelvin-Voigt

La fonction de fluage « J_{Kv} », fonction de relaxation « R_{Kv} » et le module complexe « E_{Kv}^* » du modèle de Kelvin-Voigt sont respectivement présentés par les formules ci-dessous :

$$J_{Kv}(t) = \frac{1}{E_{Kv}} (1 - e^{-t/\tau}) \quad \text{I-19}$$

$$R_{Kv}(t) = E_{Kv} + \delta(t) \cdot \eta_{Kv} \quad \text{I-20}$$

$$E_{Kv}^*(\omega) = E_{Kv} + j\omega\tau \quad \text{avec : } \tau = \eta_{Kv}/E_{Kv} \quad \text{I-21}$$

τ est le temps de relaxation, $\delta(t)$ est la fonction « impulsion » de Dirac, $\delta(t=0) = \infty$ et $\delta(t \neq 0) = 0$.

Les deux modèles simples de Maxwell et Kelvin-Voigt sont bien connus et très simples, cependant, ils ne permettent pas de décrire correctement le comportement VEL des enrobés bitumineux (COST333 et al., 1999). Ces modèles sont simples et n'ont pas assez de paramètres pour reproduire le comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux. Des modèles généralisés contenant un nombre « n » des cellules de Kelvin ou Maxwell permettent de mieux décrire le comportement de ces matériaux.

- Modèle de Maxwell généralisé

Le modèle de Maxwell généralisé est constitué d'un nombre fini n d'éléments de Maxwell assemblés en parallèle et caractérisés chacun par un temps de relaxation $\tau_i = \eta_i / E_i$, et éventuellement d'un ressort de rigidité E_∞ assurant que la recouvrance est totale (Figure I-16).

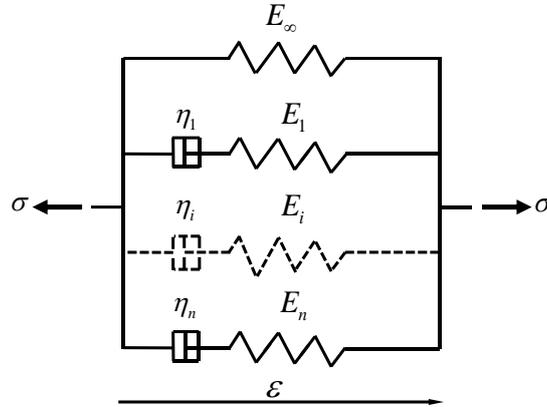


Figure I-16 : Schéma du modèle de Maxwell généralisé

La fonction de relaxation « R_{GMx} » et le module complexe « E_{GMx}^* » de ce modèle s'expriment sous les équations suivantes :

$$R_{GMx}(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i e^{-t/\tau_i} \quad \text{I-22}$$

$$E_{GMx}^*(\omega) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \frac{j\omega\eta_i}{1 + j\omega\eta_i} \quad \text{I-23}$$

- Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Ce modèle est composé de n modèles de Kelvin assemblés en série avec un ressort de rigidité E_0 qui apporte une élasticité instantanée (Figure I-17).

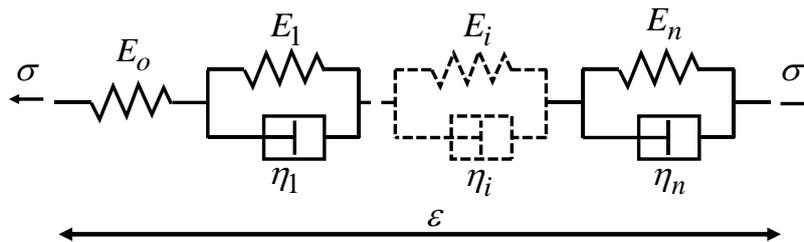


Figure I-17 : Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

La fonction de fluage s'exprime sous forme d'une série de Prony :

$$J_{GKv}(t) = \frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^n \frac{1}{E_i} (1 - e^{-t/\tau_i}) \quad \text{I-24}$$

Le module complexe est défini par la formule suivante :

$$E_{GKv}^*(\omega) = \left(\frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^n \frac{1}{E_i + j\omega\eta_i} \right)^{-1} \quad \text{I-25}$$

Les modèles généralisés de Maxwell et Kelvin-Voigt peuvent décrire le comportement VEL des liants et des enrobés bitumineux de manière satisfaisante, à condition qu'un nombre n suffisant d'éléments soit considéré ($n=8$ apparaît comme un minimum) (Lee, 1996; Lundstroem, 2001; Neifar and Benedetto, 2001).

I.1.3.2. Assemblages à spectre continu

Les modèles analogiques à spectre continu, i.e. pouvant être représentés par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou de chaîne de Maxwell en parallèle. Ces modèles sont largement utilisés pour modéliser le comportement VEL des matériaux bitumineux (de Almeida et al., 2018; Moon et al., 2014).

- Modèle de Huet

Le modèle d'Huet (Huet, 1965) est un modèle rhéologique à 4 paramètres qui associe en série un ressort de raideur E_∞ représentant la réponse instantanée et deux amortisseurs de fluage parabolique de paramètres h et k (voir Figure I-18).

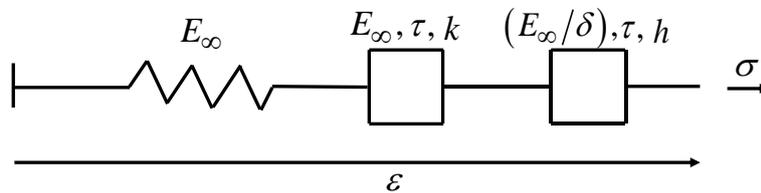


Figure I-18 : Représentation du modèle de Huet

La fonction de fluage et le module complexe s'expriment en fonction des paramètres de modèle respectivement par les formules suivantes :

$$J_H(t) = \frac{1}{E_\infty} \left(1 + \delta \frac{(t/\tau)^k}{\Gamma(k+1)} + \frac{(t/\tau)^h}{\Gamma(h+1)} \right) \quad \text{I-26}$$

$$E_H^*(\omega) = \frac{E_\infty}{1 + \delta(j\omega\tau(T))^{-k} + (j\omega\tau(T))^{-h}} \quad \text{I-27}$$

Avec :

h et k : sont les paramètres des amortisseurs paraboliques tel que : $0 < k < h < 1$,

δ : est une constante adimensionnelle qui balance la contribution du premier amortisseur dans le comportement global du système,

E_∞ : module élastique instantané obtenu pour $\omega \rightarrow \infty$,

$\tau(T)$: temps caractéristique dont sa valeur varie uniquement en fonction de la température et qui tient du Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT).

$\Gamma(n) = \int_0^\infty t^{n-1} e^{-t} dt$: la fonction d'Euler de seconde espèce avec $n \in \mathbb{N} > 0$.

- Modèle de Huet-Sayegh

Le modèle de Huet ne permet pas de mieux adapter le comportement viscoélastique des matériaux bitumineux dans la gamme des faibles fréquences. Il donne un comportement de type fluide dans le domaine des basses fréquences et des hautes températures, ce qui n'est pas réaliste pour un enrobé. Dans ces conditions, la norme du module complexe tend vers zéro. Face à ce problème, Sayegh (1965) a proposé un modèle qui est basé sur le modèle de Huet en ajoutant un ressort de rigidité E_0 en parallèle comme indiqué dans Figure I-19.

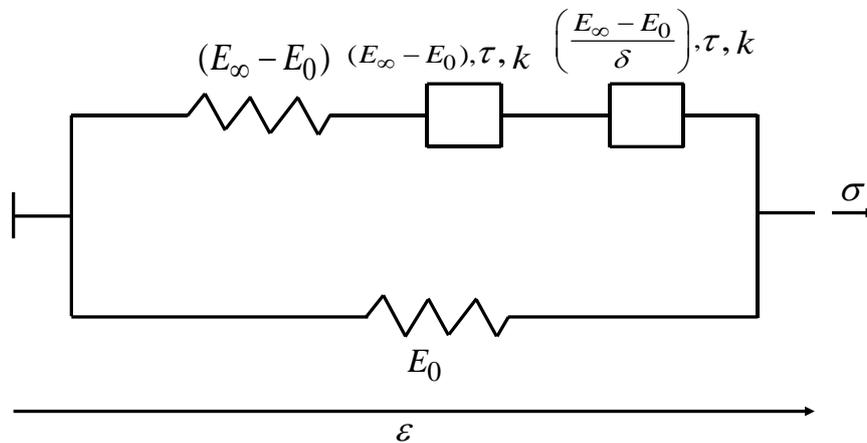


Figure I-19 : Modèle de Huet-Sayegh

Le modèle est décrit par l'équation suivante :

$$E_{HS}^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(j\omega\tau(T))^{-k} + (j\omega\tau(T))^{-h}} \quad \text{I-28}$$

Avec la même notation que celle utilisée pour le modèle de Huet et E_0 est le module dite statique obtenu pour $\omega \rightarrow 0$.

Le modèle de Huet-Sayegh est un modèle analogique qui permet de représenter correctement le comportement des enrobés bitumineux sur toute la gamme de fréquence et de température (De La Roche, 1996; Sayegh, 1965). De plus, seules six constantes sont nécessaires pour déterminer le comportement VEL du matériau. Ces paramètres peuvent être obtenus par une optimisation à partir des résultats de module complexe.

Cependant, dans une gamme de très haute température ou de très basse fréquence, par rapport au modèle de Huet, le modèle de Huet-Sayegh permet de mieux calibrer les résultats expérimentaux, mais il ne possède pas d'expression analytique de la fonction de relaxation afin de réaliser une modélisation dans le domaine temporel. La fonction de fluage de ce modèle est déduite par un calcul symbolique de la transformation de Laplace-Carson.

- Modèle de 2S2P1D

Olard et Di Benedetto (2003) ont montré que le modèle de Huet-Sayegh n'est pas adapté à certains types de matériaux bitumineux à très basses fréquences, notamment les bitumes purs. Le modèle 2S2P1D est un modèle de Huet-Sayegh complété d'un amortisseur linéaire permettant de mieux comprendre le comportement viscoélastique des bitumes à haute température ou basse fréquence. Par conséquent, le modèle 2S2P1D peut simuler le comportement VEL de la plupart des matériaux bitumineux, du liant à l'enrobé bitumineux. La Figure I-20 montre la représentation rhéologique du modèle 2S2P1D.

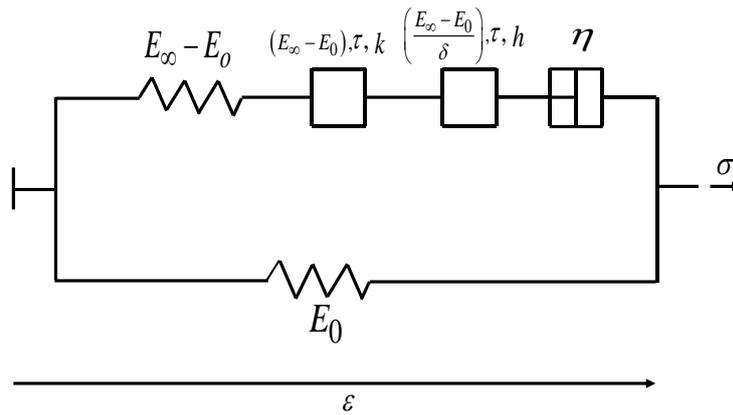


Figure I-20 : Modèle 2S2P1D

Le module complexe du système s'exprime en fonction des paramètres du modèle sous la forme suivante :

$$E_{2S2P1D}^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(j\omega\tau(T))^{-k} + (j\omega\tau(T))^{-h} + (j\omega\beta\tau(T))^{-1}} \quad \text{I-29}$$

En complément du modèle de Huet-Sayegh, β est une constante sans dimension définie en fonction de la viscosité newtonienne η de l'amortisseur linéaire par : $\eta = (E_\infty - E_0)\tau\beta$.

Les modèles rhéologiques de Huet-Sayegh (HS) et 2S2P1D peuvent traduire correctement le comportement viscoélastique linéaire des matériaux bitumineux tout en utilisant moins de paramètres que les modèles classiques de Maxwell et Kelvin-Voigt. Cependant, ces modèles n'ont pas d'expressions analytiques des fonctions de fluage J et/ou de relaxation R ce qui ne permet pas de travailler dans un cadre thermodynamique pour déterminer les différentes partitions énergétiques lors d'un chargement cyclique. On utilisera plus loin les modèles de Maxwell et Kelvin-Voigt car ils permettent de quantifier l'état énergétique dans le matériau en termes d'énergie dissipée et d'énergie restituée.

I.2. Fatigue mécanique des enrobés bitumineux

La méthode de dimensionnement des structures de chaussées routières en France est basée principalement sur des résultats des essais d'évaluation de la résistance en fatigue comme paramètres d'entrées dans le code de calcul élastique (ALIZE-LCPC) (Balay et al., 2009) ou le code viscoélastique (Viscoroute) (Chabot et al., 2010). Selon l'échelle, deux types d'essais de fatigue existent : des essais in-situ en vraie grandeur (Blanc et al., 2019; Nguyen et al., 2020) et des essais en laboratoire sous différents types de chargements (Babadopulos et al., 2018; Benaboud et al., 2021; Di Benedetto et al., 2013; Riahi et al., 2017). Les essais de fatigue à grande échelle ne font pas l'objet de cette étude.

Au cours de la durée de vie de la structure routière, les matériaux bitumineux sont sujets à plusieurs types de sollicitation :

- Mécanique par l'effet de passage cyclique des poids lourds (PL),
- Thermique due à l'effet de climat (Liu et al., 2021; Mackiewicz, 2014)
- Et chimique (Backus et al., 2013; Starck and Löfgren, 2007).

Les essais de fatigue en laboratoire consistent à reproduire les effets d'un chargement mécanique cyclique sur des éprouvettes de matériaux prélevées in-situ ou fabriquées en

laboratoire afin d'estimer leurs résistances à la fatigue. Divers types d'essai ont été pratiqués pour évaluer la résistance en fatigue des mélanges bitumineux. Nous présentons dans la suite les différents essais de simulation de comportement mécanique des enrobés bitumineux sous chargement cyclique.

I.2.1. Essais en laboratoire caractérisant la fatigue des enrobés bitumineux

Cette section présente une synthèse des essais de fatigue les plus utilisés pour la détermination de la durée de vie des chaussées. Les essais conventionnels consistent à appliquer une sollicitation cyclique avec une amplitude et fréquence constantes pour une température donnée. A ce jour, l'influence de la nature de sollicitation et de la géométrie des éprouvettes testées sur les résultats des essais de fatigue présente un verrou scientifique.

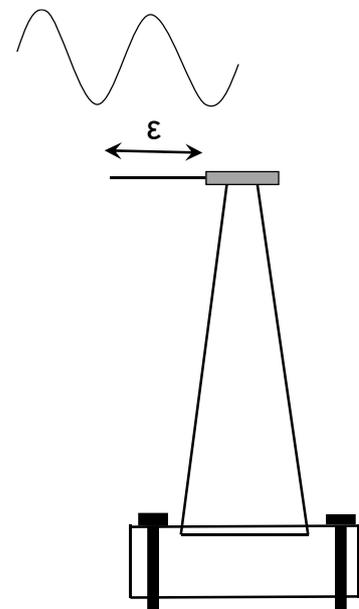
I.2.1.1. Flexion 2-points

L'essai de flexion 2-points sur éprouvettes trapézoïdales est l'un des essais normatifs de caractérisation de la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux. Il est de loin l'essai le plus utilisé en France pour le dimensionnement des structures de chaussées (SETRA-LCPC, 1994). Cet essai consiste à appliquer une sollicitation sinusoïdale à amplitude de déplacement constante au sommet d'une éprouvette de géométrie trapézoïdale encastree à sa grande base. Il s'agit d'un essai non-homogène. Les dimensions de l'éprouvette sont données par la norme (NF EN 12697-24, 2018) en fonction du diamètre maximal des granulats.

Sur ce type d'essai, la rupture s'effectue généralement dans la zone la plus sollicitée située au voisinage d'une hauteur de $h/5$ de la grande base de trapèze, selon les calculs classiques de la résistance des matériaux. Expérimentalement, une grande disparité existe sur la valeur de cette hauteur. Bodin (2002) et De La Roche (1996) montrent que la rupture se produit dans la zone comprise entre $h/2$ et $h/10$ compte tenue de l'hétérogénéité du matériau (Maggiore et al., 2012; Maggiore and Airey, 2013).



(a)



(b)

Figure I-21 : (a) Machine de fatigue du laboratoire d'Eiffage à Ciry-Salsogne (b) Principe de l'essai

I.2.1.2. Flexion 4-points

C'est un essai de fatigue normalisé en Europe (NF EN 12697-24, 2018) et largement utilisé aux Etats Unis dans les travaux du SHRP (Strategic Highway Research Program) (Kocak and Kutay, 2020) et en Chine (Cheng et al., 2021a; Zou et al., 2020) pour caractériser le comportement en fatigue des mélanges bitumineux. Une éprouvette prismatique est soumise à une flexion périodique en chargeant les deux points intérieurs (brides intérieures) dans la direction verticale, perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre. Les appuis se situent au niveau des brides extérieures de la poutre comme montré sur la figure ci-dessous.

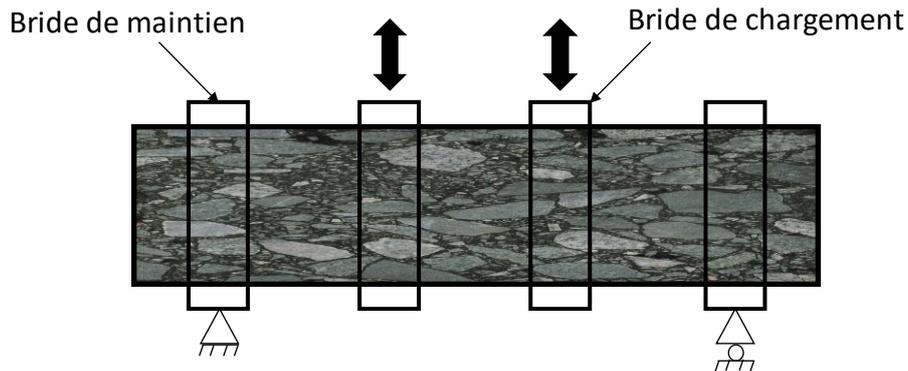


Figure I-22 : Principe de l'essai de flexion 4-points (NF EN 12697-24, 2018)

Cet essai reproduit une rupture de chaussée en fatigue sous chargement de trafic. Les charges répétées provoquent une tension dans la zone inférieure de l'éprouvette, la fissuration s'initiera et se propagera ensuite vers la zone supérieure jusqu'à la rupture. La ruine de l'éprouvette se produit dans la zone de moment de flexion uniforme entre les deux brides internes (Maggiore et al., 2012).

I.2.1.3. Essai de fatigue en traction indirecte

La géométrie de l'éprouvette pour cet essai provient de l'essai par fendage Brésilien, il est aussi appelé essai de fatigue Brésilien. L'éprouvette cylindrique placée horizontalement est soumise à des charges de compression répétées avec un signal sinusoïdal dans le plan diamétral vertical. Dans cette configuration, la rupture se produit sous l'effet des tractions horizontales dans l'axe vertical (ASTM D4123-82, 1995; Barman et al., 2018; Cheng et al., 2021a; Ling et al., 2021).

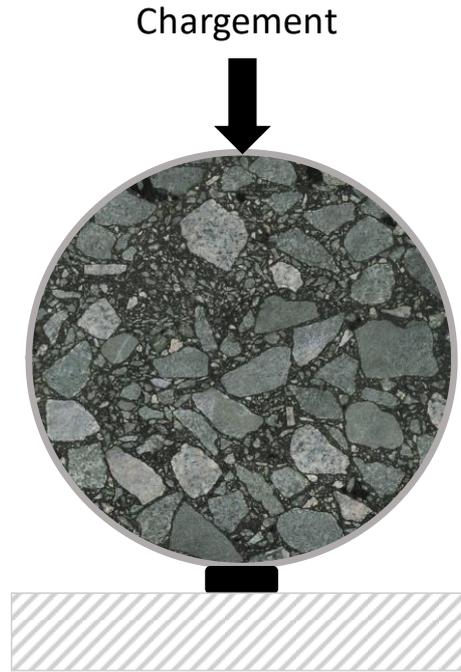


Figure I-23 : Principe de l'essai de traction indirecte

I.2.1.4. Essai de fatigue en traction-compression

Cet essai est réalisé sur des éprouvettes de forme cylindrique. L'éprouvette est soumise à des sollicitations axiales de type traction-compression alternée. L'essai est homogène dans la partie centrale de l'éprouvette (Di Benedetto et al., 2001). Il peut être réalisé en déformation ou en contrainte contrôlée. En fonction de la sollicitation appliquée, l'essai peut se réaliser sous chargements de fatigue uni-axiaux en traction directe (Soltani et al., 2006; Zeiada et al., 2016, 2014) ou en traction-compression (Mounier et al., 2016; Ramirez Cardona et al., 2015).

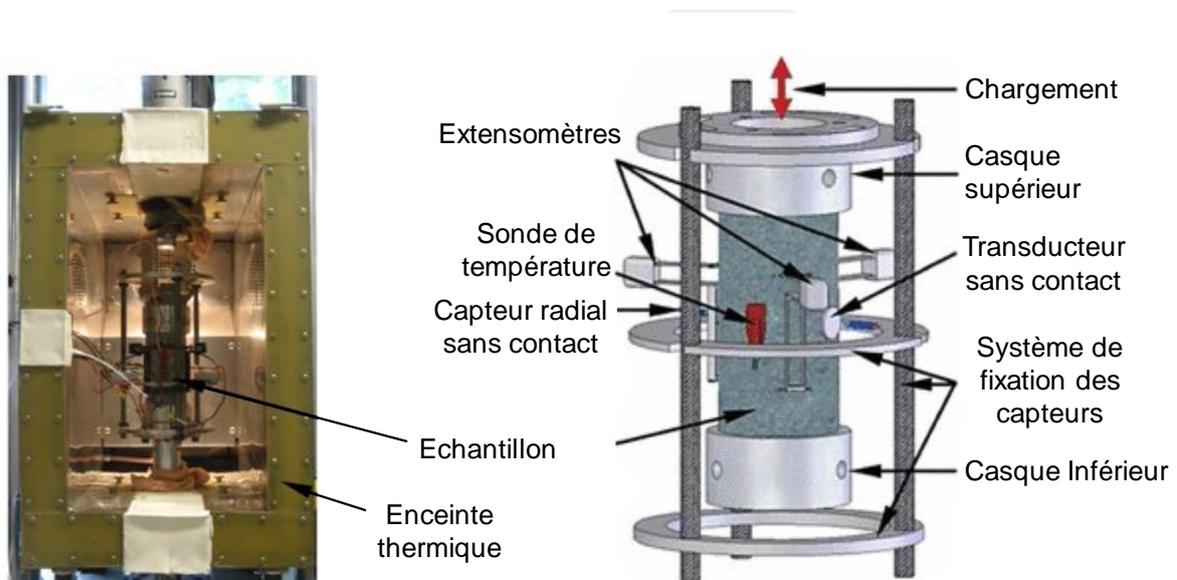
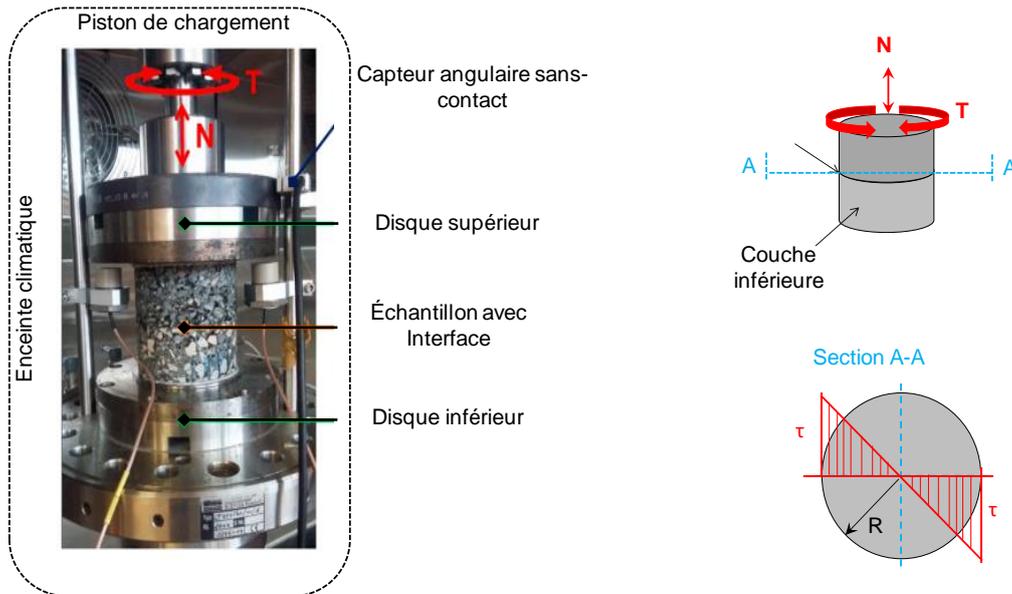


Figure I-24 : Dispositif expérimental de l'essai en traction compression (Mounier et al., 2016)

I.2.1.5. Essai de fatigue en torsion

Cet essai est conçu pour étudier le comportement mécanique à long terme du collage entre deux couches d'enrobés bitumineux. Il vise à évaluer la résistance en fatigue au cisaillement par torsion d'une interface de chaussée. Le principe de cet essai consiste à appliquer un couple de torsion sinusoïdal d'amplitude constante sur une éprouvette cylindrique (Figure I-25). La réponse est un angle de rotation de torsion sinusoïdal avec un déphasage (Donovan et al., 2000; Ragni et al., 2020b, 2020a). Cette configuration conduit à une distribution non homogène de la contrainte de cisaillement, avec le maximum sur la circonférence externe de l'éprouvette (Canestrari et al., 2013).



I.2.1.6. Essai de fatigue en double cisaillement

L'essai s'applique sur une éprouvette composée de trois couches, deux à deux collées ou non par une couche d'accrochage. Les efforts se transmettent sous forme de contraintes de cisaillement au niveau des interfaces (Diakhaté et al., 2012). Les interfaces sont supposées sollicitées en cisaillement pur et il s'agit d'un essai à répartition de contrainte homogène aux interfaces.

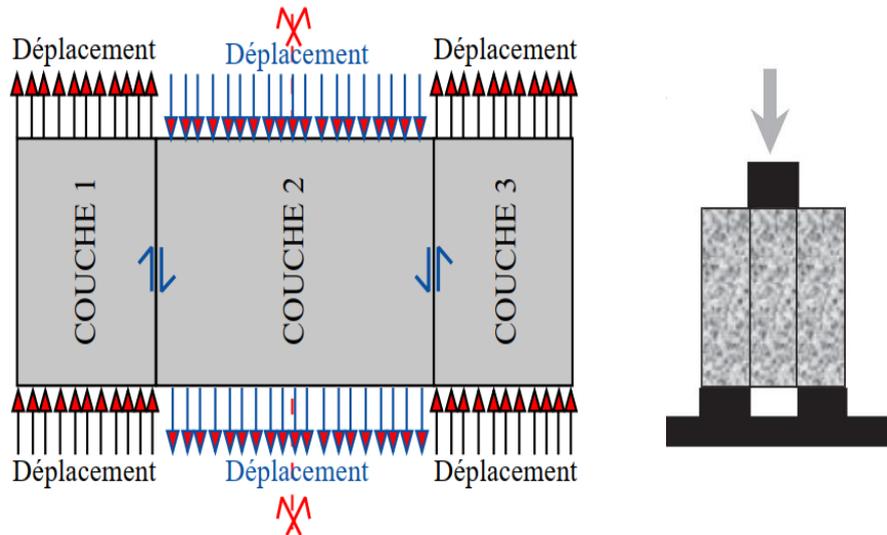


Figure I-26 : Principe de l'essai de fatigue en double cisaillement

I.2.2. Résultats de l'essai de fatigue

L'objectif principal des essais de fatigue comme cité précédemment est d'évaluer la durée de vie en fatigue et de caractériser le mécanisme d'endommagement par fatigue sous une sollicitation mécanique cyclique. Il existe deux modes de pilotage du signal de sollicitation : « à déplacement imposé » ou « à force imposée ». Récemment des chercheurs ont développé un mode de pilotage qui s'appelle « essai de fatigue à énergie dissipée contrôlée » avec une sollicitation en flexion 4-points et les résultats de ce nouveau protocole expérimental s'accordent bien avec des modèles théoriques simplifiés (Liu et al., 2017). Le résultat principal de l'essai est la courbe qui traduit l'évolution de la réponse du matériau : force (pour un essai à déplacement imposé) où déplacement (pour un chargement à force imposée). Les courbes de fatigue en force ou en déplacement présentent trois phases d'évolution caractérisant le mécanisme de la fatigue (Figure I-27). En outre, il est aussi possible de montrer la réponse du matériau sous forme d'évolution de module correspondant au rapport entre l'amplitude de la contrainte et l'amplitude de la déformation (Di Benedetto et al., 2013; Riahi et al., 2017) pour des essais homogènes (Mounier et al., 2016) ou non homogènes (Maggiore and Airey, 2013) en utilisant des facteurs de corrections géométriques (NF EN 12697-24, 2018).

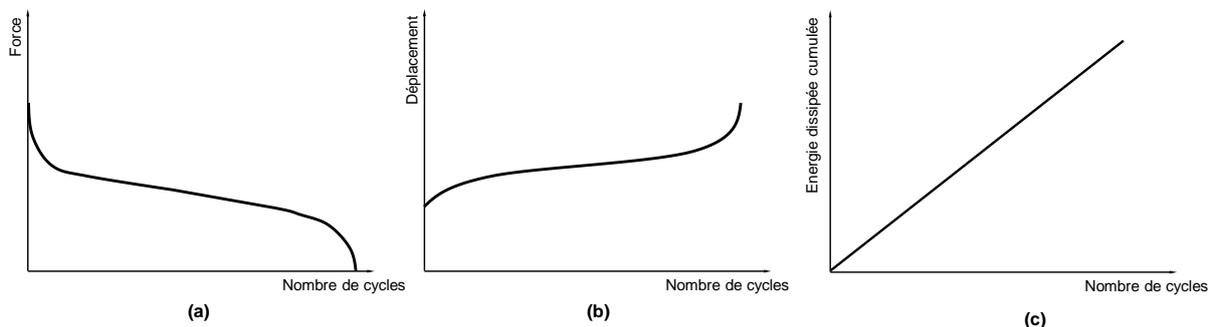


Figure I-27 : Courbes typiques de fatigue pour un essai (a) à déplacement imposé (b) à force imposée (c) à énergie dissipée contrôlée

L'évolution du module pendant l'essai suit trois phases (Baaj, 2002; Benaboud et al., 2021; Di Benedetto et al., 2013; Diakhaté et al., 2012; Moreno-Navarro and Rubio-Gámez, 2016; Mounier et al., 2016; Riahi et al., 2017) :

- Phase I : correspond à une décroissance rapide du module de l'éprouvette associé à des phénomènes réversibles. Ils sont expliqués dans la littérature par l'échauffement qui est dû à la dissipation visqueuse (Botella et al., 2017; De La Roche, 1996; Di Benedetto et al., 2013; Riahi et al., 2017) et des phénomènes locaux de thixotropie (Coulon et al., 2021; Pérez-Jiménez et al., 2012; Shan et al., 2011).
- Phase II : traduit une diminution quasi linéaire du module expliquée dans la littérature par une initiation et propagation de microfissures dans l'éprouvette (Baaj, 2002; Benaboud et al., 2021; Castro and Sánchez, 2006).
- Phase III : correspondant à une décroissance accélérée du module liée à une concentration des contraintes au voisinage des zones endommagées et développement des macro-fissures qui conduisent à la ruine de l'éprouvette.

I.2.3. Méthodes d'analyse des essais de fatigue-Critères de rupture

Pour les deux modes de chargement, les caractéristiques de l'éprouvette testée (module, angle de phase, l'énergie dissipée, viscosité, température...) évoluent en fonction du nombre de cycles de sollicitation. Dans la littérature, plusieurs critères sont proposés afin d'évaluer la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux (noté N_f) qui peut varier en fonction de l'approche utilisée (Ramirez Cardona, 2016). Nous exposons dans la suite ces différents critères.

I.2.3.1. Critères classiques basés sur la diminution partielle de module

Par définition, ces critères considèrent que la « rupture » de l'éprouvette est atteinte lorsque son module initial diminue à une valeur arbitraire donnée. Le $N_{f50\%}$ est le critère le plus répandu en Europe, prescrit par la norme (NF EN 12697-24, 2018). Ils consistent simplement à déterminer le nombre de cycle pour lequel la rigidité de l'éprouvette chute de 50% de sa valeur initiale (calculée entre les 100 et 500 premiers cycles de sollicitation).

D'autres critères basés sur la chute de module sont proposés dans la littérature et qui sont les plus utilisés aux Etats Unis. On cite le critère de $N_{f30\%}$ (Moreno-Navarro and Rubio-Gámez, 2016) (Figure I-28).

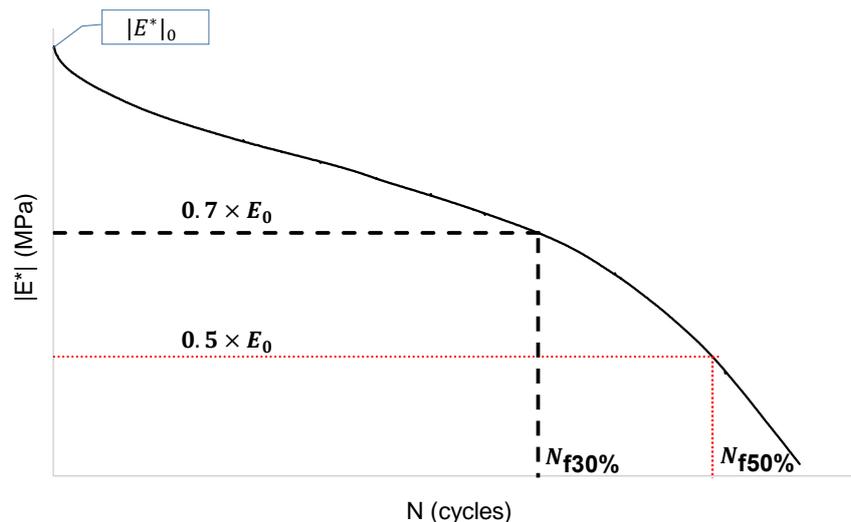


Figure I-28 : Critères classiques de détermination de la durée de vie en fatigue ($N_{f30\%}$ et $N_{f50\%}$)

Xiang et al., (2020) ont réalisé des essais de fatigue en flexion 4-points avec des temps de repos afin de caractériser l'apport du phénomène de l'autoréparation sur la durée de vie en fatigue. Ils ont montré que l'endommagement irréversible a eu lieu pour une chute de module de 20% de sa valeur initiale et ils recommandent de prévoir un entretien de la chaussée à ce niveau de perte.

Cependant, ces critères phénoménologiques présentent certaines limites (Shen et al., 2006) :

- Tous les phénomènes dissipatifs ne sont pas dissociés et la perte de rigidité est liée à ces phénomènes dont le modèle ne permet pas de dissocier les sources (endommagement, viscosité, auto-échauffement et thixotropie...);
- La loi de fatigue résultante dépend du type de matériau, du mode de chargement (contrainte ou déformation contrôlée) et des conditions de chargement.
- Bien que le critère $N_{f50\%}$ soit largement utilisé par les mécaniciens de chaussée pour prédire la durée de vie en fatigue, cependant, ce critère est arbitraire. Il n'est pas basé sur un principe vérifié (Khiavi and Ameri, 2013; Omrani et al., 2017; Perraton et al., 2015) et ne prend pas en considération les effets biaisant (auto-échauffement, non-linéarité et thixotropie) (Di Benedetto et al., 1996; Kim et al., 1997; Mangiafico et al., 2015; Tapsoba et al., 2013).

I.2.3.2. Critère basé sur l'évolution de l'angle de phase

Ce critère développé par (Kim et al., 2003) consiste à identifier le nombre de cycle correspondant à la valeur maximal de l'angle de phase (φ) au cours de l'essai de fatigue. Il est noté par « SIP : Second Inflexion Point » et est considéré comme représentatif d'un changement de comportement mécanique du matériau, dû à l'accumulation des microfissures. Ce critère s'accorde bien avec le point de transition entre la phase II et III de la fatigue (Mangiafico, 2014).

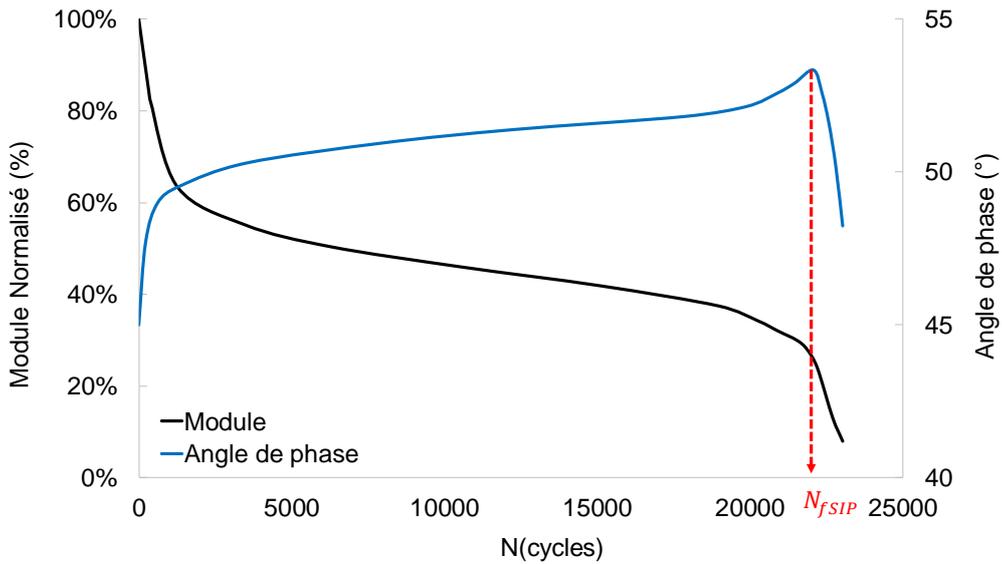


Figure I-29 : Exemple de détermination de la durée de vie avec le SIP (Mangiafico, 2014)

I.2.3.3. Critères basés sur l'homogénéité de l'éprouvette (approche locale)

Les approches décrites jusqu'ici sont basées sur la réponse globale de l'éprouvette sous chargements cycliques. Il est aussi possible d'estimer la résistance à la fatigue correspondant au point de transition entre la phase II et de la phase III en considérant la rupture locale de l'échantillon qui se traduit par une perte d'homogénéité des champs de contraintes et de déformations (Baaj, 2002). L'hypothèse est que, lors de la transition entre les phases II et III, une fissure commence à se propager, perturbant ainsi l'homogénéité du champ de déformation de l'éprouvette (Mangiafico, 2014; Tapsoba et al., 2013). Cette approche a été développée pour l'essai de fatigue en traction-compression sur des éprouvettes cylindriques instrumentées au moins avec trois extensomètres. La durée de vie (noté $N_{f\Delta\varepsilon}$) correspond au nombre de cycles pour lequel la différence entre la déformation mesurée avec l'extensomètre (i) et la déformation moyenne dépasse 25% ($\Delta\varepsilon_i = |\varepsilon_i - \varepsilon_{moyenne}| \geq 25\%$) (Figure I-30).

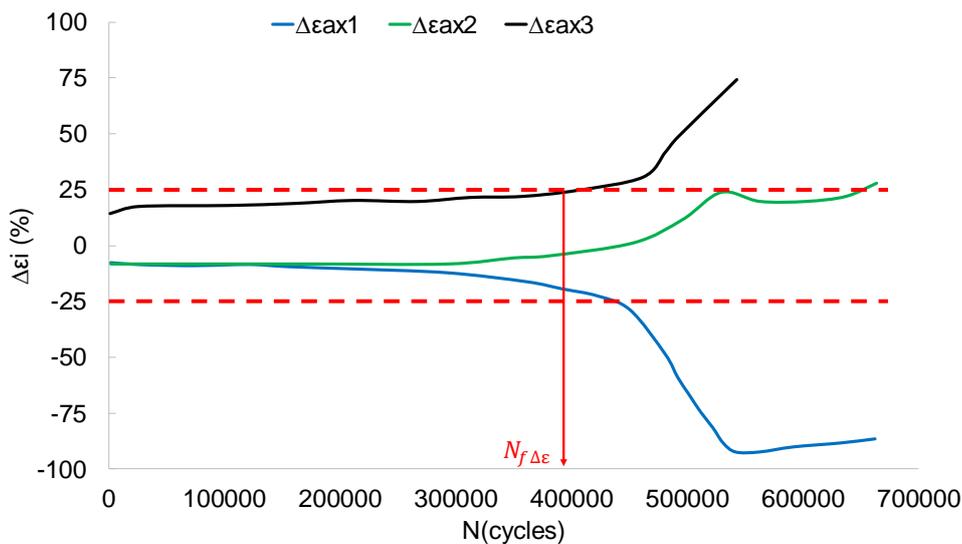


Figure I-30 : Exemple de détermination de la durée de vie avec le critère local de déformation

Cette approche est également appliquée sur le signal de l'angle de phase. Lorsque la différence relative $\Delta\varphi_i$ entre le signal de l'angle de phase de chaque extensomètre et la valeur moyenne du signal dépasse 5° ($\Delta\varphi_i = |\varphi_i - \varphi_{moyenne}| \geq 5\%$), la rupture de l'éprouvette est supposée atteinte (Figure I-31).

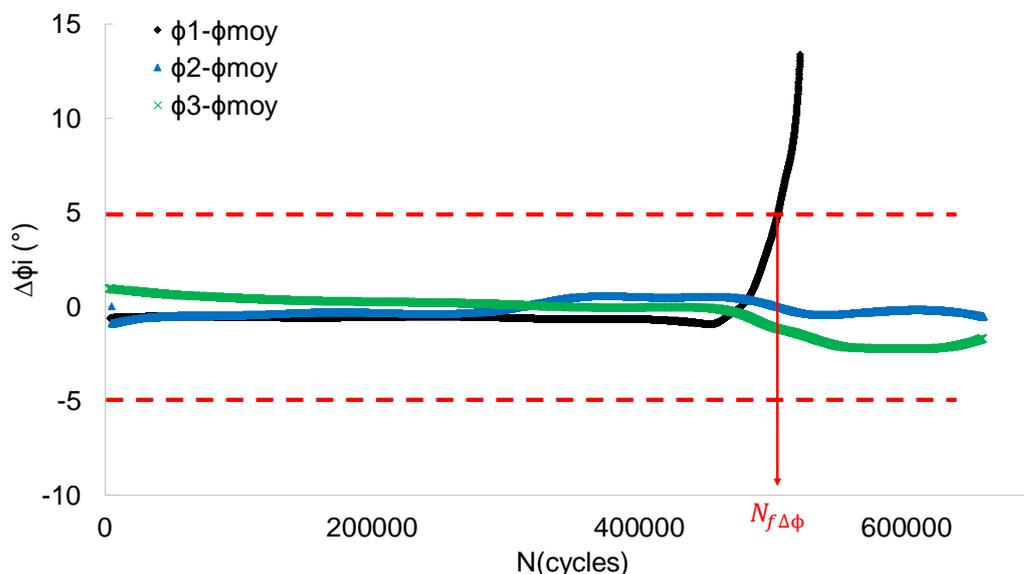


Figure I-31 : Variation de l'angle de phase et indication de critère d'estimation de la durée de vie $N_{f\Delta\phi}$

I.2.3.4. Critères basés sur les approches énergétiques

Plusieurs critères sont proposés dans la littérature basés sur l'évolution de l'énergie dissipée le long de l'essai. Ils consistent à identifier des points singuliers représentatifs de la rupture de l'éprouvette. Néanmoins, ces critères dépendent fortement du mode de pilotage de l'essai. Ci-après nous présentons les méthodes énergétiques pour l'évaluation de la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux.

- DER « Dissipated Energy Ratio »

En français, le rapport de l'énergie dissipée, développé par Pronk et Hopman (1991), est défini par l'équation ci-dessous :

$$DER = \frac{\sum_{i=1}^N W_i}{W_N} \quad \text{I-30}$$

Où N est le nombre de cycle de chargement, W_N est la dissipation au cycle N et W_i est l'énergie dissipée au $i^{ème}$ cycle calculée par :

$$W_i = \pi \cdot \varepsilon_i \cdot \sigma_i \cdot \sin(\varphi_i) \quad \text{I-31}$$

Avec σ_i est l'amplitude de contrainte, ε_i représente l'amplitude de déformation et φ_i est l'angle de phase. Cette énergie correspond à l'aire du cycle d'hystérésis.

Selon le mode de sollicitation, le DER présente deux tendances d'évolution différentes. Pour les essais pilotés en déformation, le DER augmente rapidement et suit une tendance linéaire représentant une 1^{ère} phase. À un nombre de cycles critique, une déviation de cette 1^{ère} phase est constatée avec une pente plus élevée représentant une phase de rupture. Le critère de

rupture est défini par l'intersection des deux droites tangentes des deux tendances d'évolution (Noté parfois CDER : Cumulatif Dissipated Energy Ratio) (Khiavi and Ameri, 2013; Maggiore et al., 2014; Tapsoba et al., 2013).

Pour un essai à contrainte imposée, le DER augmente jusqu'à atteindre un maximum puis il diminue. La rupture est supposée atteinte au nombre de cycles de chargement correspondant au maximum de DER (Baaj, 2002).

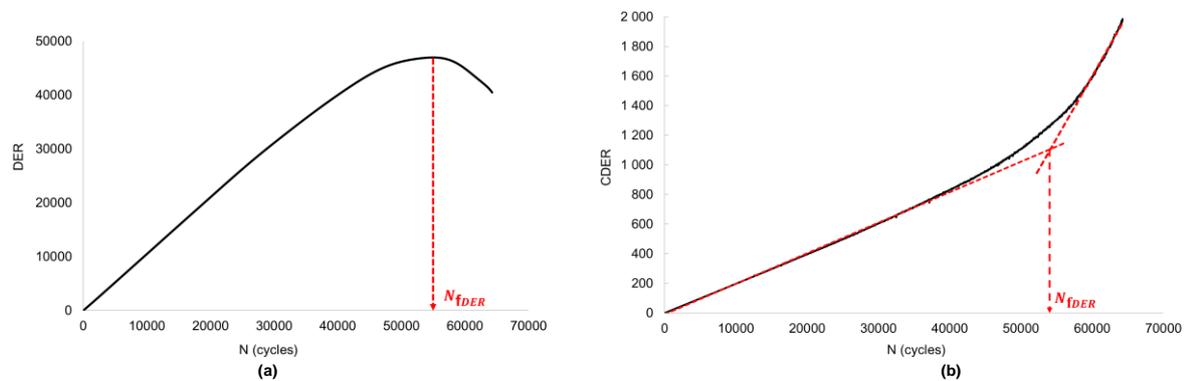


Figure I-32 : Détermination de la durée de vie en fatigue avec le DER (a) essai à σ -imposée (b) essai à ε -imposée

- RDEC « Ratio of Dissipated Energy Change »

Cette approche considère que l'énergie dissipée n'est pas responsable de l'endommagement. Cette approche a été affinée et il a été constaté que l'énergie dissipée et la durée de vie en fatigue sont corrélées. Elle est indépendante du niveau de chargement, du mode de chargement et du type de l'enrobé (Carpenter et al., 2003). Le taux de variation de l'énergie dissipée peut être un indicateur de propagation d'endommagement (Shen and Carpenter, 2006).

Le RDEC proposé par Ghuzlan et Carpenter (2020) représente le taux de variation de l'énergie dissipée entre deux cycles et il s'exprime par :

$$RDEC = \frac{W_{n+1} - W_n}{W_n} \quad \text{I-32}$$

W_{n+1} et W_n sont respectivement les énergies dissipées au $n+1$ et $n^{\text{ème}}$ cycles de chargement. L'évolution de RDEC en fonction du nombre de cycle montre trois phases avec une courbe en forme de « U » caractérisée par un large plateau horizontal. La durée de vie (noté N_{fPV}) est définie comme le nombre de cycle pour lequel les valeurs du RDEC augmentent rapidement pour s'éloigner du plateau. Il a été prouvé que ce critère est fortement corrélé avec le critère classique $N_{f50\%}$ et reflète la rupture réelle du matériau (Abojaradeh, 2003). La valeur constante de PV est un paramètre unique pour l'endommagement et la rupture induite par la fatigue, quelques soient les paramètres d'essai tels que le type de matériau, le mode de chargement, ...etc. Cette unicité s'applique aux enrobés bitumineux, aux liants bitumineux et aux mastics (Shen et al., 2006).

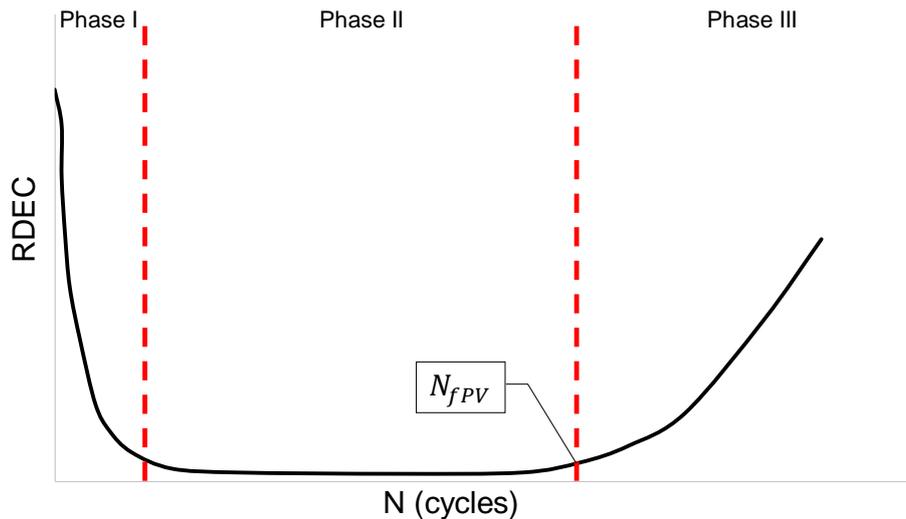


Figure I-33 : Exemple de détermination de la durée de vie avec le RDEC (Modarres and Alogar, 2017)

Ces critères de rupture sont de plus en plus remis en question et critiqués dans la littérature. En effet, l'énergie dissipée calculée ne distingue pas celle due à la viscoélasticité de celle due à la dissipation par endommagement (Bodin, 2002; Lesueur et al., 1995; Maggiore et al., 2014). C'est la raison pour laquelle l'utilisation de ces critères énergétiques ne semble pas pertinente (Lefeuvre, 2001; Shen et al., 2006).

La définition de la durée de vie est liée généralement à l'initiation, la propagation des macro-fissures jusqu'à la rupture (Kutay and Lanotte, 2018), ce qui demande d'utiliser des techniques ou des outils numériques plus sophistiquées capable de mesurer localement ces mécanismes tel que la corrélation d'image, la thermographie infrarouge, l'émission acoustique..., etc.

I.2.4. Dispersion des résultats des essais de fatigue

I.2.4.1. Influence des paramètres de formulation

L'enrobé bitumineux est un mélange de proportion de : granulats de différentes tailles qui assurent la rigidité du mélange, liant hydrocarboné qui est principalement responsable de la cohésion et des vides qui résulte du mélange. Cette composition très complexe nécessite souvent de trouver un compromis entre plusieurs paramètres qui peuvent impacter les performances de l'enrobé (Carswell et al., 1997; Copper and Pell, 1974).

- **Granulats**

Différentes conclusions sont tirées dans la littérature sur l'influence de la minéralogie des agrégats, de la texture de surface, de la forme et de leurs orientations sur la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux (Bessa et al., 2015; Lucas Júnior et al., 2020).

Dans une étude expérimentale, Buchanan (2000) n'a trouvé aucun effet de la forme des agrégats sur la résistance à la fatigue du mélange. Cependant, les mélanges avec des granulats de granit ont montré une meilleure résistance à la fatigue que ceux formulés avec des agrégats d'origine calcaire (H. M. Z. Hassan et al., 2021; Júnior et al., 2019). Lucas Júnior et al., (2020) ont prouvé que la résistance à la fatigue de l'enrobé en traction-compression est plus impactée par les propriétés d'adhérence granulats-liant que par la morphologie du squelette granulaire (Cui et al., 2014; Júnior et al., 2019; Zhou et al., 2021). En outre, Hasan

et al., (2019) ont montré l'effet de la distribution pondérale des granulats (courbe granulométrique) sur les résistances en fatigue du mélange (Carswell et al., 1997; Sousa et al., 1998). L'enrobé constitué de gros grain montre une bonne résistance à la fatigue sous la flexion 4-points.

- **Liant**

La teneur en liant est l'un des paramètres de formulation qui impacte d'une façon directe la résistance en fatigue des enrobés bitumineux. L'augmentation de la teneur en liant améliore les performances en fatigue jusqu'à une valeur asymptotique, au-delà de cette valeur la résistance diminue (Carswell et al., 1997). Des essais de fatigue en flexion 2-points en mode déformation contrôlée ont montré qu'effectivement l'existence d'une valeur limite à partir de laquelle le module décroît alors que la résistance continue à croître (Soliman, 1976). Aussi la résistance en fatigue du mélange est corrélée à la pénétrabilité du liant (Baaj et al., 2005).

Lorsque le rapport filler-bitume du mortier bitumineux change, son adhérence et sa viscoélasticité changent également, ainsi que ses performances mécaniques, telles que la durabilité à la fatigue. Des essais de fatigue en DSR réalisés sur des mortiers bitumineux formulés avec différents rapports de filler-liant, ont montré qu'un rapport de 1.2 montre une meilleure résistance à la fatigue du mélange (Qiu et al., 2013).

- **Vides**

Les vides dans la microstructure d'un enrobé bitumineux peuvent être considérés comme des points faibles ou des défauts du matériau. En présence d'eau et sous chargement cyclique, ces vides créent une pression interne considérée comme un chargement cyclique de pompage qui peut induire de l'endommagement (Lamothe et al., 2019b). La résistance à la fatigue est souvent meilleure pour des mélanges à faible pourcentage de vides (Boz and Solaimanian, 2014; Lesueur et al., 1995). La distribution des vides et la connectivité au sein du matériau sont également importantes (Hu et al., 2016; Salih et al., 2018). La distribution hétérogène des vides crée des champs de déformation et de contrainte hétérogènes qui peuvent conduire à une rupture par fatigue plus précoce du matériau.

Les vides peuvent alors avoir une influence significative sur les propriétés de la résistance à la fatigue des mélanges bitumineux encore plus que la teneur en liant dans certains cas (Harvey et al., 1995). Une étude numérique a montré l'importance d'optimiser le pourcentage de vides et leurs distributions dans le mélange afin d'améliorer sa durée de vie (Arambula, 2007; Ma et al., 2016).

1.2.4.2. Types et conditions d'essai

La géométrie de l'éprouvette et les conditions de chargement conditionnent la répartition interne des contraintes et des déformations et influencent la résistance à la fatigue du mélange (Di Benedetto et al., 2001; Li et al., 2012). Plusieurs études ont été menées sur un même matériau pour comparer les résultats obtenus de différents types d'essai de fatigue avec les deux modes d'asservissement (Cocurullo et al., 2008; Lamothe et al., 2019a; Lamothe and Boussabnia, 2020; Maggiore and Airey, 2013). Les résultats montrent que la résistance en fatigue sous sollicitation de flexion est généralement plus grande que celle des essais homogènes de traction-compression (Di Benedetto et al., 2004) (Figure I-34).

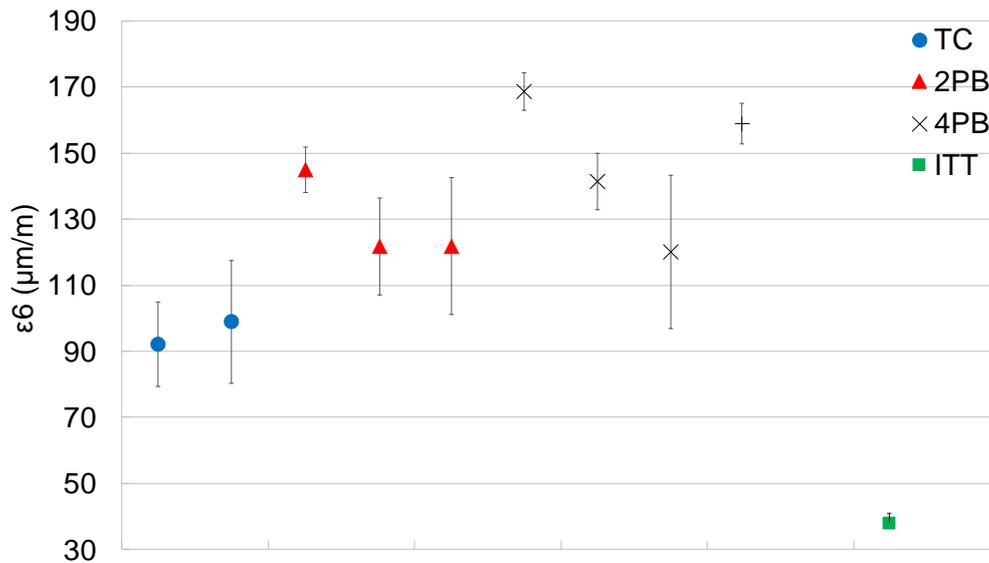


Figure I-34 : Amplitude de déformation nécessaire pour atteindre la rupture par fatigue après 1 000 000 de cycles (ϵ_6) pour différents essais : Traction-Compression (TC), flexion 2-points (2PB), flexion 4-points (4PB), Traction indirect (ITT) (Lamothe and Boussabnia, 2020)

La comparaison entre les durées de vie d'un enrobé obtenues par des essais effectués avec les deux modes d'asservissement (en force ou en déplacement) présente des résultats complètement différents (Baaj, 2002). Sous chargement de flexion 2-points, la durée de vie en mode déformation est 2.4 fois plus grande que celle en contrainte imposée (Tayebali et al., 1994). Pour cette raison, il est recommandé de réaliser des essais de fatigue en mode déformation pour éviter le fluage et le cumul des déformations permanentes qui peuvent se produire au cours de l'essai, ce qui conduit à une rupture rapide de l'éprouvette (Tapsoba et al., 2013). Dans l'étude expérimentale réalisée par (Tayebali et al., 1992), des éprouvettes trapézoïdales et des poutres ont été sollicitées en flexion pour les deux modes : déplacement imposé et force contrôlée. Les résultats ont montré que l'évolution de l'énergie dissipée par cycle (W_i) est différente pour les deux modes de chargement. Elle présente une variation croissante en fonction du nombre de cycle en mode de contrainte imposée ce qui crée un échauffement de l'échantillon et accélère la diminution de la rigidité (Baaj et al., 2005). Souvent pour ce type d'essai la résistance en fatigue est sous-estimée et les résultats obtenus sont très dispersés (Baaj, 2002). En revanche, l'énergie dissipée par cycle décroît pour un chargement à déformation imposée. Le Tableau I-2 synthétise les principales différences entre les deux modes de contrôle d'un essai de fatigue (Rondón-Quintana et al., 2021; Tangella et al., 1990).

Tableau I-2 : Comparaison des résultats de fatigue en mode contrainte/déformation imposée

Variable	Essai à contrainte imposée	Essai à déformation imposée
Évolution pendant l'essai	Augmentation du déplacement	Diminution de la force
Définition de la rupture	Ruine de l'éprouvette	$N_{f50\%}$
Dispersion des résultats	Plus dispersés	Moins de dispersion

Nombre de répliques	moins	plus
Influence de la rigidité	Une augmentation de $ E^* _0$ améliore la durée de vie en fatigue	Une augmentation de $ E^* _0$ entraîne une diminution de la durée de vie en fatigue
Durée de vie	Durée de vie plus courte	Durée de vie plus longue
Impact des paramètres de formulation	Plus sensible	Moins sensible
Augmentation de la fréquence d'essai	Améliore la durée de vie	Diminution de la durée de vie
Augmentation de la température d'essai	Améliore la durée de vie	Diminution de la durée de vie
Taux de propagation de la fissure	Rapide	lent
Degré d'autoréparation	Plus grand effet bénéfique	Moins d'effet bénéfique
Effet d'auto-échauffement	Plus	Refroidissement constaté

Comme l'essai de fatigue consiste à simuler la sollicitation du matériau dans les conditions de chargement qu'il subit dans la structure de chaussée, le signal cyclique de sollicitation est approché en laboratoire par un signal sinusoïdal centré à zéro pour annuler les déformations permanentes. En outre, certaines expériences montrent que la forme propre du signal périodique n'a pas beaucoup d'influence sur la durée de vie en fatigue (Raithby and Sterling, 1972). Récemment, une étude estime que l'incidence de la forme du signal périodique appliquée pendant l'essai de fatigue sur la résistance en fatigue est considérable, et il est recommandé d'adapter sa forme à celle qui reproduit un passage de poids lourd (Cheng et al., 2021b).

I.2.4.3. Influence du temps de repos

Les chaussées bitumineuses sont capables de s'autoréparer pendant le chargement et les temps de repos. Ce phénomène connu dans la littérature par « l'autoréparation » ou « l'auto-cicatrisation » a été mis en évidence pour la première fois par Bazin et Saunier (1967) et a attiré l'intérêt de la recherche en génie civil en vue de son grand impact sur la durée de vie en fatigue des chaussées souples (Kim et al., 2003; Mangiafico et al., 2015; Sun et al., 2019; Xiang et al., 2020). Ce phénomène est expliqué par la capacité du matériau à récupérer ses performances mécaniques après un certain temps sans chargement par une restructuration interne de ses composants (Kim et al., 2003; Seo and Kim, 2008).

Dans l'étude menée par Xiang et al., (2020), des poutres consoles ont été sollicitées en chargement cyclique de flexion 4-points en mode déformation imposée pour des températures comprises entre 30 et 70°C et en introduisant des périodes de repos de 3h, 6h, 12h, 24h et 48h pour évaluer l'effet de la température sur la capacité du matériau à s'autoréparer. Ils ont conclu que la capacité de l'enrobé à s'autoréparer est proportionnelle à son temps de repos et inversement proportionnelle au degré d'endommagement initiale et l'amplitude de chargement. L'introduction du temps de repos peut améliorer la résistance à la fatigue de

l'enrobé de 5 à 9 fois pour des essais à déformation imposée (Figure I-35) (Castro and Sánchez, 2006).

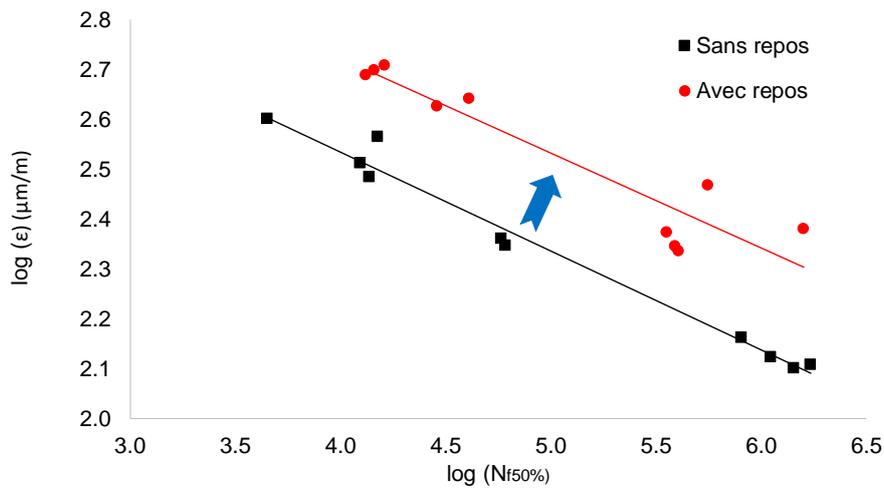
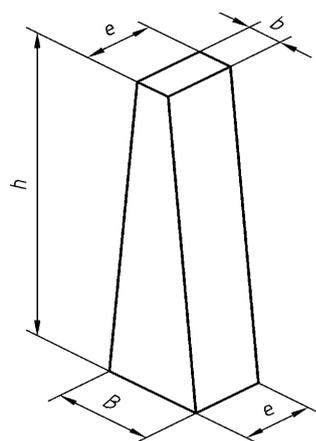


Figure I-35 : Courbes de fatigue : avec et sans temps de repos (Castro and Sánchez, 2006)

Les auteurs ayant travaillé sur le phénomène d'autoréparation se rejoignent sur un point commun : Les périodes de repos jouent un rôle bénéfique sur la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux.

I.2.4.4. Effet d'échelle

Des études ont été menées par Bodin et al., (2011) analysant les effets d'échelles sur la résistance à la fatigue en flexion 2-points (Bodin et al., 2011). Des éprouvettes de 3 tailles différentes avec des facteurs d'échelle de 0.5, 1 et 2 par rapport à la géométrie normalisée (NF EN 12697-24, 2018) ont été testées dans les mêmes conditions. Les dimensions des éprouvettes avec les différents facteurs d'échelles sont présentés dans la Figure I-36.



(a)

Dimensions [mm]				
Facteur d'échelle	h	B	b	e
0.5	125	28	12.5	25
1	250	56	25	25
2	500	112	50	25

(b)

Figure I-36 : (a) Géométrie de l'éprouvette trapézoïdale (b) Dimensions des échantillons testés

Les résultats obtenus sont présentés dans la Figure I-37. Ils montrent que la pente de la droite de fatigue ne dépend pas des facteurs d'échelle. En revanche, les durées de vie diminuent avec l'augmentation de la taille de l'éprouvette.

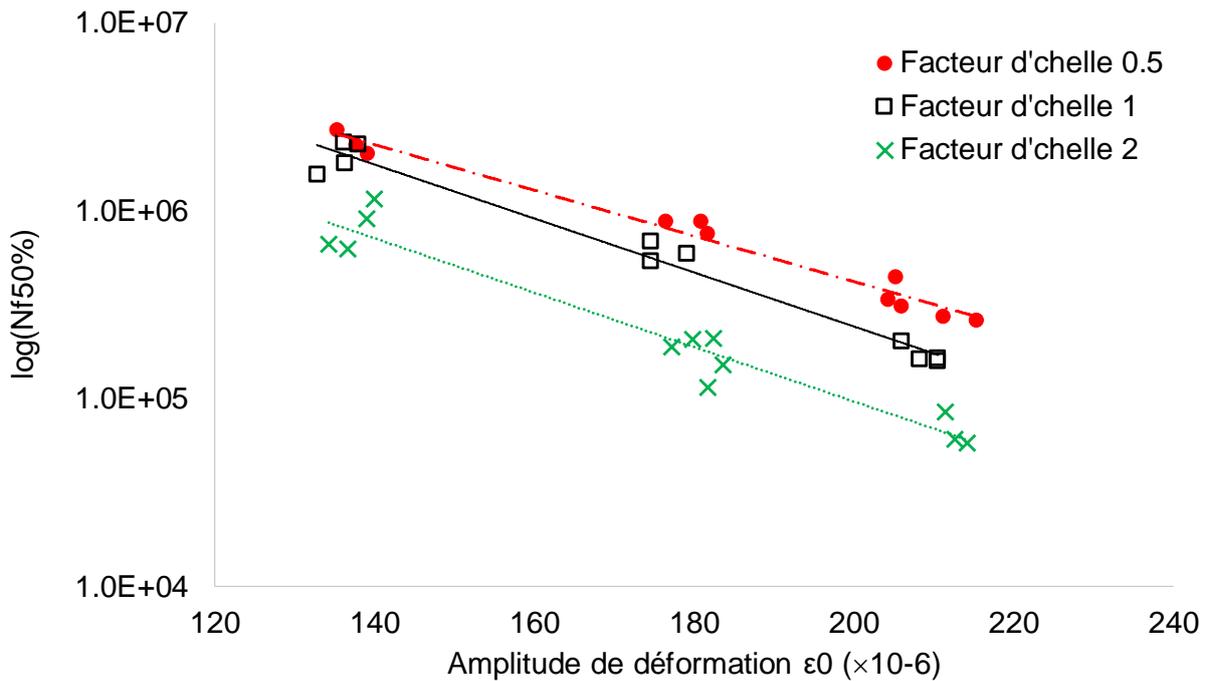


Figure I-37 : Courbes de fatigue avec différentes tailles d'éprouvette (Bodin et al., 2011)

En revanche, la résistance à la fatigue et la pente de la droite de fatigue ne sont pas affectées par la taille de l'échantillon pour les essais homogène grâce à une répartition homogène des champs de contrainte et de déformation dans l'échantillon (Li et al., 2012).

I.2.4.5. Effet de la mise en œuvre

L'enrobé à froid est un enrobé bitumineux produit à des températures plus basses (de 20°C à 40°C) que l'enrobé à chaud conventionnel. En raison de sa faible consommation d'énergie, la technologie des enrobés à froid contribue de manière significative à la préservation des ressources en combustibles fossiles et à la maîtrise des émissions de gaz à effet de serre tels que le dioxyde de carbone. Par contre, la durabilité et la résistance en fatigue de ces matériaux sont jusqu'à aujourd'hui remises en question par plusieurs travaux scientifiques (Fakhri et al., 2013; Ghabchi et al., 2015; Modarres and Aloor, 2017; Sol-Sánchez et al., 2018).

Sur la base d'une étude expérimentale en laboratoire, la réduction de la température du compactage de 150° C à 110°C entraîne une réduction de 22% de la durée de vie en fatigue. Ce comportement a été observé pour des éprouvettes fabriquées en laboratoire. Or, pour les échantillons extraits in-situ, la réduction obtenue reste inférieure à 10% (Diefenderfer and Hearon, 2008).

I.2.5. Modélisation de la fatigue des enrobés bitumineux

Il existe plusieurs travaux dans la littérature qui s'attachent à prédire la résistance en fatigue des enrobés bitumineux à partir des modèles numériques, tout en reproduisant les principaux phénomènes qui conduisent à la dégradation du matériau. Ces modèles peuvent être classés en deux grandes catégories :

- Modèles basés sur la mécanique continue de l'endommagement,
- Modèles utilisant la mécanique linéaire de la rupture (MLR).

Dans cette section, nous citerons les modèles les plus utilisés pour simuler la fatigue des matériaux bitumineux de manière non exhaustive.

I.2.5.1. Approche basée sur la mécanique continue de l'endommagement

En 1958, la théorie de la mécanique continue de l'endommagement a été proposée par Kachanov (1958). Il convient de noter que dans cet article original, Kachanov n'a pas précisé la signification physique de l'endommagement (plus précisément, son complément « $1-D$ » qu'il a appelé le coefficient d'intégrité ou de continuité structurelle) (Krajcinovic, 1989). Cela a été complété plus tard par Rabotnov (1970). Il a proposé que la réduction de la section transversale intacte disponible pour le transfert de charges est une mesure physiquement significative, ce qui a conduit à l'introduction du concept de contrainte effective notée $\tilde{\sigma}$ (Lemaitre et al., 2020). Dans les années 60, cette approche a été étendue aux matériaux viscoélastiques linéaires et non linéaires par Schapery (1994). Dans ce qui suit, nous présenterons les modèles qui utilisent ces deux concepts et qui s'appliquent aux enrobés bitumineux.

I.2.5.1.1. Modèles basés sur l'approche de Kachanov

Ces modèles sont fondés sur le concept de la contrainte effective. La mécanique de l'endommagement introduit la notion de contrainte effective $\tilde{\sigma}$ qui représente la contrainte mécanique réellement transmise par le matériau sain non endommagé. Cependant, cette contrainte n'est pas une variable observable. En effet, sur la base d'essais expérimentaux, la contrainte calculée est une contrainte globale σ répartie sur une section endommagée. Néanmoins, en prenant en compte la variable d'endommagement scalaire isotrope D , le lien entre la contrainte effective et la contrainte globale s'exprime par la relation suivante :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D} \quad \text{I-33}$$

La loi de comportement à l'échelle du matériau devient alors :

$$\sigma = (1-D)E\varepsilon \quad \text{I-34}$$

L'état d'évolution de la microstructure du matériau est caractérisé par la variable de champ scalaire continu noté D associé à une direction donnée de l'espace. Ainsi définie, la variable d'endommagement prend la valeur 0 pour un matériau sain et 1 lorsque le matériau ne peut plus transmettre d'efforts.

Parmi les nombreux modèles présents dans la littérature appliqués aux matériaux bitumineux et qui se basent sur le concept de la contrainte effective, on peut citer les travaux de Bodin (Bodin, 2002; Bodin et al., 2004). Il a proposé un modèle d'endommagement isotrope non local inspiré de la loi de Paas (Paas, 1990) et associé seulement aux mécanismes d'ouverture de fissures (Lefeuvre, 2001). Le modèle permet de simuler les trois phases du processus de fatigue pour les essais en flexion. Pour ce faire, deux types de loi d'évolution sont proposées. Une première décrivant une évolution d'endommagement dite à deux régimes par analogie avec les deux premières phases de fatigue. La seconde comprenant les trois régimes d'évolution d'endommagement et permettant en plus de traduire la cinétique d'évolution d'endommagement pendant la troisième phase. Elles sont données respectivement par les formules ci-dessous :

$$\text{Phase I et II :} \quad \dot{D} = CD^\alpha \tilde{\varepsilon}^\beta \left\langle \dot{\tilde{\varepsilon}} \right\rangle \quad \text{I-35}$$

$$\text{Phase I, II et III : } \dot{D} = \frac{\alpha_{II}}{\alpha_{III}\alpha_I} \left(\frac{D}{\alpha_{II}}\right)^{1-\alpha_I} \exp\left(\frac{D}{\alpha_{II}}\right)^{\alpha_I} \tilde{\varepsilon}^\beta \langle \dot{\tilde{\varepsilon}} \rangle \quad \text{I-36}$$

$\alpha_I, \alpha_{II}, \alpha_{III}$ et β sont des paramètres du matériau.

L'évolution de l'endommagement est pilotée par une déformation équivalente de Mazars ε qui résulte des contraintes principales $\langle \sigma_i \rangle$ positives correspondant à un état de traction (Mazars and Pijaudier- Cabot, 1989) définie par :

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\left(\sum_{i=1}^3 \left(\frac{\langle \sigma_i \rangle}{E(1-D)} \right)^2 \right)} \quad \text{I-37}$$

La Figure I-38 présente les résultats de simulations numériques du modèle superposés aux données expérimentales issues des essais de fatigue en flexion 2-points sur éprouvette trapézoïdale pour un niveau de déformation de 180 $\mu\text{m/m}$.

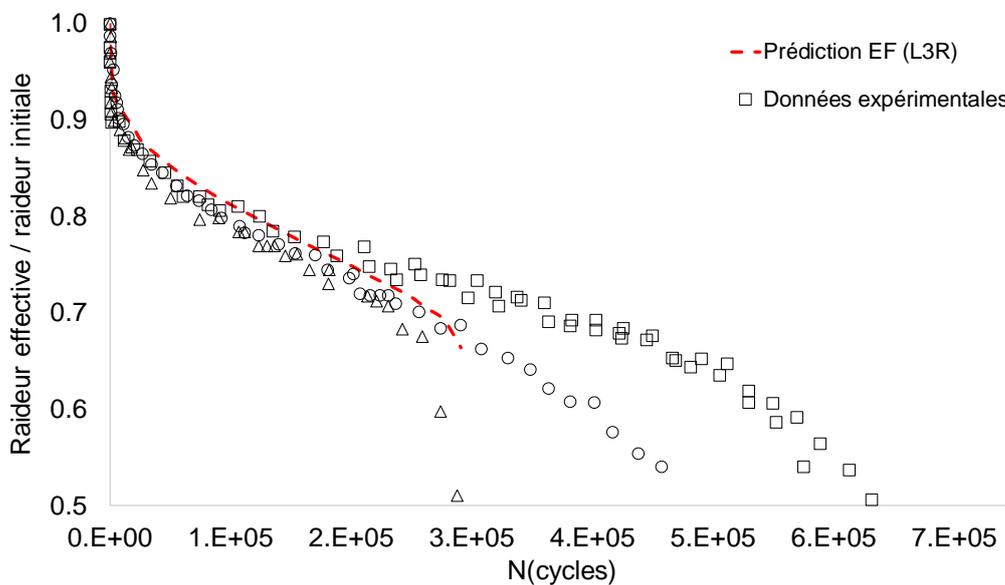


Figure I-38 : Résultats de simulation avec la loi à trois régimes superposés sur des données expérimentales

Une extension du modèle a été réalisée en intégrant la dissipation visqueuse pour générer de l'auto-échauffement (Bodin et al., 2004) qui conduit à une perte de raideur pendant la phase I (Riahi, 2017; Riahi et al., 2017). Bien que les résultats de ce modèle soient encourageants, sa forte influence à un paramètre caractérisant la longueur de fissure reste un élément qui doit être abordé par un effet d'échelle, notamment pour les essais non homogènes.

Louati (1995) a proposé également une loi uni-axial similaire à celle de Bodin, en prenant en compte les trois phases du processus de fatigue ainsi que les effets thermiques générés lors de la phase I. La loi d'endommagement prend la forme suivante :

$$D(\varepsilon_{xx}, T, t) = D_{II}(D_I + D_{III}) \quad \text{I-38}$$

Avec : D_I, D_{II} et D_{III} sont les paramètres d'endommagement respectivement pour les phases I, II et III.

Compte tenu de la microstructure hétérogène de l'enrobé bitumineux, d'autres modèles utilisant la même approche existent dans la littérature (L. Li et al., 2020; You et al., 2013). Zhang et al., (2019) ont proposé un modèle qui prend en compte l'effet de la fréquence et le niveau de sollicitation sur la résistance en fatigue. D'autres auteurs ont combiné les effets d'autoréparation et de l'endommagement en étendant le concept de la contrainte effective pour une configuration réparée (Darabi et al., 2012).

I.2.5.1.2. Modèles basés sur l'approche de Schapery

L'application de la mécanique continue de l'endommagement a été entendue pour les matériaux viscoélastiques par Schapery (1964). Les modèles fondés sur cette approche sont basés sur trois principes :

- La théorie du potentiel thermodynamique basée sur la mécanique continue de l'endommagement (Schapery, 1991) :

L'hypothèse de départ consiste à postuler l'existence d'un potentiel thermodynamique ψ en fonction de la déformation ε et les variables internes D_i sous la forme :

$$\psi = \psi(\varepsilon, T, D_i) \quad \text{I-39}$$

- Le principe de correspondance élastique-viscoélastique (Schapery, 1984) :

Ce principe introduit des pseudo-quantités $\varepsilon^R, \psi^R = \psi^R(\varepsilon, T, D_i)$ correspondant au formalisme d'un matériau élastique sous la forme suivante :

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \int_0^t R(t-\xi) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \xi} d\xi \quad \text{I-40}$$

Avec E_R est une valeur de référence du module d'élasticité souvent considéré comme une valeur unitaire (Park et al., 1996), R est la fonction de relaxation et ξ est une variable temporelle d'intégration.

- L'état d'endommagement dépend des pseudo-variables :

La loi d'évolution d'endommagement est inspirée de la loi de fissuration de Paris généralisée de coefficient α_m comme suit:

$$\frac{dD}{dt} = \left(-\frac{\partial \psi^R}{\partial D} \right)^{\alpha_m} \quad \text{I-41}$$

La loi de comportement du matériau s'exprime alors comme suit :

$$\sigma = \frac{\partial \psi^R}{\partial \varepsilon^R} = C(D) \varepsilon^R \quad \text{I-42}$$

De nombreuses études ont souligné les différents avantages de l'utilisation de l'approche de Schapery (VECD : ViscoElastic Continuum Damage) pour simuler des essais de fatigue sous chargement uni-axial (Daniel and Kim, 2002; Hernandez-Fernandez et al., 2020; Kutay and Lanotte, 2018). En effet, en termes d'application pour différents types d'enrobés bitumineux et conditions de chargement, il a été prouvé que cette approche peut décrire le comportement en fatigue des enrobés classiques ainsi que des mélanges modifiés aux polymères (Lee, 1996; Underwood et al., 2010).

Cependant, les limites de ces modèles d'endommagement sont les suivantes : (1) Ils ne peuvent être utilisés que pour prédire l'évolution de la viscoplasticité et des microfissures dues aux contraintes de traction ; (2) Quelques soient la température et les niveaux de sollicitation, ils traitent les enrobés bitumineux comme des matériaux viscoélastiques linéaires; et (3) Un autre problème potentiel survient lors du calcul de la courbe C vs. D . Dans un essai de fatigue, l'angle de phase varie pendant le processus de chargement. Par conséquent, la courbe $\sigma - \varepsilon^R$ devient une ellipse plutôt qu'une droite linéaire. Pour une formulation dans le domaine temporel, cela peut générer des nombres complexes pour la variable interne d'endommagement D lors de la transition entre les contraintes de traction et celle de compression et vice et versa.

1.2.5.2. Approche par la mécanique linéaire de la rupture

La modélisation de la fatigue mécanique a été abordée par le formalisme de la mécanique linéaire de la rupture (Santos, 2020). Le principe consiste à étudier la vitesse de propagation d'une fissure initiale en fonction des sollicitations appliquées. Selon la longueur initiale introduite, cette fissure peut être macroscopique ou microscopique. Paris et Erdogan (1963) ont proposé une loi de l'accroissement de la fissure da/dN en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte sur un cycle ΔK sous la forme suivante :

$$v_a = \frac{da}{dN} = C \Delta K^\alpha \quad \text{I-43}$$

a est la longueur de la fissure, N est le nombre de cycle et C , α sont des constantes de la loi de Paris déterminées expérimentalement.

Cette loi a été également utilisée par de nombreux auteurs pour modéliser le processus de fatigue des enrobés bitumineux (Masad et al., 2008; Saha and Biligiri, 2017) ainsi que pour les bitumes (L. Li et al., 2021; Shi et al., 2021).

Concernant l'évolution de la densité d'endommagement, la loi de Paris a été reformulée sous forme d'une loi d'évolution d'endommagement dD/dN au lieu d'une loi de propagation de fissure (Ling et al., 2021; Luo et al., 2013) :

$$\frac{dD}{dN} = A' (J_R)^{n'} \quad \text{I-44}$$

A' et n' sont des paramètres caractérisant le matériau, N est le nombre de cycle et J_R est la pseudo intégrale J pour un chargement cyclique.

Bien que l'application de la mécanique linéaire de la rupture permet de simuler les phases II et III du processus de fatigue des enrobés bitumineux, elle ne permet toujours pas d'expliquer la diminution réversible du module due aux effets thermiques (auto-échauffement) et les effets biaisants (thixotropie). De plus, pour des éprouvettes non-entaillées initialement, ce type d'approche présente l'inconvénient d'être tributaire de la définition d'un défaut initial que l'on ne sait pas relier à la formulation du matériau.

Dans le cas de notre étude, nous nous intéresserons aux modèles basés sur la théorie de l'endommagement continue en introduisant une variable d'endommagement scalaire. L'approche par la contrainte effective est introduite dans les équations de comportement à l'échelle du matériau. Une loi d'évolution d'endommagement par fatigue inspirée de la loi de fissuration de Paris formulée en taux de restitution d'énergie sera proposée.

I.3. Vieillessement des enrobés bitumineux

La gamme de la durée de vie en service des structures de chaussées est très large, dont l'environnement de service est également complexe et diversifié, comme les zones humides, pluvieuses, à haute température, à basse température ou à fort rayonnement ultraviolet..., etc. Les conditions environnementales peuvent affecter de manière significative les performances mécaniques et la durée de vie des matériaux constituant les couches de la structure de chaussée (Bai et al., 2020; Zhang et al., 2018).

Le vieillissement provoque une variation de la composition chimique du bitume dans le mélange (Yang et al., 2021), il se produit de deux manières (Verhasselt, 2003) :

- Le vieillissement à court terme : il se produit lors du chauffage, du malaxage et de la pose des enrobés bitumineux lors de la construction de la chaussée,
- Le vieillissement à long terme : qui aura lieu pendant la durée de vie en service de la structure de chaussée.

Les différentes méthodes d'essais en laboratoire pour reproduire les effets de vieillissement à court et à long terme sont reportées dans les états de l'art établies par (Airey, 2003; Hamzah et al., 2015). Le Tableau I-3 synthétise les principaux protocoles expérimentaux accélérés utilisés pour simuler les deux phases de vieillissement des matériaux bitumineux en laboratoire.

Tableau I-3 : Procédures du vieillissement des matériaux bitumineux en laboratoire

Essai	Température de malaxage (°C)	Vieillessement à court terme		Vieillessement à long terme				
		T(°C)	Durée (h)	T(°C)	Pression (MPa)	Rayons UV	Durée (jours)	
RTFOT	165	163	1.5	-	-	-	-	(NF EN 12607-1, 2014)
PAV		135	1.5	90 ;100	2.10	-	5	(NF EN 14769, 2013)
RILEM			1.5	85	-	-	0; 3; 6	(Loizos et al., 2009)
UV			4	60	-	exposé	-	(H. Li et al., 2020)

Les principaux déclencheurs du vieillissement sont l'exposition à l'oxygène et aux rayons ultraviolet. Le vieillissement provoque un durcissement des matériaux bitumineux dû à l'oxydation et à l'exposition aux rayonnements (Simpson et al., 1994), raison pour laquelle il existe généralement un gradient de vieillissement qui diminue en fonction de la profondeur de la structure bitumineuse (Baek et al., 2012; Y. Li et al., 2021). Bien que les effets de vieillissement soient particulièrement plus notable à la surface de la chaussée, il affecte aussi la répartition des contraintes sur la chaussée, ainsi, dont les fissures s'accumulent dans toute la structure (Simpson et al., 1994). D'autres travaux récents ont montré que le vieillissement par oxydation peut également avoir lieu en profondeur aussi bien qu'en surface lorsque la

couche de surface présente une teneur en vide élevée (ex : enrobés poreux) (Das, 2014; Mollenhauer et al., 2012).

Fernández-Gómez et al., (2016) ont étudié l'effet du vieillissement sur la durabilité de la structure de chaussée. Pour ce faire, ils ont réalisé des essais de fatigue en flexion 2-points sur des éprouvettes trapézoïdales prélevées in-situ et fabriquées en laboratoire avec différents niveaux de vieillissement. Les résultats sont présentés dans la Figure I-39. Ils ont montré que la résistance à la fatigue diminue en fonction du niveau du vieillissement du matériau. Les essais de fatigue réalisés sur des enrobés bitumineux vieillis pendant 500 heures d'exposition aux rayons ultraviolet (UV) ont montré une durée de vie proche de celle obtenue sur des matériaux prélevés in-situ après 1.5 ans de service.

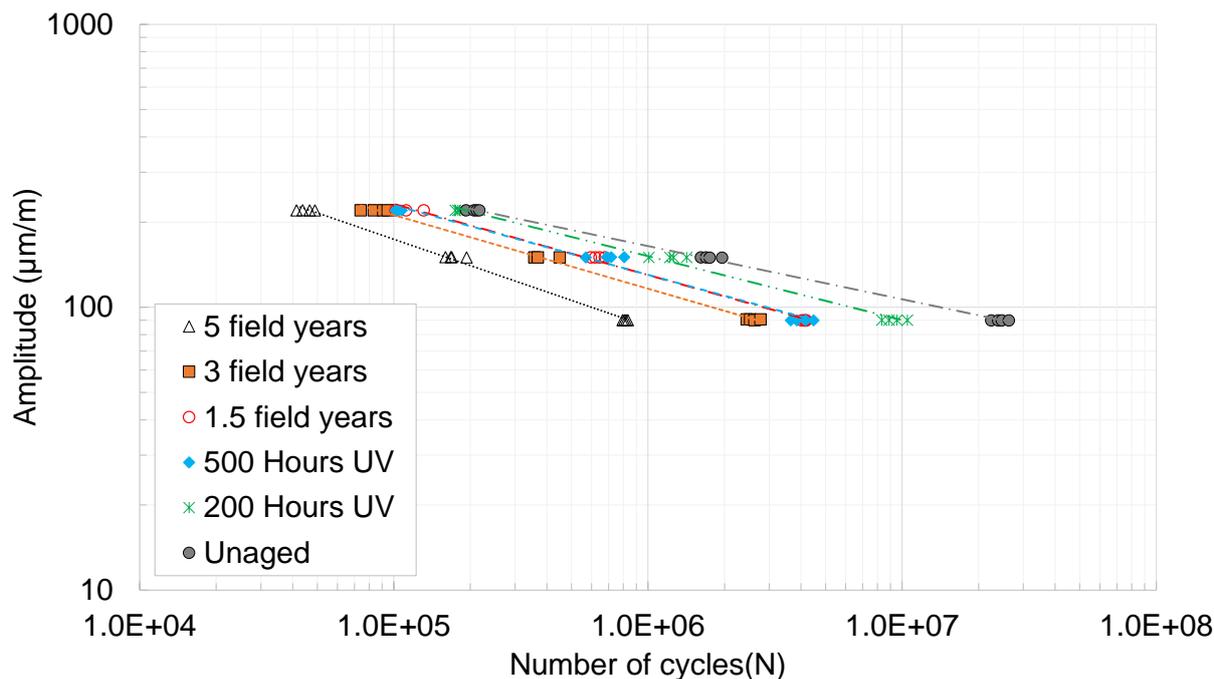


Figure I-39 : Évolution de la résistance en fatigue en fonction du vieillissement de l'enrobés bitumineux
 Les paramètres de dimensionnement de la structure de chaussée sont également affectés par le niveau du vieillissement de l'enrobé. Le Tableau I-4 présente les paramètres de la droite de fatigue des matériaux testés. Il montre que la déformation (ϵ_6) diminue en fonction le niveau du vieillissement. Ainsi, le vieillissement avec l'exposition au rayonnement UV en laboratoire peut être considérés comme un indicateur de durabilité des matériaux de chaussée en service.

Tableau I-4 : Évolution des paramètres de la droite de fatigue avec le vieillissement

Paramètre	Résultats					
	0 h	200 h	500 h	1.5 an	3 ans	5 ans
Niveau du vieillissement	0 h	200 h	500 h	1.5 an	3 ans	5 ans
Pente (b)	-0.187	-0.228	-0.242	-0.246	-0.260	-0.310
ϵ_6 (µm/m)	165.44	151.02	130.92	129.30	115.94	85.05

I.4. Méthodes de caractérisation avancées des enrobés bitumineux (méthodes vibratoires)

Les techniques de contrôle non destructif (CND), notamment les essais par méthodes sismiques constituent l'une des solutions les plus adaptées pour une évaluation à grand rendement dans le domaine du génie civil. En effet, le CND permet de fournir des informations quantitatives sur la totalité de la surface et / ou de volume auscultés selon la technique utilisée et de limiter ainsi le nombre de prélèvements. Le principe de ces techniques est basé sur la propagation d'ondes mécaniques qui s'initient et se propagent dans tout support matériel.

En génie civil, les techniques de CND sont utilisées depuis de nombreuses années et leurs champ d'applications s'étend sur de nombreux matériaux de construction comme : le bois (Lamy et al., 2015), les roches (Takarli et al., 2008), le béton (Lacidogna et al., 2017), l'acier (Fedorko et al., 2016)...etc. Elles ont permis une évaluation des propriétés physiques, mécaniques ou chimiques de ces matériaux en laboratoire et in situ mais également un monitoring de l'endommagement pour définir des solutions d'entretien avant la ruine des ouvrages. McCann et Forde (2001) ont reporté le principe, les limites et les champs d'applications des différentes méthodes d'essais non destructifs (END) les plus utilisées en génie civil.

Dans le cadre de notre étude, nous nous exposons les techniques ultrasonores (US) et émission acoustique (EA) qui reposent sur le principe de la propagation d'ondes mécaniques.

I.4.1. Phénomène de propagation d'ondes mécaniques

La propagation d'ondes est un phénomène physique qui traduit une progression des vibrations mécaniques transitoires ainsi que leur évolution dans le matériau. La mesure est essentiellement basée sur la transmission d'onde ultrasonore et l'évaluation de son temps de transfert (aussi dénommé temps de vols ou temps d'arrivée). Le matériau peut être ausculté en surface ou en volume avec différents types d'ondes qui peuvent se propager dans les solides (Figure I-40).

- Les ondes longitudinales : appelées aussi les ondes Primaires notées « onde P », sont des ondes de compression volumique. Elles peuvent se présenter sous forme d'une vague de compression-dilatation des particules, qui se fait en parallèle à la direction de propagation. Ce sont les ondes ayant la vitesse de propagation la plus élevée.
- Les ondes transversales : dites aussi les ondes Secondaire notées « onde S », sont des ondes de cisaillement qui se propagent dans le volume d'un milieu solide. Le passage de l'onde crée un mouvement de distorsion des particules perpendiculairement à la direction de propagation de celle-ci. Leur vitesse de propagation est généralement comprise entre 50 à 75% de celle des ondes de compression P.
- Les ondes de surfaces : elles résultent d'interférence des ondes P et S, quant à elles, se propagent le long de la surface libre des solides. Sa propagation crée une combinaison de vibrations de compression et de cisaillement, notamment au voisinage de la surface. Les plus connues sont les ondes de Rayleigh d'où le nom d'onde R mais d'autres modes de propagation comme les ondes rampantes de Love L, de Lamb, de Stoneley et de Scholte sont également citées dans la littérature (Achenbach, 1973). Leur vitesse de propagation est plus lente que celle des onde P et S (Graff, 2012).

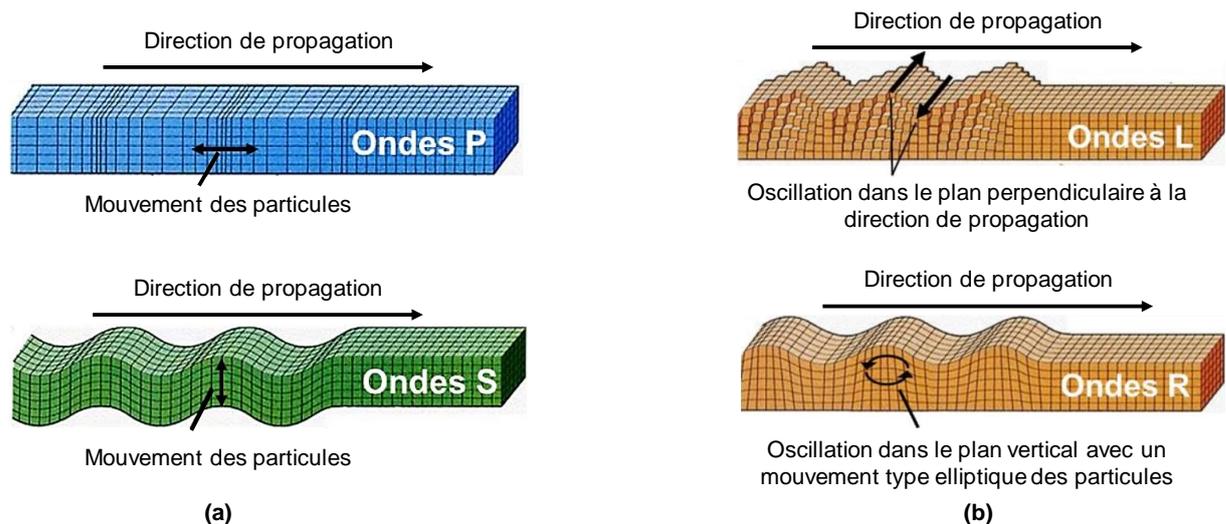


Figure I-40 : Les différents types d'ondes de (a) volume (b) surface

Afin de prospecter un milieu, le phénomène de propagation d'onde est caractérisé par un certain nombre de grandeurs.

- Vitesses de propagation : différentes définitions de la vitesse d'onde peuvent être introduites selon le type d'analyse à effectuer. Dans le domaine temporel, on en parle de la vitesse de groupe notée V_g qui correspond au déplacement du paquet d'ondes. Dans le domaine fréquentiel une vitesse de phase dépendante de la fréquence est introduite notée V_ϕ . Pour un milieu dispersif ces deux vitesses sont différentes. Dans le cas contraire, le matériau est décrit comme non dispersif. Dans le cas de notre étude, nous nous intéressons aux vitesses de groupe des ondes de compression et de cisaillement.
- Le facteur d'atténuation : noté α correspond à la décroissance de l'amplitude d'onde en fonction de la distance de parcours. L'atténuation de l'onde résulte d'une combinaison de différents mécanismes tel que l'absorption due à la matrice visqueuse, la diffusion attribuée aux interactions de l'onde avec les hétérogénéités et l'étalement géométrique (fuseau de l'onde).

I.4.2. Types d'essais acoustiques

Les méthodes d'ondes mécaniques reposent essentiellement sur une analyse temporelle ou fréquentielle d'un signal d'onde acoustique reçu. Ces techniques peuvent être divisées en deux approches, l'approche passive et l'approche active.

I.4.2.1. Les méthodes actives

Dans lesquels l'onde est générée volontairement avec des transducteurs piézoélectriques ou marteau impacteur par la création d'un champ physique avec une orientation spécifiée. L'analyse temporelle et / ou fréquentielle du signal reçu permet de caractériser le matériau ou le milieu traversé. Elles peuvent être également séparées en trois classes : soniques, dynamiques et ultrasoniques.

- Les méthodes soniques : elles font référence à la transmission et à la réflexion d'ondes mécaniques à travers un milieu à des fréquences soniques. Le développement le plus récent des méthodes soniques est connu sous le nom de méthode d'essai d'impact-écho, qui a été développée à l'origine pour mesurer l'épaisseur et l'intégrité du béton à

partir d'une surface. L'essai est effectué point par point en utilisant un petit marteau à impulsion pour provoquer l'onde à la surface d'une structure et enregistrer l'énergie réfléchie avec un accéléromètre ou transducteurs monté à côté de l'emplacement d'impact (Figure I-41). Étant donné que les signaux réfléchis sont plus facilement identifiés dans le domaine fréquentiel, notamment grâce à la transformée de Fourier (FFT) et la présence ou non de défauts peut être déterminée par la suite ainsi que sa profondeur.

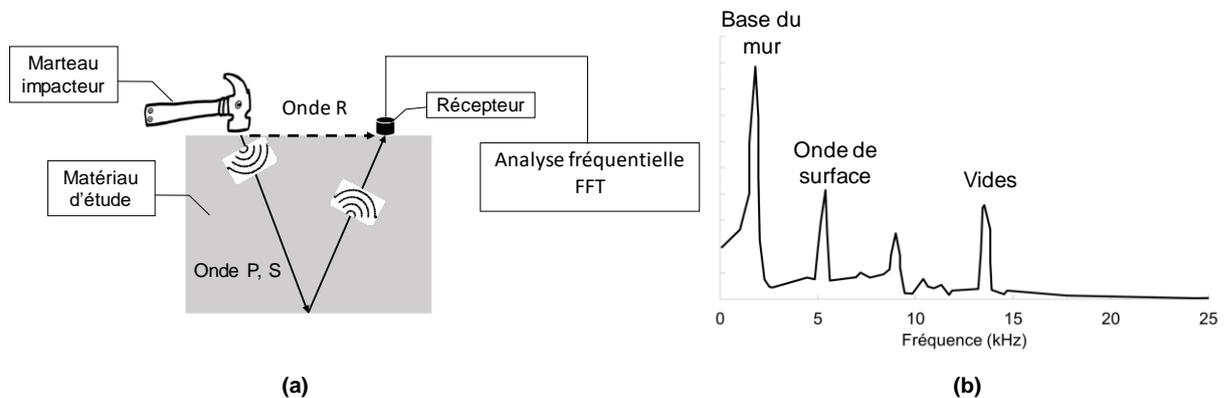


Figure I-41 : (a) Principe de l'essai Impact-Echo (b) exemple de résultats obtenus sur un mur en béton (McCann and Forde, 2001)

Cette méthode a fait son épreuve dans le domaine de la chaussée pour la détermination du module dynamique des enrobés bitumineux (Boz, 2016; Kim and Kim, 2017; Kweon and Kim, 2006). Les travaux déjà réalisés sur les enrobés montrent que les résultats sont sensibles à la taille maximal des granulats et la position d'impact pour l'estimation de module dynamique (Rydén, 2009; Zhang et al., 2016).

- b) Les méthodes dynamiques : nécessitent la connaissance des modes propres du matériau testé puis le mettre en vibration volontaire. On peut citer par exemple la méthode RAS (Resonant Acoustic Spectroscopy) qui est largement utilisée pour la détermination du module dynamique (courbe maitresse) des enrobés bitumineux pour une large plage de fréquence qui balaye les modes propres (Gudmarsson et al., 2012, 2010).
- c) Les méthodes ultrasonores : la génération et la réception de l'onde se fait à l'aide des transducteurs piézoélectriques dont leur fréquences d'excitation est supérieures à 20 kHz (Mounier et al., 2012). Trois types de configuration de deux transducteurs (émetteur-récepteur) peuvent être utilisés, et sont illustrés dans la Figure I-42. Le matériau peut être ausculté en surface et à cœur, dépendant du type de configuration.

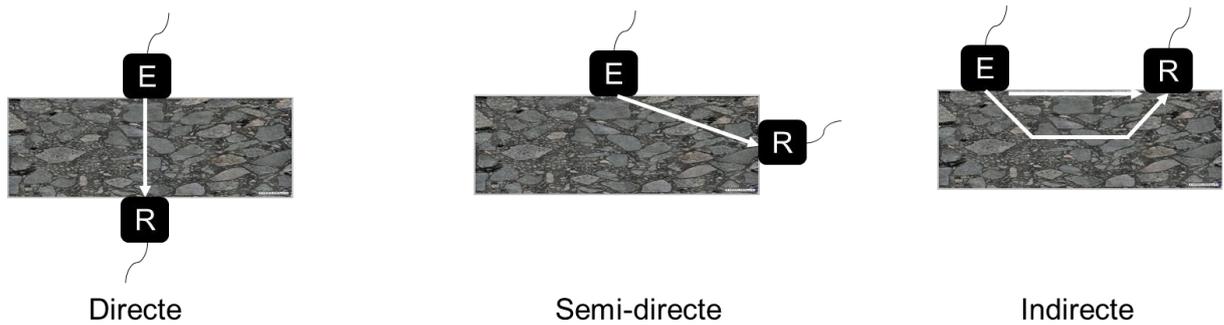


Figure I-42 : Trois types de disposition des transducteurs

Grâce aux paramètres caractéristiques de la propagation d'onde (vitesse d'onde et facteur d'atténuation), il est possible de remonter aux propriétés physiques, mécaniques (Soltani, 2010) et chimique (Ould Naffa et al., 2002). Il est cependant difficile d'interpréter les résultats obtenus par une configuration indirecte des transducteurs en vue de l'existence de plusieurs modes de propagation.

I.4.2.2. Les méthodes passives

Ces techniques sont basées sur les signaux émis de matériau sous sollicitation mécanique, thermique ou chimique. Dans notre cas d'étude l'Emission Acoustique (EA) qui est considérée comme une méthode passive sera utilisée. L'EA est définie comme la libération spontanée d'énergie de déformation irréversible localisée dans un matériau soumis à un chargement. Cette libération d'énergie peut être due aux phénomènes évolutifs, par exemple, à la microfissuration, nucléation, friction...etc. dans le matériau et peut être enregistrée par des transducteurs à la surface du matériau (Figure I-43).

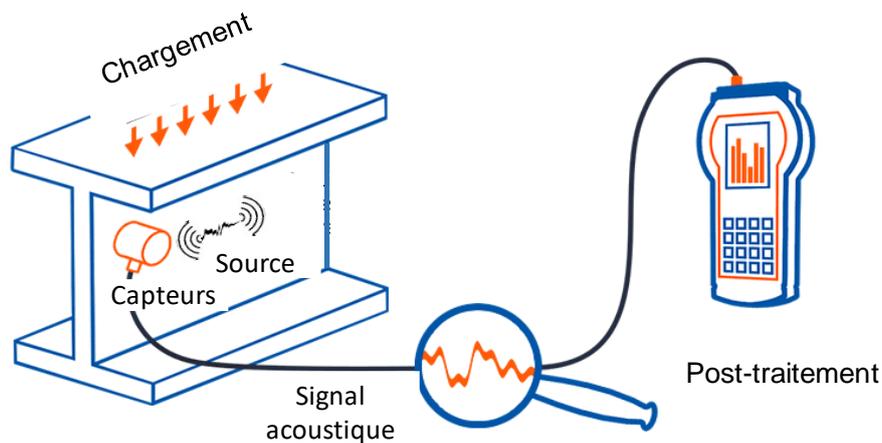


Figure I-43 : Principe de la technique d'Emission Acoustique (EA) (MISTRAS, 2021)

Les méthodes acoustiques ont donc pour principal objectif la caractérisation physique, mécanique ou chimique des enrobés. L'utilisation de ces approches peut se faire soit in situ (Miskiewicz et al., 2018), dans le cadre d'un diagnostic de l'état des structures de chaussées ou alors en laboratoire (Jimoh et al., 2015) dans le but d'une caractérisation des enrobés avant mise en œuvre.

Dans la section qui suit nous nous présentons un état de l'art sur l'utilisation des méthodes acoustiques, particulièrement les méthodes ultrasonores et l'émission acoustique pour caractériser les matériaux routiers en état ou sous chargement.

I.4.3. Caractérisation des propriétés physiques et mécaniques par CND

Dans le contexte de la caractérisation des enrobés bitumineux en laboratoire par les méthodes CND, de nombreux travaux existents dans la littérature ont porté sur l'analyse de la sensibilité des caractéristiques de propagation d'onde en fonction de la variation des propriétés physiques (vides, teneur en liant, granulométrie du mélange...etc.), mécaniques (propriétés élastiques ou viscoélastiques, définition de la zone de fissuration) ou thermique du matériau (température de fragilisation). Nous exposons ci-après une revue bibliographique sur le potentiel d'utilisation des méthodes acoustique pour la caractérisation des matériaux bitumineux.

- Évaluation Non-Destructive en laboratoire des vides

Plusieurs travaux dans la littérature ont montré une influence du volume de vides dans les mélanges bitumineux sur la vitesse de propagation d'onde. Pan et al., (2019) a montré une corrélation linéaire inversement proportionnelle entre la vitesse de propagation d'onde de compression et le pourcentage des vides.

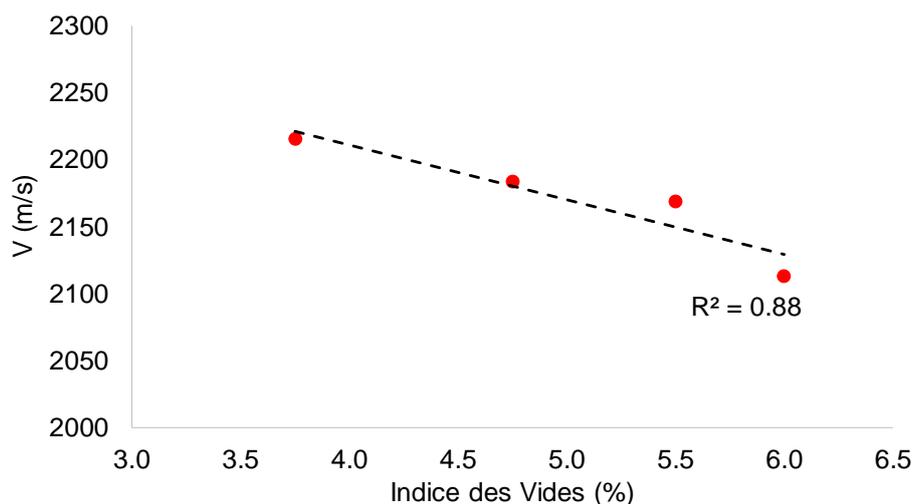


Figure I-44 Évolution de la vitesse de propagation d'onde en fonction de l'indice des vides

Les mêmes tendances ont été observées par d'autres auteurs en utilisant des protocoles expérimentaux différents : également avec des ondes de compression (Birgisson et al., 2003; Kadium and Sarsam, 2020; Zargar and Bullen, 2021) ainsi qu'avec des ondes de surface (Celaya and Nazarian, 2006; Jurado, 2008). Par ailleurs, Dunning (1995) a utilisé la méthode US afin d'effectuer un contrôle de densité apparente de 78 échantillons d'enrobés de différentes formulations. En se basant sur la vitesse de propagation des ondes de compression en transmission directe et l'analyse de la réponse US dans le domaine fréquentiel (Dunning et al., 2004), il a proposé une corrélation entre la densité apparente du mélange, la densité spécifique des gros granulats et la vitesse d'onde (Figure I-45). Plus les granulats sont grossiers, plus la vitesse d'onde est élevée. Une relation identique était démontrée entre la vitesse d'onde et la densité apparente du mélange.

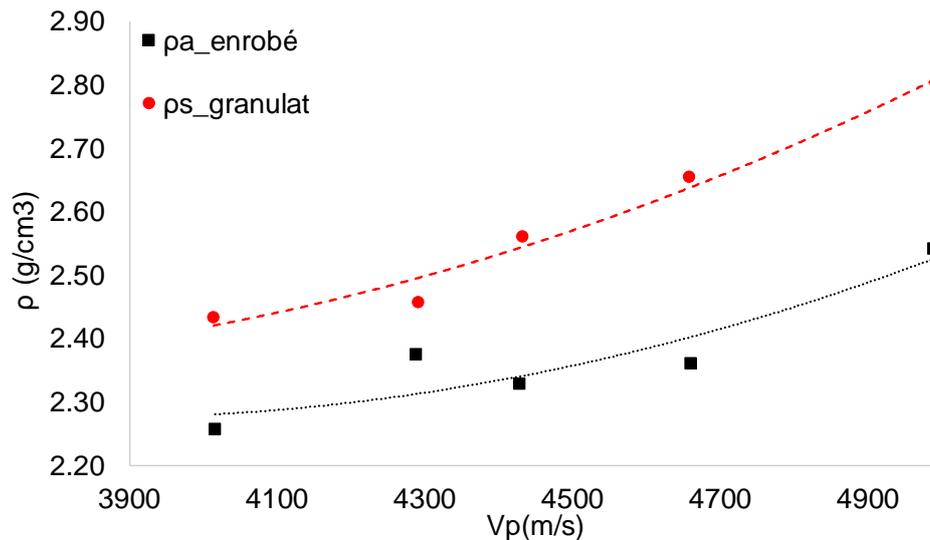


Figure I-45 : Densité spécifique des granulats / apparente de l'enrobé en fonction de la vitesse d'onde

- Estimation de l'optimum de la teneur en liant par US

Arabani et al., (2009) ont réalisé des essais de propagation d'ondes de compression (P) et de cisaillement (S) à une température de 25°C sur des enrobés ayant des teneurs en liant différentes. Les résultats présentés dans la Figure I-46 montre que l'ajout de bitume jusqu'à un certain seuil optimal améliore les vitesses de propagation des ondes P et S puis elles diminuent (Kadium and Sarsam, 2020). Ceci est dû aux propriétés rhéologiques des mélanges bitumineux, qui sont affectées par la teneur en bitume (Lu and Isacson, 2001; Rys et al., 2020). L'ajout de plus que la quantité optimale de bitume augmente la phase visqueuse de la matrice dans l'enrobé.

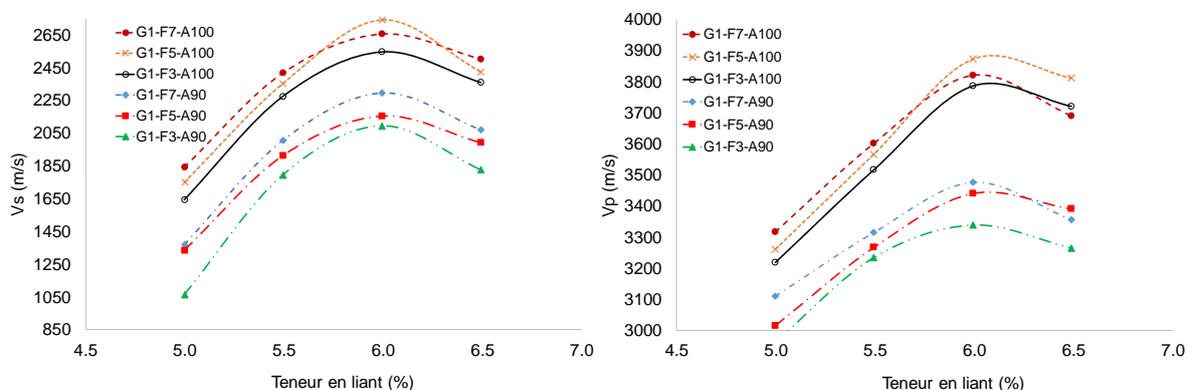


Figure I-46 : Variation des vitesses d'ondes de compression et cisaillement avec la teneur en liant

Après la valeur optimale de la teneur en bitume (estimée à 6%), la vitesse de l'onde S (V_s) décroît avec un taux de changement plus considérable par rapport à celui des ondes P (V_p). Ceci montre que la vitesse des ondes S sont plus sensibles à la viscosité du matériau que les ondes P.

- Détermination du module complexe par méthode US

L'objectif principal de l'utilisation des méthodes CND est de remonter aux propriétés mécaniques à savoir : le module axial (E), le module de cisaillement (G) et le coefficient de Poisson (ν) qui décrivent le comportement du matériau. Le passage des vitesses ultrasonores (V_p et V_s) vers les propriétés mécaniques repose sur deux approches : la première suppose

que l'enrobé étant un matériau homogène, isotrope élastique (Arabani et al., 2009; Jiang et al., 2006; Norambuena-Contreras et al., 2010; Tavassoti-Kheiry et al., 2017). Cette approche est largement utilisée pour reconstruire la courbe maitresse en se basant sur l'essai de la vitesse d'impulsion (UPV : Ultrasound Pulse Velocity test). La prise en compte de la viscoélasticité du matériau dans la détermination des propriétés mécaniques nécessite, en plus des vitesses (V_P et V_S), une mesure des facteurs d'atténuation en séparant les effets liés à l'étalement géométrique et à la dispersion causée par les hétérogénéités (Larcher et al., 2015). Vu la gamme de fréquence et les longueurs d'ondes des essais ultrasonores, les résultats issus des deux modèles s'accordent avec les résultats des essais mécaniques. La Figure I-47 montre les courbes maitresses obtenues à partir des essais US où le passage entre vitesses et module complexe été basé sur un calcul élastique (Tavassoti et al., 2020) et viscoélastique (Larcher et al., 2015).

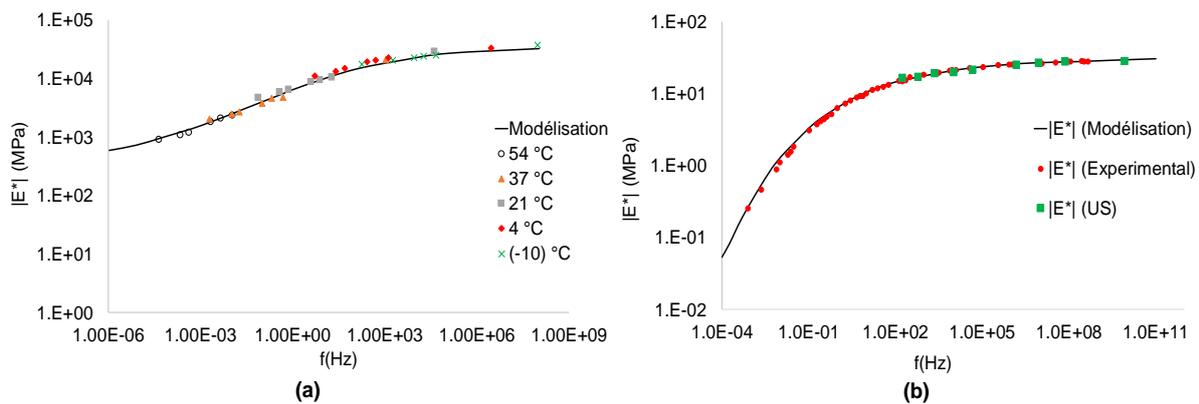


Figure I-47 : Courbes maitresses obtenues des essais US par calcul (a) élastique (b) viscoélastique

D'autres auteurs ont examiné l'anisotropie des enrobés bitumineux en effectuant des essais US dans les trois directions de l'espace sur des éprouvettes cylindrique ou parallélépipédiques. Di Benedetto et al., (2009) ont effectué des essais US à une température de 26°C sur deux géométries (cylindrique et parallélépipède) pour étudier l'anisotropie des enrobés.

Tableau I-5 : Valeurs des modules de Young en fonction de la direction de propagation

$ E^* $ (MPa) Géométrie	$ E^* $ (Z)	$ E^* $ (X)	$ E^* $ (Y)	Illustration des directions
Cylindre	16100	14700	14700	
Parallélépipède	19500	23200	23750	

Les résultats obtenus ont montré dans un premier temps des différences entre les modules des deux géométries liées à la méthode de compactage utilisée pour préparer les éprouvettes au laboratoire. Ceci est dû à une organisation géométrique différente du squelette granulaire, dont les effets sont loin d'être négligeables. Les rapports entre les modules obtenus indiquent

que le matériau dans le cas de cette étude peut être considéré comme orthotrope avec une isotropie transverse (Jurado, 2008).

- Évaluation de la température de fragilisation par EA

Comme le comportement des enrobés dépend fortement de la température, l'un des enjeux scientifiques actuels est de caractériser sa fissuration à basse température où son comportement devient quasi-fragile. Lorsque la température diminue, les enrobés ont tendance à se contracter en générant une contrainte de traction dans la structure en raison du frottement présent dans les couches de chaussée (Kliwer et al., 1996). Ce phénomène est appelé dans la littérature « fissuration thermique » (Das et al., 2013) et l'un des essais normalisés les plus utilisés est connu par « l'essai de retrait thermique empêché » (Thermal Stress Restrained Specimen Test :TSRST) (NF EN 12697-46, 2020a). La technique d'EA a déjà fait son éprouve pour l'évaluation de la température de fissuration des matériaux bitumineux (Behnia et al., 2016; Jiao et al., 2018; Sun et al., 2016). Behnia et al., (2016) sont intéressés à évaluer la température de fragilisation des bitumes extrait des enrobés prélevés in-situ en utilisant les EA. Des échantillons de liant bitumineux minces et rectangulaires ont été coulés sur une dalle de granite afin d'empêcher les déplacements induit par la contraction du liant. Ensuite, les films de liant ont été exposés à un chargement thermique pour une température allant de 0 jusqu'à -50°C.

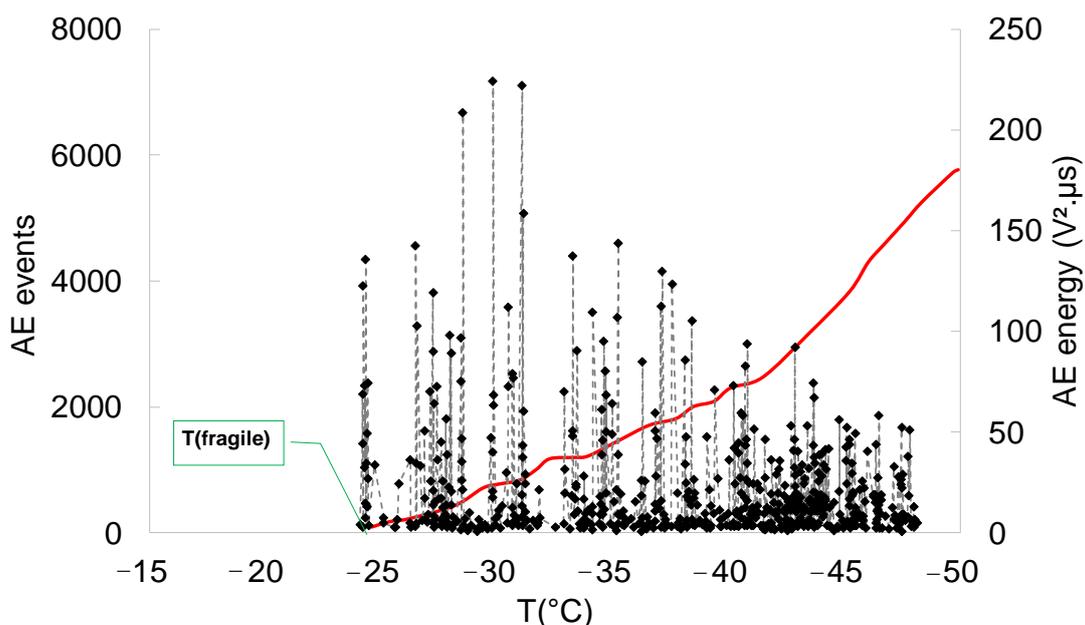


Figure I-48 : Évolution de l'anergie acoustique et le nombre d'évènements en fonction de la température

L'analyse de l'évolution du nombre de salves et des évènements acoustiques a permis de définir la température de fragilisation du matériau (Figure I-48) qui est associée à un phénomène d'initiation des microfissures thermiques (Behnia et al., 2018).

- EA pour le suivi du processus de fissuration mécanique

Le diagnostic dynamique de l'évolution des défauts est essentiel pour évaluer les performances résiduelles de chaussée des enrobés et prolonger leur durée de vie en service. L'une des principales utilités de la technique d'EA est de prédire la ruine de l'échantillon et de permettre de localiser des défauts en laboratoire et son application in-situ pour des éventuelles

interventions d'entretien. De leur part Li et Marasteanu (2006), ont réalisé des essais de rupture monotone en flexion sur des éprouvettes semi-cylindriques avec une entaille de fissure afin de localiser la procès zone (FPZ : Fracture Process Zone) et définir une corrélation entre les caractéristiques de rupture et les paramètres acoustiques. Les résultats présentés dans la Figure I-49 montrent l'évolution des évènements acoustiques enregistrés pendant l'essai ainsi que la force de chargement. L'analyse de la tendance d'évolution des évènements présente globalement quatre phases de fissuration. Une première phase caractérisant un réaménagement du squelette granulaire sans un endommagement intrinsèque qui se produit. La seconde qui montre une augmentation des évènements acoustiques associée au phénomène de la microfissuration aux alentours de l'entaille. Ensuite, la courbe d'accumulation d'évènements acoustiques montre une pente plus raide, qui est approximativement constante. Ceci indique que les microfissures se produisent très rapidement et des éventuelles macro-fissures se forment à ce stade. La dernière phase est associée à la coalescence des macro-fissures qui conduit à une rupture macroscopique de l'échantillon.

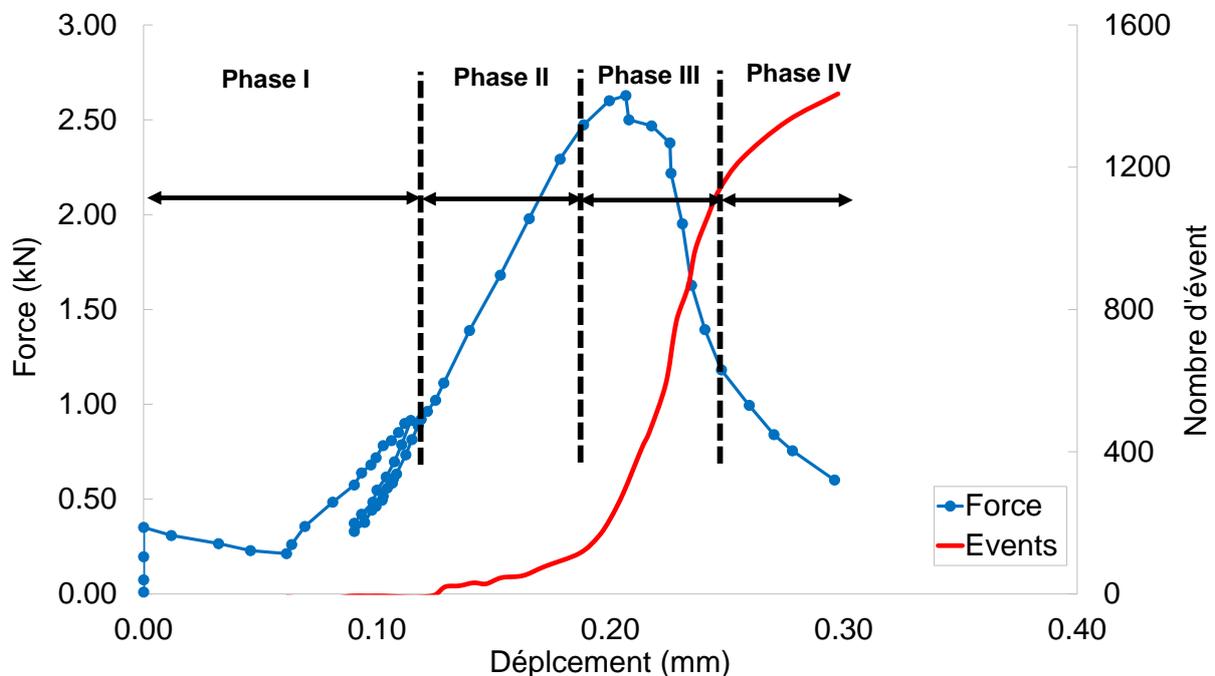


Figure I-49 : Séquençage des phases de fissuration mécanique

I.4.4. Caractérisation non-destructive de la fatigue et du vieillissement des enrobés

L'endommagement par fatigue mécanique et le vieillissement physico-chimique des enrobés bitumineux sont des phénomènes inévitables qui se produisent durant la durée de vie des infrastructures routières. Les causes principales sont le chargement répétitif en fatigue du trafic (Llopis-Castelló et al., 2020) et les conditions environnementales (humidité, UV, ...) (Lee et al., 2000; Y. Li et al., 2021). Ces phénomènes sont connus depuis longtemps et plusieurs chercheurs se sont focalisés sur la compréhension des mécanismes et la maîtrise du taux de dégradation de chacun (Bazin and Saunier, 1967; Hamzah et al., 2015; Kliwer et al., 1996; Sol-Sánchez et al., 2018) afin d'en tenir compte dans le dimensionnement et l'entretien des structures routières. Dans la littérature les mesures acoustiques (EA et US) constituent un outil expérimental bien adapté pour caractériser ces phénomènes en fournissant des informations sur l'intégrité microscopique du matériau. Néanmoins, leur utilisation pour

caractériser le vieillissement ou réaliser un monitoring de la fatigue mécanique des matériaux de chaussée reste très limitée.

I.4.4.1. Estimation de la durée de vie en fatigue par mesures acoustiques

Dans leur étude expérimentale, Tigdemir et al., (2004) ont instrumenté des essais de fatigue en traction indirecte avec des capteurs US d'onde de compression et de cisaillement afin de suivre l'évolution des modules axial E et de cisaillement G au cours de l'essai et d'estimer ainsi la durée de vie en fatigue de 33 échantillons. Pour cela, un modèle prenant en compte les modules (E et G) déterminés par mesures US, la contrainte imposée, la teneur en bitume et la densité de l'éprouvette a été proposé. Les résultats ont montré une bonne corrélation ($R^2 \approx 0.88$) entre les durées de vie déterminées par le modèle de prédiction et celles obtenues des données mécaniques (Figure I-50).

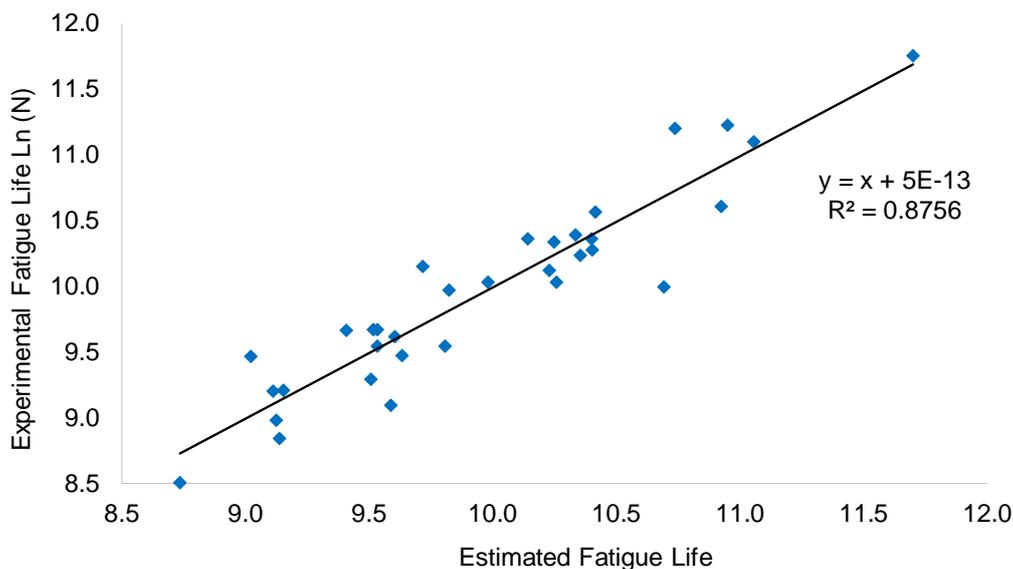


Figure I-50 : Corrélation entre les durées de vie en fatigue expérimentale et le modèle de prédiction

Par ailleurs, Mounier et al., (2016) ont réalisé des essais de fatigue en traction-compression à 10°C-10 Hz instrumentés avec des capteurs US d'onde P ayant une fréquence de résonance de 137 kHz. La Figure I-51 présente l'évolution des pentes de la droite d'endommagement pour les deux types de mesures (mécanique et US) avec l'amplitude de contrainte appliquée. Une des conclusions principales est que l'endommagement mesuré avec des ondes US dans la direction radiale des éprouvettes cylindriques est fortement corrélé à celui observé dans la direction axiale de chargement et que les microfissures peuvent se produire dans diverses directions même si le chargement est appliqué dans une seule direction.

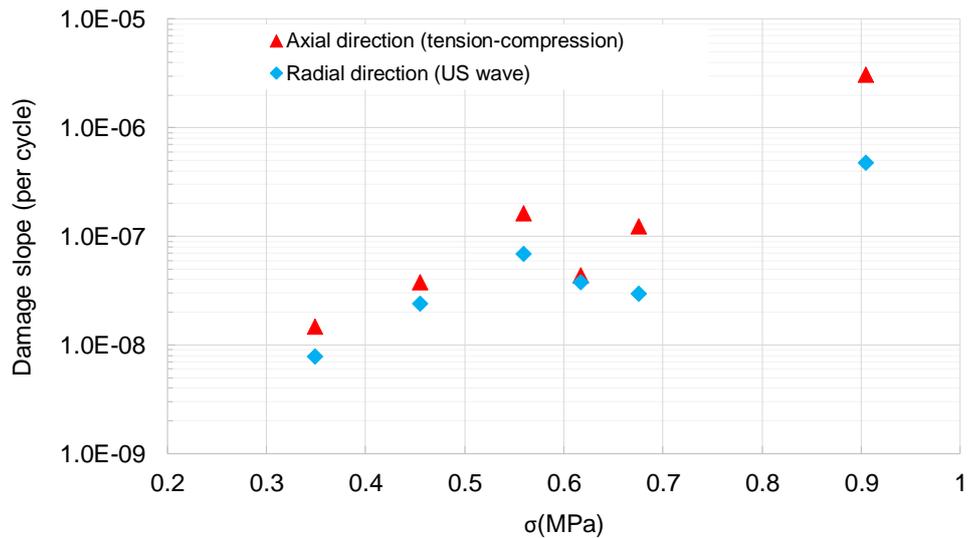


Figure I-51 : Relation entre la contrainte appliquée et la pente de la droite d'endommagement

Une étude récemment publiée a montré la sensibilité des vitesses d'onde de compression à l'évolution de l'endommagement au cours d'un essai de fatigue 3-points (Pan et al., 2019). La Figure I-52 montre que le taux de variation des vitesses d'onde de compression évolue suivant quatre phases principales. Une augmentation de la vitesse d'onde a été observée pendant la première phase qui est dû à la variation d'indice de vide et de la distance de propagation qui n'ont pas été pris en compte dans cette étude. Ensuite, la vitesse diminue dans la phase II ce qui peut s'expliquer par l'initiation des microfissures dans l'éprouvette. Pendant la phase III, la vitesse de l'onde présente une évolution quasi-stationnaire. Ce s'explique par le fait que le taux de croissance des microfissures est proche du taux de compactage des pores. Du fait de la coalescence des microfissures et l'amorçage des macro-fissures, la vitesse décroît rapidement jusqu'à la ruine de l'éprouvette.

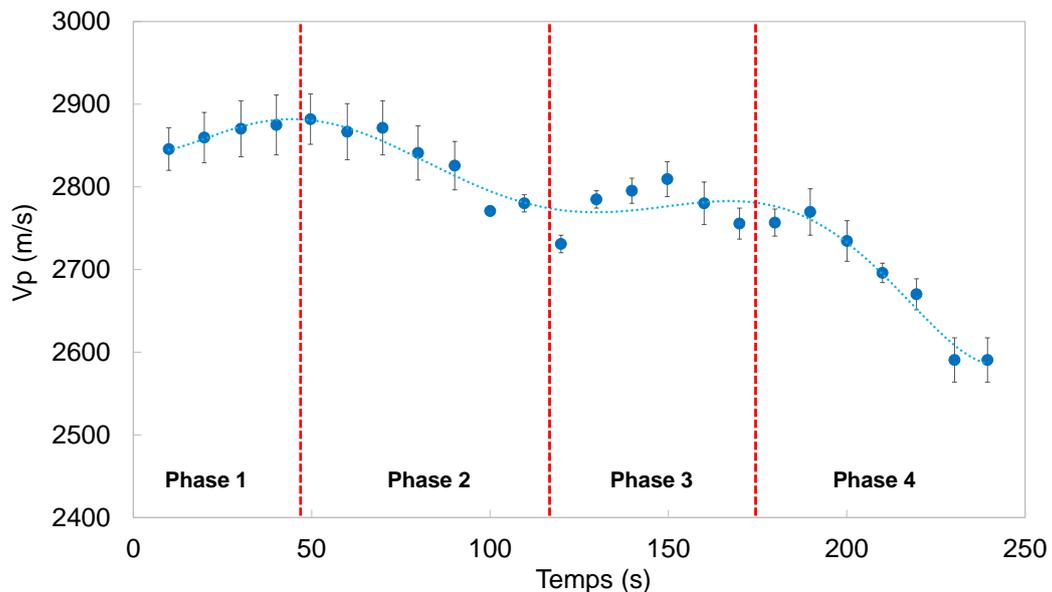


Figure I-52 : Vitesse d'onde de compression mesurée pendant l'essai de fatigue en flexion 3-points

Il existe très peu de travaux utilisant la technique d'EA pour le suivi du processus d'endommagement par fatigue. Les travaux déjà réalisés ont porté sur l'instrumentation des essais de fatigue sous différents types de chargement : torsion (Ragni et al., 2020b), double

cisaillement (Diakhaté et al., 2012), flexion 4-points (Qiu et al., 2019), traction uniaxiale avec temps de repos (Seo and Kim, 2008) et en flexion sur éprouvette semi-cylindrique (Xin et al., 2020).

Dans cette section, on rapporte les études expérimentales réalisées au laboratoire GC2D (Génie Civil Diagnostic et Durabilité) portant sur l'instrumentation avec EA des essais de fatigue en cisaillement double et en torsion respectivement.

Dans l'étude expérimentale menée par Diakhaté et al., (2012) la technique d'EA a été utilisée pour analyser les mécanismes de fissuration par fatigue des enrobés bitumineux sous un chargement cyclique en double cisaillement de fréquence de 10 Hz et une température de 10°C. Les événements acoustiques commencent à apparaître lorsqu'une baisse d'environ 40 % de la valeur initiale du module de rigidité de l'éprouvette est atteinte (Figure I-53). Les auteurs ont identifié un seuil critique de 50% de perte du module qui correspond à une augmentation significative de l'énergie acoustique. Outre, en analysant l'évolution des événements acoustiques, plusieurs phases ont été définies dans l'essai de fatigue qui correspond à différents mécanismes tels que la micro ou la macro-fissuration (Figure I-53).

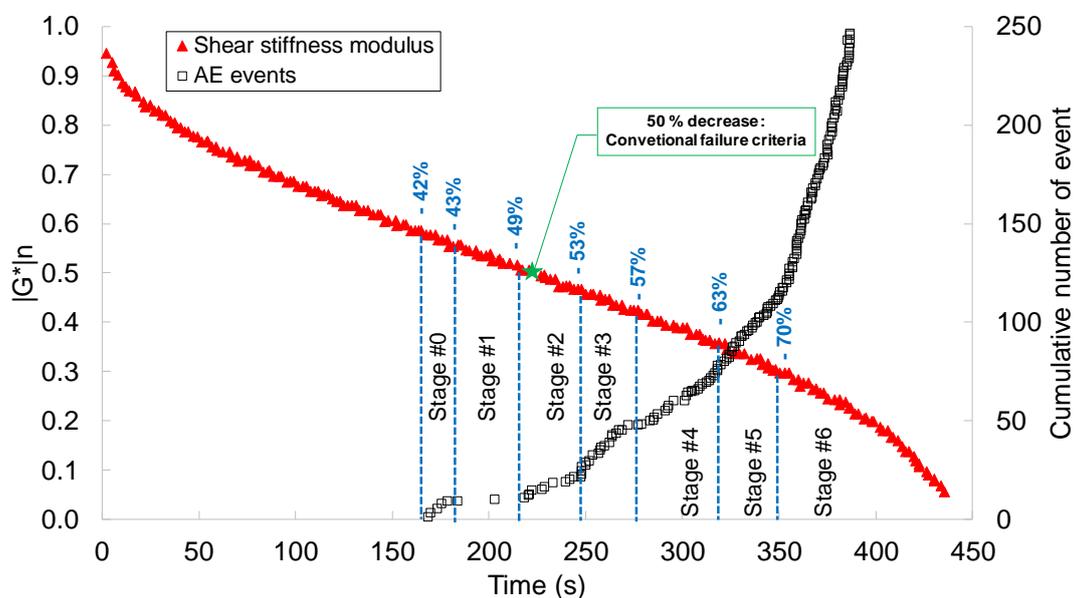


Figure I-53 : L'évolution du module de cisaillement et les événements acoustiques

Ragni et al., (2020) ont réalisé des essais de fatigue en torsion instrumentés avec des capteurs d'EA sur des éprouvettes cylindriques avec une interface pour une température de 20°C, fréquence de sollicitation de 10 Hz et un couple de cisaillement de 85 N.m. L'évolution de la norme du module complexe et les événements acoustiques enregistrés pendant l'essai sont présentés dans la Figure I-54. En regardant l'évolution du nombre d'événements acoustique détectés, il est possible d'identifier deux phases lors de l'essai de fatigue en torsion. Une augmentation linéaire dans la première phase puis une croissance brutale subséquente de l'activité acoustique indiquant la formation de microfissures au niveau de l'interface. Cette forte augmentation de l'activité acoustique, qui correspond à une accélération rapide jusqu'à la rupture, se produit à une perte en module $|G^*|$ d'environ 30%. Les résultats ont montré la nécessité de réviser le critère classique de rupture $N_{f50\%}$ pour ce type d'essai sur des éprouvettes avec une interface.

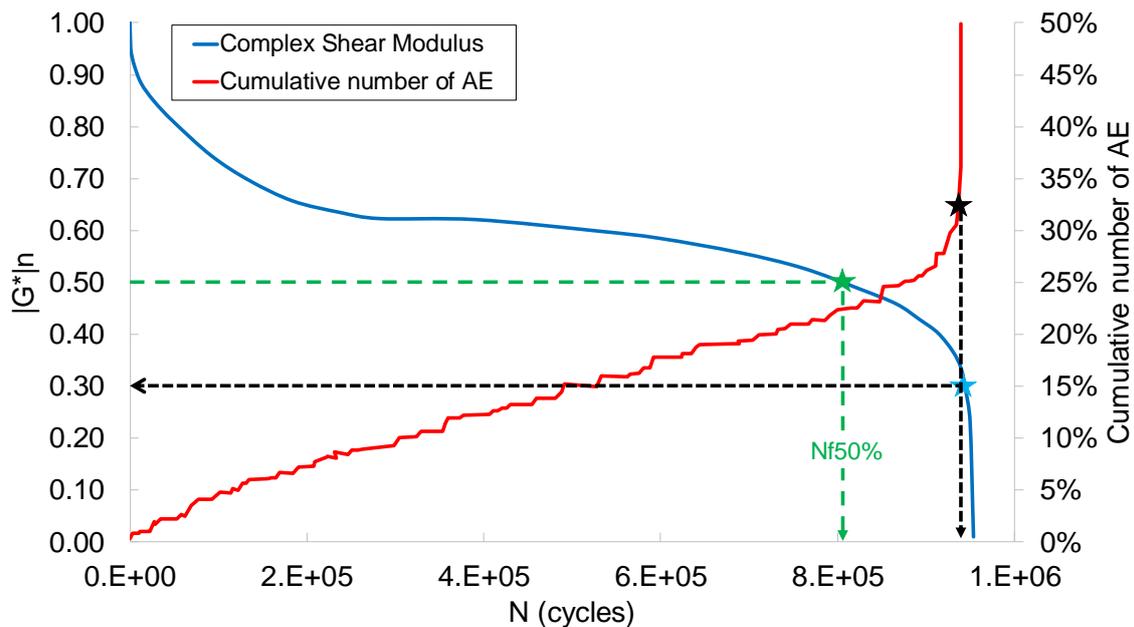


Figure I-54 : Évolution temporelle du module de cisaillement $|G^*|$ et le nombre d'évènements cumulés

D'autres études ont examiné l'évolution temporelle et fréquentielle des formes d'onde détectées pour identifier des signatures d'endommagement et bien comprendre le phénomène d'autoréparation lors des essais de fatigue, sous contrainte constante ou variable, avec ou sans temps de repos. Seo et al., Xin et al., ont montré que l'énergie acoustique peut représenter un indicateur viable pour interpréter les mécanismes de fissuration par fatigue des enrobés bitumineux (Seo and Kim, 2008; Xin et al., 2020).

I.4.4.2. Évaluation du vieillissement des enrobés bitumineux par méthodes sismiques

Toutes les études menées à ce sujet ont montré l'influence du vieillissement oxydatif sur les paramètres de propagation d'onde pour les essais US, ainsi que sur l'évolution de l'activité acoustique.

McGovern et al., ont combiné des mesures US et EA pour explorer en laboratoire l'influence du vieillissement oxydatif sur les enrobés bitumineux. De point de vue des caractéristiques de propagation d'onde, les résultats ont prouvé en observant la tendance de la variation des vitesses et des facteurs d'atténuation avec le vieillissement qu'il existe un point critique de vieillissement (Figure I-55) (McGovern et al., 2013). Ce point a été identifié comme 24h de vieillissement en laboratoire et il a été montré que les enrobés bitumineux perdent leur capacité d'autoréparation en dépassant ce niveau de vieillissement (McGovern et al., 2018) et des microfissures se produisent et s'accumulent rapidement.

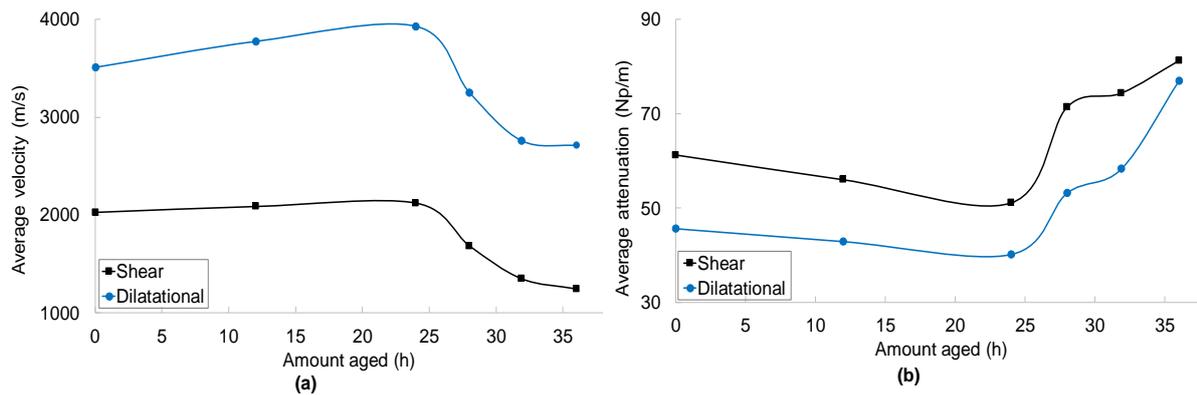


Figure I-55 : Évolution en fonction du temps de vieillissement (a) des vitesses d'ondes P et S (b) facteurs d'atténuation

La Figure I-56 illustre le nombre d'événements acoustiques enregistrés lors du processus de vieillissement en laboratoire. Les résultats montrent que le nombre d'événements AE augmente jusqu'à 12 h de vieillissement en étuve en laboratoire, puis diminue pour des périodes de vieillissement plus longues. Cette diminution est particulièrement plus importante après 24 h de vieillissement. L'interprétation des phénomènes observés nécessite une compréhension des effets du vieillissement sur la structure interne des enrobés bitumineux. En tant que matériau hétérogène, la structure interne des enrobés bitumineux est influencée par la qualité des liaisons inter-particulaires du mastic bitumineux, ainsi que par la qualité des liaisons d'adhésion entre les granulats et le mastic (Ramanathan et al., 1991; Somé, 2012).

Il a également été observé que, contrairement à l'idée générale selon laquelle le vieillissement fragilise toujours la structure interne des enrobés bitumineux, cette étude a montré que le vieillissement oxydatif va dans un premier temps améliorer la structure interne des enrobés bitumineux à un point au-delà duquel la susceptibilité à l'endommagement de la structure interne du mélange devient importante.

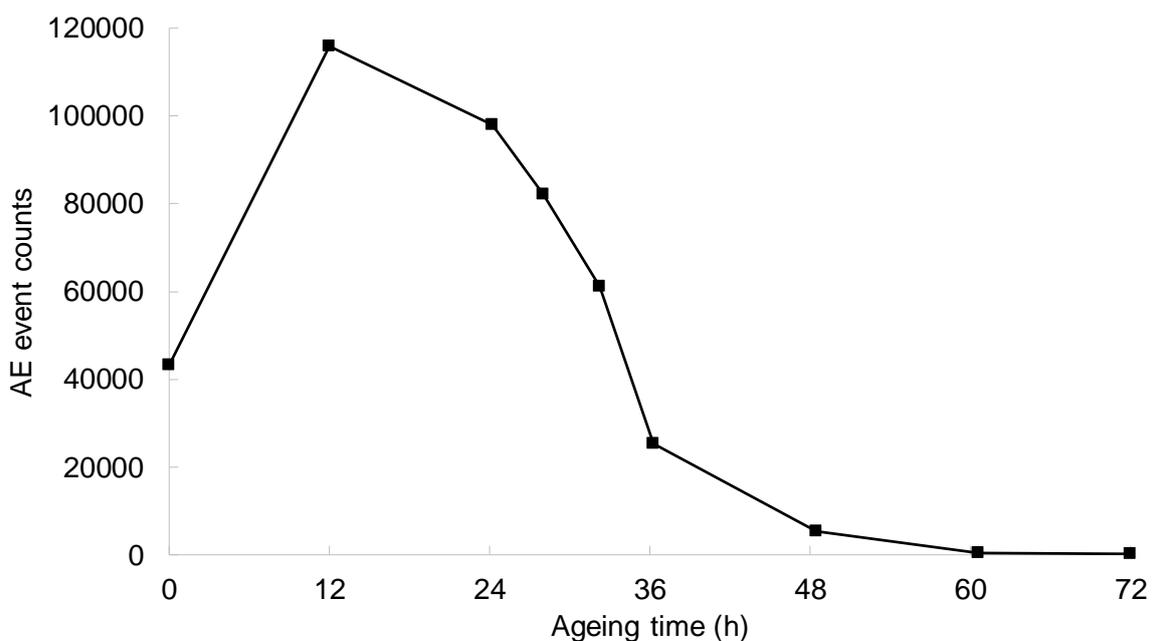


Figure I-56 : Variation du nombre d'évènements acoustiques enregistrés en fonction du vieillissement

I.5. Génération de la microstructure virtuelle de l'enrobé

L'enrobé bitumineux est un matériau composite de granulats, suivant une courbe granulair normalisée, liés avec un liant hydrocarboné plus une certaine quantité de vide. Ce matériau multiphasique a des propriétés différentes de celles des composants d'origine, c'est-à-dire granulats et mastic. Le mastic lui-même est constitué des fines noyées dans une matrice de liant bitumineux. Les propriétés physiques et les performances du mélange sont régies par les propriétés mécaniques et géométriques de l'agrégat (par exemple, forme, angularité, texture de surface, et module), les propriétés du liant bitumineux (par exemple, module complexe, caractéristiques de relaxation, cohésion) et les interactions mastic-granulats (par ex : adhérence, absorption, interactions physico-chimiques). Au cours des deux dernières décennies, le comportement des enrobés bitumineux a été étudié en utilisant deux approches principales, l'une est la macro-mécanique et l'autre est la micromécanique. Dans l'approche macro-mécanique, un modèle constitutif est utilisé pour simuler le comportement du composite, tandis que les paramètres du modèle sont obtenus par des mesures expérimentales sur des échantillons représentatifs. L'approche micromécanique, quant à elle, repose sur la discrétisation de la microstructure de l'enrobé et la modélisation des propriétés matérielles de ses composants.

Afin de reconstituer la microstructure hétérogène de l'enrobés, deux méthodes sont proposées dans la littérature, la première est basée sur la modélisation par éléments discrets (Discrete Element Method) (Nian et al., 2021) ou encore par la méthode des éléments finis (FEM : Finite Element Method) (Du et al., 2020). La présente thèse exploite la méthode des éléments finis (EF) pour simuler des essais de fatigue des enrobés bitumineux. Dans ce qui suit, seules les recherches portées sur l'approche de modélisation par EF seront présentées.

Il existe de nombreux travaux de modélisation hétérogène par EF du comportement des enrobés bitumineux afin de déterminer le module complexe (Dai and You, 2008; El Haloui et al., 2020), simuler des essais de rupture monotone (Shakiba et al., 2014; Wang, 2015) et sous sollicitation de fatigue (Hu et al., 2017; You et al., 2013). Ces modèles peuvent être classés selon deux catégories :

- Modèles de génération aléatoire de la forme et la distribution spatiale des granulats,
- Modèles basés sur la technique d'analyse d'image.

I.5.1. Reconstitution aléatoire de la microstructure hétérogène des EB

Ce type d'approche est généralement basé sur une approche probabiliste utilisant la distribution pondérale des granulats dans le mélange. Elle consiste à générer des formes géométriques des inclusions avec une distribution spatiale et une orientation aléatoire. Les formes géométriques utilisées en 2D peuvent être des cercles ou des formes angulaires tels que les polygones (Wang, 2015) (Figure I-57).

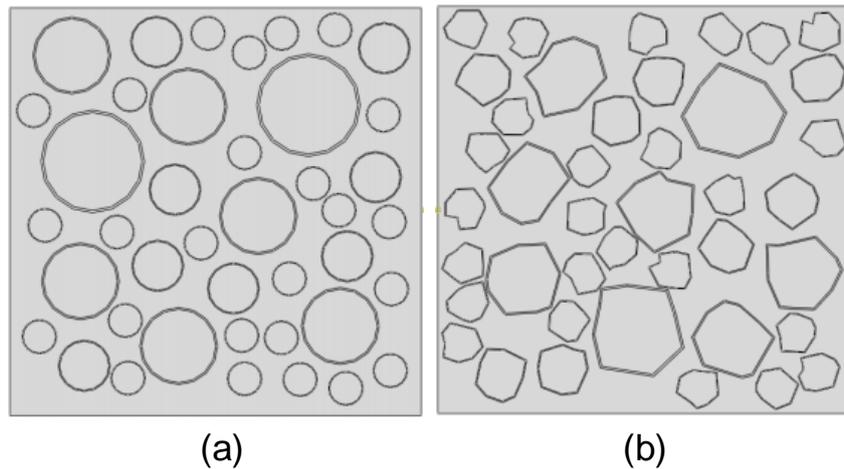


Figure I-57 : Exemples de microstructure aléatoire hétérogène avec deux formes géométriques (a) cercles (b) polygones

Une extension de cette approche consiste à intégrer des vides dans la microstructure des bétons au ciment (Wang and Jivkov, 2015). La courbe granulométrique est utilisée pour la création du squelette granulaire. Ensuite, à partir d'une image par tomographie aux rayons X, la partition des vides dans la microstructure est déterminée. Sur la base de ces données la microstructure virtuelle du béton est générée et maillée d'une manière aléatoire.

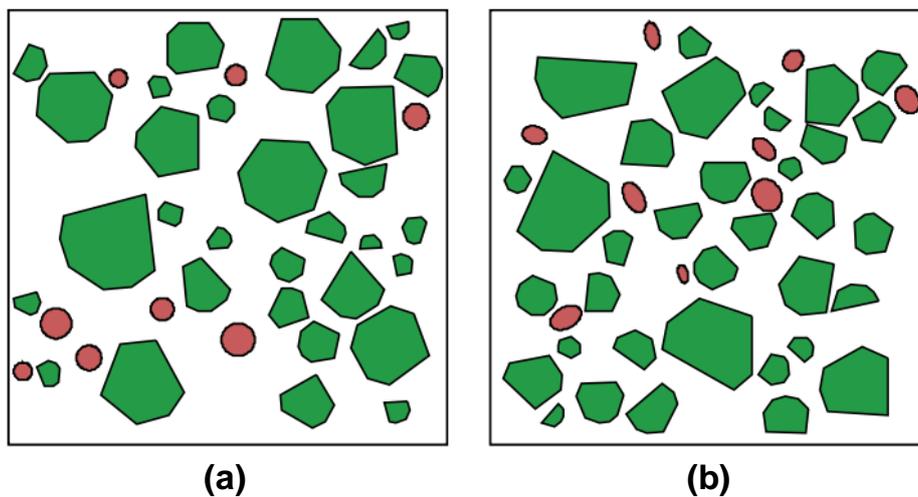


Figure I-58 : Méso-structure d'un béton-ciment (a) agrégats polygonaux et vides de forme circulaire (b) agrégats polygonaux et vides elliptique

Il existe une variété de techniques pour générer les granulats composant le squelette granulaire du mélange. La difficulté est de réussir à placer tous les grains dans le support de maillage requis. La procédure de distribution devient un problème crucial lorsqu'on cherche à atteindre des compacités de granulats de l'ordre 60-70%, la difficulté étant augmentée par la large distribution des tailles de granulats. De plus, un rayon minimal de coupure (d_{\min}) des granulats doit être préalablement défini. Tous les agrégats, ayant un diamètre inférieur à celui-ci, font partie de la matrice.

Bien que l'utilisation de cette approche pour l'estimation des propriétés viscoélastique du mélange (Fakhari Tehrani et al., 2013) ou pour la modélisation de la rupture sous chargement monotone (Wang, 2015) ait un grand potentiel, elle ne prend pas en compte l'orientation réelle

des granulats dans le mélanges qui peut induire une anisotropie du matériau (Masad et al., 2007; Zhang et al., 2011).

I.5.2. Technique d'imagerie pour une modélisation hétérogène des EB

La modélisation EF des EB permet une prédiction précise des propriétés du mélange en combinant les comportements constitutifs des granulats et de la matrice bitumineuse. L'échantillon numérique contient la microstructure réelle obtenue à partir d'images photographiques (Dai and You, 2008) ou de tomographie aux rayon X (El Haloui et al., 2020). L'image issue des deux techniques est composée de pixels décrits par leur intensité de gris allant de 0 à 255, la valeur la plus faible représentant le noir et la valeur la plus élevée représentant le blanc. L'image plane comprend des granulats, du mastic et des vides. Un filtrage à seuil est utilisé pour convertir cette image en niveaux de gris en deux ou trois phases différentes : blanc pour les granulats, noir pour la matrice et une couleur intermédiaire associée aux vides. La Figure I-59 montre les différentes étapes de traitement d'image pour la mise en œuvre de la microstructure hétérogène dans un code de calcul (El Haloui et al., 2020).

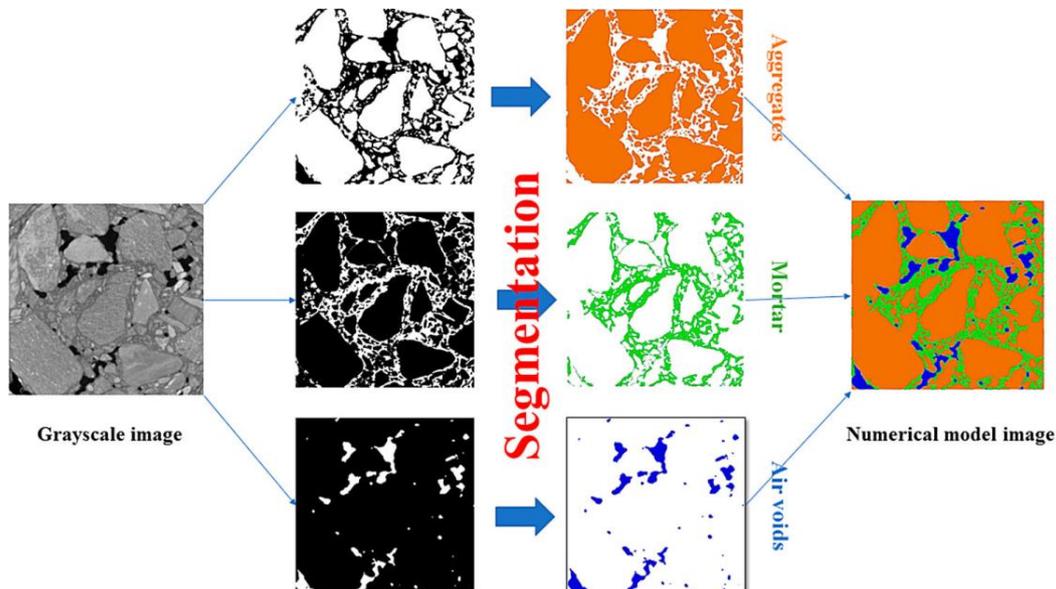


Figure I-59 : Processus de segmentation d'une image en trois phases : granulats, mastic et vides

Les méthodes probabilistes utilisées pour générer la microstructure aléatoire des enrobés bitumineux souffrent d'un certain nombre de limitations. Une bonne génération du squelette granulaire et des vides est fortement liée à la capacité du modèle à reproduire la forme géométrique la plus réaliste possible avec un compromis à faire entre la taille des plus petits grains, la résolution de l'image et le temps de calcul numérique. Nous avons donc opté pour la technique d'imagerie pour générer la microstructure hétérogène de l'enrobé.

I.6. Synthèse et conclusions

Dans la méthode française de dimensionnement des structures de chaussées, les résultats des essais de fatigue sont des paramètres d'entrées pour les calculs. La dépendance de la résistance en fatigue des EB d'une multitude de phénomènes réversibles et irréversibles qui interagissent au cours d'un essai de fatigue rend sa caractérisation très complexe. De plus, de nombreux paramètres affectant les résultats des essais de fatigue sont assez difficiles à maîtriser. La nature hétérogène des EB crée des champs de contrainte et de déformation hétérogènes, et rajoute une complexité d'analyse des efforts mesurés expérimentalement à

l'échelle macrostructural. Les résultats obtenus ne sont pas intrinsèques au matériau et sont fonction du type d'essai pratiqué et du type de matériau testé. Des études ont montré que le critère utilisé pour la détermination de la durée de vie des EB est arbitraire et peut être une source d'erreur dans l'estimation de la durée de vie des EB.

Dans le cadre du Contrôle Non-Destructif des EB, l'utilisation des méthodes sismiques, notamment les ultrasons (US) et l'émission acoustique (EA) se montrent prometteuses. Nous avons d'abord démontré le potentiel des méthodes CND dans le domaine de la caractérisation physique, thermique, mécanique, notamment dans l'évaluation des propriétés élastiques des EB. L'évolution de la vitesse en fonction des paramètres de formulation des enrobés bitumineux donne, notamment par un calcul élastique du module, des indications sur le module élastique, l'anisotropie, la porosité, la densité et la teneur en bitume.

Ensuite, nous avons démontré le potentiel d'utilité de la méthode US et de la technique d'EA dans le suivi de la dégradation progressive des propriétés mécaniques, au cours d'un chargement mécanique monotone ou cyclique pour répondre aux questions concernant les mécanismes responsables des changements microstructuraux du matériau. En effet, les durées de vie obtenues par la méthode US sont corrélées linéairement à celles déterminées avec un modèle de prédiction. La technique EA permet aussi de réaliser des analyses dans le domaine temporel et fréquentiel afin de proposer un séquençage d'évolution des différents mécanismes qui peuvent avoir lieu lors d'un essai de fatigue mécanique. D'un point de vue caractérisation du vieillissement des EB en laboratoire, les études en laboratoire ont montré l'évolution temporelle des caractéristiques de propagation d'onde mécanique : vitesse et atténuation en fonction de la durée de vieillissement. La technique EA permet aussi de réaliser un suivi temporel et spatial du vieillissement sur la base de la variation de la température de fragilisation.

Ces applications en laboratoire peuvent avoir une transposition in-situ avec une analyse de la propagation des ondes de surface et permettent le suivi et/ou la mise en évidence des défauts de mise en œuvre lors de la construction de la chaussée.

Pour modéliser le comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux, une synthèse des différents modèles rhéologiques est présentée. Les modèles classiques de type Maxwell et Kelvin-Voigt ne permettent pas de traduire correctement le comportement des matériaux bitumineux dans certaines conditions. Les modèles rhéologiques avec des éléments de fluage parabolique sont mieux adaptés pour modéliser le comportement des enrobés bitumineux. Néanmoins, ces modèles ne possèdent pas des expressions analytiques des fonctions thermodynamiques (fluage et relaxation) permettant de prendre en compte des phénomènes réversibles et irréversibles qui peuvent avoir lieu pendant les essais de fatigue.

Enfin, Les approches numériques conçues pour simuler les essais de fatigue peuvent également estimer la durée de vie en fatigue de l'EB, mais la plupart d'entre elles supposent que le matériau est homogène. Dans un premier temps, les modèles simulant les essais de fatigue des EB basés sur la mécanique continue de l'endommagement et la mécanique de la rupture ont été présentés. Afin de prendre en compte les phénomènes mécaniques et thermiques locaux qui peuvent avoir lieu lors d'un essai de fatigue, une modélisation hétérogène est nécessaire. Une synthèse des différentes méthodes qui existent dans la littérature pour reproduire la microstructure virtuelle des EB est présentée.

Partie II. ÉTUDE EXPERIMENTALE

Cette partie de la thèse est consacrée à la caractérisation expérimentale des matériaux étudiés (enrobés bitumineux) dans le cadre du projet ANR MOVEDVDC. Pour réaliser ce travail, nous avons élaboré d'une part une stratégie spécifique de prélèvement et de fabrication d'échantillons et de confection d'éprouvettes et d'autre part, développé des procédures de mesures par contrôle non destructif pour caractériser l'état initial des matériaux et leur comportement sous chargement mécanique en fatigue.

Ainsi, la première partie du travail à l'échelle du projet a porté sur le choix des sites expérimentaux (routes en service) et la formulation en laboratoire de matériaux destinés aux essais de vieillissement accéléré et aux essais de fatigue croisés entre les laboratoires partenaires. Une attention particulière a été accordée à la procédure de prélèvement des échantillons et à la fabrication des éprouvettes en adéquation avec les exigences des essais de contrôle non destructif. Pour ces derniers, nous avons opté pour deux techniques basées sur la propagation des ondes mécaniques : les ultrasons pour évaluer l'homogénéité des matériaux à l'échelle des échantillons prélevés in-situ ou fabriqués en laboratoire et l'évaluation des modules d'élasticité à hautes fréquences ; l'émission acoustique pour enrichir la compréhension des mécanismes mis en jeu lors d'un essai mécanique de fatigue et le développement de nouveaux indicateurs associés à l'endommagement et à la rupture de ces matériaux.

II.1. Sites expérimentaux et matériaux d'études

II.1.1. Stratégie de sélection des sites expérimentaux

La majorité des études sont réalisées à partir de matériaux bitumineux d'assise, prélevés sur sites. Pour cela, quatre sections de chaussées bitumineuses anciennes sont choisies en liaison avec le PN-DVDC. Ces sections sont représentatives de différents modes de dégradation, et sont parfaitement documentées. Les caractéristiques initiales des matériaux, des structures, le trafic, l'historique des dégradations et des entretiens sont connus. Elles ont également fait l'objet d'un suivi détaillé, au moyen d'essais d'auscultation (déflexion, relevé des dégradations, carottages). La région climatique dans laquelle se situent les chaussées choisies était également un facteur important dans le processus de sélection pour l'étude.

II.1.2. Sites MOVEDVDC

Les quatre sites expérimentaux sélectionnés dans le cadre du projet MOVEDVDC sont situés dans différentes régions de la France. Le premier site est situé sur l'autoroute A35 à une quinzaine de kilomètres au sud-ouest de la ville de Strasbourg. Le second site est situé entre la rocade de Dijon et la RD-125d. Le troisième site est situé entre Cazouls-lès-Béziers et Maraussan (Figure II-1). Le dernier site correspond à une section expérimentale du manège de fatigue à Nantes.

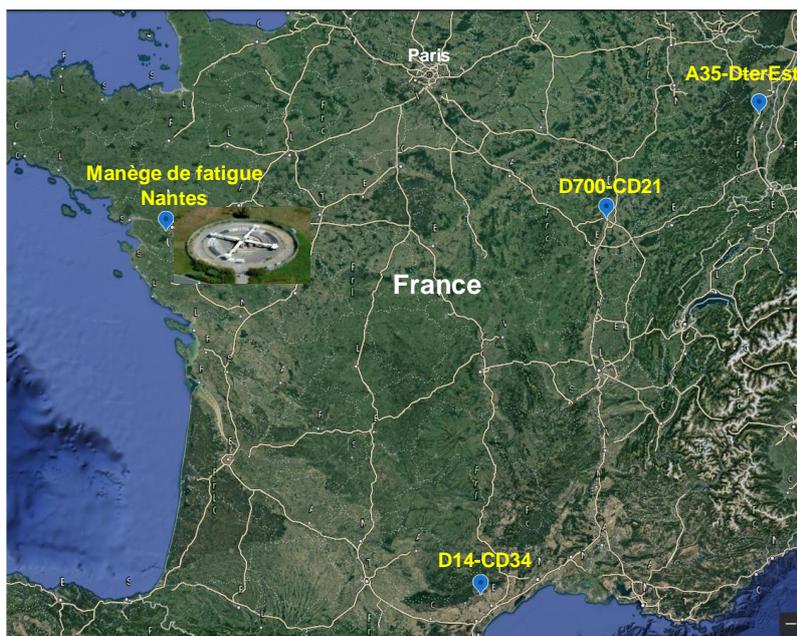


Figure II-1 : Localisation des sites expérimentaux sur la carte de France

Afin d'analyser l'effet du trafic sur le comportement des matériaux d'assise prélevés, deux zones ont été prélevées sur chaque site. Une zone située sur la voie lente, dans la bande de roulement supposée être soumise à la circulation des poids lourds (PL), et une zone non circulée sur la voie rapide ou le trafic des poids lourds est supposé négligeable.

II.1.2.1. Site expérimental de Strasbourg

- **Localisation des zones de prélèvements**

La section expérimentale où les prélèvements ont eu lieu se situe sur l'autoroute A35 au Bas-Rhin, à une quinzaine de kilomètres au sud-ouest de Strasbourg, entre les points de repère PR 411+100 et PR 417+000.

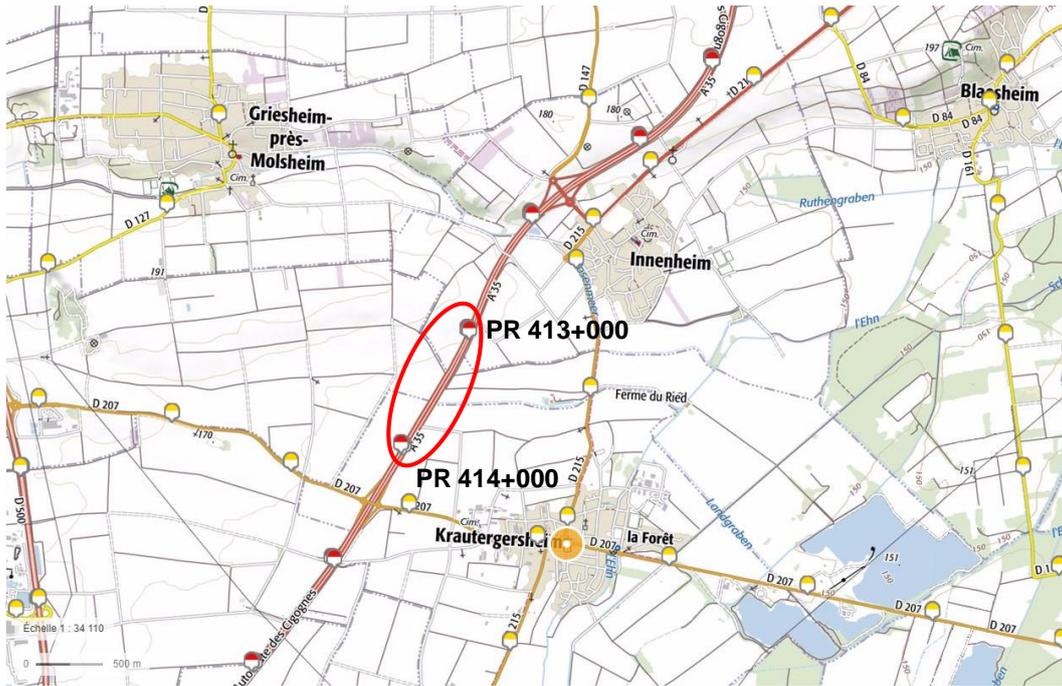


Figure II-2 : Localisation de la zone de prélèvement (A35, PR 413+700)

Les prélèvements effectués le 18/06/2018 ont consisté à découper par fraisage 6 blocs en bande de roulement gauche de la voie lente (soumise à la circulation PL), et 6 blocs en axe de la voie rapide (pas ou peu soumise à la circulation PL) au niveau de Krautergersheim (PR 413+700) (Figure II-2). Les dimensions des blocs sont de $0.5 \times 0.7 \times 0.3 \text{ m}^3$, pour un poids total avoisinant les 250 kg / blocs. Une fois découpés, les blocs ont été extraits à la pelle et déposés sur palettes (Figure II-3).



Figure II-3 : Découpe et prélèvement des blocs de la A35

- **Structure théorique de la chaussée**

La structure de cette chaussée de la A35, construite en juin 2002, est à structure inverse sur une couche de forme traitée. La chaussée se compose de : 6 cm d'une couche de roulement en BBSG (Béton Bitumineux Semi Grenu), 12 cm d'une couche de base en GB3 (Grave Bitume de classe 3) comportant 40 % d'agrégats d'enrobés, sur une couche de fondation de 12 cm en GB3 reposant sur 12 cm d'une couche de GNT (Grave Non Traitée) et 60 cm de couche de forme traitée (Figure II-4).

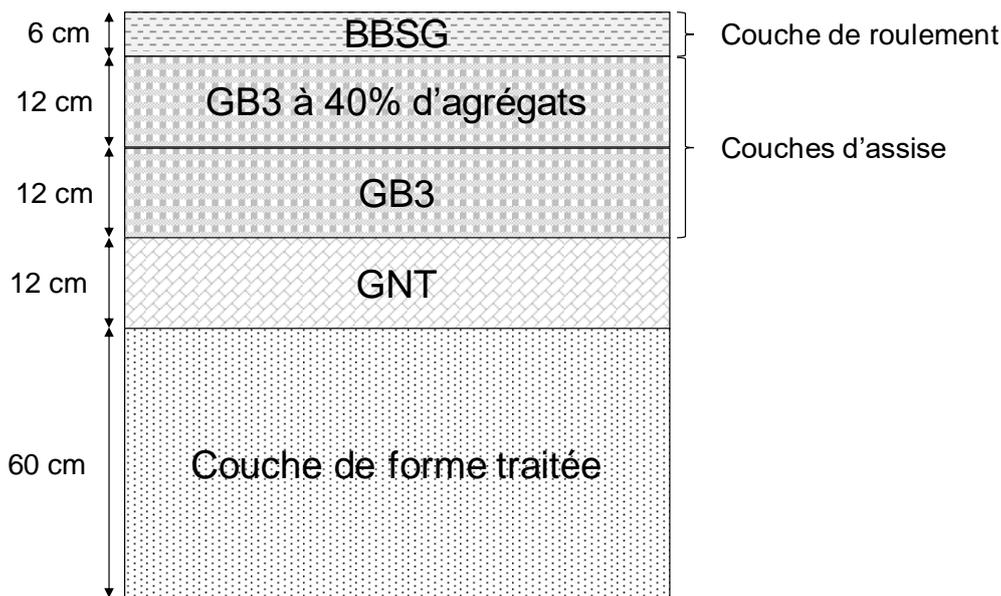


Figure II-4 : Structure de chaussée de la A35

- **Formulation des matériaux**

Les matériaux bitumineux constituant les couches d'assises (base et fondation) qui feront l'objet d'étude dans cette thèse sont de type Grave Bitume de Classe 3. Le grave bitume de la couche de base contient 40 % d'agrégats d'enrobé recyclés Bischoffsheim de classe granulaire 0/10. En couche de fondation, le matériau a été élaboré avec des constituants neufs. Les caractéristiques de composition des matériaux de la couche de base et de fondation sont présentées dans le tableau ci-dessous.

Tableau II-1 : Caractéristiques de composition des matériaux d'assise de la A35

	Couche de base	Couche de fondation
Type d'enrobé	GB3 avec 40 % d'agrégats	GB3
Nature / origine des granulats	Silico-calcaire CSR	100% CSR
Nature/origine des fines d'apport	Calcaire WASSELONE	Calcaire WASSELONE
MVRA (kg/m ³)	2280	2278
Vides (%)	8.20	8.31
Nature de liant	Bitume résiduel	Bitume pur Reichstett
Température de ramollissement (°C)	65.2	50.0
Pénétrabilité (1/10) à 25°C	18	50
Teneur en liant (%)	4.7	4.6

$ E^* $ (15°C, 0.02 s) (MPa)	10 400	-
ε_6 ($\mu\text{m/m}$)	115	-

La Figure II-5 montre la courbe granulométrique des graves bitume 0/14 constituant les couches d'assise de la structure de chaussée.

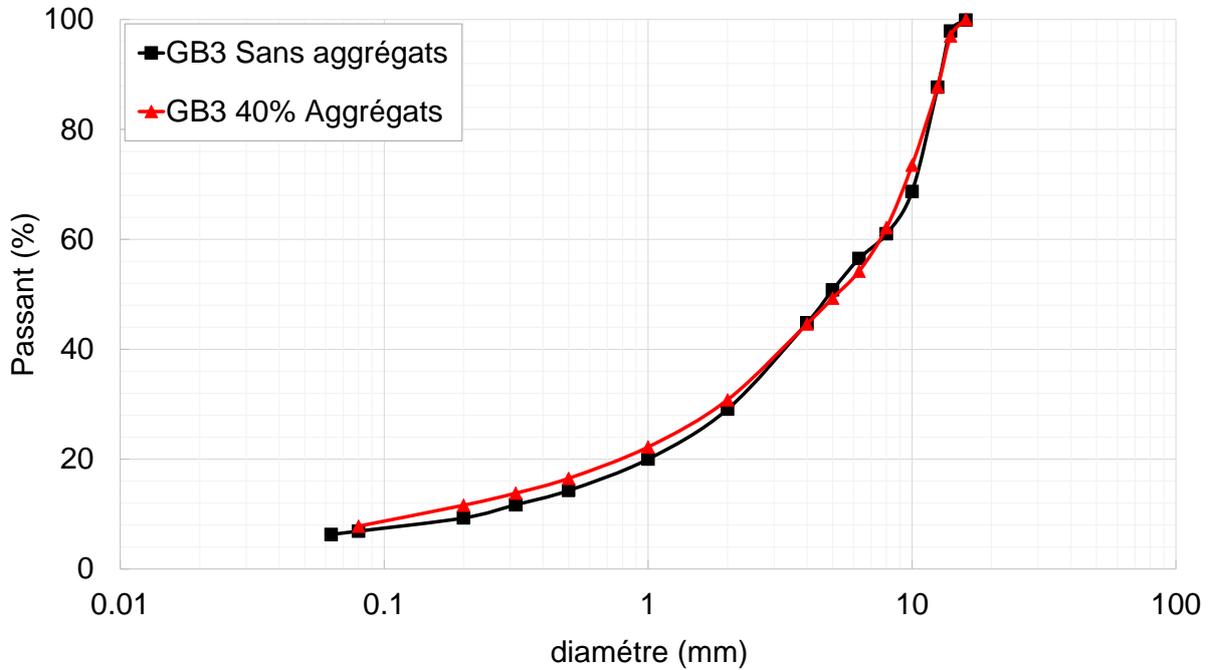


Figure II-5 : Courbes granulométrique des matériaux d'assise (GB 0/14) de la A35

- **Trafic et climat**

Le trafic de dimensionnement initial est de 1200 PL/j/sens (classe T0). Les données statistiques de l'évolution du trafic depuis l'année de construction, recensées à une station de comptage au niveau du PR 411+694, sont présentées dans la Figure II-6.

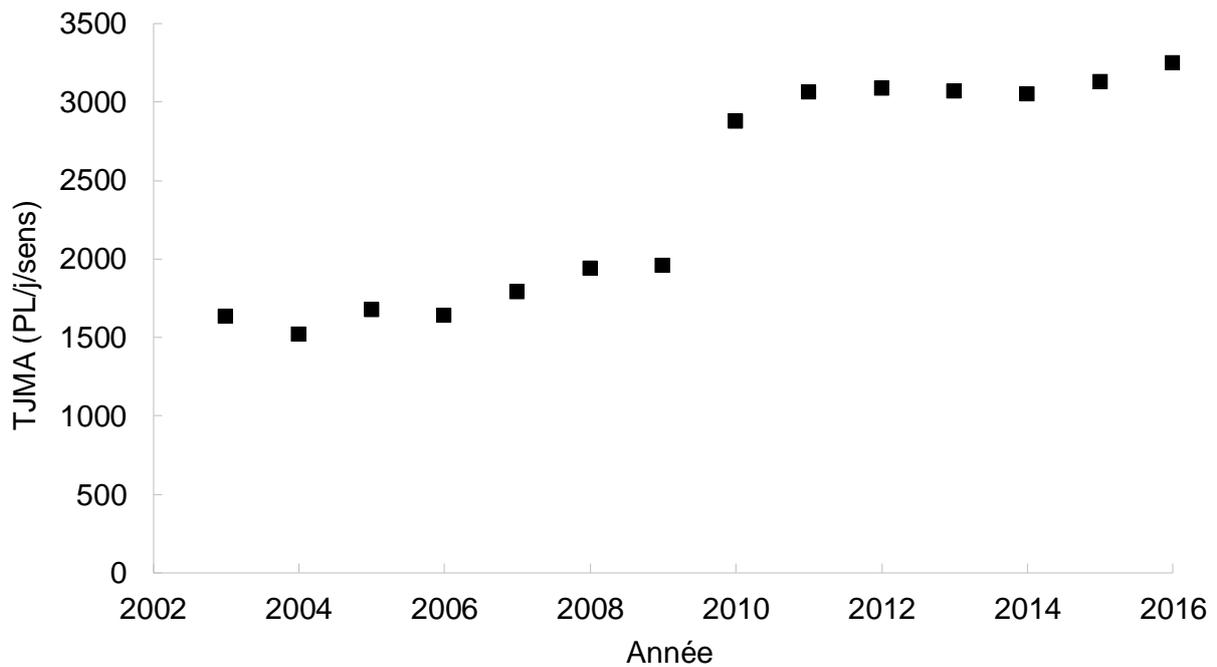


Figure II-6 : Évolution du trafic poids lourds sur l'autoroute A35

Le climat du Bas-Rhin est de type océanique à semi-continentale, de température moyenne annuelle d'environ 10 °C.

II.1.2.2. Site expérimental de Dijon

- Localisation des zones de prélèvements

Ce site est situé sur une section de la RD700 entre le PR 0+000 et le PR 1+500 (entre la RN274 qui est aussi la rocade Est de Dijon et la RD125D). Cette section de 2x2 voies est bordurée avec de la bordure de type A et de la GBA (Glissière en Béton Adhérent). La RD700 gérée par le Conseil Départemental de la Côte d'Or (CD21) est le barreau de liaison entre l'échangeur autoroutier de l'A31 dit d'Arc-sur-Tille et la rocade de Dijon.

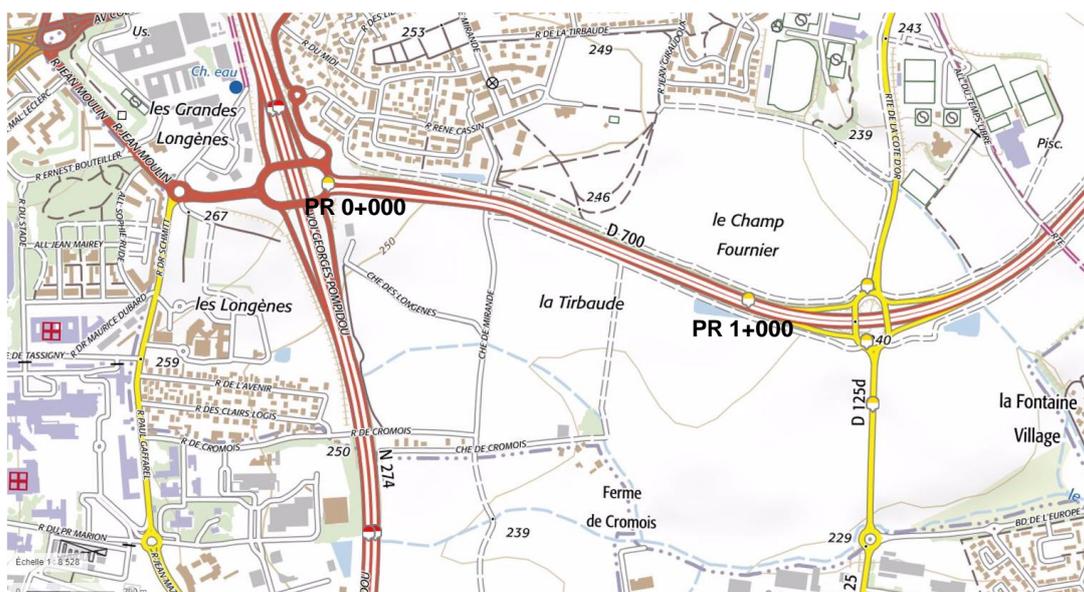


Figure II-7 : Localisation de la zone de prélèvement (RD700, PR 0+000)

Les matériaux ont été prélevés le 07/10/2018 en deux lots de 8 blocs contiguës de dimensions $0.45 \times 0.65 \times 0.315 \text{ m}^2$ dans deux zones différentes. Le prélèvement dans la section circulée se situe dans la bande de roulement droite de la section de rabattement à une voie en amont du giratoire. La section non circulée se situe dans l'îlot de rabattement à une voie délimitée par des balises, qui a été créé quelques années après la mise en service de la RD700. Les blocs d'environ 225 kg chacun ont été sciés en place avant d'être extraits par une mini pelle et déposés sur palettes.

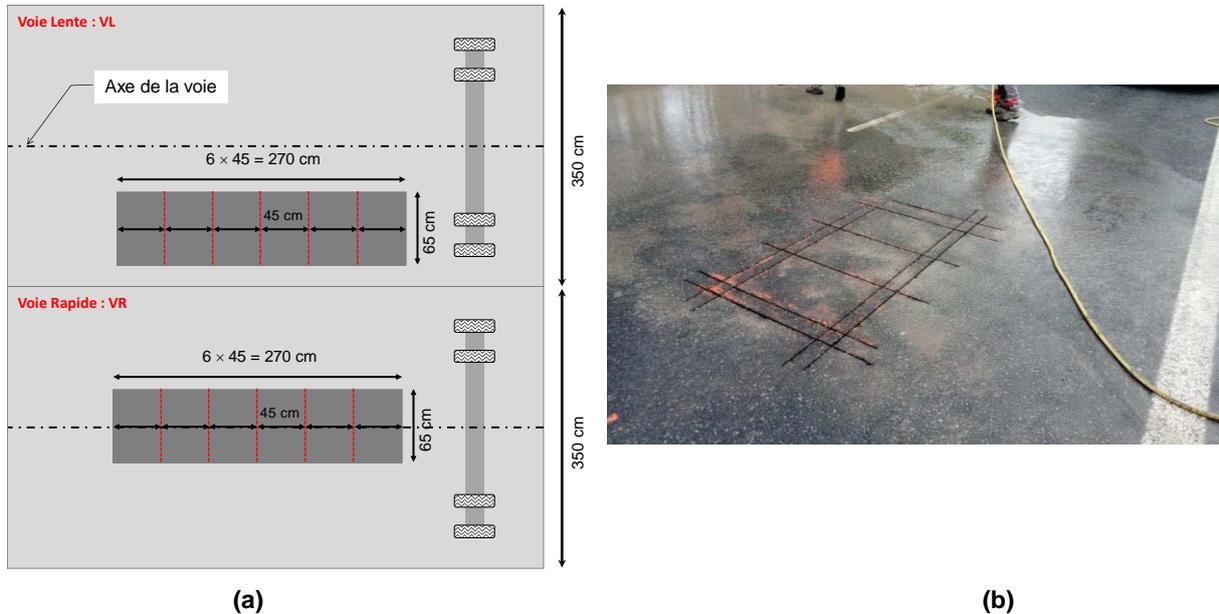


Figure II-8 : (a) Plan de prélèvements sur VL et VR (b) Exemple de prélèvement par sciage au milieu de la VL de la RD700

- **Structure théorique de la chaussée**

La structure de chaussée en place sur la section de prélèvement construite en 2002, est de type chaussée bitumineuse épaisse sur une couche de forme de limon traité au liant routier avec un dosage de 5%. La section de prélèvement a fait l'objet d'un entretien en 2011, une nouvelle couche de 4 cm de BBSG a été mise en place qui repose sur la structure initiale de 4.5 cm de BBME (Béton Bitumineux à Module Elevée), une couche de base de 11 cm en GB3 sur une couche de fondation en GB3 (Figure II-9).

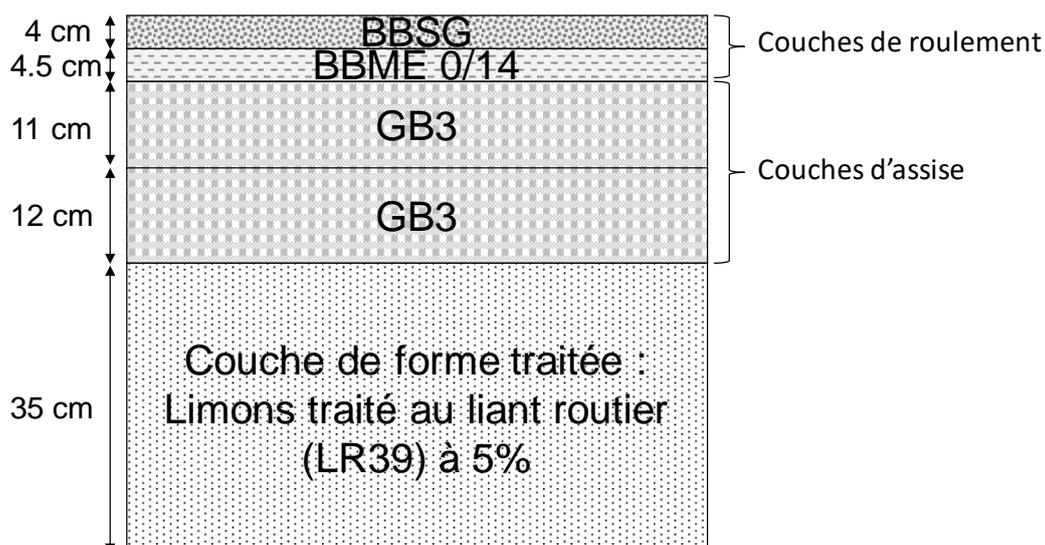


Figure II-9 : Structure de chaussée en place sur la section de prélèvement de la RD700

- **Formulation des matériaux**

Les deux enrobés de la couche d'assise de la structure de chaussée sont de type grave bitume de classe 3 (GB3 0/14). La même formulation a été utilisée pour fabriquer ces enrobés avec des granulats de carrière de type calcaire provenant de SOCALCOR et d'AUTHUME MOISSEY, respectivement pour la couche de base et de fondation. Les enrobés diffèrent uniquement dans l'utilisation des agrégats d'enrobés recyclés dans la fraction granulaire 0/10 pour la couche de base. Les principales caractéristiques de composition des enrobés d'assise sont présentées dans le Tableau II-2.

Tableau II-2 : Caractéristiques de composition des matériaux d'assise de la RD700 sur Dijon

	Couche de base	Couche de fondation
Type d'enrobé	GB3 avec 10% d'agrégats d'enrobé 0/10 recyclés	GB3
Nature / Origine de granulats	Calcaire SOCALCOR	Calcaire AUTHUME MOISSEY
Nature / Origine des fines d'apport	Calcaire MEAC à GY	-
MVRA (kg/m ³)	2304	2290
Vides (%)	8.50	8.50
Type / Classe de liant	Bitume pur 35/50	Bitume pur 35/50
Température de ramollissement (°C)	52	50.4
Pénétrabilité (1/10) à 25°C	46	46
Teneur en liant (%)	4.6	4.5

$ E^* $ (15°C, 10 Hz) (MPa)	9300	9300
-----------------------------	------	------

La Figure II-10 montre les courbes granulométriques des enrobés d'assise.

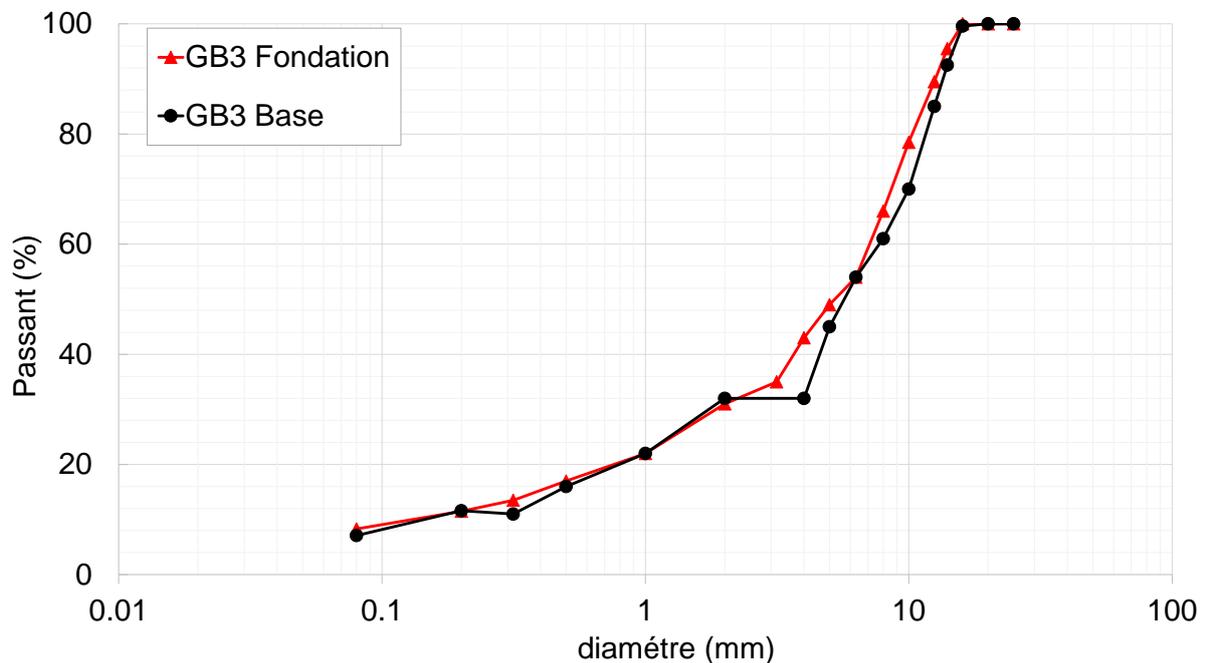


Figure II-10 : Courbes granulométriques des matériaux d'assise de la RD700

- **Trafic et climat**

Dans un contexte suburbain de l'agglomération de Dijon, la chaussée concernée a été conçue pour recevoir un trafic journalier de 1016 PL/j/ 2 sens. Le climat dominant dans cette région est de type semi-continentale (Nord-Est).

II.1.2.3. Site expérimental de Béziers

- **Localisation des zones de prélèvements**

Ce site se situe sur une section entre le PR 60+000 et le PR 62+000 de la RD14 du département de l'Hérault. Cette section a été élargie en 2005 entre les communes Maraussan et Cazouls-lès-Béziers.

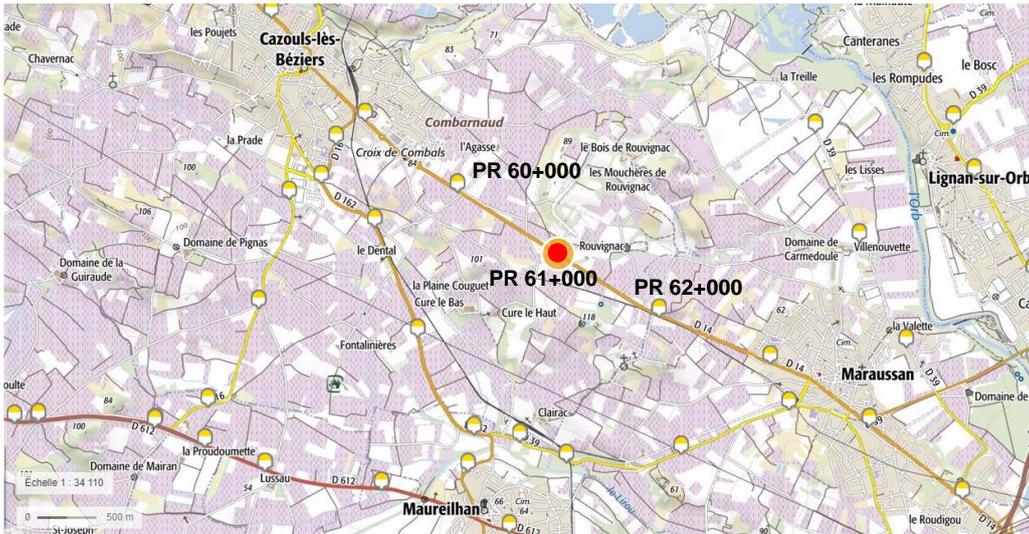


Figure II-11 : Localisation de la zone de prélèvement sur la RD14

- **Structure théorique de chaussée**

La structure de chaussée de la section dont les prélèvements ont eu lieu est type de souple qui se compose de 6 cm de couche de roulement en BBSG, reposant sur une couche de 10 cm en GB3 sur une couche de GNT d'environ 35 cm (Figure II-12).

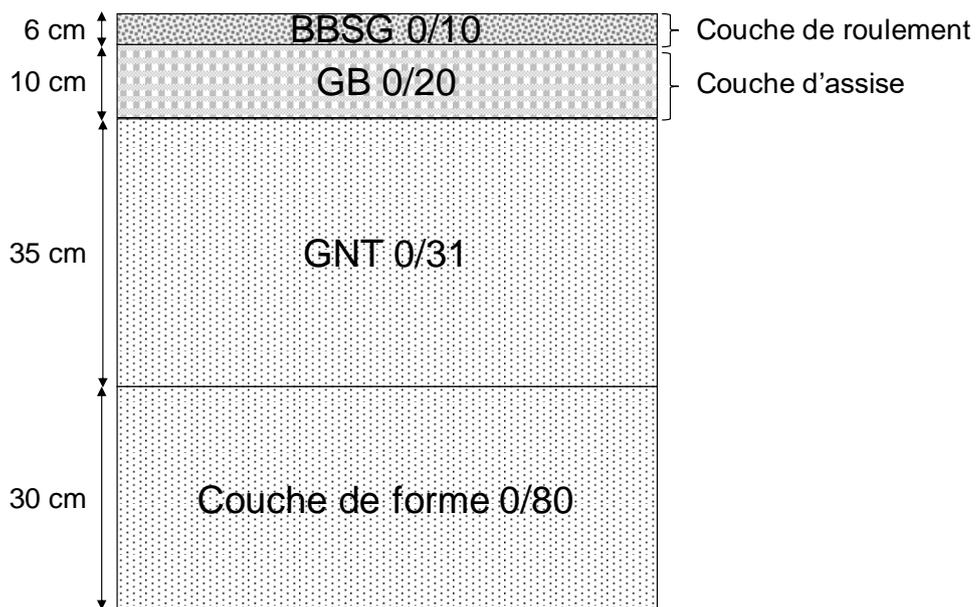


Figure II-12 : Structure de chaussée pour le site de Béziers (D14)

- **Matériaux d'assise de chaussée**

La couche d'assise est composée d'une GB3 (0/14) formulée avec des granulats de nature BASALTE CRB et un bitume de classe 35 /50 avec une teneur en liant de 4.3% et un pourcentage de vides de 10.3%. La masse volumique réelle de l'enrobé est de 2765 kg/m³ et son module MAER (Machine Asservie d'Essais Rhéologique) à 15°C-0.02 s est estimé à 13 646 MPa. La déformation (ϵ_6) correspondant au passage de 10⁶ cycles est de 137 μ m/m. La Figure II-13 montre la courbe granulométrique de l'enrobé.

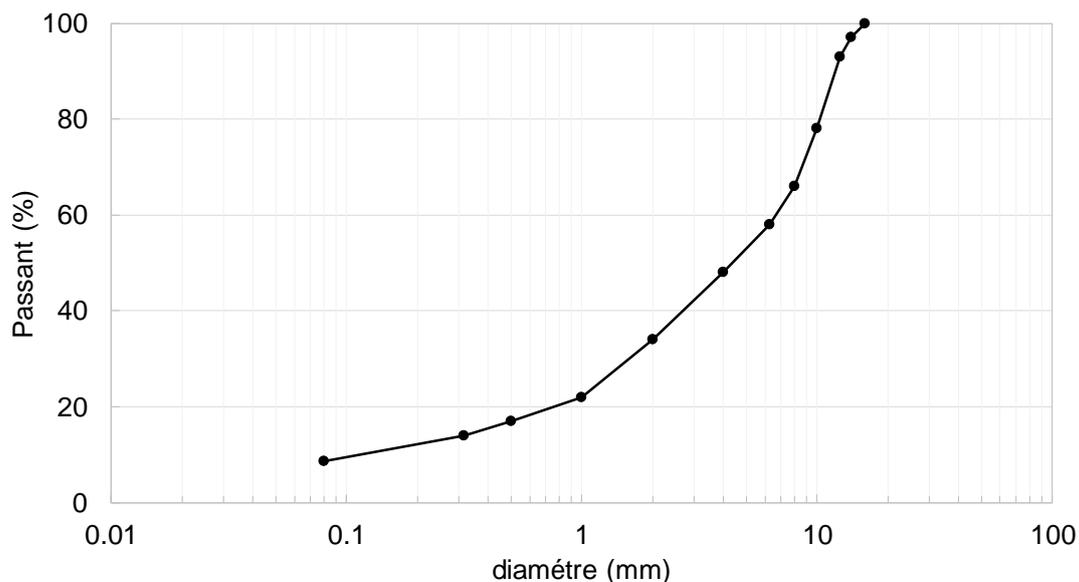


Figure II-13 : Courbe granulométrique de la GB 3 (Béziers)

- **Trafic et climat**

Le climat de cette région est de type méditerranéen et La zone prélevée se situe sur la voie qui reçoit environ 260 PL/j (dans le sens de Maraussan vers Cazoul-lès-Béziers).

II.1.2.4. Section expérimentale de Nantes

La section dont les matériaux de ce site sont prélevés était testée avec le manège de fatigue à l'université Gustave Eiffel (UGE) à Nantes. Ce dernier permet de tester en vraie grandeur le comportement des chaussées sous trafic lourd accéléré (APT : Accelerated Pavement Testing). Le climat dans la région est de type océanique de température moyenne d'environ 12°C.

La figure ci-après présente le manège de fatigue à Nantes.



Figure II-14 : Manège de fatigue de l'UGE à Nantes

La structure de la chaussée expérimentale est composée d'une couche de surface de 5 cm de béton bitumineux (BB), une couche de base de 20 cm en grave-bitume de classe 3 (GB3)

et une couche de fondation de GB3 reposant sur une couche de forme de 40 cm en grave reconstituée humidifiée. Les couches d'assise qui feront l'objet de notre étude ont été construites en 1998.

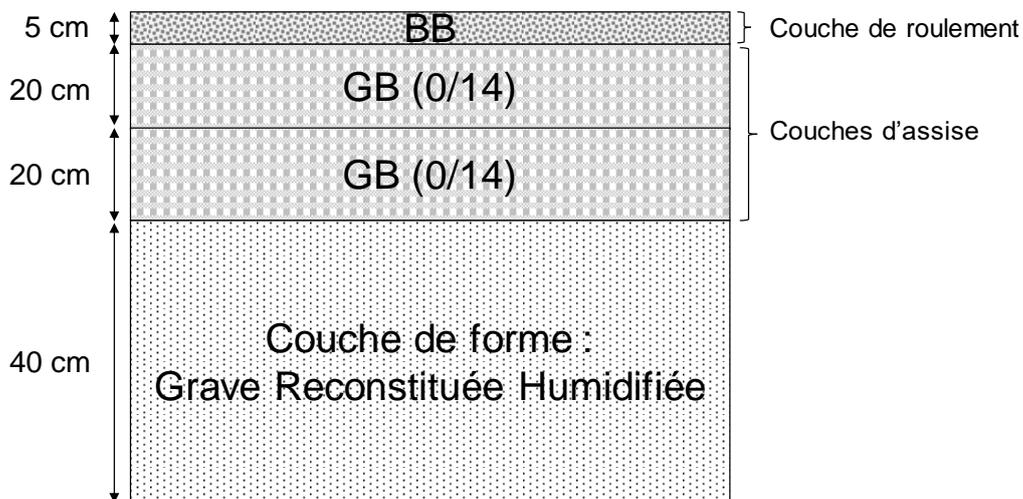


Figure II-15 : Structure théorique de la chaussée expérimentée du manège de fatigue

Les couche d'assise sont constituées d'une grave-bitume (GB3) ayant les mêmes propriétés de formulation. Le tableau ci-après décrit les principales caractéristiques de formulation des matériaux d'assise.

Tableau II-3 : Caractéristiques de composition des matériaux d'assise prélevés sur le site de Manège de fatigue à Nantes

	Couche de base	Couche de fondation
Type d'enrobé	GB3	GB3
Nature / Origine de granulats	Noubleau	Noubleau
Type / Classe de liant	Bitume 35/50 Elf Donges	Bitume 35/50 Elf Donges
Température Bille-Anneau (TBA) (°C)	50.5	50.5
Pénétrabilité (1/10) à 25°C	40	40
Teneur en liant (%)	4.6	4.6
MVRA (kg/m ³)	2670	2670
Vide (%)	5.63	5.63
E* (15°C, 10 Hz) (MPa)	13 884	13 884
ϵ_6 (µm/m)	113	113
Pente de la droite de fatigue (b)	-0.164	-0.164

II.1.3. Matériaux fabriqués en laboratoire

Les matériaux fabriqués en laboratoire ont une formulation d'un enrobé bitumineux de type GB3 0/14. La formulation est proche de celle des matériaux de couche d'assise prélevés in-situ. Les granulats proviennent de la carrière de Noubleau et le filler est de provenance Airvault. Le liant utilisé est un bitume pur de classe 35/50 dosé à 4.4% dans le mélange et une teneur en vide de 6.5%.

La masse volumique réelle des granulats (MVRg) est de 2875 kg/m³. Les proportions de granulats entrant dans la formulation du GB3 sont présentés dans le Tableau II-4 et sa courbe granulométrique est présentée dans la Figure II-16 .

Tableau II-4 : Formulation de l'enrobé bitumineux GB3 0/14

Origine et type de granulat	Pourcentage dans le mélange (%)
Noubleau 0/2	29.1
Noubleau 2/6.3	22.2
Noubleau 6.3/10	14.8
Noubleau 10/14	27.5
Airvault filler	2.0

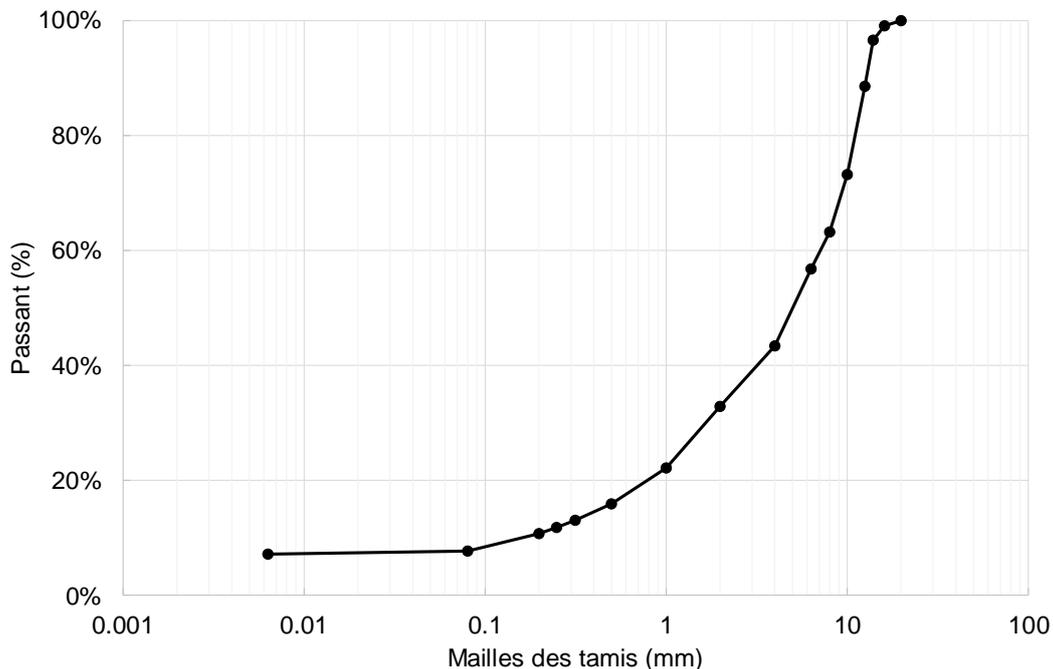


Figure II-16 : Courbe granulométrique de l'enrobé GB3 0/14 fabriqué en laboratoire

Ces matériaux ont été vieillis en laboratoire à différent niveau de vieillissement et ont fait l'objet par la suite d'une campagne expérimentale des essais de fatigue croisés. Une synthèse des résultats des essais de fatigue croisés est présentée dans l'annexe 1.1.

II.1.4. Nomenclature

La nomenclature utilisée pour présenter les résultats dans cette partie permet de préciser le type d'essai, le site de prélèvement, la zone et la couche de la structure étudiée. Egalement elle précise le niveau de vieillissement du matériau au laboratoire.

Tableau II-5 : Variables utilisées pour la nomenclature

Type d'essai	Provenance de matériau	Type enrobé / Site	Zone de prélèvement	Couche d'assise	Niveau de vieillissement
FR : fatigue résiduelle TSRST : retrait thermique	Laboratoire	GBXY : Grave Bitume de classe x et granulat de type Y	-	-	NF1 : matériau neuf VF1 Vieillesissement laboratoire
US: C-scan US EA: Emission Acoustique F : fatigue laboratoire	In-situ	STR : Strasbourg DIJ : Dijon BEZ : Béziers	C : Circulée NC : Non-Circulée	B : Base F : Fondation	-

La Figure II-17 donne deux exemple de nomenclature pour deux enrobés bitumineux : fabriqué en laboratoire et prélevé in-situ pour des différents types d'essai.

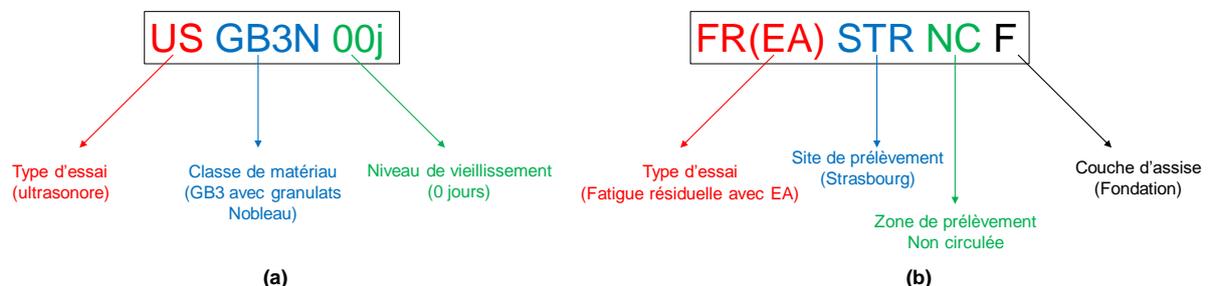


Figure II-17 : Exemple de nomenclature pour les matériaux (a) fabriqués en laboratoire (b) prélevés in-situ

II.2. Dispositifs expérimentaux

Dans cette section, nous présenterons les différentes techniques expérimentales mises en œuvre pour la caractérisation de l'état initial des matériaux et l'étude de leur comportement sous chargement mécanique de fatigue :

- L'essai de propagation d'onde de compression P et de cisaillement S qui permet de réaliser un C-scan US des plaques d'enrobés pour déterminer les propriétés mécaniques résiduelles du matériau ;
- L'essai de banc gamma-densimétrie utilisé pour mesurer la masse volumique apparente et l'épaisseur des plaques testées. Cet essai a été réalisé au centre de recherche d'Eurovia à Mérignac ;

- L'essai de fatigue en flexion 2-points sur éprouvette trapézoïdale réalisés au centre de recherche d'Eurovia à Mérignac et qui permet d'estimer la résistance à la fatigue des EB ;
- La détection et l'enregistrement de l'activité acoustique durant l'essai de fatigue.

II.2.1. Appareil de mesures ultrasonores

Le dispositif expérimental utilisé pour la mesure de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores (Pundit PL-200, Figure II-18) est composé d'un générateur d'impulsions avec des tensions d'excitation allant de 50 à 400 V. Le facteur de gain à la réception est réglable de 1 à 10000 (de 0 à 80 dB). La mesure du temps de vol (TOF : Time Of Flight) est réalisée à une résolution temporelle est de 0.1 μ s et la tension est mesurée à $\pm 30.52 \mu$ V sur une définition de 16 bits. Les C-scan US ont été réalisés suivant la configuration d'une transmission directe.

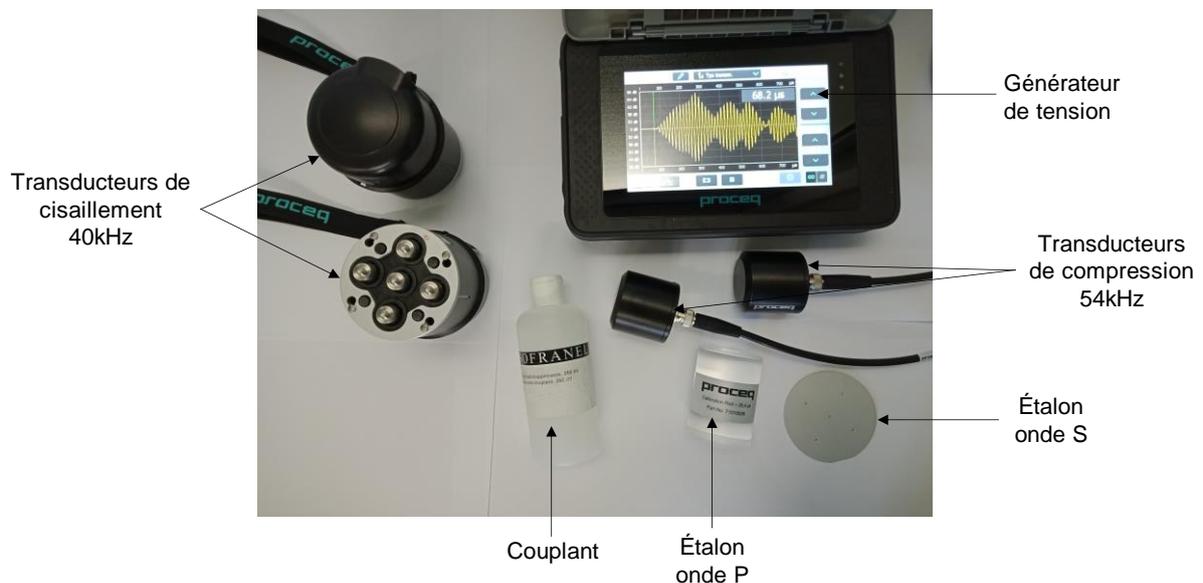


Figure II-18 : Pundit PL-200 et transducteurs d'onde P et S

Un couple de transducteurs piézoélectriques de type résonant (émetteur et récepteur) à faible largeur de bande passante est utilisé pour réaliser les mesures. Une paire de transducteurs plats a été utilisée pour générer des ondes P avec une fréquence de $54\text{kHz} \pm 5\text{kHz}$, et un diamètre de contact 36.77mm. Un couplant acoustique est utilisé pour assurer un bon contact entre les transducteurs d'onde P et le matériau. Pour les ondes de cisaillement, un couple de transducteurs à contact sec est utilisé. La fréquence et le diamètre sont respectivement de $40\text{kHz} \pm 4\text{kHz}$ et 84mm. Les spectres de fréquences des deux transducteurs sont présentés dans la Figure II-19.

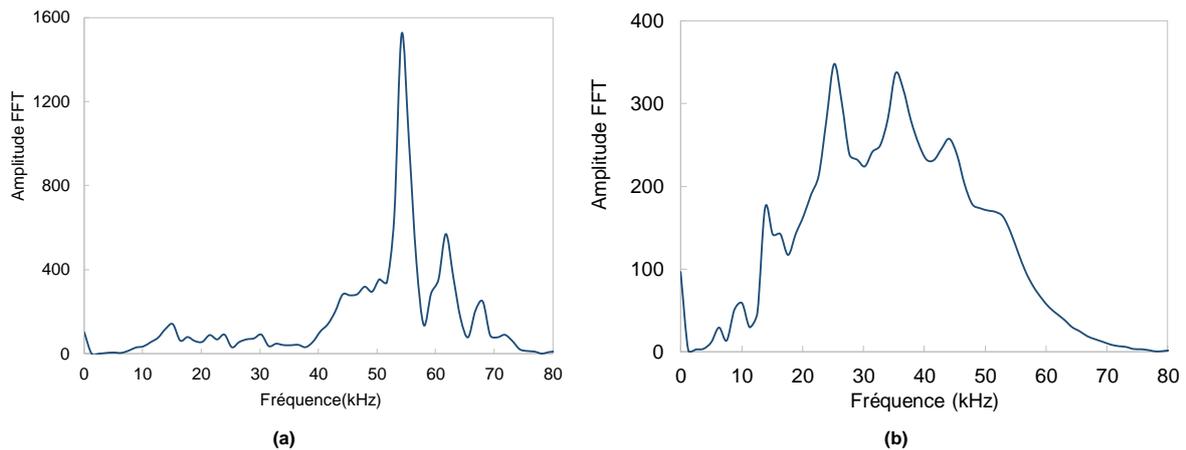


Figure II-19 : Réponse fréquentielle des transducteurs (a) d'onde P, 54kHz (b) onde S, 40kHz

Les mesures US ont été réalisées sur des plaques fabriquées en laboratoire et prélevées in-situ conditionnées à 15°C dans une arche climatique pendant au moins 2 jours pour assurer une température uniforme dans toute la plaque. La température de 15°C présente la valeur moyenne sur une année en France et celle utilisée pour estimer le module introduit dans le dimensionnement des structures de chaussées routières. Les mesures ont été relevées avec un quadrillage régulier sur les deux axes «x» et «y» de 5×5 cm² en transmission directe sur l'épaisseur de la plaque.

Une étude comparative a été également réalisée en considérant une maille plus large de 10×10 cm². L'effet de température a été également étudié en faisant des C-scan US à des températures allant de -10 jusqu'à 30°C.

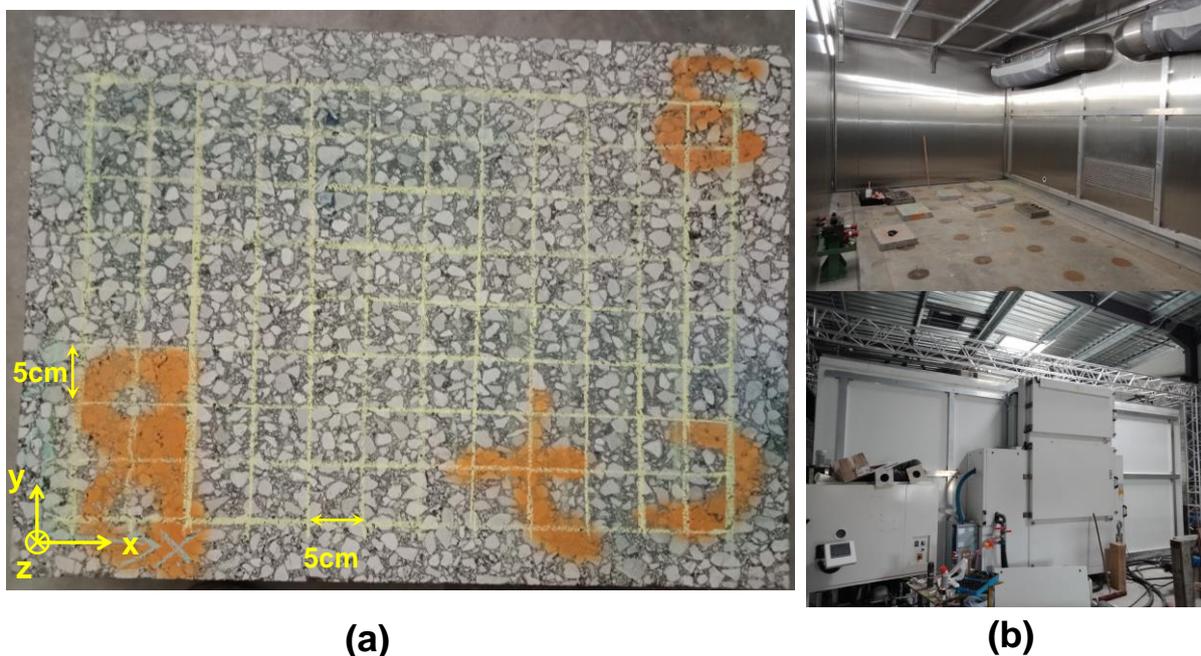


Figure II-20 : (a) Exemple de quadrillage d'une plaque (DIJ-C-F) (b) Arche climatique

II.2.2. Dispositif expérimental de gamma-densimétrie

L'essai de gamma densimétrie a pour but de déterminer la distribution spatiale de la masse volumique apparente des plaques. La mesure est basée sur le taux d'absorption d'un matériau

des sources radioactives de rayon gamma émises par une source introduite à une hauteur Z dans la couche soumise à l'essai (NF P 98-241-1, 1993). Les mesures ont été réalisées au centre de recherche d'Eurovia-Mérignac.

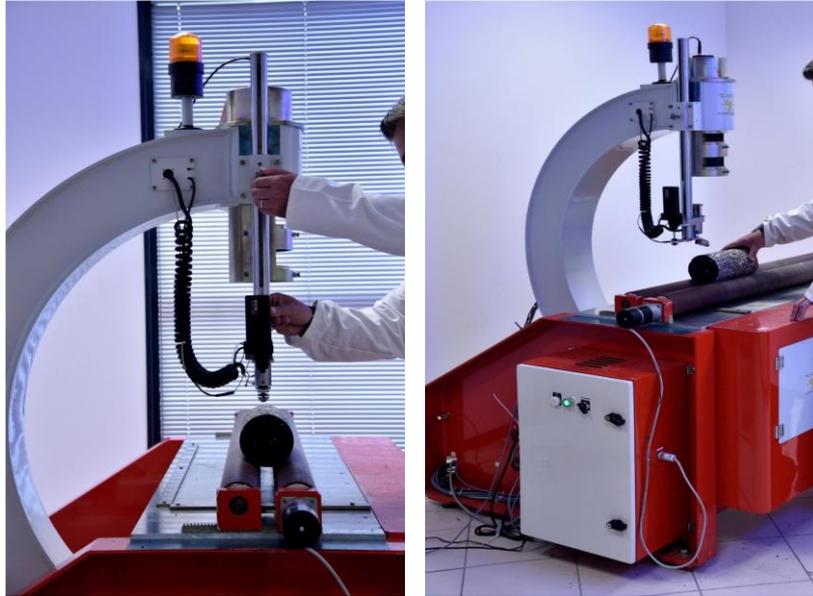


Figure II-21 : Banc gamma-densimètre (centre de recherche Eurovia, Mérignac)

La détermination expérimentale de la masse volumique est primordiale pour passer des mesures physiques des vitesses ultrasonores à une estimation des grandeurs mécaniques (E , G et ν). Ainsi, les mesures de densité par le banc-gamma ont été effectuées sur la même trame de quadrillage utilisé pour les C-scan ultrasonores.

II.2.3. Dispositif expérimental pour l'essai de fatigue

La campagne expérimentale des essais de fatigue a consisté à effectuer des chargements cycliques en flexion 2-point sur des éprouvettes trapézoïdales instrumentées avec des capteurs piézoélectriques pour détecter les émissions acoustiques.

Les éprouvettes testées en fatigue ont été confectionnées par sciage à partir des plaques prélevées in-situ ou fabriquées en laboratoire. Les éprouvettes sont en forme de trapèze isocèle, d'épaisseur constante $e=25 \pm 1$ mm, dont les dimensions sont : $B=56 \pm 1$ mm, $b=25 \pm 1$ mm et d'hauteur de $h=250 \pm 1$ mm (Figure II-22 (b)).

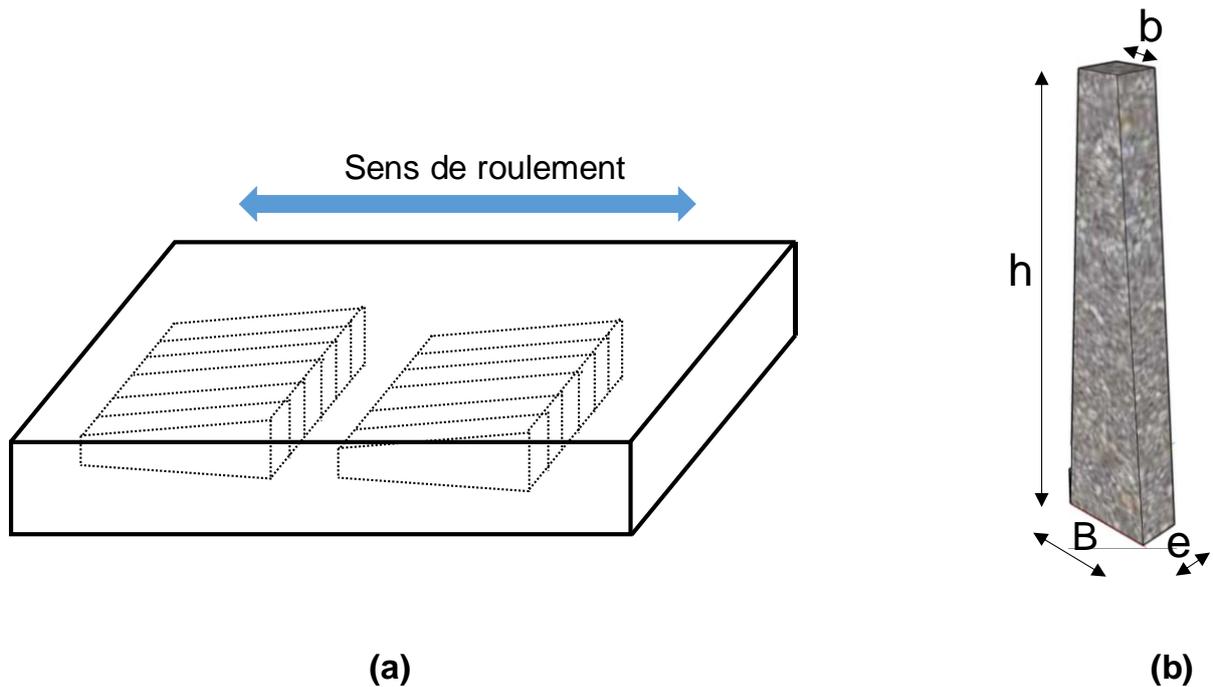


Figure II-22 : (a) Schéma de débitage des éprouvettes dans les plaques (b) Dimension de l'éprouvette trapézoïdale

Les essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale sur matériaux prélevés in-situ sont réalisés sur le banc de fatigue du centre de recherche d'Eurovia à Mérignac.

La déformation imposée (ε_0) en tête de l'éprouvette trapézoïdale est calculée selon la norme NF EN 12697-24 par la formule :

$$\varepsilon_0 = K_s Z \quad \text{II-1}$$

Z est l'amplitude de déplacement imposé en tête de l'éprouvette, et K_s est un facteur de forme exprimé par l'équation suivante :

$$K_s = \frac{B^2 (B - b)^2}{4bh^2 \left((b - B)(3B - b) + 2B^2 \ln\left(\frac{B}{b}\right) \right)} \quad \text{II-2}$$

B, b et h sont les dimensions de l'éprouvette trapézoïdale.

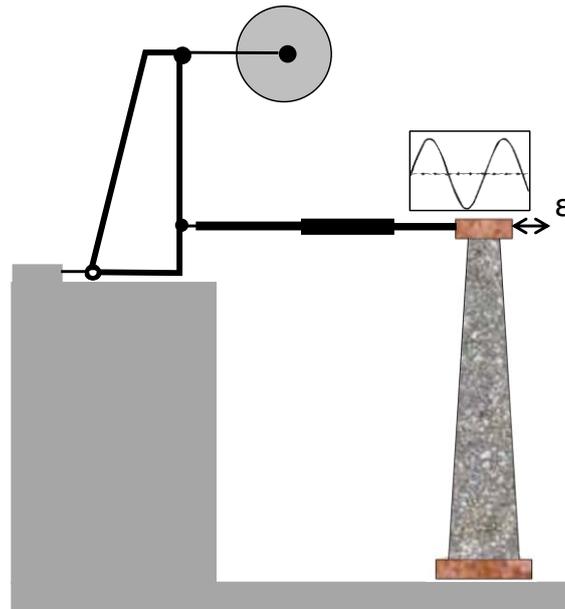


Figure II-23 : Schéma de principe de l'essai de fatigue en flexion 2-points

Les essais de fatigue ont été réalisés en mode déformation imposée, à une fréquence de 25 Hz et une température de 10°C. La fréquence d'échantillonnage des signaux d'excitation et de la réponse (force, déplacement, module et angle de phase) est de 0.5 Hz, ce qui représente 1 point / 50 cycles de chargement.

II.2.4. Acquisition des signaux d'émissions acoustiques

II.2.4.1. Système d'acquisition

Afin d'enregistrer et post-traiter les signaux acoustiques, nous avons utilisé une chaîne d'acquisition de données, dont le schéma de principe est présenté dans la Figure II-24.

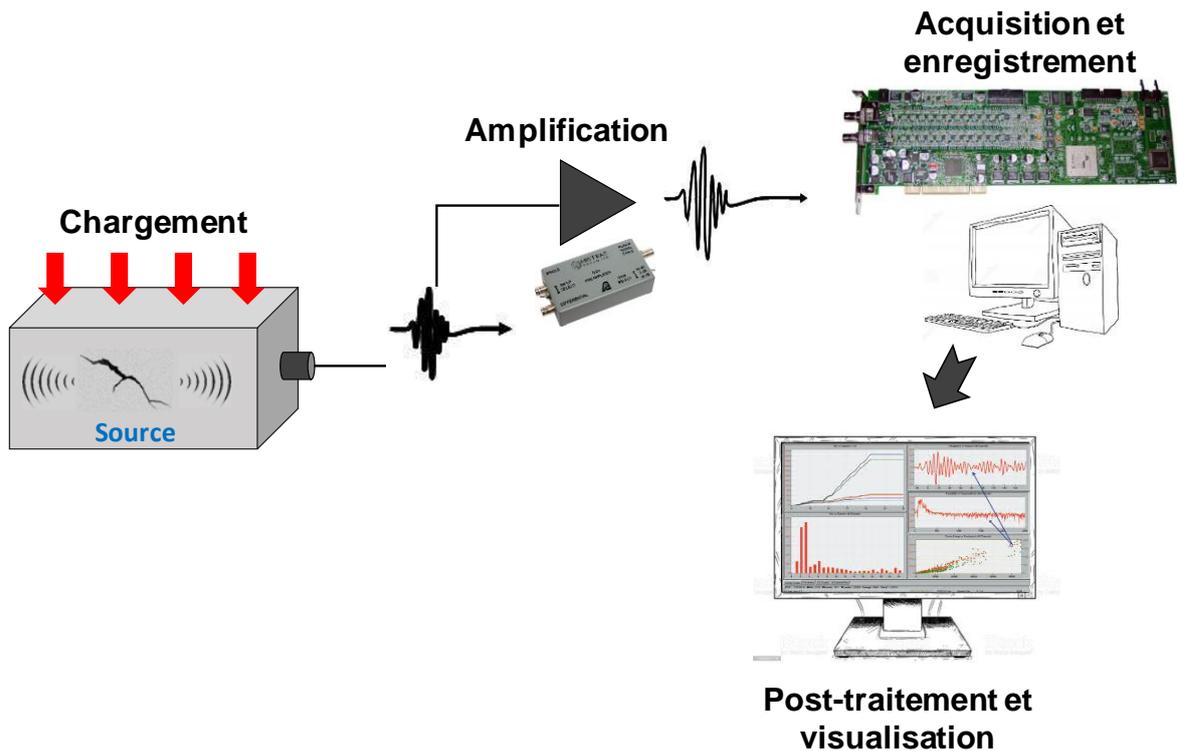


Figure II-24 : Chaine d'acquisition des signaux acoustiques

Le système MISTRAS de détection et d'enregistrement de l'activité acoustique utilisé dans ce travail comprend :

- Huit transducteurs piézoélectriques. Un couplant acoustique à base de la graisse de silicone est utilisé pour garantir un contact plus uniforme et une meilleure transmission des ondes à travers la surface d'application du capteur. Ce couplant est très visqueux pour assurer une rigidité maximale entre le capteur et la surface du matériau. Il a également une bonne tenue à la température.
- Quatre cartes d'acquisition d'émission acoustique (18 bits, 2 voies, fréquence d'échantillonnage 40 [MSPS : Méga Samples Per Second]) ;
- L'amplification des signaux acoustiques est assurée par huit préamplificateurs (ILS40) avec un facteur de gain de 40 dB ;
- Un logiciel d'acquisition, visualisation, d'analyse statistique et de post-traitement (AE-WIN™) des résultats.

Le système d'acquisition des signaux acoustiques utilisé dans le cadre de cette étude est présenté dans la Figure II-25.



Figure II-25 : Système d'acquisition des signaux d'émission acoustique

Dans la littérature, le choix des transducteurs utilisés pour la détection des EA est guidé des considérations suivantes :

- **Le mode de propagation a enregistré** : selon la technologie employée, le capteur peut capter des ondes P ou des ondes S ;
- **La plage de fréquence** : pour la recherche des signatures spécifiques d'un phénomène évolutif irréversible sans pour autant en connaître la plage de ses fréquences caractéristiques, l'utilisation des capteurs à une large bande de fréquence permet d'enregistrer un maximum d'informations ;
- **Géométrie et poids** : des capteurs de petit diamètre et de faible poids peuvent être employés pour ne pas affecter l'inertie de l'éprouvette.

Dans notre étude, compte tenu de la sensibilité des résultats des essais à l'inertie de l'éprouvette et la volonté d'enregistrer le maximum d'information à analyser, le modèle des capteurs choisi est le Nano30 (MISTRAS). Ce capteur a un large spectre de sensibilité fréquentielle allant de 125 à 750 kHz et deux fréquences de résonance autour (140 et 300 kHz) et un poids de 2g. La courbe d'étalonnage de ces capteurs est présentée dans la Figure II-26.

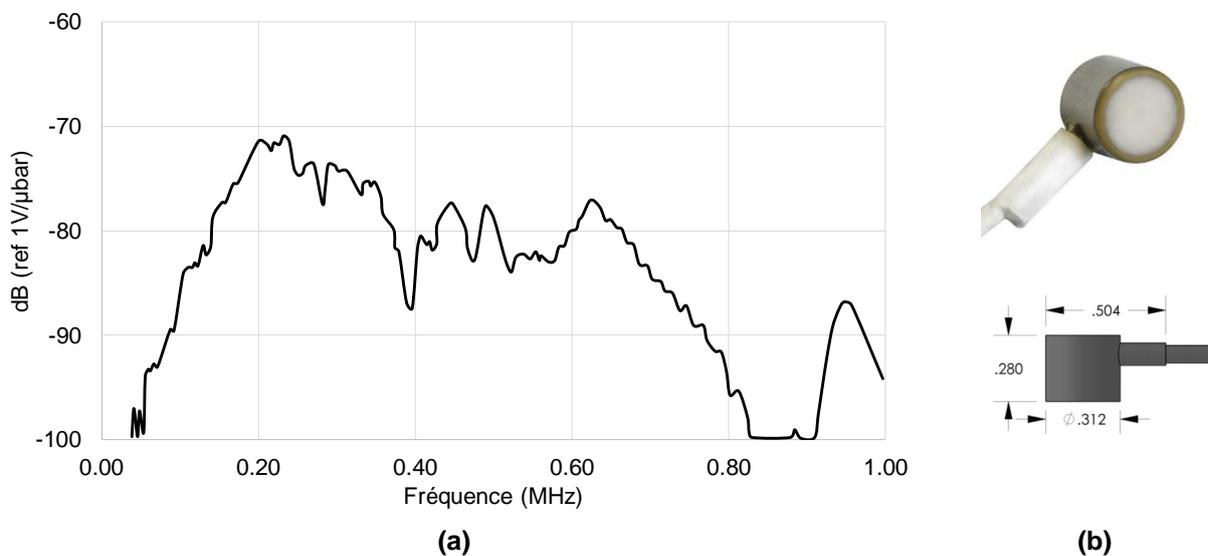


Figure II-26 : (a) Réponse fréquentielle (b) Géométrie des transducteurs Nano30

Un couplant acoustique MISTRAS à base de graisse de silicone est utilisé pour favoriser la transmission des ondes P et S. Ce couplant est très visqueux pour assurer une rigidité maximale entre le capteur et la surface du matériau. Il a également une bonne tenue à la température. Les transducteurs Nano30 convertissent les ondes élastiques en des signaux électriques qui sont ensuite reliés à des préamplificateurs (ILS40), avec un gain réglé à 40 dB. Les signaux sont ensuite numérisés par la carte PCI-2, qui procède à l'extraction des paramètres des signaux. Les données sont transmises à l'ordinateur qui permet l'affichage en temps réel, le stockage et le post- traitement. Le logiciel AE-WIN™ permet aussi de suivre et visualiser l'évolution temporelle des différents paramètres.

II.2.4.2. Paramètres d'acquisition

La complexité relative de l'acquisition des données d'EA est due essentiellement au fait qu'il s'agit d'une technique passive. Ce caractère passif signifie que les temps d'arrivée des ondes au capteurs ainsi que leurs durées sont préalablement inconnus. Pour surmonter cette problématique et automatiser l'acquisition, un jeu de 5 paramètres est introduit permettant de découper les salves d'EA :

Le **seuil d'acquisition** : exprimé en décibel (dB), il s'agit d'un déclencheur d'acquisition d'une salve qui permet de filtrer les bruits de l'environnement de l'essai. Il peut influencer la quantité d'informations retenue. En effet, un seuil trop faible déclenche aussi tôt l'acquisition des signaux pour lesquels le rapport signal sur bruit est faible ce qui peut saturer le système de stockage des données. En revanche, un seuil trop important permet d'enregistrer uniquement des salves de plus grande valeur du rapport signal sur bruit ce qui risque de filtrer des informations liées aux mécanismes évolutifs irréversibles pendant l'essai.

Pré-trigger : sa valeur indique la durée de signal enregistré avant le point de déclenchement (le point pour lequel le seuil est dépassé). Autrement dit, c'est la quantité de données à sauvegarder avant le déclenchement actuel.

PDT « Peak Definition Time » : définit la période sur laquelle l'amplitude maximale de signal est déterminée.

HDT « Hit Definition Time » : définit la fin d'une salve et il est utilisé pour distinguer les salves et les séparer d'éventuels échos. Ainsi, le HDT doit être suffisamment long pour assurer l'enregistrement d'une salve entière et le plus petit possible pour réduire le risque que deux événements successifs soient traités comme une seule salve.

HLT « Hit Lockout Time » : est défini comme le « temps mort ou non-acquisition » d'une salve pendant lequel le capteur devient aveugle à toute activité acoustique. Il permet d'éviter toute mesure d'échos ou d'activité acoustique tardive.

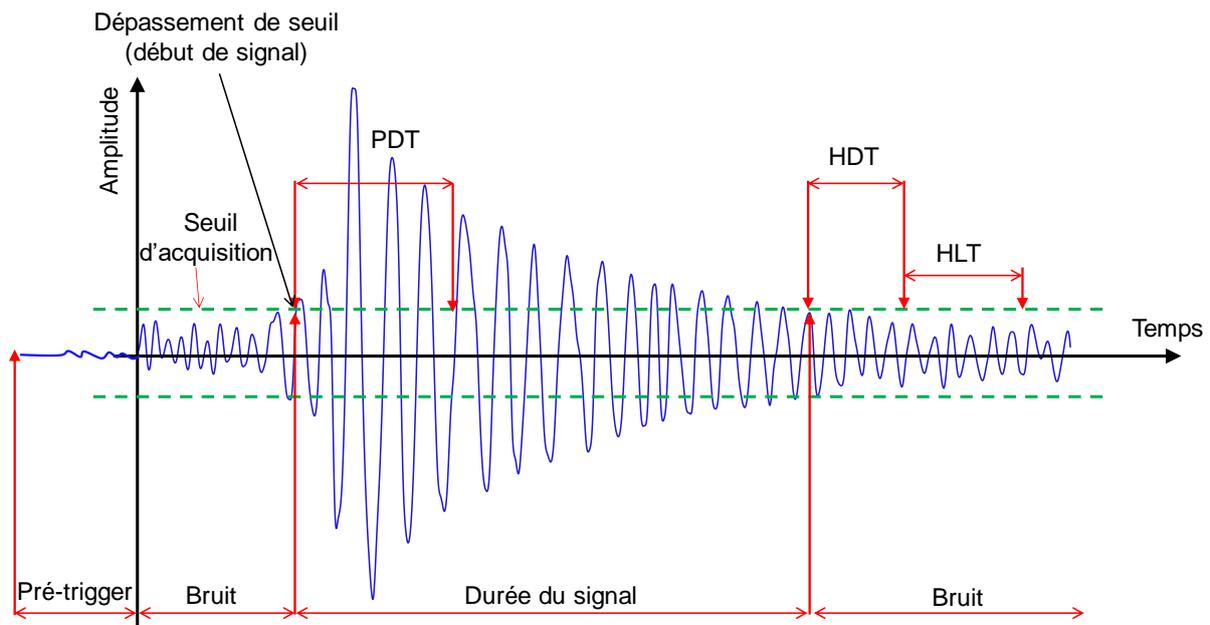


Figure II-27 : Paramètres d'acquisition d'une salve acoustique

L'établissement du jeu de paramètres d'acquisition que nous avons détaillé ci-dessus repose sur l'hypothèse d'une activité acoustique « discrète » ce qui signifie que les activités acoustiques de deux sources consécutives ne se chevauchent pas dans le temps. Les paramètres temporels PDT, HDT, HLT et le pré-trigger sont propres au matériau inspecté et l'emplacement des transducteurs par rapport à la zone d'initiation de fissures.

Les paramètres choisis dans cette étude reposent sur des réglages dans des travaux antérieurs validés sur la base d'un essai de cassés de mines. Le Tableau II-6 présente le paramétrage de la fenêtre d'acquisition du système MISTRAS.

Tableau II-6 : Paramètres d'acquisition utilisés

Paramètres	Valeur définie
Seuil d'acquisition	40 [dB]
Pré-trigger	50 [μ s]
PDT	100 [μ s]
HLT	150 [μ s]
HDT	200 [μ s]
Durée maximale	200 [μ s]
Longueur de signal	8192 [pts]
Fréquence d'échantillonnage	20 [MSPS]
Pré-amplification	40 [dB]

II.2.4.3. Position des capteurs

Il existe une grande disparité sur la définition de la zone d'initiation de la fissure pour les essais de fatigue en flexion 2-points. La théorie classique de calcul des résistances de matériau montre que la zone la plus sollicitée pour une éprouvette trapézoïdale chargée en flexion 2-points se situe à une hauteur de $h/3$ par rapport à la grande base où le moment de flexion est maximal (Maggiore et al., 2012). Ce résultat est obtenu pour un matériau supposé élastique, homogène et isotrope. D'après les travaux de De la Roche, la zone d'initiation de fissure pour cet essai est généralement attendue dans l'intervalle comprise entre $h/10$ et $h/2$ (De La Roche, 1996).

L'emplacement des transducteurs d'EA est déterminé de façon que la zone la plus sollicitée sur le trapèze soit comprise entre deux groupes de capteurs. Les huit transducteurs sont labélisés de 1 à 8 tel que les capteurs pairs instrumentent la partie haute de l'éprouvette et les impaires pour la partie basse (Figure II-28).

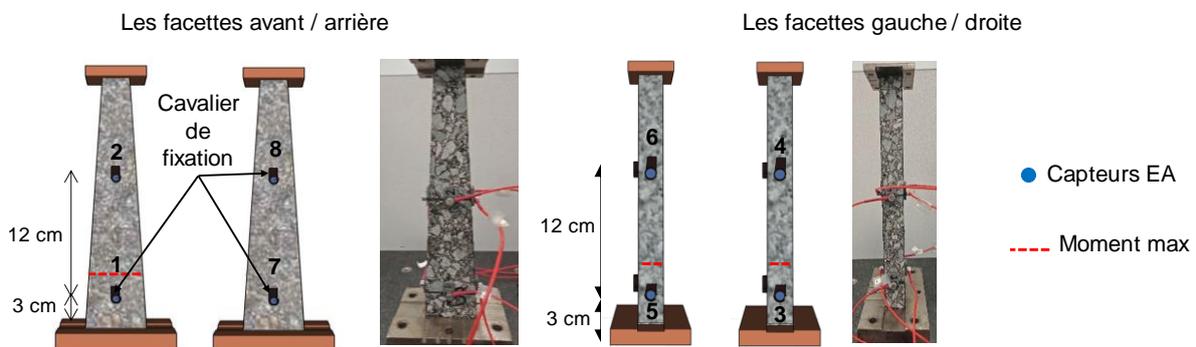


Figure II-28 : Localisation des transducteurs d'EA sur l'éprouvette trapézoïdale

II.3. Caractérisation avancée avec méthode ultrasonore des enrobés bitumineux

II.3.1. Détermination du temps de vol (TOF)

L'utilisation de méthodes ultrasonores pour caractériser les matériaux repose sur la mesure du temps de propagation des ondes (TOF : Time of Flight) (Figure II-29) permettant de déterminer par la suite les vitesses d'onde dans le milieu prospecté. Compte tenu du comportement dispersif et très atténuant des enrobés bitumineux pour des températures supérieures à 0 °C (Larcher et al., 2015), la détermination du TOF dépend de l'amortissement de l'onde dans le matériau qui peut être interprété avec le rapport signal/bruit (SNR : Signal Noise Ratio). Il existe dans la littérature plusieurs critères de détermination du TOF adaptés aux mesures sur des bétons, du bois (Arciniegas et al., 2015; Kurz et al., 2005; Zhang et al., 2003) et dans le domaine de la géophysique (Akram and Eaton, 2016).

Dans cette étude, de plus des mesures fournies par le PUNDIT, trois méthodes sont utilisées pour la détermination du TOF : le critère d'information d'Akaike (AIC), le critère de Hinkley et la méthode du maximum glissant (MG). Une étude paramétrique a été menée pour retenir le critère le plus adapté pour la détermination du TOF des ondes P et des ondes S. Les mesures ont été effectuées selon une épaisseur de 12.5 cm d'une plaque d'enrobé bitumineux de classe GB3.

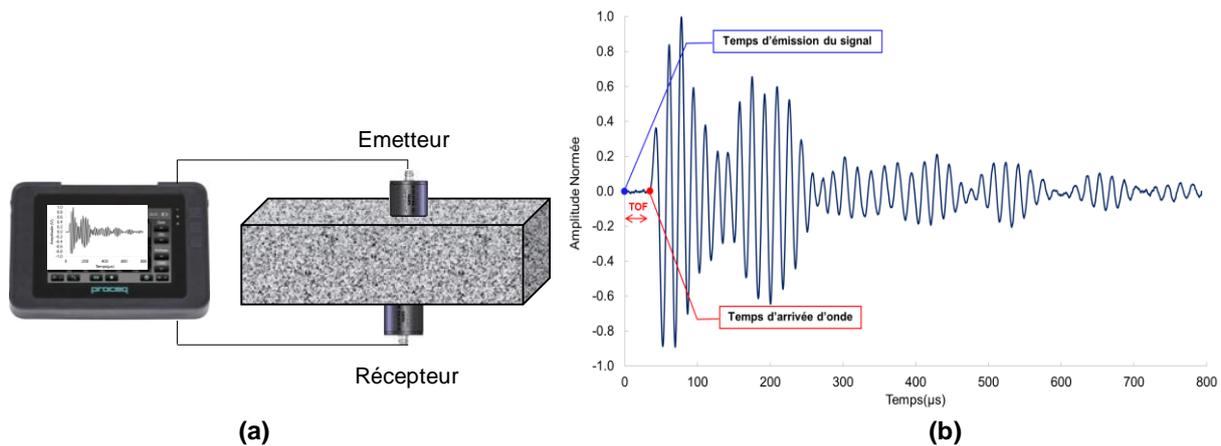


Figure II-29 : (a) Configuration des mesures US (b) Exemple de forme d'onde P avec illustration du TOF

II.3.1.1. Critère d'information d'Akaike (AIC)

Le critère d'information d'Akaike (AIC) est basé sur l'hypothèse qu'une série temporelle (cas des signaux discrets) peut-être décomposée en segments localement stationnaires. Dans notre cas, le signal réceptionné est la somme de deux signaux temporels, à savoir le bruit et le signal. Le TOF est défini pour ce critère comme le point où la fonction AIC est minimisée. L'amplitude de la fonction AIC est calculée par l'expression suivante :

$$AIC[k] = k.\log(\text{var}(x[1:k])) + (N - k).\log(\text{var}(x[k+1:N])) \quad \text{II-3}$$

$x[k]$: signal à l'indice k ;

N : le nombre d'échantillon composant le signal (7932 points dans notre cas) ;

var désigne la variance d'une série.

Un exemple de détermination du TOF d'un signal expérimental est présenté en Figure II-30. L'amplitude AIC a été normalisée par rapport à la valeur maximale.

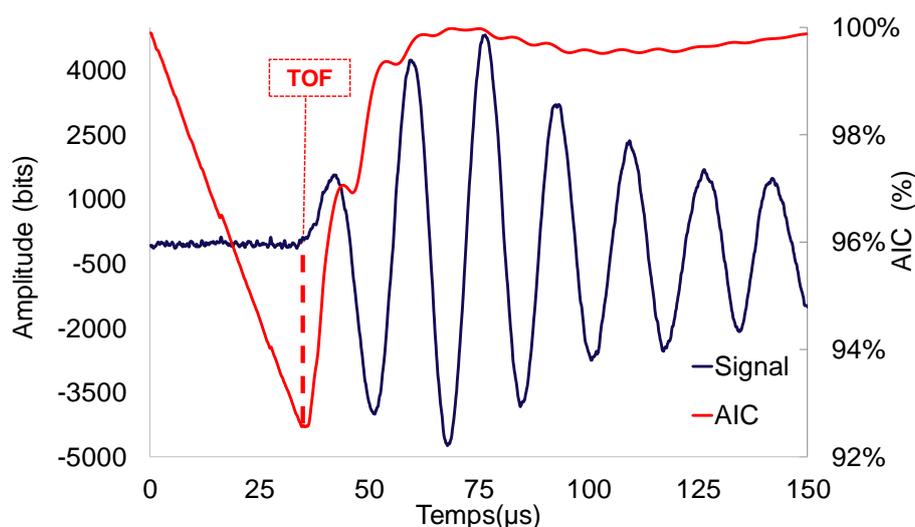


Figure II-30 : Exemple de détermination du TOF d'onde P avec le critère AIC

II.3.1.2. Critère de Hinkley

Le critère de Hinkley (Hinkley) est une approche utilisée pour l'estimation des temps d'arrivée des émissions acoustiques dans le béton (Cheng et al., 2019) et pour déterminer les temps de vol des ondes US dans le bois (Lasaygues and Brancheriau, 2014). Il compare l'énergie partielle et l'énergie moyenne du signal temporel. La fonction énergétique définissant ce critère est donnée par l'expression suivante :

$$H[k] = \sum_{i=1}^k (x_i^2) - \frac{k}{\alpha \cdot N} \sum_{i=1}^N (x_i^2) \quad \text{II-4}$$

Le facteur α est introduit pour minimiser les erreurs de détermination des TOF. Pour $\alpha = 1$ le critère se ramène à la comparaison de la puissance instantanée du signal jusqu'au point d'indice k par rapport à la puissance moyenne du signal. Le TOF correspond au minimum de la fonction d'Hinkley (Figure II-31).

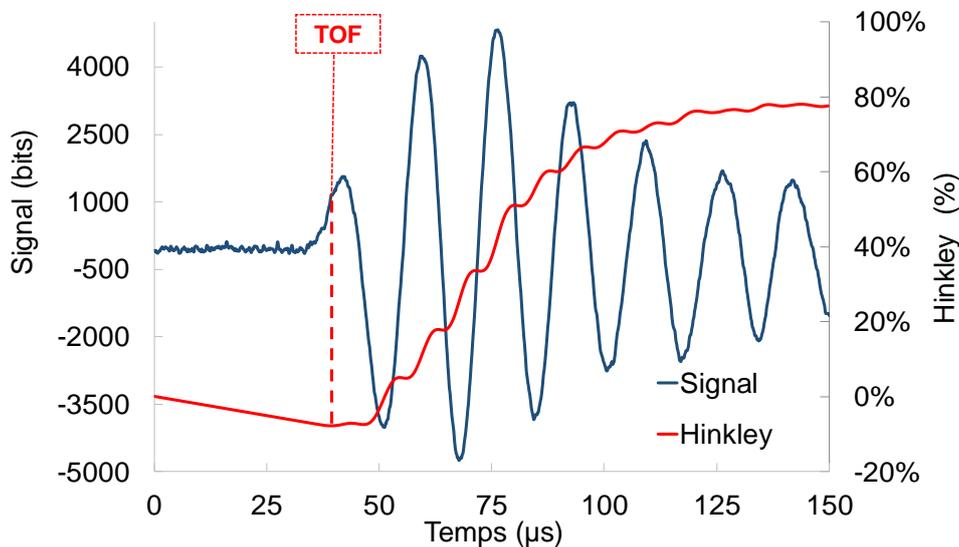


Figure II-31 : Détermination du TOF par la méthode de Hinkley

II.3.1.3. Critère du Maximum Glissant (MG)

La méthode du Maximum Glissant (MG) analyse l'évolution de l'amplitude maximale en valeur absolue du signal. Le premier plateau correspond au niveau maximal du bruit. Le plateau le plus élevé désigne l'amplitude maximale du signal.

$$MG[k] = \max_{i \in [1;k]} \{ |x_i| \} \quad \text{II-5}$$

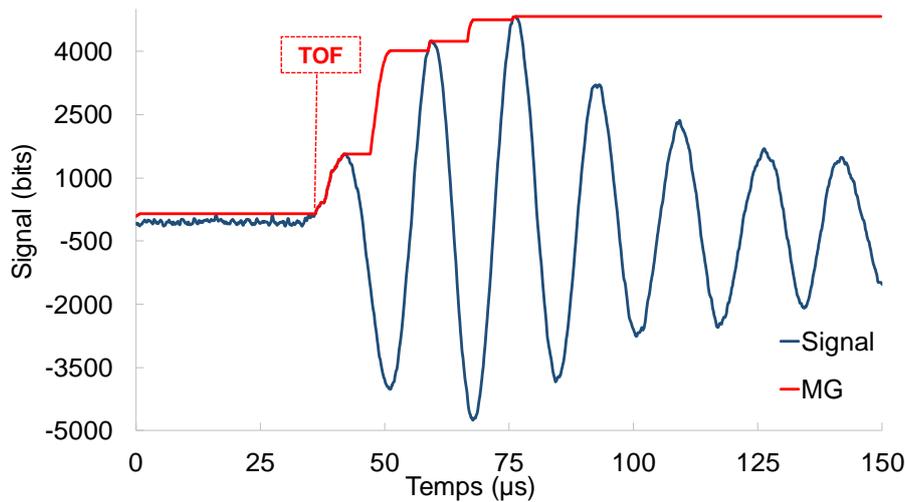


Figure II-32 : Détermination du TOF avec la méthode du maximum glissant (MG)

II.3.2. Comparaison des critères

Le rapport signal sur bruit (S/B), connu par SNR de l'anglais (Signal-to-Noise Ratio), est un indicateur permettant de mesurer la qualité de transmission d'une information. Il s'exprime par le logarithme du rapport de la puissance moyenne du signal P_s et la puissance moyenne du bruit P_B . Il est souvent donné en décibel (dB) dans une échelle logarithmique et calculé selon l'expression suivante :

$$SNR_{dB} = 10 \cdot \log\left(\frac{P_s}{P_B}\right) = 20 \cdot \log\left(\frac{U_s}{U_B}\right) \quad \text{II-6}$$

U_s et U_B sont les amplitudes des tensions maximale inhérentes au signal et au bruit, ce dernier dépend du critère de détermination du TOF. Plus le SNR est grand, meilleure est la transmission du signal. Nous utilisons cet indicateur pour comparer les TOF déterminés par les différents critères cités précédemment.

L'étude paramétrique consiste à faire varier le couple (tension d'impulsion / gain à la réception) et pour chaque configuration le TOF et le SNR sont déterminés selon les trois critères AIC, Hinkley et MG.

La Figure II-33 illustre une synthèse des résultats de l'étude paramétrique en termes d'évolution du TOF en fonction du SNR pour les ondes P et S, et ce pour les différents critères étudiés. Nous remarquons dans un premier temps que les TOF mesurés par le Pundit-PL200 utilisant la méthode de seuil fixe montre une dispersion importante pour les deux types d'onde. Le critères d'Hinkley donne les temps de vol les plus élevés et montre une dispersion importante pour les ondes P et les ondes S. Ceci entraîne une surestimation du TOF mesuré et une forte sensibilité des résultats au niveau du bruit. Dans le cas des ondes P, la méthode MG montrent une diminution des TOF avec l'augmentation du SNR assurant ainsi une convergence pour des signaux ayant un SNR supérieur à 30 dB. Cependant, ce critère donne des temps de vol très dispersés pour les ondes S, sans espoir de convergence. En revanche, le critère d'AIC donne des TOF qui montre une convergence à partir une valeur de 27 dB pour les ondes P. Le critère AIC présente une tendance stable pour les ondes S.

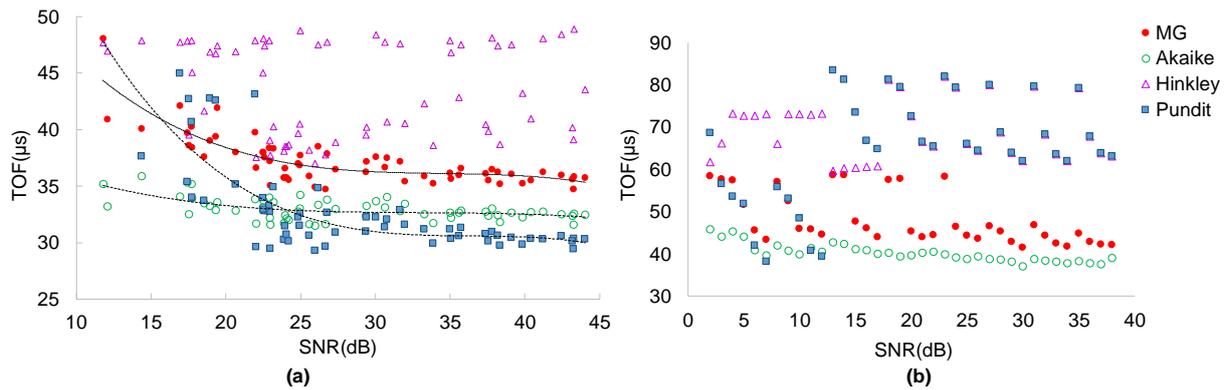


Figure II-33 : Évolution du TOF vs SNR pour (a) les ondes de compression et (b) les ondes de cisaillement

En conclusion de cette étude, nous retenons le critère d'AIC pour déterminer les temps de vol en enregistrant les signaux à la tension d'impulsion maximale du générateur, soit 400 V pour les ondes P et 200 V pour les ondes S. Ensuite, le gain est choisi à la limite de saturation du signal reçu. Dans le cas où, le signal est saturé pour la valeur minimale du facteur de gain (soit $\times 1$ ou 0 dB), nous réduisons la tension d'impulsion. Dans cette étude, le SNR minimal (observé pour les signaux expérimentaux) est de 30 dB.

II.3.3. Répétabilité des mesures US

Afin que les valeurs moyennes des TOF prises dans le calcul des vitesses soient représentatives et fiables, une étude de répétabilité a été réalisée sur une plaque d'enrobé de classe GB3 (0/14) fabriquée en laboratoire. Cette étude a été réalisée pour une seule configuration de mesure.

Trois répétitions de mesure pour chaque type d'onde ont été réalisées. La superposition des signaux temporels d'onde P et d'onde S sont présentés dans la Figure II-34. Celle-ci montre une bonne coïncidence des signaux temporels. Les coefficients de variation, sur l'estimation du temps de vol sont de 0.5 et 0.4 % respectivement pour les ondes P et les ondes S.

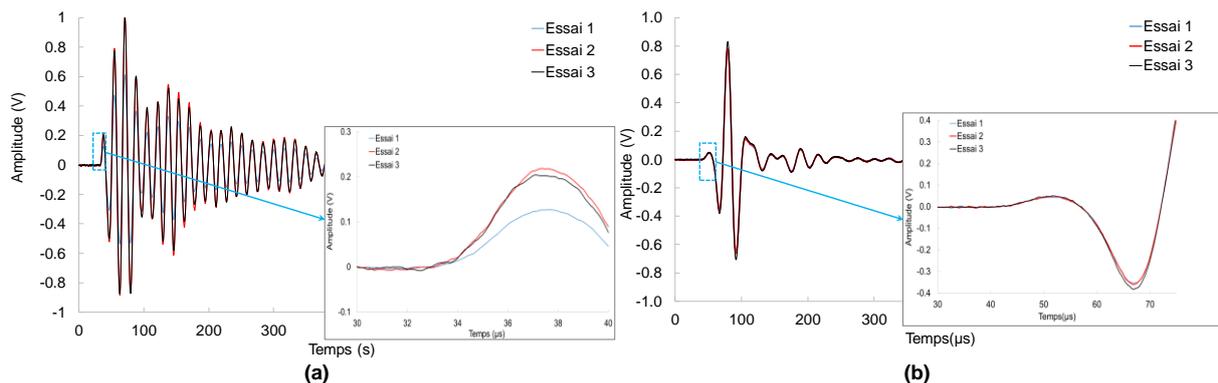


Figure II-34 : Superposition des signaux d'onde (a) de compression et (b) de cisaillement enregistrés à une distance de propagation 12.5 cm pour le matériau GB3 à une température de 20°C

Le Tableau II-7 présente une synthèse des résultats des 3 mesures de répétabilité des ondes P et des ondes S.

Tableau II-7 : Répétabilité des mesures US d'une même configuration

	Onde P			Onde S		
	TOF (μ s)	V_P (m/s)	SNR (dB)	TOF (μ s)	V_s (m/s)	SNR (dB)
Essai 1	33.2	3765 ± 40	41	59.1	2115 ± 30	43
Essai 2	33.1	3776 ± 40	40	59	2119 ± 30	42
Essai 3	33.0	3788 ± 40	41	58.7	2129 ± 30	43
Moyenne	33.1	3780 ± 40	41	58.9	2121 ± 30	43
Cov (%)	0.5	0.3	1.4	0.4	0.4	1.4

II.3.4. Présentation de la démarche expérimentale

Le protocole expérimental réalisé dans cette étude repose sur la mesure des TOF dans la configuration de transmission directe. Pour chaque point de mesure, les coordonnées des capteurs (émetteur et récepteur) (x, y) et la distance de propagation suivant l'épaisseur d_z sont connues. Ensuite, la vitesse moyenne de propagation est calculée selon l'expression suivante :

$$V_{US} = \frac{d_z}{TOF} \quad \text{II-7}$$

A titre d'exemple, sur la Figure II-35, nous montrons la répartition spatiale des vitesses de propagation d'ondes de compression et de cisaillement projetées suivant l'épaisseur (z) de la plaque.

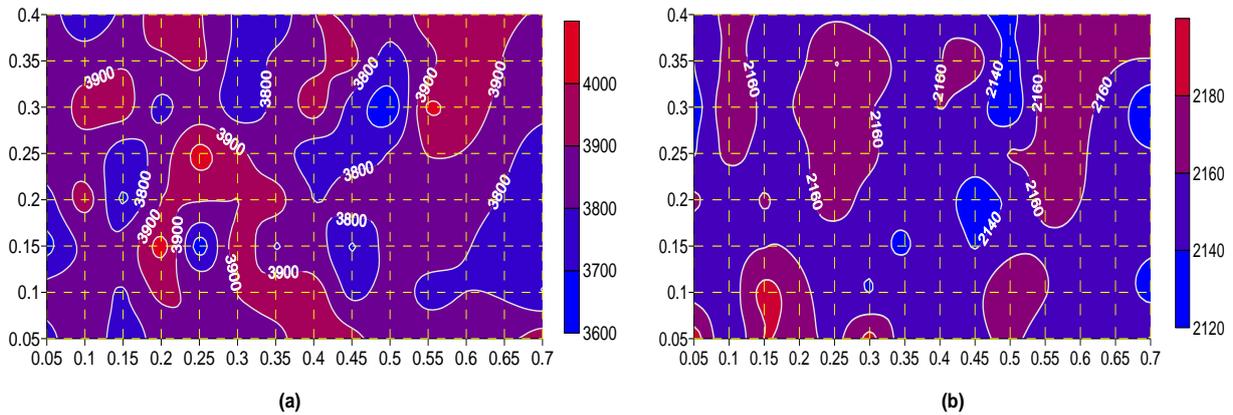


Figure II-35 : Cartographie des vitesses d'onde de (a) Compression et (V_P) (b) Cisaillement (V_s) pour la plaque (STR-ZC-F (5)) à 15°C

Le but étant de proposer, sur la base de plaques prélevées in-situ ou fabriquées au laboratoire, une cartographie spatiale des propriétés élastiques des enrobés étudiés (E , G et ν). Le passage des vitesses ultrasonores V_P et V_S vers les propriétés élastiques repose sur une modélisation analytique de la propagation des ondes dans un milieu 3D isotrope, élastique et homogène. Malgré que les enrobés bitumineux sont des matériaux viscoélastiques hétérogène, les hypothèses d'élasticité et d'homogénéité sont considérées dans cette étude (Larcher, 2014). Dans notre domaine d'étude, les sollicitations dynamiques par US sont dans

le domaine des petites déformations et hautes fréquences. Dans ce domaine la courbe maitresse présente une asymptote de module en fonction de la fréquence et le matériau peut être considéré comme élastique (Norambuena-Contreras et al., 2010). En outre, par souci de simplicité, l'enrobé est considéré comme un milieu homogène car les longueurs d'ondes ($\lambda \approx 6cm$) sont 4 fois plus grandes que la taille des hétérogénéités ($D_{max} = 14mm$).

Les caractéristiques mécaniques élastiques sont données en fonction de la vitesse de propagation de l'onde P et de l'onde S et la densité ρ par les équations suivantes :

$$E = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{1-\nu} \rho V_P^2 \quad \text{II-8}$$

$$G = \rho V_S^2 \quad \text{II-9}$$

V_P et V_S désignent respectivement les vitesses de propagation de l'onde P et S.

L'hypothèse d'un matériau élastique permet de définir l'expression du coefficient de Poisson « ν » comme suit :

$$\nu = \frac{V_P^2 - 2V_S^2}{2(V_P^2 - V_S^2)} \quad \text{II-10}$$

Le passage des vitesses ultrasonores vers les propriétés mécaniques est lié à l'effet concomitant de la densité du matériau (ρ). La répartition spatiale de la masse volumique apparente mesurée par gamma-densimétrie est présentée dans la Figure II-36.

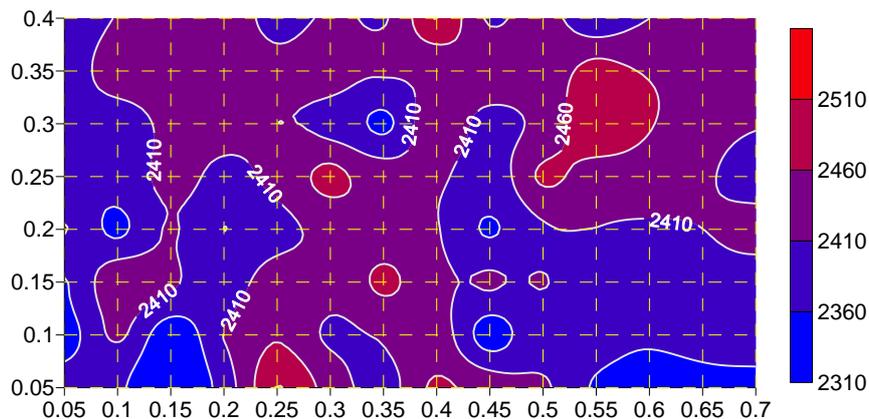


Figure II-36 : Cartographie de la densité mesurée par gamma-densimétrie sur la plaque (STR-C-F (5))

Les résultats du C-scan US sont présentés sur la Figure II-37 sous forme de cartographies dans le plan (XY) des iso-valeurs des propriétés mécaniques résiduelles (E , G et ν).

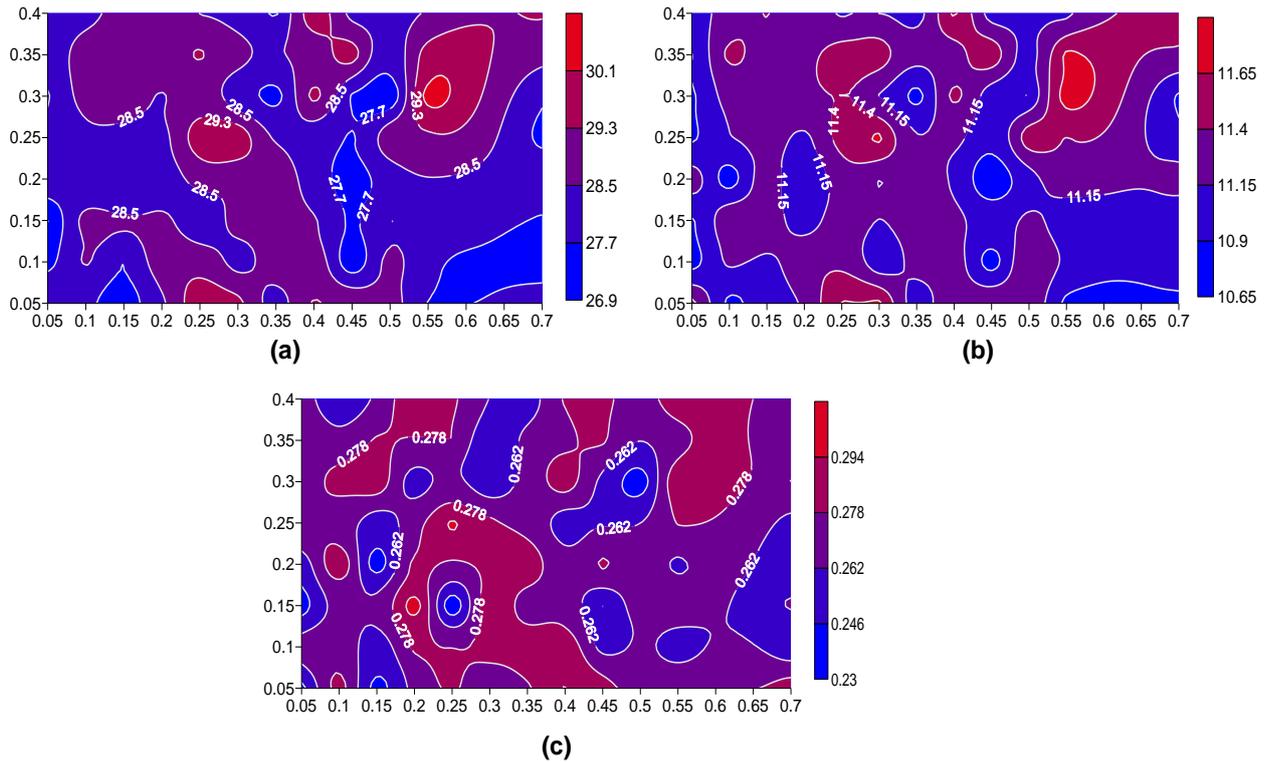


Figure II-37 : Cartographies des propriétés mécaniques : (a) module axial, (b) module de cisaillement et (c) coefficient de Poisson sur la plaque (STR-C-F (5))

La Figure II-37 (b) montre une faible dispersion des valeurs de module de cisaillement qui est de l'ordre 1 GPa. En revanche, la dispersion des valeurs du module axial est plus importante est vaut 3.2 GPa. La représentation de la répartition spatiale des vitesses et des propriétés mécaniques sous forme de cartographies reste qualitative. Une analyse statistique est menée sur la distribution statistique des iso-valeurs dans la plaque en calculant leurs fréquences d'occurrence. Celle-ci est corrélée par la suite à une loi de probabilité normale donnée par l'expression suivante :

$$N(x, \mu, \sigma) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2} \quad \text{II-11}$$

x est la variable aléatoire, μ est sa moyenne (espérance mathématique) et σ représente son écart type.

Les figures II-38, II-39 et II-40 représentent la distribution statistique des vitesses ultrasonores, la masse volumique et des propriétés mécaniques corrélées avec la loi normale.

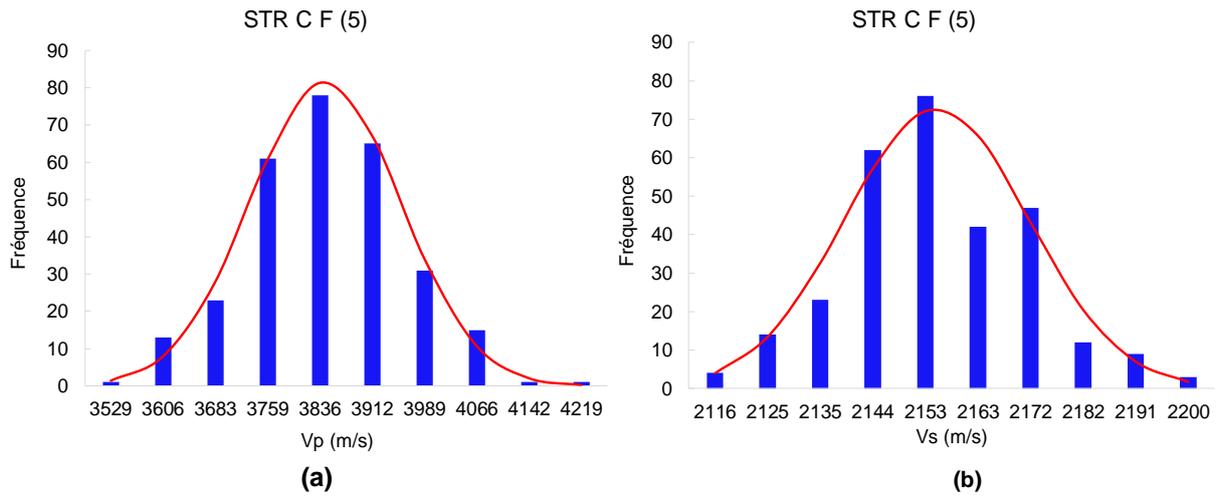


Figure II-38 : Distribution statistique des vitesses d'onde (a) de compression (b) de cisaillement issues de la plaque STR-C-F(5)

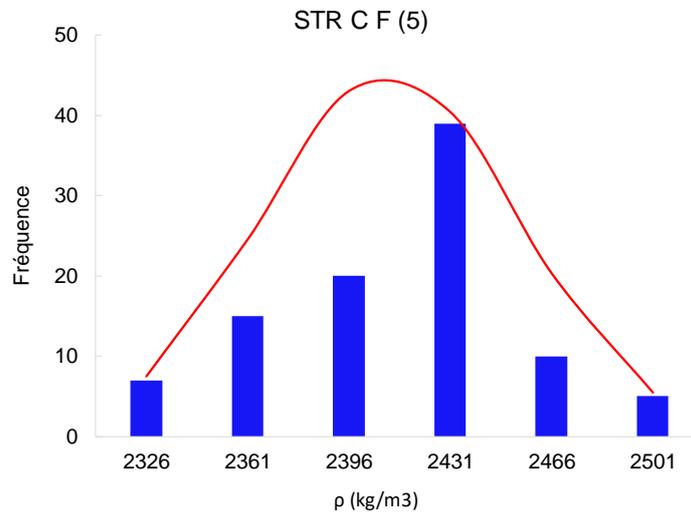


Figure II-39 : : Distribution statistique de la masse volumique mesurée par le gamma densimétrie

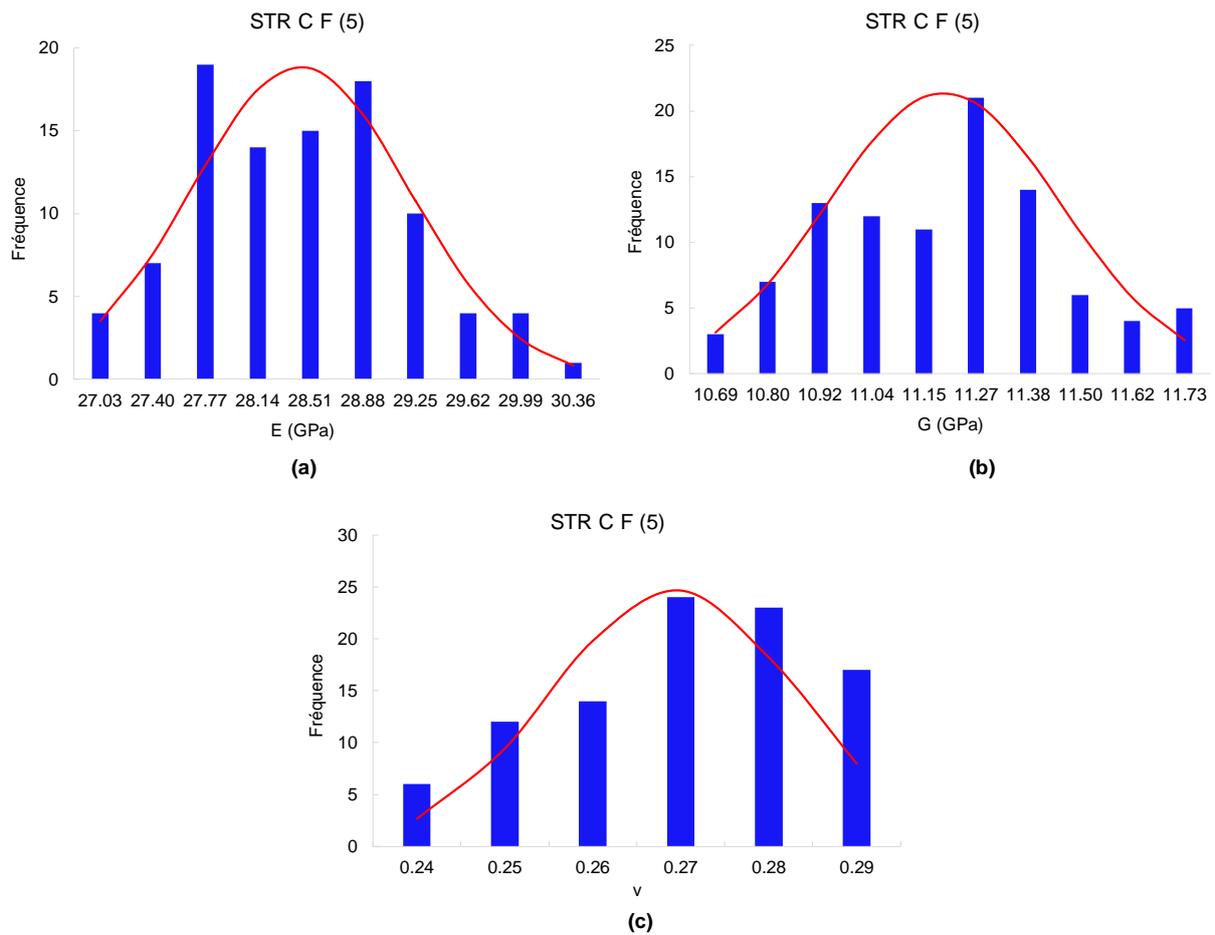


Figure II-40 : Distribution statistique des modules (a) axial (b) de cisaillement et (c) coefficient de Poisson issues de la plaque STR-C-F (5)

Afin d'analyser l'homogénéité de la plaque en termes de vitesses ultrasonores et de caractéristiques mécaniques résiduelles, cette analyse statistique nous permet de déterminer la plage de normalité de la loi à un niveau de confiance donné (intervalle de confiance $I_{x\%}$) et la valeur centrales (correspondant au pic) de la variable aléatoire x .

Dans le cadre de ce travail, nous déterminons pour chaque variable aléatoire (vitesses et propriétés mécaniques) son intervalle de confiance à 95% et sa valeur centrale pour discuter nos résultats en termes de vitesse ultrasonores et des propriétés mécaniques.

II.3.5. Variabilité des résultats US

Afin d'étudier la variabilité des résultats du C-scan US en fonction de la zone d'emprunt des enrobés bitumineux, deux blocs par zone ont été prélevés sur chaque site. Les figures II-41 et II-42 illustrent les répartitions statistiques des vitesses de compression pour les différentes plaques prélevées sur des zones circulées et non circulées sur les deux sites (Dijon et Strasbourg).

Pour les matériaux prélevés sur le site de Dijon, les coefficients de variation observés sont de l'ordre de 1.40% sur une zone circulée et varie entre 2.5 à 3.4 % sur une zone non-circulée (Figure II-41).

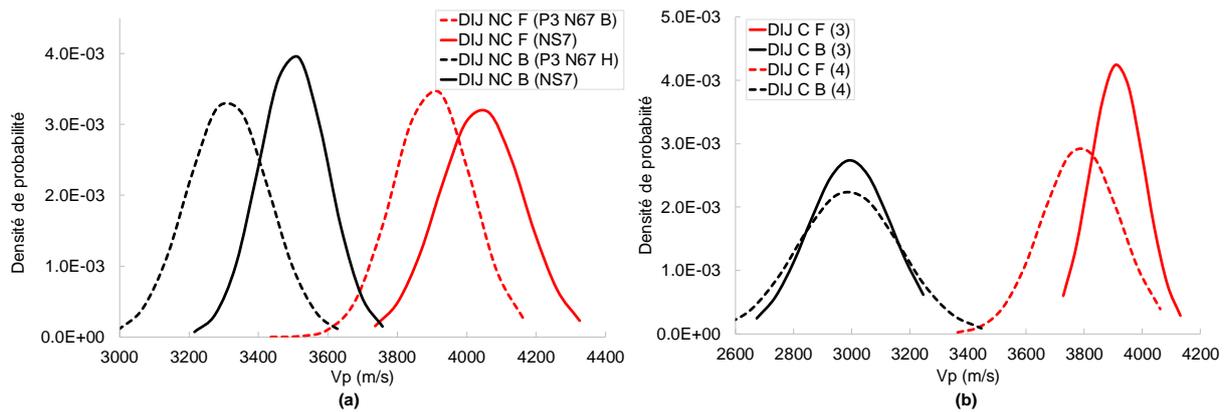


Figure II-41 : Variabilité des vitesses d'onde P pour le site de Dijon (a) Zone non circulée (b) Zone circulée

Nous avons également constaté un coefficient de variation maximal de 1.50% sur les vitesses relevées sur les plaques provenant d'une zone non-circulée (Figure II-42 (a)). Ces variations sont dans l'intervalle d'incertitude de mesure des vitesses de propagation.

Cependant, la Figure II-42 (b) montre que les matériaux prélevés sur une zone circulée engendrent une différences significative sur les vitesses d'onde de compression (V_p). Elles présentent des coefficients de variation de 6.10% et 7.90% respectivement pour la couche de base et fondation. Ces écarts sont peut-être imputés à l'histoire de trafic qui a subi chaque plaque entraînant des différents taux d'endommagement dans le matériau.

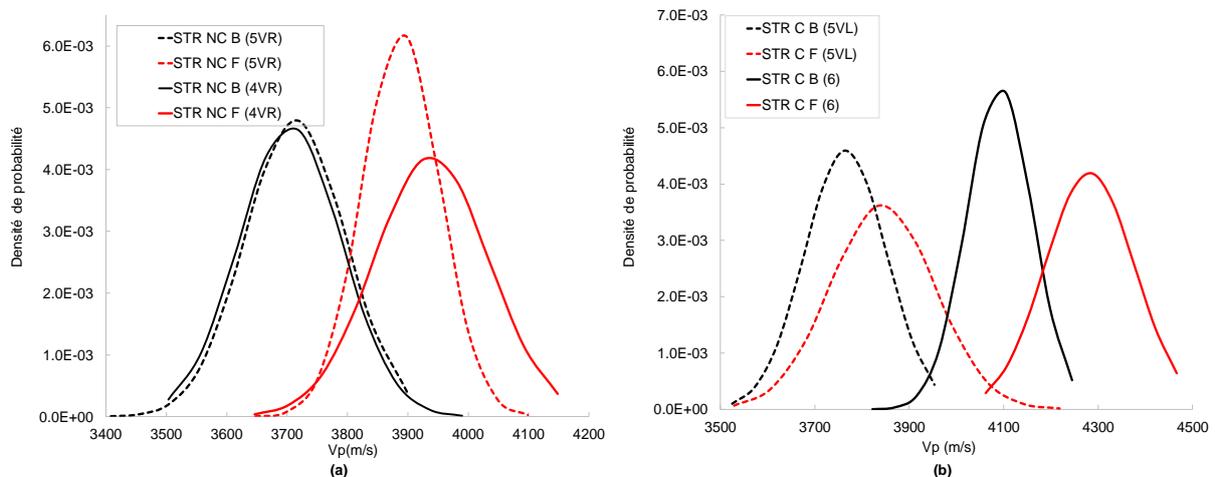


Figure II-42 : Variabilité des vitesses d'onde P pour le site de Strasbourg (a) Zone non circulée (b) Zone circulée

II.3.6. Comparaison inter-couches / zone

Les figures II-43 et II-44 présentent une comparaison de la distribution statistique des vitesses d'onde de compression et de cisaillement des matériaux d'assise pour les deux zones de prélèvement (circulée et non circulée) des 2 sites de Dijon et Strasbourg.

Nous constatons que les pics de vitesses d'onde sont plus élevés dans le cas de la couche de fondation pour les deux zones du Dijon (Figure II-43). Cela se traduit par des propriétés élastiques plus importantes par rapport à celles obtenues pour une couche de base (Tableau II-8). Ces différences sont expliquées par la composition différente des matériaux d'assise et aux éventuels effets de post-compaction durant la durée de service de la chaussée.

La comparaison interzone montre également que les vitesses d'ondes des enrobés prélevés sur une zone circulée sont plus faible que celles des enrobés provenant d'une zone non circulée où l'effet de trafic est supposé négligeable. En effet, le passage des poids lourds entraîne une dégradation des propriétés mécaniques du matériau ce qui traduit par une diminution des vitesses d'onde.

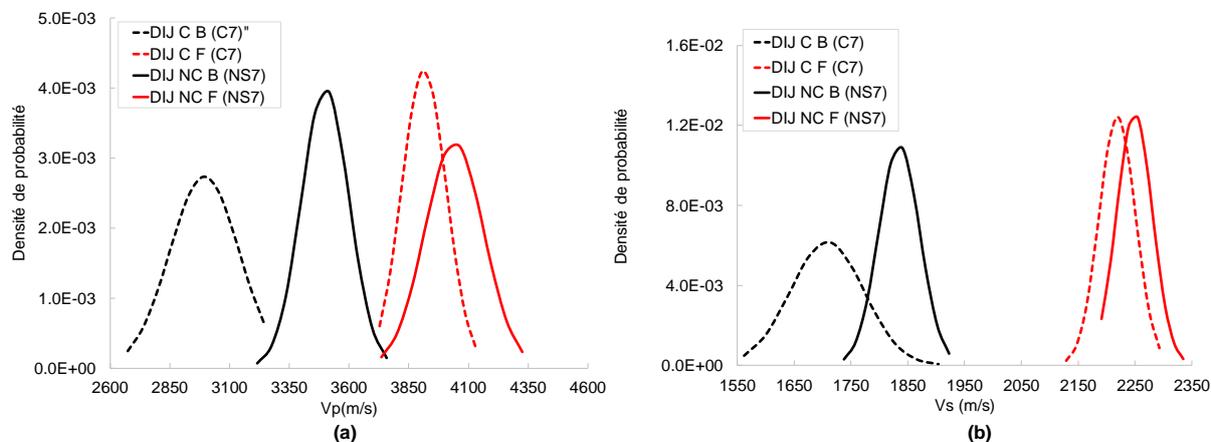


Figure II-43 : Vitesses d'onde de (a) compression (b) cisaillement pour le site de Dijon sur zone circulée et non circulée

Tableau II-8 : Comparaison des vitesses d'ondes et des propriétés élastiques pour le site de Dijon

Plaque	ρ (kg/m ³)	V_P (m/s)	V_S (m/s)	E (GPa)	G (GPa)	ν
DIJ C B (C7 (3))	2484	2992	1714	16.13	6.36	0.26
DIJ C F (C7 (3))	2484	3907	2220	29.07	11.60	0.26
DIJ NC B (NS7)	2484	3517	1840	20.24	7.83	0.31
DIJ NC F (NS7)	2484	4063	2255	30.23	11.86	0.28

Cependant, les vitesses de propagation d'onde obtenues sur les matériaux de Strasbourg ne montrent pas une différence significative entre les deux couches d'assise ou les zones de prélèvement. Il n'est pas évident à ce stade de conclure sur la sensibilité des mesures US en vue des effets de trafic et à la composition différente des matériaux d'assise pour le site de Strasbourg.

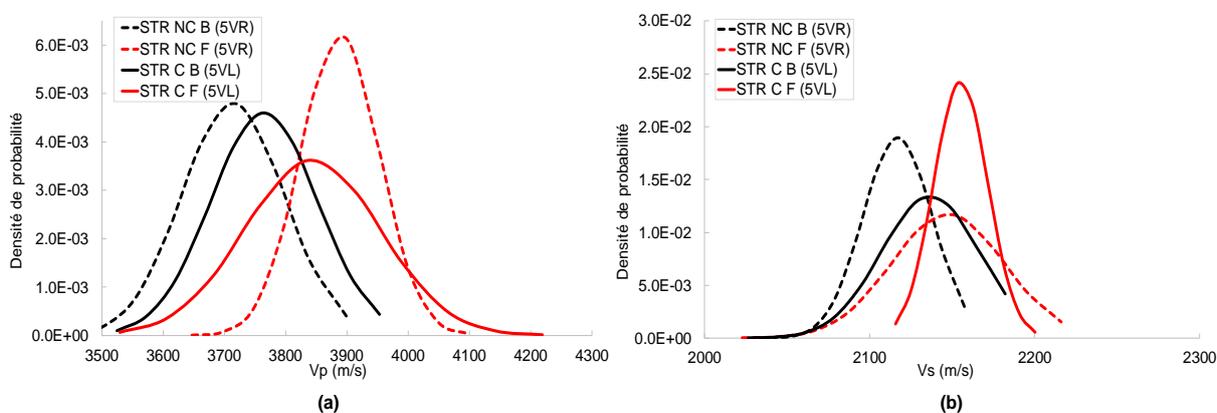


Figure II-44 : Vitesses d'onde de (a) compression (b) cisaillement pour le site de Strasbourg sur zone circulée et non circulée

Tableau II-9 : Comparaison des vitesses d'ondes et des propriétés élastiques pour le site de Strasbourg

Plaque	ρ (kg/m ³)	V_P (m/s)	V_S (m/s)	E (GPa)	G (GPa)	ν
STR C B (5VL)	2424	3836	2153	28.51	11.15	0.27
STR C F (5VL)	2396	3763	2130	26.79	10.67	0.26
STR NC B (5VR)	2350	3719	2118	26.55	10.62	0.26
STR NC F (5VR)	2406	3898	2152	28.56	11.05	0.28

II.3.7. Effet d'anisotropie sur les mesures US

Plusieurs travaux ont démontré que les caractéristiques mécaniques des enrobés bitumineux fabriqués en laboratoire dépendent de la direction de chargement (Alanazi et al., 2018; Benedetto et al., 2009; Jurado, 2008)

Afin d'étudier l'anisotropie d'un enrobé bitumineux vieilli, une des plaques prélevées sur le site de Dijon (DIJ C B (3)) est découpée en cubes de dimensions X(10)×(Y)10×(Z)7.6 (cm³) (Figure II-45). Des mesures de propagation d'onde de compression et de cisaillement ont été effectuées dans différentes directions (X, Y et Z).



Figure II-45 : Découpe de la plaque prélevée sur DIJ C B pour des mesures sur des cubes

La Figure II-45 montre la distribution statistique des ondes de compression et de cisaillement dans les 3 directions de l'espace (X, Y et Z). Les vitesses de propagation des ondes de compression P et de cisaillement S sont plus faible dans la direction de chargement de la chaussée (Z) par rapport aux directions X et Y. Des rapports de vitesses d'onde P de 1.14 et

1.16 respectivement pour les axes X et Y par rapport à la vitesse mesurée dans la direction Z sont observés. Les vitesses d'onde de cisaillement mesurées dans les directions X et Y donnent des rapports similaires de l'ordre de 1.10 par rapport à celles mesurées dans la direction de chargement Z. La faible sensibilité des ondes S à l'anisotropie par rapport aux ondes de compression s'explique par le fait que celles-ci sont moins énergétiques car elles sont générées à une tension d'impulsion maximale de 200 V. Cela implique des valeurs des rapports signal/bruits (SNR) plus faible dans le cas des ondes S.

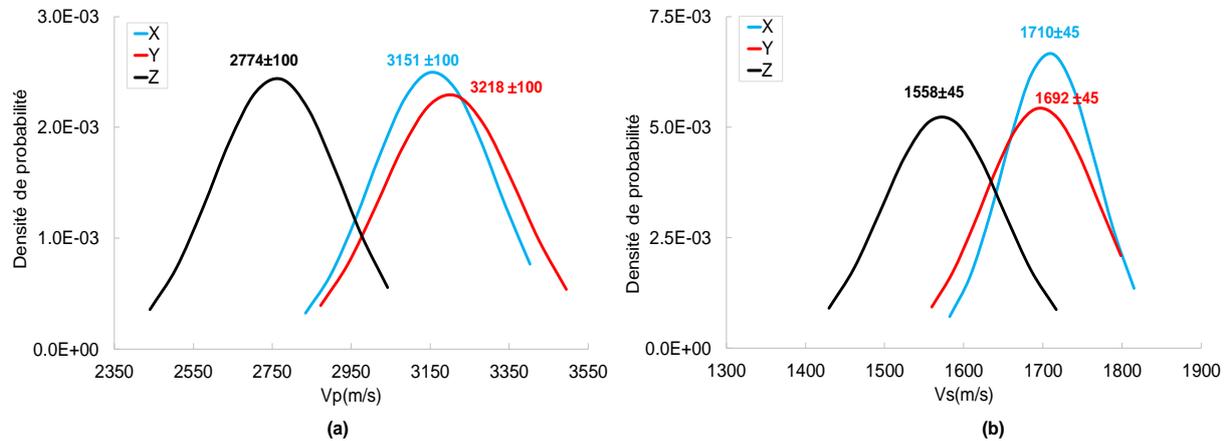


Figure II-46 : Distribution statistique des vitesses d'onde de (a) compression (b) cisaillement dans les 3 directions de l'espace

Les propriétés mécaniques, obtenues dans les 3 directions, sont présentées dans le Tableau II-10. On peut constater que les propriétés mécaniques dans la direction (Z) sont les plus faible et sont très proche pour les directions X et Y. Les rapports des modules de Young (E) et de cisaillement (G) par rapport à la direction Z sont d'environ 1.25 alors que celui du coefficient de Poisson est de 1.11. Ces rapports indiquent donc que le matériau dans le cas présent peut être considéré comme orthotrope avec une isotropie transverse.

Tableau II-10 : Propriétés mécaniques dans les 3 directions

	X	Y	Z
E (GPa)	17.10	17.00	13.60
G (GPa)	6.40	6.60	5.30
ν	0.30	0.30	0.27

II.3.8. Prédiction du module de l'enrobé bitumineux à partir d'un C-scan US

Les modules complexes des matériaux étudiés sont issus des essais de flexion 2-points sur éprouvettes trapézoïdales réalisés à l'université Gustave Eiffel-Nantes. Ces modules sont mesurés à 7 températures et 6 fréquences et utilisés pour construire des courbes maîtresses en utilisant le principe d'équivalence temps-température. Dans ces courbes maîtresses, les facteurs de décalage temps-température (a_T) sont déterminés par la formule WLF pour une température de référence (T_{ref}) de 15°C (température de référence de dimensionnement des chaussées en France).

Les figures II-47 et II-48 montrent une comparaison des résultats d'essai de module complexe et ceux obtenus par un C-scan US pour une zone circlée et non-circlée des 2 sites étudiés.

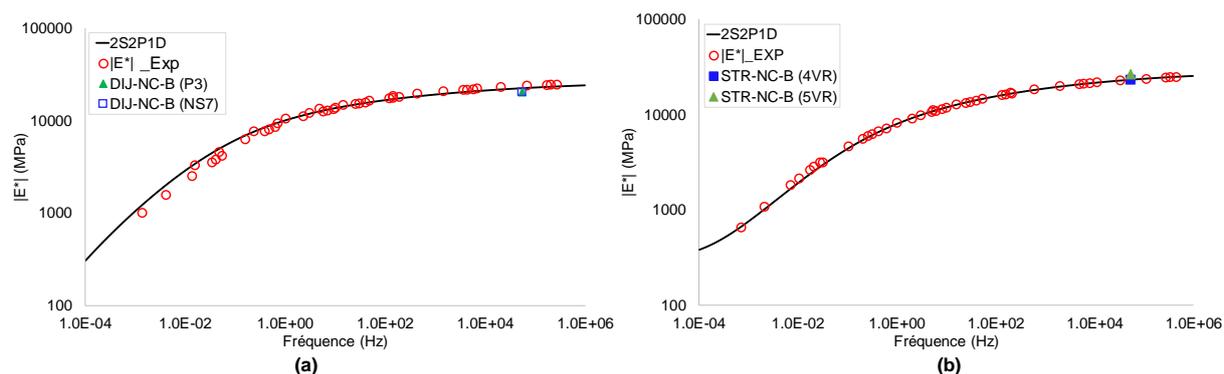


Figure II-47 : Superposition des résultats de C-scan US sur la courbe maitresse à 15°C pour (a) DIJ NC B (b) STR NC B

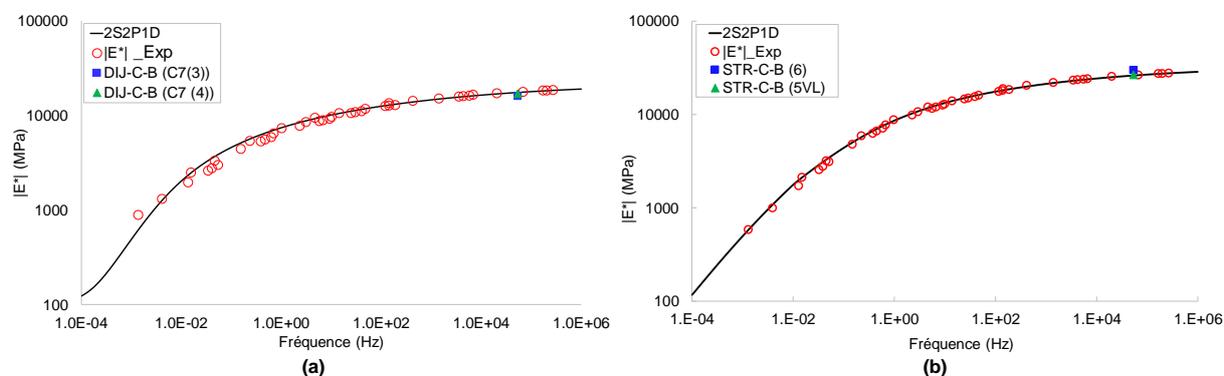


Figure II-48 : Superposition des résultats de C-scan US sur la courbe maitresse pour (a) DIJ C B (b) STR C B

Dans cette étude, une approche simpliste est utilisée qui ne prends pas en considération :

- Le comportement viscoélastique du matériau ;
- Les hétérogénéités (granulats et/ou défauts) ;
- Le type d'essai (homogène pour les sollicitations ultrasonores et non-homogène en flexion 2-points) ;

Néanmoins, on peut constater que les modules obtenus par un C-scan US sont en accord avec la courbe maitresse expérimentale et modélisée avec le modèle rhéologique 2S2P1D pour les enrobés bitumineux prélevés sur les zones circlée et non circlée.

II.3.9. Effet de la masse volumique sur l'estimation du module

La masse volumique des enrobés bitumineux fait partie des caractéristiques physiques importantes pour évaluer leurs performances mécaniques (Mogawer et al., 2011). Afin d'analyser l'effet de la densité du matériau sur la prédiction du module axial, 3 méthodes ont été utilisées pour évaluer la masse volumique du matériau. Les deux méthodes expérimentales consistent à mesurer la densité à l'aide d'un banc gamma-densimètre sur la plaque et par des mesures de pesage sur des cubes après découpe. La troisième méthode est basée sur un calcul de la masse volumique réelle de l'enrobé (MVRE) (NF EN 12697-5, 2018).

La Figure II-49 présente la superposition sur une courbe maitresse des modules obtenus en utilisant les 3 méthodes d'évaluation de la masse volumique. On peut constater que quelle que soit la méthode utilisée les modules obtenus reste en adéquation avec les résultats d'essai de module complexe en flexion 2-points et avec le modèle rhéologique 2S2P1D.

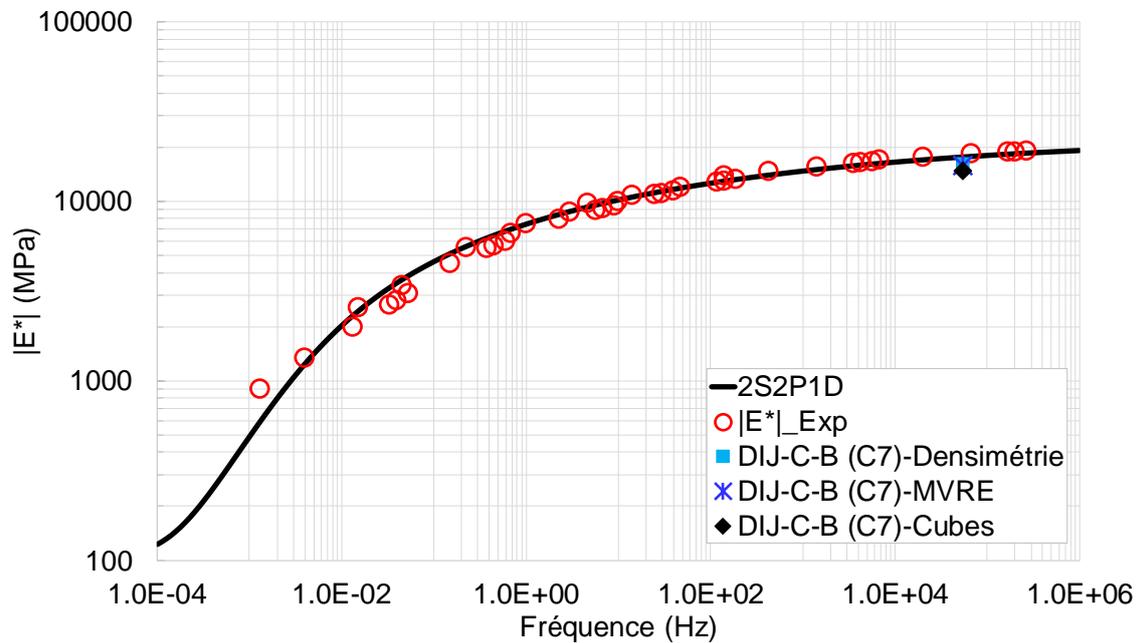


Figure II-49 : Effet de la masse volumique sur le calcul du module complexe

II.3.10. Effet de la température sur les mesures US

Dans l'étude présente, nous avons réalisé des mesures de C-scan US à différentes températures (-10, 0, 15 et 30°C) afin d'analyser son effet sur les vitesses de propagation d'ondes P et S et par la suite sur les propriétés mécaniques élastiques.

La Figure II-50 présente les isochrones des vitesses d'onde de compression et de cisaillement. On constate que les vitesses diminuent en fonction de la température d'une manière linéaire. Ceci est expliqué par les effets visqueux de l'enrobé bitumineux qui deviennent plus importants pour des températures élevées.

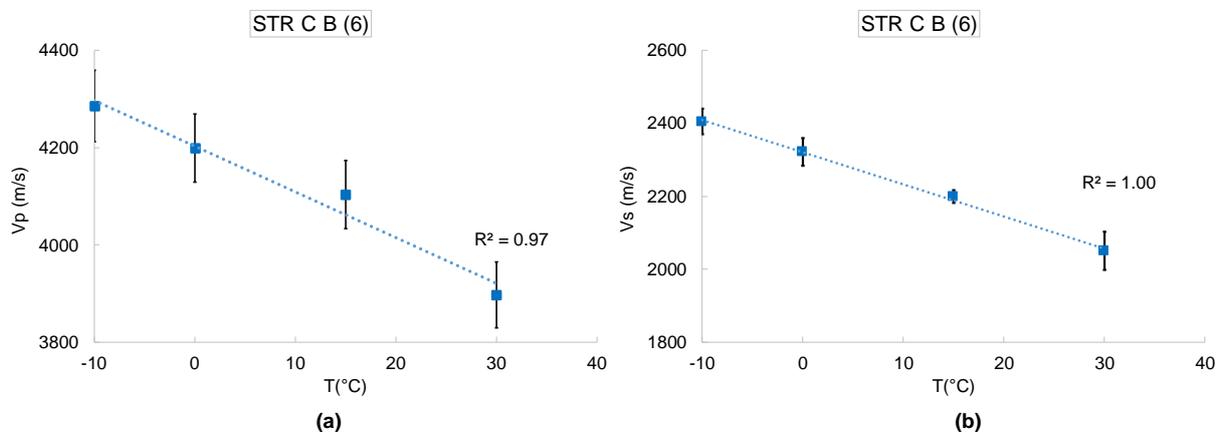


Figure II-50 : Isochrones de vitesse des ondes (a) de compression (b) de cisaillement

La Figure II-51 montre la prédiction du module élastique de l'enrobé à partir des vitesses de propagation d'onde de compression et de cisaillement à différentes températures. Tout d'abord, on voit que les modules ultrasonores mesurés à faibles température (-10 et 0°C) ne sont pas atteints par translations des données de l'essai mécanique. Cependant, les valeurs de module obtenues par mesures US translattées sont en accord avec les résultats expérimentaux et de modélisation par le modèle rhéologique 2S2P1D.

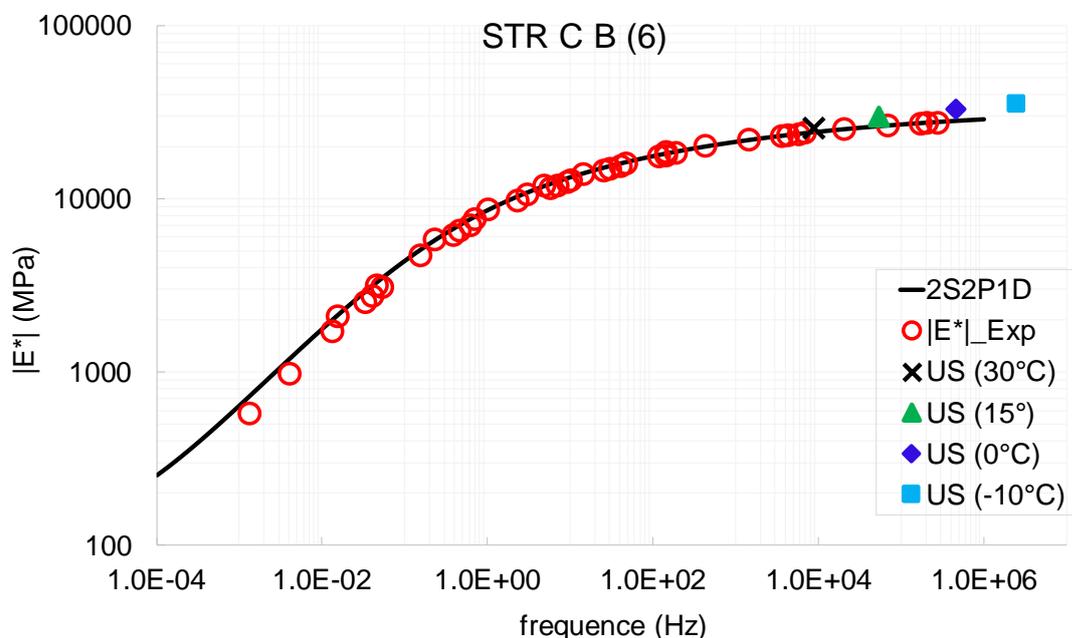


Figure II-51 : Prédiction du module élastique de l'enrobé à différentes températures avec de mesures US

II.4. Analyse de la fatigue des enrobés vieillis par la technique d'EA et le fitting des données mécaniques

Cette section présente les résultats d'un suivi par émission acoustique (EA) du processus d'endommagement et de rupture d'un enrobé bitumineux vieilli sous un chargement cyclique mécanique. Les échantillons sont prélevés d'une structure de chaussée sur l'autoroute A35 (Strasbourg) en service depuis 20 ans et testés en flexion 2-points à 10°C-25Hz et une amplitude de déformation de 175 $\mu\text{m}/\text{m}$. L'usage de la technique EA vise à enrichir l'essai de fatigue en flexion 2-points pour une meilleure compréhension du processus de fatigue des enrobés bitumineux vieillis in-situ.

Sur la base de l'analyse de l'activité acoustique, de nouveaux critères d'endommagement et de rupture sont proposés (seuils d'initiation d'endommagement et de propagation des fissures). Dans un deuxième temps, le comportement mécanique est lissé, en termes de déformation, force, module complexe et angle de phase, en utilisant quatre fonctions, à savoir : une fonction polynomiale, une série de Fourier continue, une somme de fonctions sinus et une fonction gaussienne. Après le processus de fitting, la dérivée première est calculée et les points singuliers des courbes sont détectés et discutés. Ces seuils sont associés aux mécanismes de fissuration en se basant sur l'évolution de l'activité acoustique pendant l'essai. Enfin, une analyse phénoménologique est réalisée afin de proposer un séquençage des différentes phases du processus de fatigue.

II.4.1. Résultats mécaniques de l'essai de fatigue

La Figure II-52 présente les courbes de fatigue des cinq éprouvettes testées en flexion 2-points à 175 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C. Ces courbes montrent les trois phases classiques du processus de fatigue des enrobés bitumineux (Di Benedetto et al., 2004) :

- Phase I : lors des 10000 premiers cycles ;
- Phase II : comprise entre 10000 et 40000 cycles ;
- Phase III : de 40000 cycles jusqu'à l'arrêt de l'essai.

Ainsi, la Figure II-52 montre que même avec de très faibles variations du module initial $|E^*|_0$ (environ 1%, cf. Tableau II-11), les courbes de fatigue présentent des différences à la fois de cinétique et de nombre de cycles menant à la rupture de l'éprouvette. Ce résultat est probablement dû aux niveaux des microfissures préexistantes et leur distribution spatiale dans le matériau.

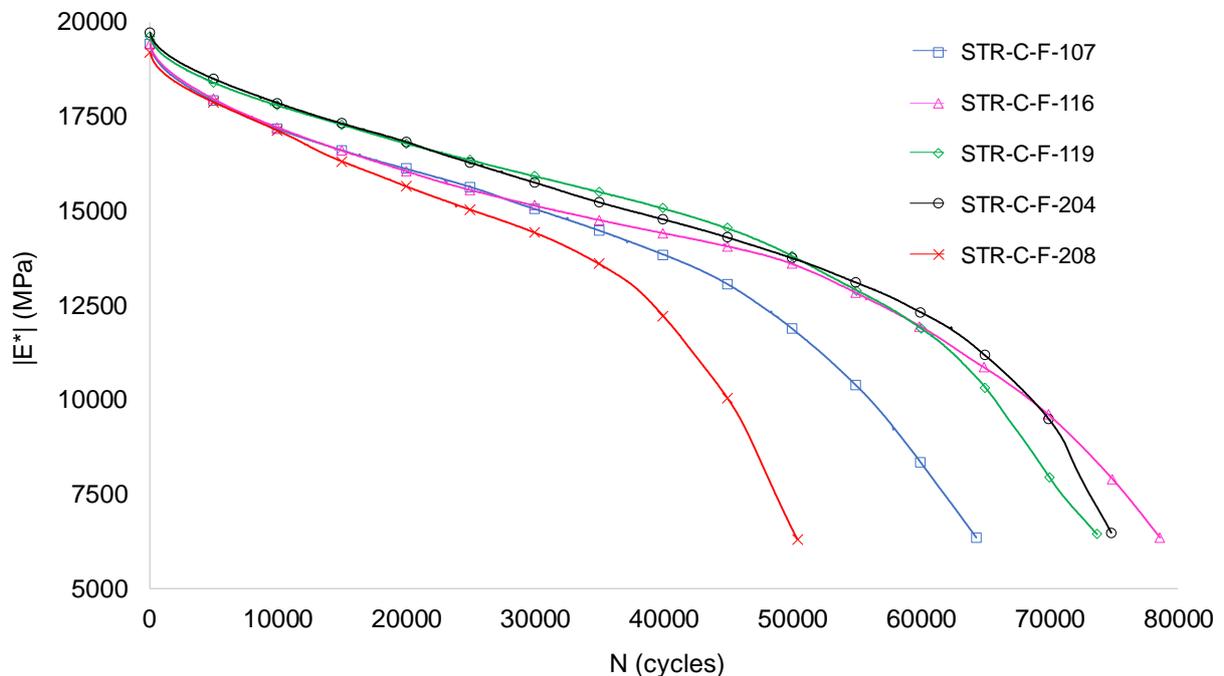


Figure II-52 : Courbes de fatigue expérimentales (diminution du module complexe)

Tableau II-11 : Propriétés volumétriques et mécaniques des éprouvettes testées

Propriétés Eprouvettes	Densité théorique (kg/m^3)	Densité apparente (kg/m^3)	Module initial $ E^* _0$ (MPa)	Vides (%)
STR-C-F-107	2484	2396	19175	3.7
STR-C-F-116		2416	19202	2.8
STR-C-F-119		2397	19438	3.6
STR-C-F-204		2400	19525	3.5
STR-C-F-208		2399	18994	3.6
Moyenne	-	2401	19267	3.4

Ecart type	-	8.8	213	0.4
------------	---	-----	-----	-----

Afin d'analyser les critères classiques de rupture pour prédire le comportement en fatigue des enrobés bitumineux, nous avons étudié certains critères présentés au paragraphe § 1.2.3 de la partie I. Nous avons appliqué ces critères sur tous les résultats obtenus des différentes éprouvettes. Cependant, pour des raisons de clarté, nous détaillons l'analyse sur la base des résultats obtenus pour l'éprouvette STR-C-F 107.

Les durées de vie, obtenues par les 4 critères de fatigue, sont présentées sur la Figure II-53. On peut constater qu'à l'exception du critère $N_{f30\%}$, les critères appliqués sont repérés dans la phase III du processus de fatigue. $N_{f30\%}$ donne la durée de vie en fatigue la plus faible. En revanche, il est situé à la fin de la phase II. Le critère conventionnel utilisé dans le dimensionnement des structure de chaussées $N_{f50\%}$ donne la durée de vie la plus élevée et il est situé dans la phase III de la fatigue. Pendant la phase III de fatigue, le module décroît très rapidement jusqu'à la ruine de l'éprouvette. Ceci est dû à la coalescence des microfissures, conduisant à l'émergence et à la propagation des macro-fissures dans l'échantillon.

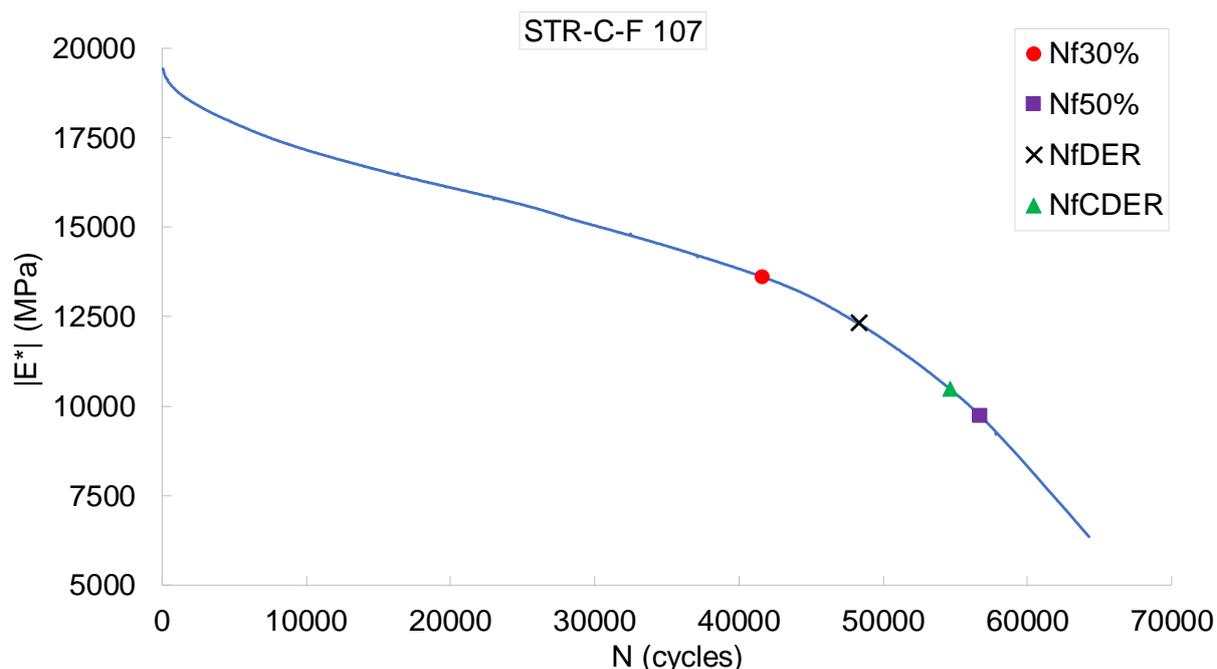


Figure II-53 : Superposition des critères classiques de fatigue sur la courbe STR-C-F 107

Au regard de la définition théorique de la durée de vie en fatigue, il ressort de l'analyse de la Figure II-53 que le critère classique $N_{f50\%}$ donne des résultats peu pertinents pour des enrobés bitumineux prélevés in-situ.

Pour mieux comprendre les phénomènes qui peuvent avoir lieu dans un essai de fatigue, une analyse des signaux a été menée dont l'objectif est de définir des nouveaux seuils caractérisant ces phénomènes. Cette analyse consiste dans un premier temps d'étudier la dérivée discrète de la courbe d'évolution du module en fonction du nombre de cycle.

Considérons la forme d'une dérivée première d'un paramètre mécanique x , telle que définie par l'expression suivante :

$$\frac{dx}{dN} = \frac{x(N + \Delta N) - x(N)}{\Delta N} \quad \text{II-12}$$

N désigne le nombre de cycle et ΔN est la plage de nombre de cycle pour le calcul de la dérivée qui peut être interprété par une « fréquence d'échantillonnage ».

La dérivée première de la courbe d'évolution du module en fonction du nombre de cycle est visualisée dans la Figure II-54, en discrétisant les données brutes avec 4 fréquences d'échantillonnage différentes (i.e. prendre en compte 1 point mesuré chaque ΔN cycles).

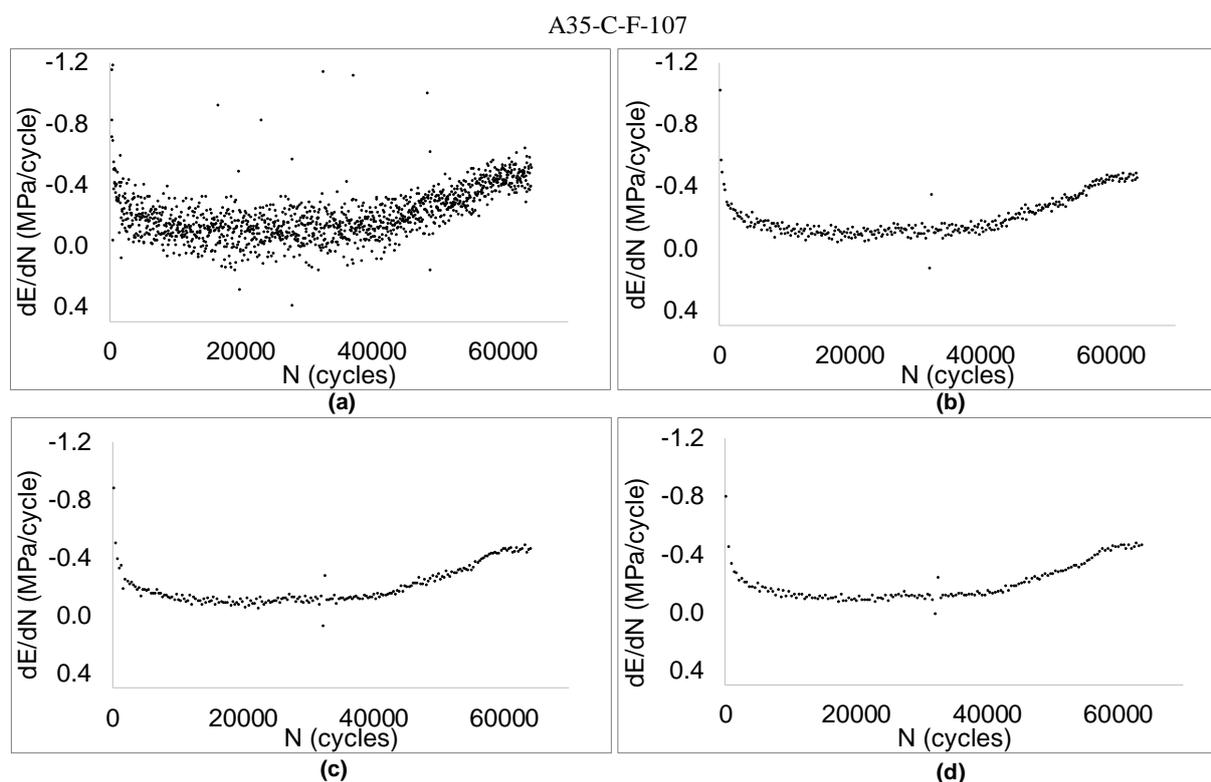


Figure II-54 : Dérivée première de la courbe module vs nombre de cycle avec (a) $\Delta N = 50$
(b) $\Delta N = 100$ (c) $\Delta N = 200$ (d) $\Delta N = 400$

On remarque, à l'examen des courbes présentées dans Figure II-54, que la fréquence d'échantillonnage ΔN joue le rôle d'un filtre en minimisant les effets de bruits locaux sur la dérivée première des données brutes (Figure II-54(a)). Cette technique sert donc à délimiter la phase II de fatigue lorsque l'évolution de la dérivée $d|E^*|/dN$ présente une pente quasi-constante. La transition entre la phase II et la phase III de fatigue est également plus visible pour la fréquence d'échantillonnage la plus basse de $\Delta N = 400$ (Figure II-54(d)), et apparaît à environ 40000 cycles.

Nous cherchons par la suite à identifier une fonction dérivable capable de reproduire la forme globale d'une courbe de fatigue en minimisant les bruits locaux. Pour ce faire, nous avons traité les signaux issus de l'instrumentation mécanique (force, déformation, module et angle de phase) avec 4 fonctions nommées : polynomiale, série de Fourier, gaussienne et somme des sinus.

II.4.1.1. Traitement de signaux mécaniques

Dans cette partie, nous allons présenter une étude des différentes fonctions utilisées pour le traitement des signaux ainsi qu'une analyse de la correction apportée. On se limite pour chaque fonction à l'ordre 8 (8 termes).

- ❖ Fonction polynômiale

$$p(x) = \sum_{i=0}^n p_i x^i \quad \text{II-13}$$

p_i représente les coefficients de la fonction polynomiale et n est l'ordre de la fonction.

- ❖ Séries de Fourier continues

$$f(x) = a_0 + \sum_{i=0}^n a_i \cos(i\omega x) + \sum_{i=0}^n b_i \sin(i\omega x) \quad \text{II-14}$$

a_0 , a_i et b_i sont les coefficients de Fourier et n est l'ordre de la série.

- ❖ Somme de sinus

$$s(x) = \sum_{i=1}^n c_i \sin(d_i x + e_i) \quad \text{II-15}$$

c_i , d_i et e_i sont les coefficients d'ajustement de la fonction et n est le nombre de termes à considérés.

- ❖ Fonction gaussienne

$$g(x) = \sum_{i=1}^n k_i \exp\left\{-\left(\frac{x-l_i}{m_i}\right)^2\right\} \quad \text{II-16}$$

k_i , l_i et m_i désigne les coefficients d'ajustement de la fonction et n est le nombre de termes à considérés.

La Figure II-55 montre la courbe d'évolution du module complexe calculée à partir des données d'acquisition approchées avec les 4 fonctions à l'ordre 8. On peut observer que les 4 fonctions reproduisent la forme globale de la courbe de fatigue. En revanche, l'amplitude des bruits locaux de mesure peut impacter la correction apportée pour chaque fonction (Figure II-56).

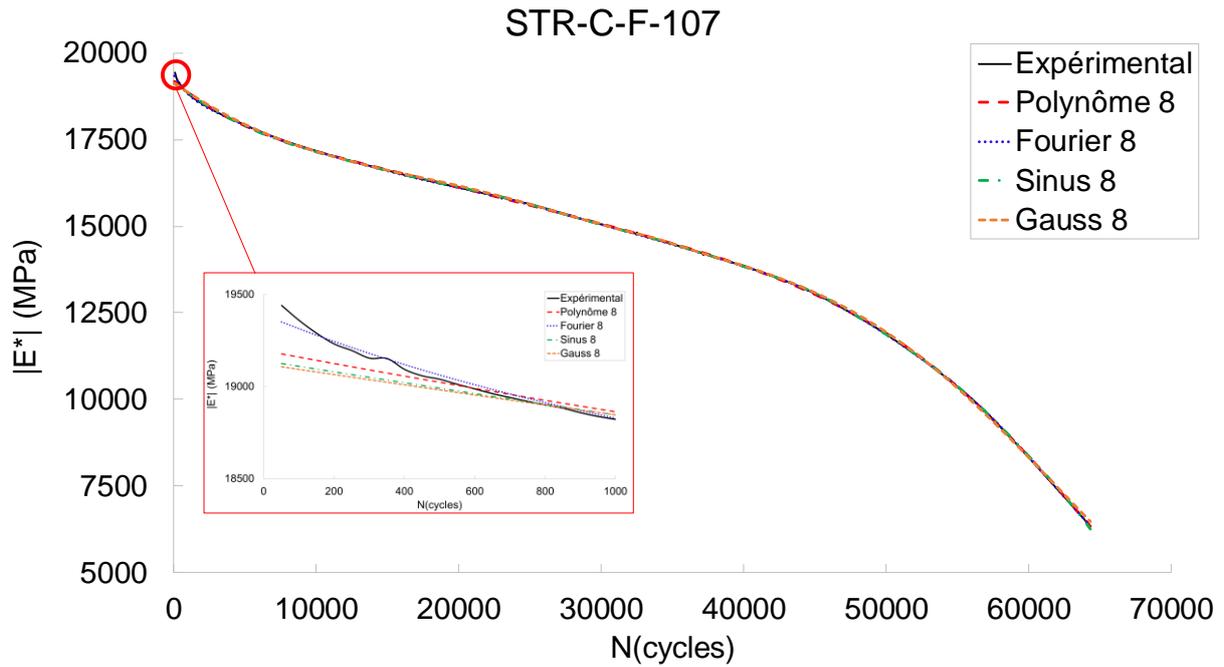


Figure II-55 : Courbes d'évolution du module approchées avec les différentes fonctions de fitting

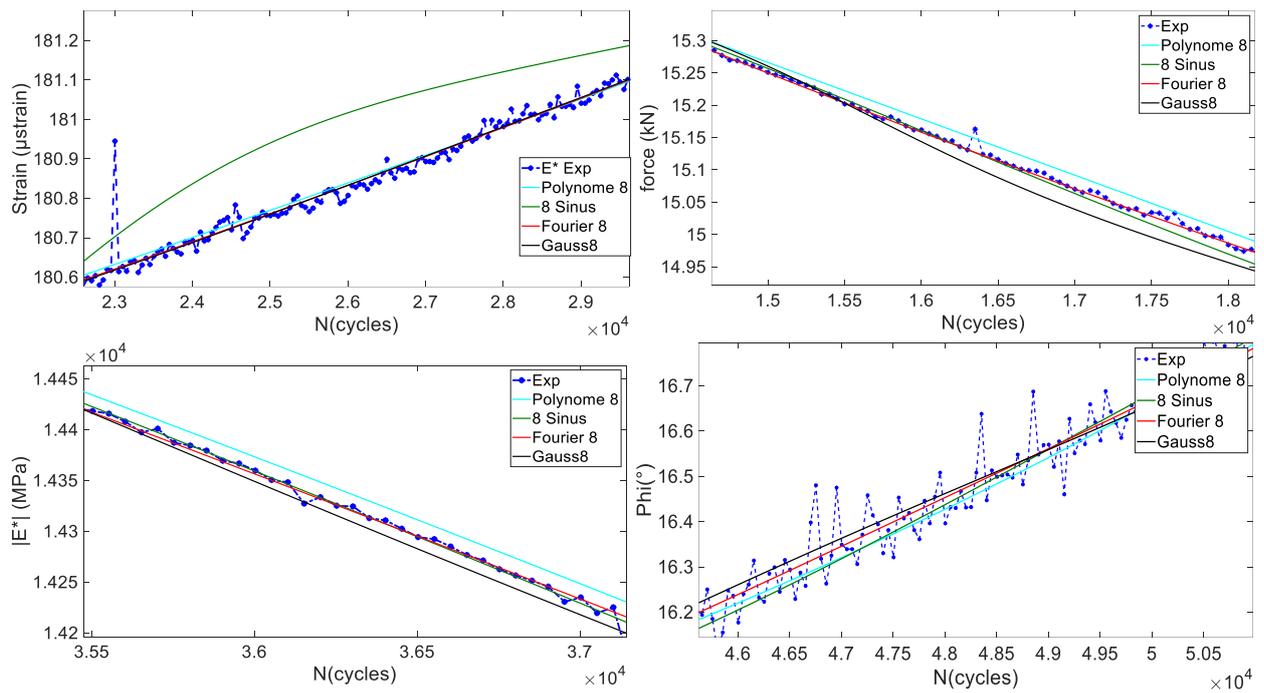


Figure II-56 : Zoom local du lissage des courbes de fatigue

Afin d'analyser l'écart entre les valeurs expérimentales du module par rapport à celles approchées par les 4 fonctions d'interpolation, deux indicateurs de correction sont proposés et définis par les expressions suivantes :

$$R_f(i) = \frac{X_i^{\text{exp}} - X_i^{\text{fit}}}{X_i^{\text{exp}}} \quad \text{II-17}$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (X_i^{\text{exp}} - X_i^{\text{fit}})^2}{n}} \quad \text{II-18}$$

$R_f(i)$ est la fonction de résidus qui représente l'évolution de l'écart entre les valeurs expérimentales X^{exp} et celles approchées par les fonction de lissage X^{fit} . RMSE (Root Mean Squared Error) est un indicateur de la correction quadratique moyenne.

La Figure II-57 représente l'évolution des fonctions de résidus du module complexe. L'analyse de ces résultats indique que le lissage de la courbe avec les séries de Fourier a la correction la plus faible. Nous constatons également que l'écart entre les valeurs mesurées et déterminées par les fonctions polynomiale et gaussienne augmente significativement à partir 40 000 cycles qui correspond à la seconde inflexion de la courbe de fatigue (début de la phase III). En fonction du bruit local de la mesure, la fonction sinus peut présenter des oscillations autour des valeurs expérimentales.

Des résultats similaires sont observés pour le lissage des courbes de déformation, de force et d'angle de phase.

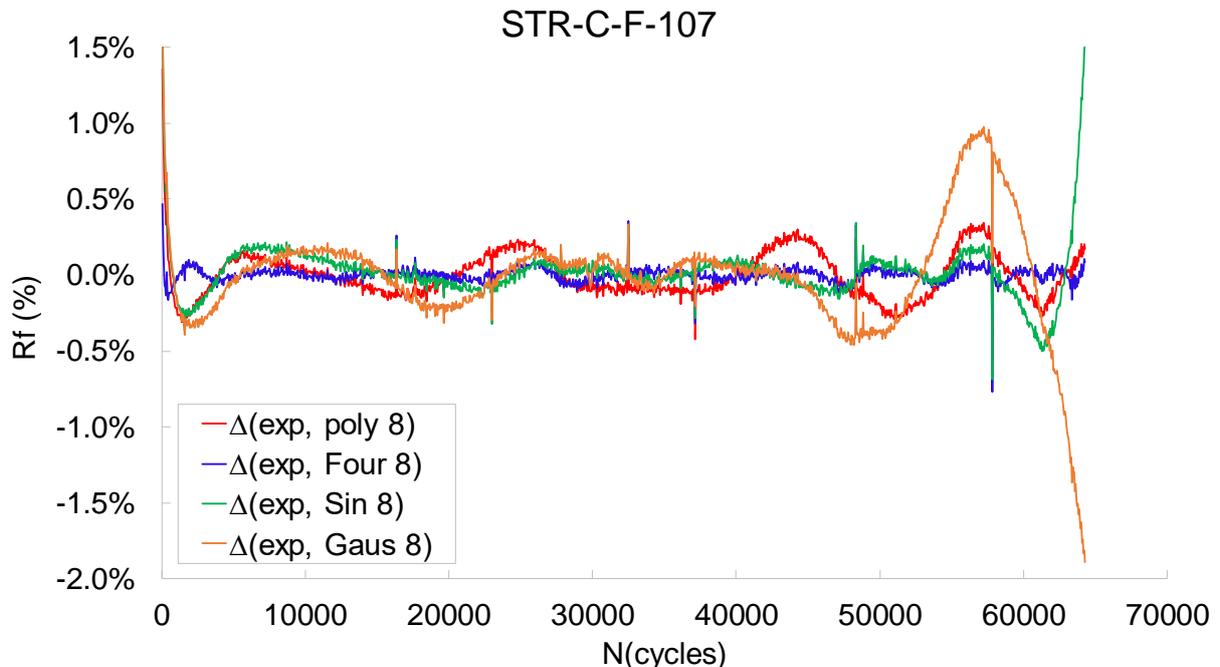


Figure II-57 : Fonction de résidus du module complexe

Dans l'ensemble des paramètres mécaniques mesurés et calculés, les séries de Fourier à l'ordre 8 donne des valeurs de RMSE les plus faibles, comme l'illustre la Figure II-58. Les séries de Fourier mène au meilleur lissage des différents paramètres et la forme la plus réaliste des courbes expérimentales. Elles seront utilisées pour traiter les mesures de fatigue et déterminer leurs dérivées discrètes.

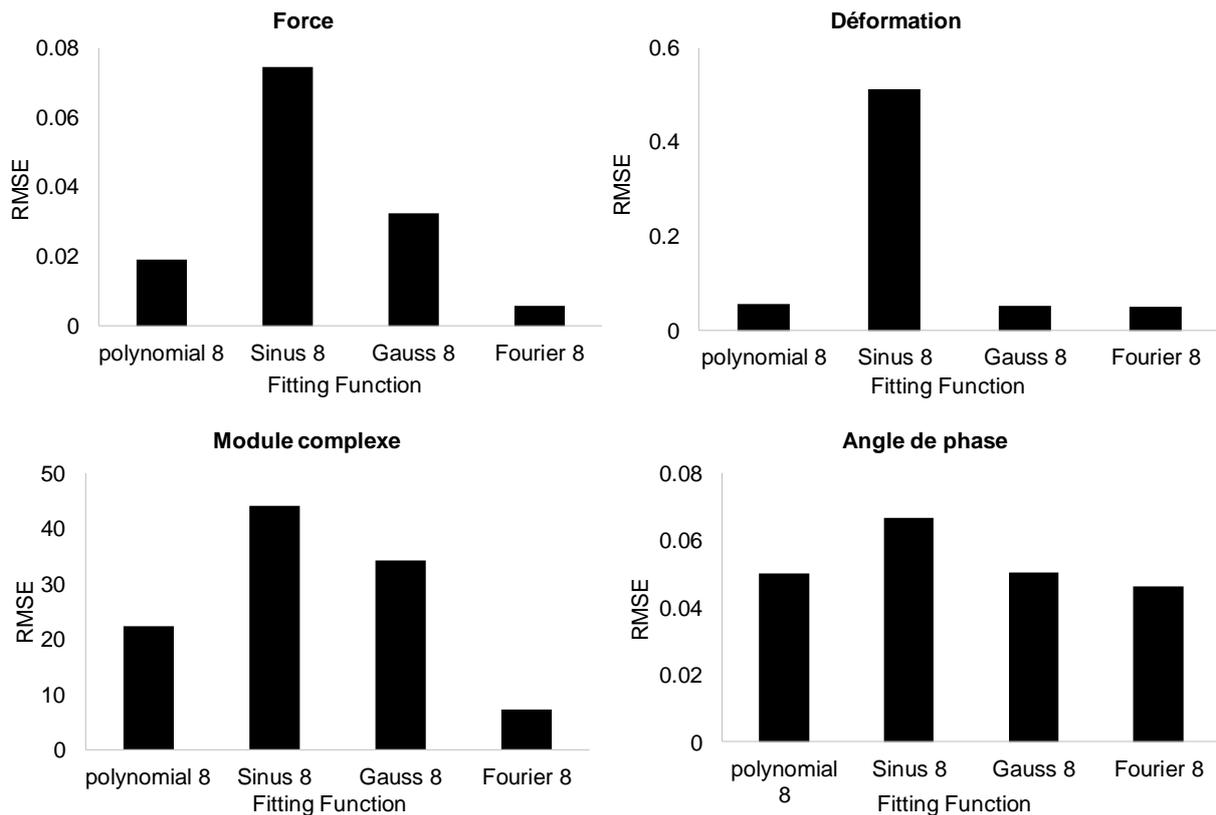


Figure II-58 : Comparaison des valeurs du RMSE obtenues pour les différentes fonctions de lissage

II.4.1.2. Analyse des dérivées des courbes de fatigue

Une fois que les données expérimentales ont été approchées à l'aide des séries Fourier, la première dérivée est calculée pour les différents signaux mécaniques de $|E^*|$, f , ε et φ (Figure II-59). Les taux de variation (VR : Variation Rate) des paramètres mécaniques (perte de $|E^*|$ et f , ou augmentation de ε et φ par cycle de chargement) diminuent dans un premier temps et atteignent un minimum absolu correspondant à la plus faible pente de la courbe de fatigue. À partir de ce point, les valeurs des VR augmentent progressivement. Cette évolution peut s'expliquer par l'apparition, après la première phase du processus de fatigue (échauffement, non-linéarité et thixotropie) d'autres mécanismes, tels que l'initiation et / ou la propagation de microfissures, affectant les propriétés mécaniques de l'enrobé bitumineux. Sur la base de cette observation, un nouveau critère d'initiation de l'endommagement, noté le GMFD (Global Minimum of First Derivative) (N_{fGMFD}) est proposé. Ce critère peut caractériser la phase II du processus de fatigue et donne différentes valeurs de durée de vie en fatigue, en fonction du paramètre mécanique considéré. Il ressort de l'analyse la Figure II-59 que les nombres de cycles obtenus avec ce critère sont similaires pour $|E^*|$, f et ε . Cependant, l'angle de phase φ donne un nombre de cycle le plus élevé.

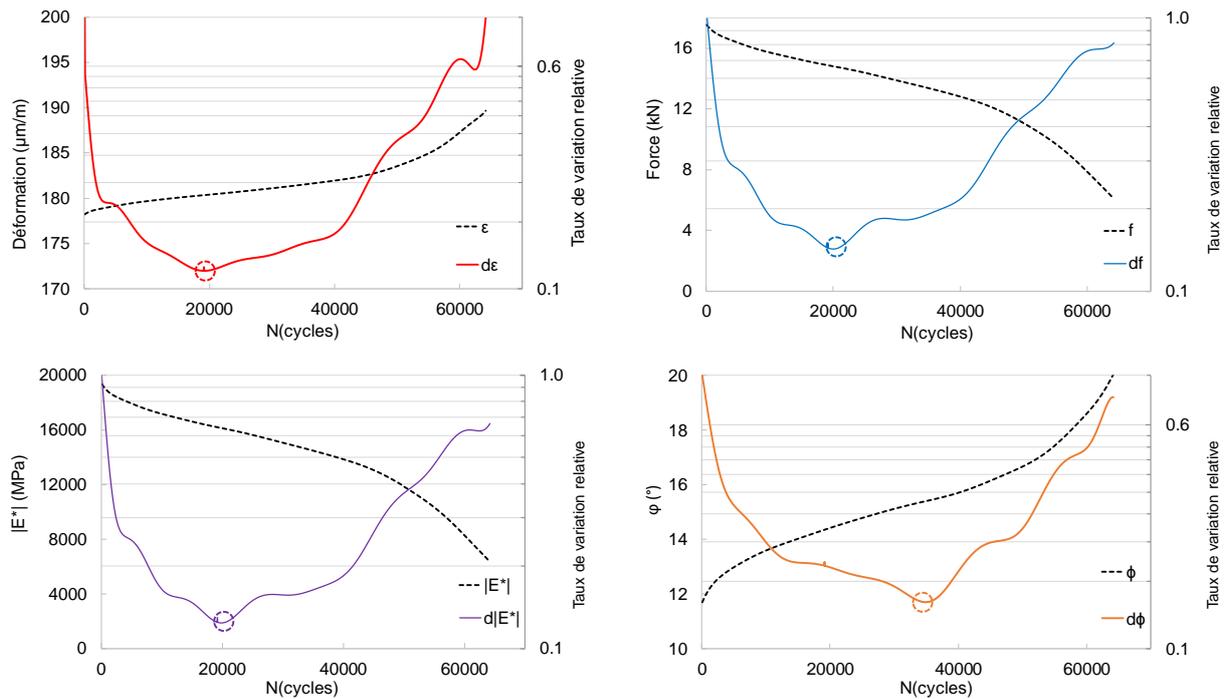


Figure II-59 : Variation de la dérivée première des données mécaniques lissées avec les séries de Fourier

La deuxième partie des courbes de la Figure II-59 illustre une zone de transition, où le taux de variation (VR) commence à augmenter plus rapidement. Cette zone correspond à une décroissance de $|E^*|$ et f ou croissance rapide de φ et ε peut caractériser le début de la phase III de rupture. Afin d'identifier le début de cette phase nous proposons un nouveau seuil de rupture appelé CVR (Cumulative Variation Rate) défini par l'expression suivante :

$$N_{fCVRX} = \max \left\{ \frac{\sum_{i=1}^m dX_i}{dX_m} \right\} \quad \text{II-19}$$

X est le paramètre mécanique traité, dX_i désigne la valeur de la dérivée première au $i^{\text{ém}}$ cycle.

Les fonctions CVR sont tracées sur la Figure II-60 pour les 4 paramètres mécaniques. Elles indiquent un maximum qui est proposé ici comme indicateur du début de la phase de rupture du processus de fatigue. L'augmentation du rapport de variation est très probablement causée par le développement de macro-fissures dans le matériau.

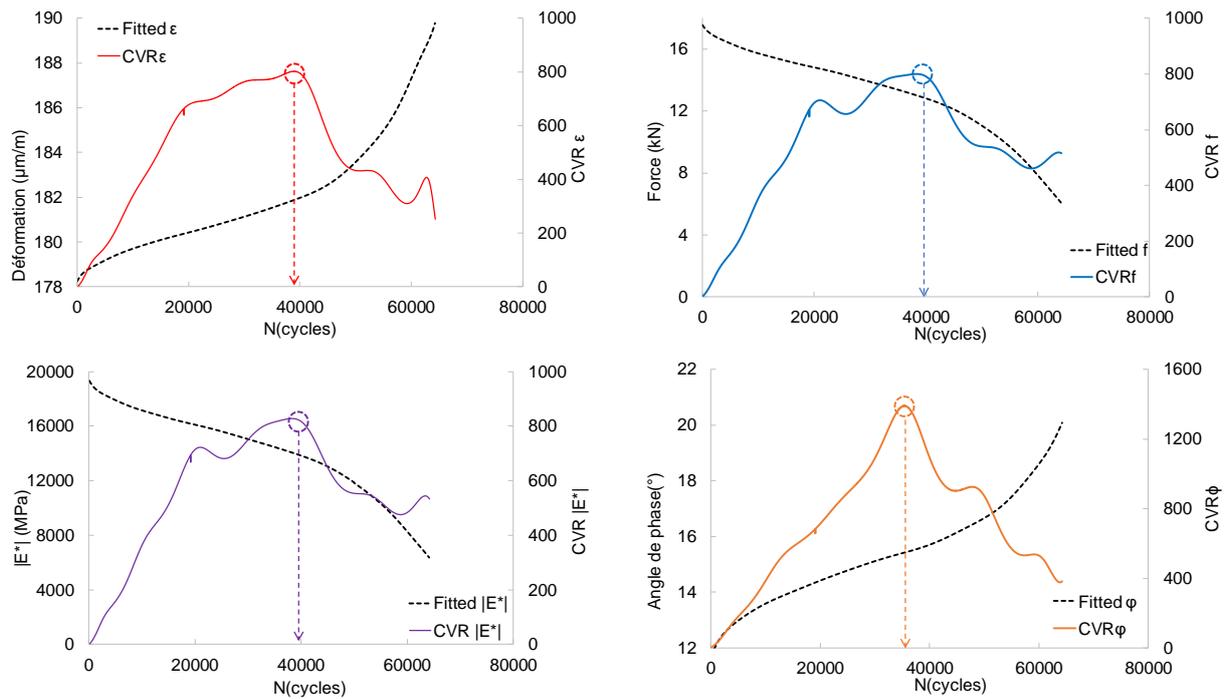


Figure II-60 : Représentation du critère de CVR appliqué pour ε , f , $|E^*|$ et φ

II.4.2. Analyse temporelle de l'activité acoustique

Plusieurs approches existent dans la littérature portant sur l'étude de l'évolution de l'activité acoustique pour analyser les différents aspects des processus d'endommagement et de rupture des matériaux. On peut les synthétiser comme suit :

- (1) Enregistrement des événements acoustiques et suivre leurs taux de variation cumulé (Diakhaté et al., 2012);
- (2) Localisation des sources acoustiques et étude des mécanismes associés aux événements individuels (Li and Marasteanu, 2006);
- (3) Analyse de l'évolution des amplitudes des événements enregistrés (Qiu et al., 2019);
- (4) Étude des fréquences caractéristiques associées aux événements acoustiques (Lu and Li, 2011).

Cependant, l'approche la plus utilisée et la plus simple pour quantifier l'activité acoustique et identifier des mécanismes de fissuration est le comptage de chaque signal qui dépasse un seuil défini (Moradian and Li, 2017; Rao et al., 2009). Le processus de détection et de mesure d'un signal d'EA sur une voie est appelé « Hit ou salve ».

La Figure II-61 montre l'évolution du nombre des salves (nombre de signaux acoustiques enregistrés) cumulés, pour chaque capteur, en fonction des cycles de chargement. La cinétique globale des courbes est similaire pour les 8 capteurs, ce qui montre que l'ensemble de capteurs détectent les mêmes mécanismes évolutifs dans le matériau. Cependant, on note une distinction nette entre l'activité acoustique enregistrée par les capteurs situés au bas de l'éprouvette et ceux instrumentant la partie haute. En effet, les capteurs du bas détectent un plus grand nombre de salves. La différence en nombre de salves peut être expliquée par des chemins de distances différentes entre les sources et les transducteurs. Nous supposons que les capteurs les plus proches sont plus sensibles aux événements microscopiques de faible

intensité. Les capteurs les plus éloignés de la source détectent principalement les événements les plus énergétiques.

L'objectif étant de proposer des indicateurs caractéristiques des différents mécanismes qui peuvent avoir lieu pendant le processus de fatigue d'un enrobé vieilli. Néanmoins, l'évolution de nombre de salves cumulées ne peut pas montrer des points singuliers permettant d'identifier des phénomènes évolutifs.

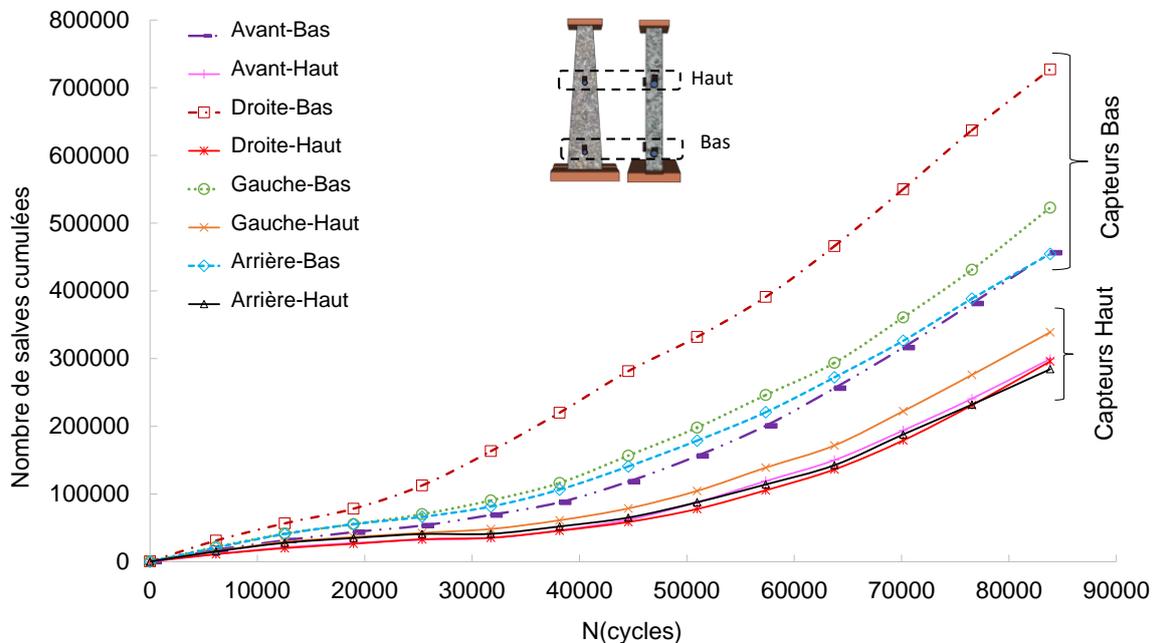


Figure II-61 : Évolution de nombre de salves cumulées pour les 8 capteurs

Comme le montre la Figure II-62, l'évolution de l'activité acoustique en termes de nombre de salves en discrétisation non-cumulée présente 3 phases bien distinctes :

EA-Phase I : une manifestation d'une activité acoustique au début de l'essai, attribuée à l'activation des défauts préexistants dans le matériau prélevé sur une chaussée ancienne. L'activité acoustique diminue ensuite progressivement à cause du phénomène d'échauffement du matériau qui se produit pendant la première phase de l'essai de fatigue. L'échauffement provoque une atténuation des ondes par effet visqueux et réduit la capacité du système d'EA à détecter et enregistrer des ondes.

EA-Phase II : après une baisse et / ou une stabilisation de l'activité acoustique, on remarque par la suite une reprise du nombre de salves mettant en évidence la mise en place d'un nouveau mécanisme d'endommagement (initiation de nouvelles microfissures et / ou propagation des fissures existantes). Dans le cas de l'essai traité par la Figure II-62, ce seuil d'endommagement correspond à une baisse de module de 17%.

EA-Phase III : dans la dernière phase de fatigue, l'activité acoustique présente une certaine instabilité caractérisée par des baisses et augmentations significatives du nombre de salves. Cette phase est associée à l'activation de mécanismes de coalescence et de propagation instables des fissures. Dans le cas de l'essai traité par la Figure II-62, ce seuil d'initiation de la rupture correspond à une baisse de module de 26%. Cependant, une analyse plus approfondie est nécessaire pour définir un critère objectif caractérisant le début de cette phase.

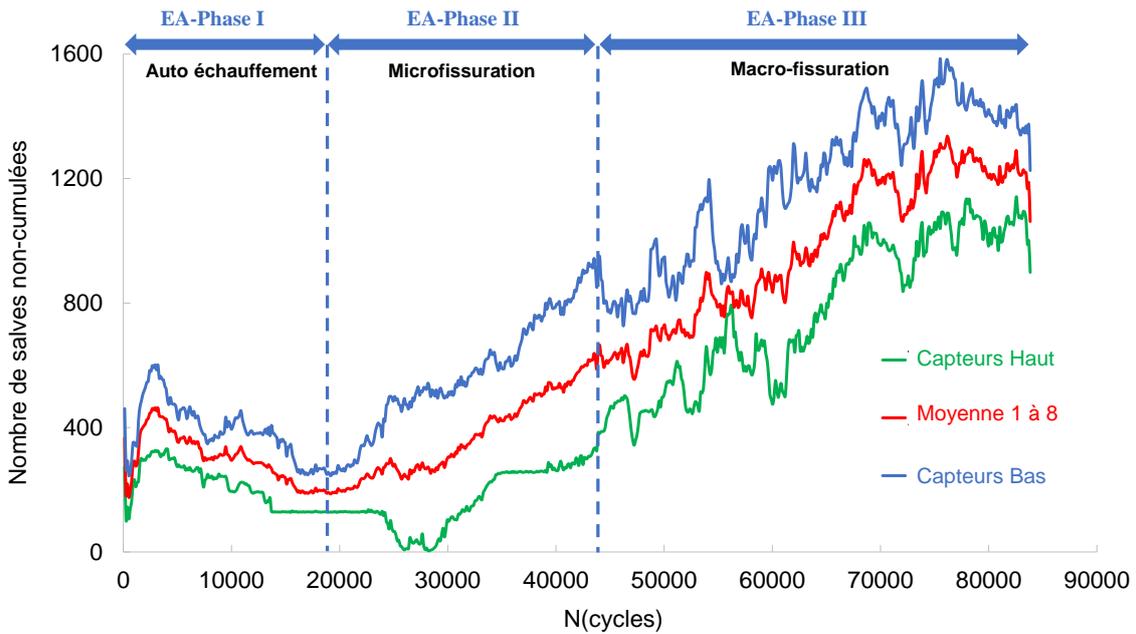


Figure II-62 : Nombre de salves non-cumulés vs cycles de sollicitation et séquençage des phases

Dans cette étude, nous avons opté pour une analyse quantitative des mécanismes de fissuration qui peuvent avoir lieu pendant le processus de fatigue. Le début de la phase d'endommagement (phase II) est caractérisé dans la suite par le seuil d'initiation d'endommagement noté DIT (Damage Initiation Threshold) correspond au minimum de nombre de salves. Afin d'identifier le passage entre la phase II et la phase III, le critère d'Akaike (AIC) est appliqué sur le taux de variation des salves non-cumulées (VR : Variation Rate) calculé par l'expression suivante :

$$VR_{hits} = Hits(i+1) - Hits(i) \quad \text{II-20}$$

Hits(i+1) et Hits(i) sont respectivement le nombre de hits (salves) aux cycles de chargement i et i+1.

Dans ce cas, la minimisation de la fonction d'AIC correspond à la séparation optimale entre la phase II et la phase III liée à une variation irrégulière du nombre de salves (Figure II-63). Ce seuil est noté FPT (Fracture Propagation Threshold).

Dans la suite de cette étude, nous allons identifier ces seuils caractéristiques (DIT et FPT) sur la moyenne de nombre des salves enregistrées par les capteurs de bas (notés AE_DIT_Bottom et AE_FPT_Bottom), les capteurs du haut (notés AE_DIT_Top et AE_FPT_Top), ainsi que par le capteur le plus proche de la zone d'initiation des microfissures (notés AE_DIT_Max et AE_FPT_Max).

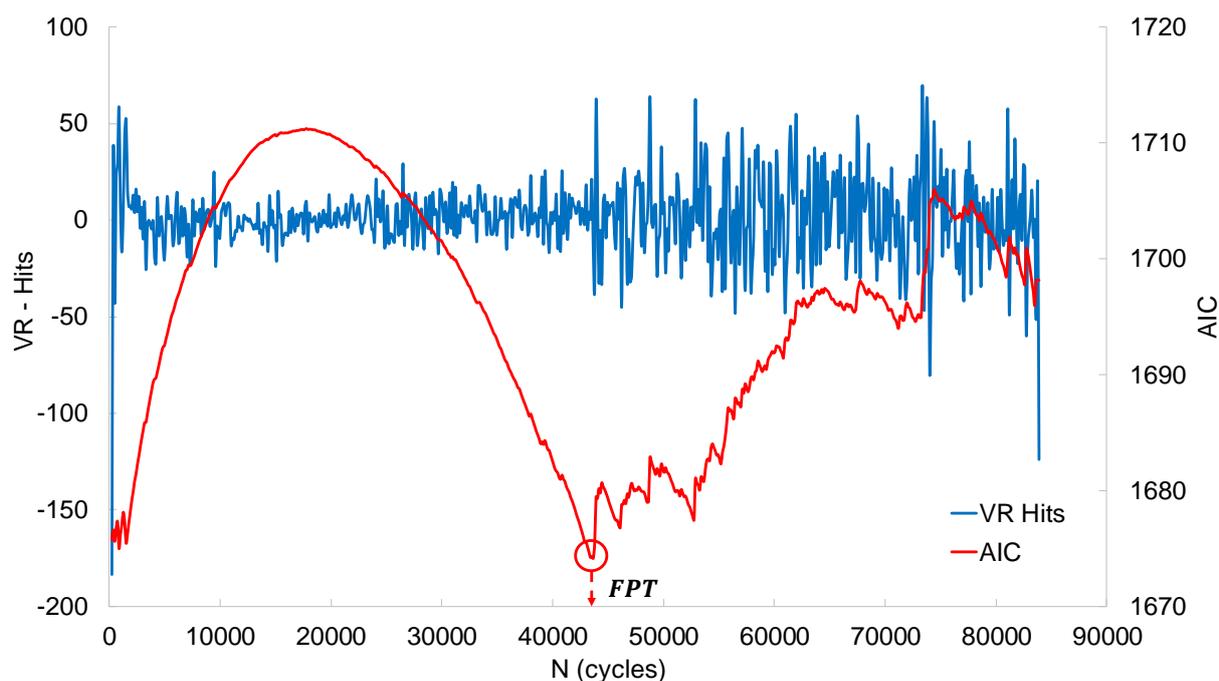


Figure II-63 : Identification du seuil de début de la phase 3 (FPT) du processus de fatigue

II.4.3. Comparaison des résultats mécaniques et d'émission acoustique

Les figures II-64 et II-65 présentent, pour les 5 éprouvettes testées, une synthèse des durées de vie (N_f) obtenues avec chaque critère, soit, les critères conventionnel et ceux proposés dans la littérature ($N_{f30\%}$, $N_{f50\%}$, N_{fDER} et N_{fCDER}) ; les critères basés sur le traitement de signaux mécaniques (N_{fGMFD} , N_{fCVR}) et les critères issus de l'analyse des émissions acoustiques (AE_DIT et AE_FPT).

La comparaison de ces résultats conduit aux conclusions suivantes :

- Le critère usuel $N_{f50\%}$ utilisé dans le dimensionnement des structures de chassées n'est pas pertinent et donne la durée de vie la plus élevée ; ce critère se situe dans la phase de rupture (phase III) et tend à surestimer la durée de vie en fatigue des enrobés bitumineux pré-endommagés ;
- Les critères de fatigue issus de l'analyse de l'activité acoustique sont plus pertinents car ils traduisent la réalité des phénomènes irréversibles menant à la ruine du matériau ;
- Le capteur droit-Bas (noté Max), du groupe bas, fournit une indication initiale de l'initiation des microfissures (AE_DIT_Max). Cependant, l'écart avec la valeur moyenne du groupe reste assez faible. Cette valeur s'accorde assez bien avec le critère de lissage de courbe N_{fGMFDf} . Pour un essai de fatigue en déformation contrôlée, il semble que ce paramètre soit le premier affecté par l'endommagement par fatigue.
- Les capteurs du haut, situés plus loin de la zone de fissuration, détectent une augmentation de l'activité acoustique à un nombre plus élevé de cycles de chargement.

Le critère AE_DIT_Top est en bon accord avec $N_{fGMFD\phi}$, expliqué par le fait que la présence de nouveaux mécanismes d'endommagement affecte l'angle de phase et génèrent une activité acoustique plus importante, comme le frottement des lèvres de fissures dans le matériau ;

- Le critère $N_{f30\%}$ encadré par deux seuils acoustiques semble être plus adapté pour ce type de matériaux et il peut représenter un précurseur de la phase de rupture du processus de fatigue ;
- Le critère énergétique DER donne des résultats en accord avec le seuil acoustique AE_FPT_Bottom est peut-être interprété comme un indicateur de la phase de rupture dans le matériau.

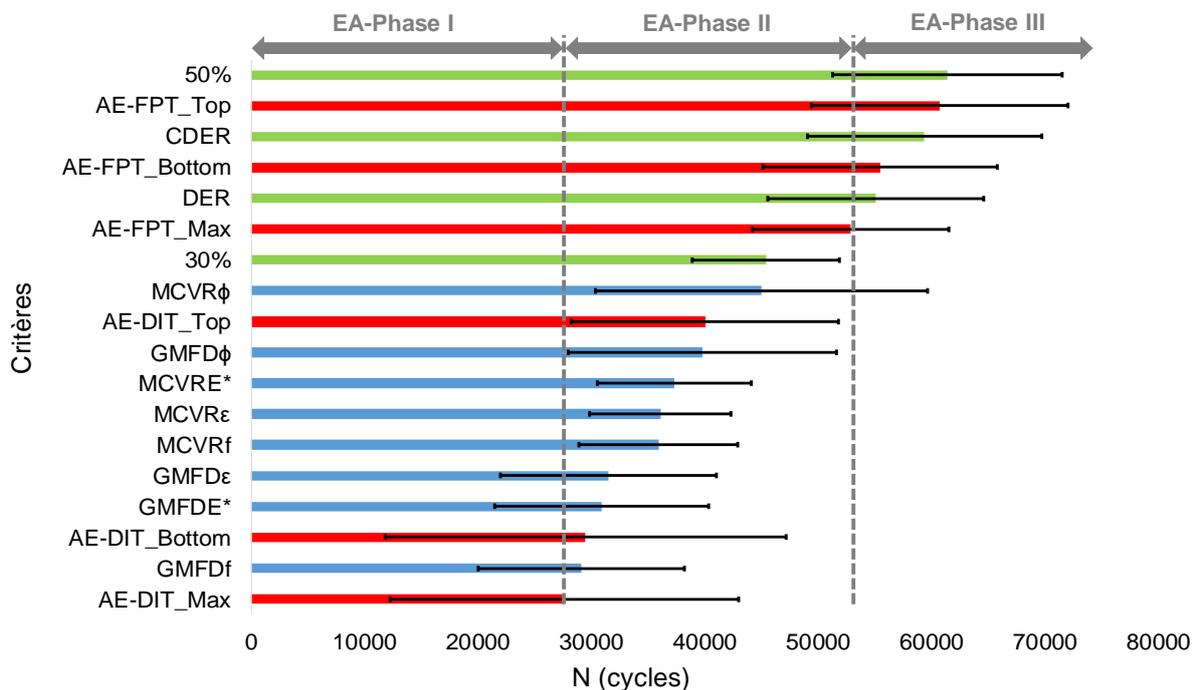


Figure II-64 : Durées de vie obtenues par les différents critères pour l'ensemble des éprouvettes (STR-ZC-F) testées en flexion 2-points à 175 µm/m, 25 Hz-10°C

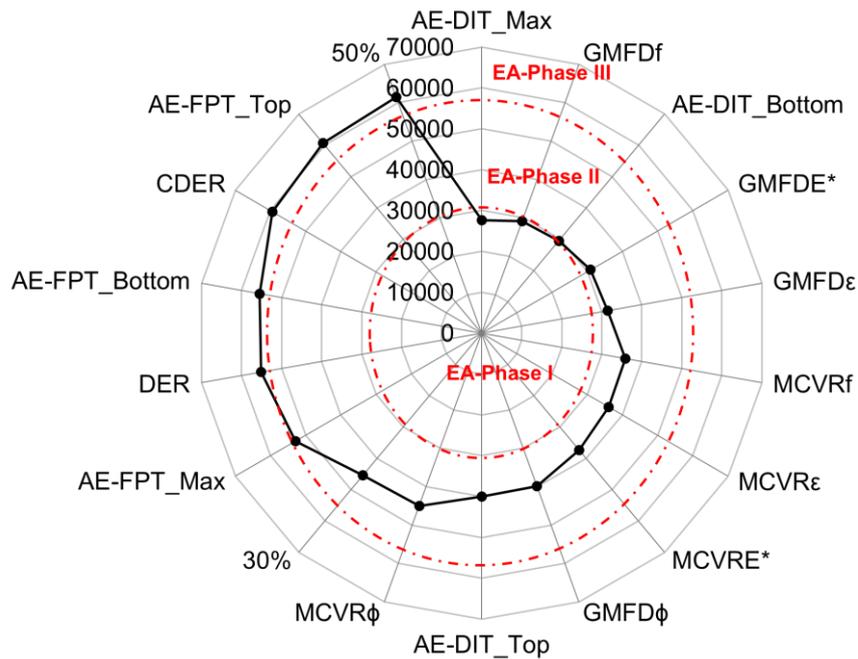


Figure II-65 : Comparaison des résultats d'analyse des données mécaniques et acoustiques

II.4.4. Localisation des évènements acoustiques

II.4.4.1. Principe de la localisation

Il existe de nombreux modèles de localisation des sources acoustiques détaillés dans la littérature (F. Hassan et al., 2021; Sengupta et al., 2015). Nous nous focalisons sur la localisation géométrique par triangulation. Cette approche repose principalement sur 4 hypothèses :

- 1- La source acoustique (appelée événement qui est formé d'un ensemble de signaux) est ponctuelle ;
- 2- Les sources sont temporellement espacées les unes aux autres d'une façon qu'il n'y ait pas d'interférence entre l'activité acoustique de deux événements successifs ;
- 3- La vitesse de propagation d'onde est supposée constante le long de l'essai ;
- 4- Le matériau est considéré comme un milieu homogène et isotrope.

Il résulte de ces hypothèses d'une part qu'un événement acoustique correspond à une seule source acoustique de coordonnées $s(x_s, y_s, z_s)$ et d'autre part que le chemin de propagation de l'onde suit une ligne droite depuis la source vers le capteur et à une vitesse constante v .

Les coordonnées spatiales des évènements sont liées aux temps d'arrivée des ondes primaires t et la vitesse d'onde dans un milieu élastique et isotrope v du matériau est donnée par l'expression suivante :

$$d = v \times t \quad \text{II-21}$$

Pour la localisation de la source, seuls les arguments géométriques dans l'espace 3D sont utilisés. Si la position des capteurs est définie par ses coordonnées (x_i, y_i, z_i) et que la position de la source est (x_s, y_s, z_s) , la distance de la source au capteur i devient :

$$d_i = \sqrt{(x_i - x_s)^2 + (y_i - y_s)^2 + (z_i - z_s)^2} \quad \text{II-22}$$

Ce calcul est compliqué car le temps d'occurrence exacte de l'événement est inconnu.

Dans la pratique, on mesure un temps qui correspond à un temps de retard d'arrivée d'onde aux capteurs. La méthode de triangulation consiste donc à chercher la position de la source à partir des différences des temps d'arrivée d'onde au capteur d'indice i par rapport celui qui détecte la première salve de l'évènement. Les différences des temps d'arrivée entre la source et le capteur i sont exprimées par la formule suivante :

$$\Delta t_i = \frac{d_i - d_1}{v} \quad \text{avec} \quad \Delta t_i = t_i - t_1 \quad \text{II-23}$$

t_1 est le temps d'arrivée du premier capteur qui détecte l'événement et Δt_i représente la différence des temps d'arrivée pour le capteur d'indice i . On peut constater que la différence des temps d'arrivée pour le capteur de référence ($i=1$) est nulle. Par conséquent, la détermination des coordonnées en 3D (x_s, y_s, z_s) nécessite au minimum 4 capteurs.

L'équation II-23 peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\Delta t_i = \frac{\sqrt{(x_i - x_s)^2 + (y_i - y_s)^2 + (z_i - z_s)^2} - \sqrt{(x_1 - x_s)^2 + (y_1 - y_s)^2 + (z_1 - z_s)^2}}{v} \quad \text{II-24}$$

(x_1, y_1, z_1) sont les coordonnées du capteur qui reçoit le premier signal de l'événement.

Compte tenu des hypothèses précédentes, les différences de temps d'arrivée (Δt_i) entre les capteurs dépendent de la position de la source. Du fait du système non linéaire des équations pour déterminer les coordonnées de la source, la localisation des événements est ainsi déterminée en résolvant un problème de minimisation d'erreur entre les données mesurées ($\Delta t_{i,mesuré}$) par les capteurs et un événement estimé avec une position connue ($\Delta t_{i,estimé}$).

$$\chi = \sum_{i=1}^N (\Delta t_{i,mesuré} - \Delta t_{i,estimé})^2 \quad \text{II-25}$$

N désigne le nombre de capteurs.

La position des événements est déterminée par un algorithme itératif. La position retenue correspond à celle de l'événement estimé pour lequel le critère d'erreur χ est minimum.

II.4.4.2. Localisation des sources d'EA pour un essai de fatigue sur enrobé bitumineux

La vitesse effective initiale est obtenue à l'aide d'un protocole expérimental connu par AST (Automatic Sensor Testing) (Lamy et al., 2015) effectué avant l'essai de fatigue. La méthode consiste à exciter à chaque fois un des 8 capteurs par une tension pour générer une onde où les 7 autres capteurs détectent son arrivée. Dans notre cas d'étude, la vitesse d'onde effective moyenne est mesurée en mode de transmission directe et est égale à 3570 m/s.

La Figure II-66 montre la cartographie de localisation des événements acoustiques à différents stades du processus de fatigue en considérant les critères de rupture conventionnel $N_{f30\%}$, $N_{f50\%}$ et les seuils acoustiques AE_DIT_Bottom et AE_FPT_Bottom . On peut constater que la majorité des événements acoustiques se produisent dans la moitié inférieure de l'éprouvette. Cependant, il faut prendre des précautions dans l'interprétation de ces cartographies, notamment vis-à-vis des artefacts de localisation induits par une prise en compte d'une vitesse de propagation d'onde constante et isotrope. Une analyse avancée des événements acoustique est nécessaire afin d'interpréter et de prévoir le schéma de fissuration au cours de l'essai. Pour ce faire, par exemple, en prenant en compte l'amplitude des signaux acoustiques, on constate sur la Figure II-67 que les événements ayant les fortes amplitudes sont positionnés au pied de l'éprouvette proche de la zone théorique où le moment de flexion est maximal (Santos, 2020).

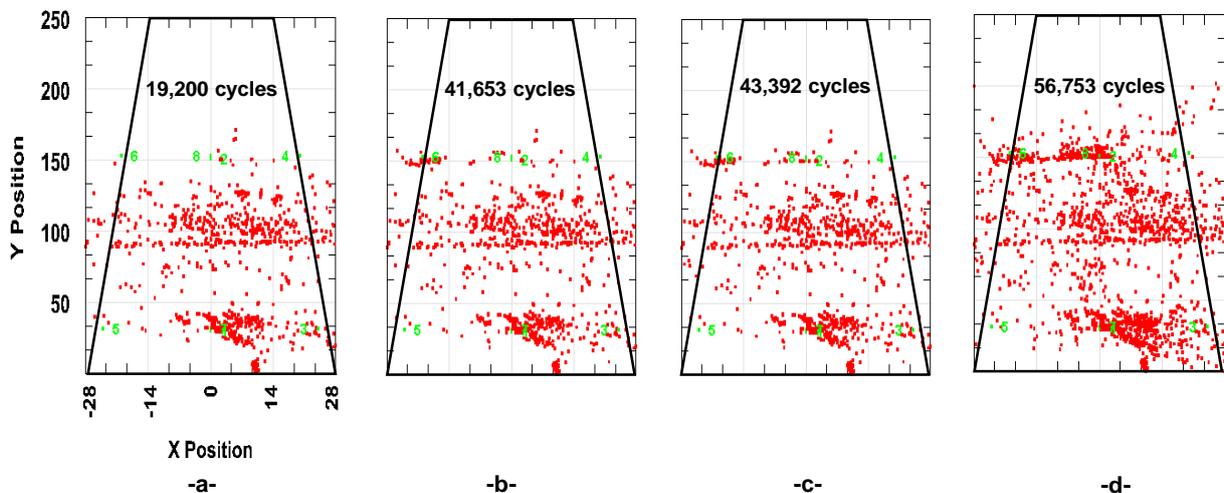


Figure II-66 : Localisation des événements acoustiques correspondant à (a) AE_DIT_Bottom (b) $N_{f30\%}$ (c) AE_FPT_Bottom (d) $N_{f50\%}$

Afin d'étudier l'effet de la diminution de la vitesse sur les cartes de localisation acoustique, nous avons analysé deux niveaux de décroissance de la vitesse effective correspondant à 16% (3000 m/s) et 30% (2500 m/s). Les événements sont classés en fonction de l'amplitude des signaux acoustiques (Figure II-67). Les résultats montrent également que la zone d'activité acoustique la plus élevée n'est pas significativement affectée.

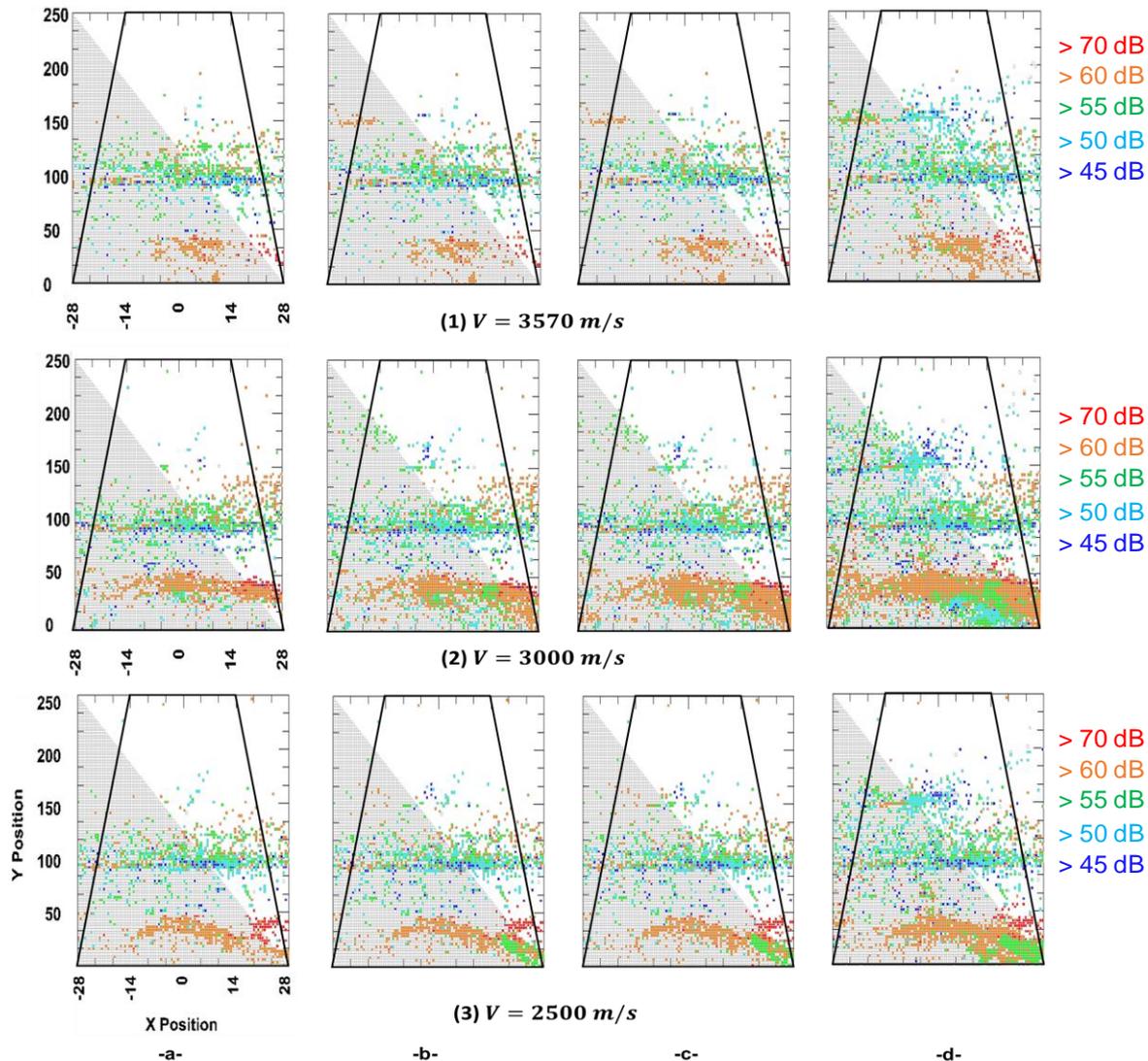


Figure II-67 : Amplitude des événements acoustiques localisés avec différentes vitesses de propagation correspondant à (a) AE-DIT_Bottom (b) $N_{f30\%}$ (c) AE-FPT_Bottom (d) $N_{f50\%}$

II.5. Synthèse et conclusions

Dans ce chapitre nous avons présenté les résultats de la campagne expérimentale réalisée dans le cadre du projet ANR MOVEDVDC. Dans un premier temps, les protocoles expérimentaux des méthodes CND utilisées dans ce travail (US et EA) sont présentés. L'utilisation des méthodes sismiques (US et EA) dans le cadre d'une caractérisation avancée des enrobés bitumineux vieilli se montrent prometteuses. Les principales conclusions qui peuvent être soulignées sont les suivantes :

- Les mesures US ont la capacité d'évaluer les propriétés mécaniques élastiques E , G et le coefficient de Poisson ν à hautes fréquences, la méthode utilisée fait abstraction des effets éventuels de l'anisotropie, hétérogénéité, effet de la géométrie et la VEL. Ces effets sont a priori négligeables à cet ordre de grandeurs de fréquence (54 kHz).
- La détermination des propriétés élastiques repose à la fois sur une détermination fiable du temps de vol et une bonne estimation de la masse volumique.

- L'utilisation d'un algorithme de détermination du TOF est nécessaire pour une bonne détermination des vitesses, notamment pour des signaux à faibles valeurs de SNR.
- Pour l'estimation de la masse volumique nous avons constaté des faibles écarts avec les 3 méthodes étudiées : calcul, mesures par pesage et par gamma densimétrie.
- La transformation des cartographies des vitesses en propriétés élastiques E, G et ν par le biais de la théorie de propagation des ondes élastiques montre une très bonne homogénéité des propriétés mécaniques des plaques.
- L'anisotropie des enrobés bitumineux prélevés in-situ est induite par leur compactage pendant la durée de vie de la chaussée est peut-être mise en évidence par des essais de propagation d'ondes US.
- L'analyse des signaux issus de l'instrumentation mécanique (force, déformation, module et angle de phase) peut fournir des nouveaux indicateurs sur les mécanismes de fissuration ayant lieu pendant le processus de fatigue.
- L'évolution de l'activité acoustique pendant l'essai de fatigue nous a permis d'identifier des phénomènes se produisant pendant l'essai.
- La nécessité de prendre en compte la position des capteurs dans l'analyse de l'évolution de l'activité acoustique. Pour l'essai de flexion 2-points, les capteurs situés en bas de l'éprouvette montrent une activité acoustique plus importante que celle enregistrée par les capteurs du haut. De plus, le capteur situé le plus près de la zone d'initiation de la rupture produit le plus grand nombre de salves tout le long de l'essai.
- Le processus de de fatigue a été analysé et le séquençage des principales phases a été présenté : (1) activation des défauts préexistants dans le matériau ; (2) l'initiation de la microfissuration et une croissance stable des fissures caractérisée par le seuil d'initiation d'endommagement (DIT) ; (3) phase de coalescence des fissures et de propagation de la rupture caractérisée par le seuil de propagation de rupture (FPT).
- L'indicateur basé sur la dérivée première de la courbe de module ($GMFD_{|E'|}$) est en accord avec le critère acoustique (DIT) et peut indiquer le début de la phase II de la fatigue.
- Les critères les plus utilisés dans la littérature pour évaluer la durée de vie en fatigue ont été comparés aux nouveaux critères proposés. Il ressort de cette comparaison que le critère conventionnel de fatigue $N_{f50\%}$ surestime la résistance en fatigue résiduelle des enrobés bitumineux prélevés in-situ. Le critère $N_{f30\%}$ est encadré par deux seuil acoustiques et semble être plus adapté pour ce type de matériaux.
- La zone d'amorçage des fissures, identifiée avec la localisation des événements acoustiques et la distribution de leurs amplitudes, est en accord avec les prédictions théoriques et les observations expérimentales.

Partie III. MODELISATION HÉTÉROGÈNE DE LA FATIGUE DES ENROBES BITUMINEUX

III.1. Introduction

Il s'agit dans ce chapitre, de réaliser une modélisation hétérogène de la fatigue des enrobés bitumineux en utilisant une nouvelle approche thermodynamique permettant de simuler les phases d'auto-échauffement (phase I) et d'endommagement (phase II) en la fatigue. Dans un premier temps, la formulation du modèle thermo viscoélastique avec endommagement est présentée. Cette formulation repose sur une analogie électromécanique permettant de réaliser un découplage énergétique quel que soit le modèle rhéologique viscoélastique sous sollicitation cyclique. L'énergie dissipée engendre un auto-échauffement de mastic qui se traduit par la diminution de module pendant la phase I de la fatigue, phénomène pouvant s'ajouter l'initiation de l'endommagement. D'ailleurs, l'énergie restituable représente le moteur de la croissance d'endommagement durant la phase II de la fatigue. Il existe deux types de modèles dans la littérature : les modèles développés dans le domaine temporel et des modèles développés dans le domaine fréquentiel. Les travaux réalisés par Riahi (2017) ont montré un très faible écart entre ces deux modèles en termes de réponses mécanique et thermique. Cependant, afin de modéliser un essai cyclique, le modèle temporel nécessite une décomposition par incrément de temps pour chaque cycle de chargement. Le temps de calcul numérique pour un essai de fatigue simulé dans le domaine temporel est très long par rapport à celui formulé dans le domaine fréquentiel où un calcul se fait par un ou plusieurs cycles de chargement. Il nous a paru plus judicieux d'utiliser le modèle fréquentiel pour de sa rapidité d'exécution.

Dans la suite du chapitre, le modèle fréquentiel est présenté avec une application sur une microstructure hétérogène afin de simuler le comportement des enrobés bitumineux et d'estimer leur réponse mécanique sous chargement cyclique. L'approche de création de la microstructure hétérogène de l'enrobé bitumineux, les conditions aux limites et les hypothèses générales de la modélisation sont ensuite présentés.

III.2. Modèle thermo-viscoélastique endommageable dans le domaine fréquentiel

La prédiction de la durée de vie des structures de chaussée nécessite de comprendre la cinétique de dégradation des matériaux bitumineux sous chargement cyclique. A l'échelle matériau, la sollicitation de fatigue se traduit par une diminution de la rigidité apparente structurelle causée par une concomitance de plusieurs phénomènes dissipatifs tels que le comportement viscoélastique et le processus d'endommagement. Bien que d'autres phénomènes participent à ce comportement d'ensemble, nous nous focaliserons sur le comportement viscoélastique linéaire et l'endommagement.

Lors d'un chargement mécanique cyclique, une partie de l'énergie apportée par le chargement se convertit en énergie dissipée due aux effets visqueux de la matrice bitumineuse. Cette énergie dissipée se traduit sous forme d'une source de chaleur causant l'augmentation de température. La part de l'énergie restituée représente la source d'évolution de l'endommagement.

Nous utiliserons par la suite les modèles rhéologiques de Maxwell et Kelvin-Voigt pour déterminer les deux parts d'énergies dans le domaine temporel. Par analogie électromécanique, l'impédance mécanique complexe est introduite et une application pour la détermination des énergies des modèles définis dans le domaine fréquentiel (Huet, Huet-

Sayegh et 2S2P1D) est présentée. Enfin, l'algorithme de calcul qui couple les différents phénomènes (thermique transitoire, l'endommagement visqueux et l'endommagement par fatigue) est détaillé.

III.2.1. Principe et formulation thermodynamique

Dans cette section, nous rappelons les deux principes de la thermodynamique permettant de découpler les partitions d'énergies dissipée et restituée (appelée aussi énergie libre d'Helmholtz (Bažant and Huet, 1999)).

Lors d'un chargement mécanique, un matériau viscoélastique est caractérisé par sa capacité à transformer l'énergie apportée par le chargement extérieur en chaleur induite par la dissipation visqueuse (Riahi et al., 2017) et en endommagement entraîné par la part de l'énergie élastique restituée (Richard and Ragueneau, 2013). En considérant le travail extérieur W_{ext} apporté par le chargement extérieur, le premier principe de la thermodynamique conduit à la loi de conservation d'énergie suivante :

$$W_{ext} = \phi + Y \quad \text{III-1}$$

ϕ désigne l'énergie dissipée induite par les propriétés visqueuses du matériau et Y est la part de l'énergie restituée, appelée aussi dans d'autres références « énergie de Helmholtz » (Bažant and Huet, 1999) ou « taux de restitution d'énergie ».

Pour un matériau viscoélastique linéaire non vieillissant, la loi de comportement est exprimée en termes d'intégrale de Boltzmann comme suit :

$$\sigma(t) = \int_{t_0}^t R(t-\xi) \frac{\delta \varepsilon}{\delta \xi} d\xi \quad \text{ou} \quad \varepsilon(t) = \int_{t_0}^t J(t-\xi) \frac{\delta \sigma}{\delta \xi} d\xi \quad \text{III-2}$$

J et R représentent respectivement les fonctions de fluage et de relaxation. Cette intégrale permet de calculer à chaque instant t la mise à jour des contraintes et des déformations en utilisant les phénomènes héréditaires traduits par la variable d'intégration temporelle ξ . Le travail apporté par le chargement extérieur est donné par l'expression suivante :

$$W_{ext}(t) = \int_{t_0}^t \sigma \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial \xi} d\xi \quad \text{III-3}$$

Les variables d'état observables et internes obéissent à des lois d'état qui dérivent d'un potentiel thermodynamique. Dans le cas d'un matériau viscoélastique non vieillissant endommageable le potentiel de l'énergie libre spécifique d'Helmoltz ψ dépend de la déformation élastique, de la température et de l'endommagement tel que :

$$\psi = \psi(\varepsilon_e, T, D) \quad \text{III-4}$$

En considérant l'hypothèse des petites déformations, le second principe de la thermodynamique connu par l'inégalité de Clausius Duhem, dans une configuration uniaxiale s'écrit :

$$\sigma \cdot \dot{\varepsilon} - \rho(\dot{\psi} + s\dot{T}) - \vec{q} \cdot \frac{\overrightarrow{grad}(T)}{T} \geq 0 \quad \text{III-5}$$

Où T représente la température, \vec{q} le vecteur courant de chaleur et s est l'entropie. ε_e représente la déformation élastique instantanée.

D'après l'équation (III-4), nous pouvons écrire :

$$\dot{\psi} = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e} \cdot \dot{\varepsilon}_e + \frac{\partial \psi}{\partial T} \cdot \dot{T} + \frac{\partial \psi}{\partial D} \cdot \dot{D} \quad \text{III-6}$$

Dans le cas d'un matériau viscoélastique, l'adaptation de l'écriture du second principe de la thermodynamique donnée par l'inégalité de Clausius Duhem revient à prendre compte la déformation anélastique (ε_{an}) due à des propriétés de viscosité de matériau. La déformation totale s'écrit donc :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{an} \quad \text{III-7}$$

En substituant les équations III-6 et III-7 dans l'inégalité de Clausius Duhem (équation III-5), nous obtenons :

$$\left(\sigma - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e} \right) \cdot \dot{\varepsilon}_e + \sigma \cdot \dot{\varepsilon}_{an} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial D} \dot{D} - \rho \left(s + \frac{\partial \psi}{\partial T} \right) \dot{T} - \vec{q} \cdot \frac{\overrightarrow{grad}(T)}{T} \geq 0 \quad \text{III-8}$$

En supposant une transformation élastique, réversible à température constante ($\dot{T} = 0$), et uniforme ($\overrightarrow{grad}(T) = \vec{0}$), sans endommagement et sans génération de déformation inélastique ($\varepsilon_{an} = 0$), nous obtenons l'équation de comportement suivante (Lemaitre et al., 2020) :

$$\sigma = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e} \quad \text{III-9}$$

En considérant les mêmes conditions ($\varepsilon_{an} = 0$, $\dot{T} = 0$ et $\overrightarrow{grad}(T) = \vec{0}$) et dans le cas d'une transformation thermique de dilatation homogène, l'inégalité n'est vérifiée que si :

$$s = - \frac{\partial \psi}{\partial T} \quad \text{III-10}$$

La contrainte σ est liée à la déformation élastique ε_e tandis que l'entropie 's' et associée à la température T . Par analogie, le taux de restitution d'énergie Y est associé à la variable d'endommagement D :

$$Y = - \rho \frac{\partial \psi}{\partial D} \quad \text{III-11}$$

En substituant les lois d'état données par les expressions III-9, III-10 et III-11 dans l'inégalité III-8 et supposant un champs de température uniforme ($\overrightarrow{grad}(T) = \vec{0}$), nous avons :

$$\dot{\phi} = \sigma \cdot \dot{\varepsilon}_{an} + Y \dot{D} \quad \text{III-12}$$

$\dot{\phi}$ désigne le taux de la densité d'énergie dissipée qui doit être positif ou nul selon Clausius Duhem. Les essais de fatigue sont réalisés à des faibles amplitudes de déformation. De ce fait nous ne tenons pas en compte le second terme de l'équation III-12 qui correspondant à la dissipation due à l'endommagement.

Afin de déterminer l'énergie restituée et la dissipation, nous considérons le modèle de Maxwell (Figure III-1) qui est représenté par une association en série d'un ressort et un amortisseur linéaire caractérisé par une déformation anélastique.

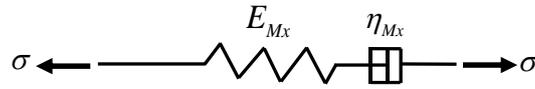


Figure III-1 : Représentation du modèle de Maxwell

En se basant sur ce modèle, l'énergie restituée (Y) par le ressort qui représente un élément non dissipatif et le taux d'énergie dissipée ($\dot{\phi}$) par l'amortisseur linéaire sont donnés par :

$$Y = \frac{1}{2} E_{Mx} \varepsilon_e^2 \quad \text{III-13}$$

$$\dot{\phi} = \sigma \dot{\varepsilon}_{an} \quad \text{avec : } \sigma = \eta_{Mx} \dot{\varepsilon}_{an} \quad \text{III-14}$$

Le second principe de la thermodynamique, qui établit l'irréversibilité des phénomènes physiques stipule la définition de la dissipation $\dot{\phi}$ et du taux de restitution d'énergie Y dans le domaine temporel. En considérant la notion de la contrainte effective ($\tilde{\sigma}$), la généralisation de la définition de l'évolution du taux de restitution d'énergie (Y) donnée par l'intégrale de Staverman (Staverman and Schwarzl, 1995, 1952) pour les deux modes de chargement, en déplacement imposé et en force imposée, est exprimée par les équations suivantes :

$$Y(t) = \frac{1}{2} \int_{0^-}^t \int_{0^-}^t [2J(t-\xi) - J(2t-\xi-\beta)] \frac{\partial \tilde{\sigma}}{\partial \xi} \frac{\partial \tilde{\sigma}}{\partial \beta} d\xi d\beta \quad \text{III-15}$$

$$Y(t) = \frac{1}{2} \int_{0^-}^t \int_{0^-}^t R(2t-\xi-\beta) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \xi} \frac{\partial \varepsilon}{\partial \beta} d\xi d\beta \quad \text{III-16}$$

J est la fonction de fluage, R est la fonction de relaxation, ξ et β sont des variables d'intégration temporelle.

De même, la forme du taux de dissipation peut être généralisée en fonction de la fonction de fluage ou de relaxation et peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\dot{\phi}(t) = \int_{0^-}^t \int_{0^-}^t \dot{J}(2t-\xi-\beta) \frac{\partial \tilde{\sigma}}{\partial \xi} \frac{\partial \tilde{\sigma}}{\partial \beta} d\xi d\beta \quad \text{III-17}$$

$$\dot{\phi}(t) = - \int_{0^-}^t \int_{0^-}^t \dot{R}(2t-\xi-\beta) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \xi} \frac{\partial \varepsilon}{\partial \beta} d\xi d\beta \quad \text{III-18}$$

Sous chargement cyclique, la dissipation au cours d'un cycle ϕ_{cycle} est calculée par l'équation suivante :

$$\phi_{cycle} = \int_t^{t+\frac{2\pi}{\omega}} \dot{\phi}(\xi) d\xi \quad \text{III-19}$$

Une représentation schématique de l'énergie dissipée pendant un cycle est présentée dans la Figure III-2.

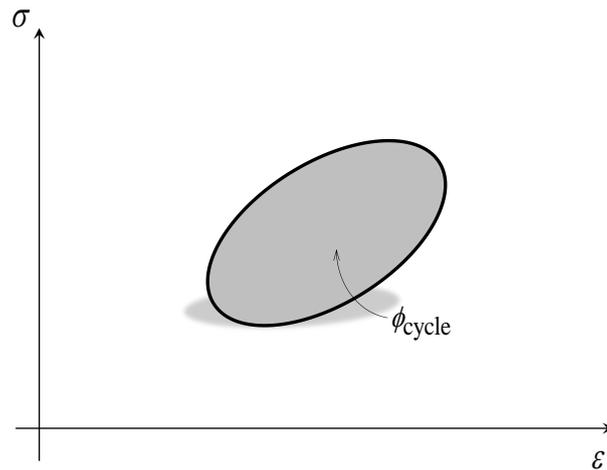


Figure III-2 : Représentation schématique de la dissipation visqueuse pendant un cycle de chargement

III.2.2. Détermination des fonctions thermodynamiques sous chargement cyclique

En raison des difficultés mathématiques inhérentes à l'intégrale de Boltzmann et dans le cas d'un chargement cyclique, la réponse mécanique peut être assimilée à une fonction harmonique. Le problème viscoélastique peut alors être résolu en utilisant une formulation fréquentielle. Dans la suite, nous considérons une sollicitation harmonique rythmée par la fréquence de sollicitation f . Via une approche locale, cette sollicitation imposée peut être exprimée soit en contrainte, soit en déformation. Pour des raisons de simplification, les développements se feront dans une vision unidimensionnelle du problème. La réponse duale se caractérise par un signal harmonique de même fréquence mais déphasé d'un angle φ , appelé également angle de phase. Ainsi, la sollicitation peut s'écrire en déformation ou en contrainte imposée sous les formes respectives suivantes :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t) \quad \text{III-20}$$

$$\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t) \quad \text{III-21}$$

ε_0 et σ_0 représentent respectivement les amplitudes de déformation et de contrainte et φ représente l'angle de phase. Nous rappelons ici que pour un matériau viscoélastique linéaire, la réponse sous sollicitation sinusoïdale est de forme sinusoïdale déphasée. En remplaçant les sollicitations données par les équations III-20 et III-21 dans l'intégrale de Boltzmann (équation III-2), les réponses mécaniques obtenues dans un régime stationnaire sont données par les expressions ci-dessous en contrainte et en déformation, respectivement :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t + \varphi) \quad \text{III-22}$$

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t - \varphi) \quad \text{III-23}$$

L'approche temporelle repose sur les modèles rhéologiques viscoélastiques de Maxwell et de Kelvin-Voigt. Cette partie présente le taux de restitution d'énergie et la dissipation déterminés par une intégration temporelle en considérant une sollicitation harmonique. Nous rappelons dans le Tableau III-1 les fonctions de fluage et de relaxation liées aux modèles de Maxwell et Kelvin-Voigt.

Tableau III-1 : Les fonctions de fluage et relaxation définissant les modèles de Maxwell et Kelvin-Voigt

Maxwell	Kelvin-Voigt
$J_{Mx}(t) = \frac{1}{E_{Mx}} + \frac{t}{\eta_{Mx}}$	$J_{Kv}(t) = \frac{1}{E_{Kv}} \left(1 - e^{-\frac{E_{Kv}t}{\eta_{Kv}}} \right)$
$R_{Mx}(t) = E_{Mx} e^{-\frac{E_{Mx}t}{\eta}}$	$R_{Kv}(t) = E_{Kv} + \delta(t)\eta_{Kv}$

III.2.2.1. Taux de restitution d'énergie

En considérant dans un premier temps le modèle de Maxwell, le taux de restitution d'énergie est calculé en substituant la fonction de relaxation du modèle (R_{Mx}) et la fonction de sollicitation harmonique en mode déformation imposée (équation III-20) dans l'expression III-16 . Nous obtenons :

$$Y_{Mx}(t) = \frac{1}{2} E_{Mx} \left(\frac{\omega^2}{\lambda_{Mx}^2 + \omega^2} \right)^2 \left(\sin(\omega t) + \frac{\lambda_{Mx}}{\omega} \left[\cos(\omega t) - e^{-\lambda_{Mx}t} \right] \right)^2 \varepsilon_0^2 \quad \text{III-24}$$

Le taux de restitution d'énergie obtenue au-delà du régime transitoire ($\lim_{t \rightarrow \infty} e^{-\lambda_{Mx}t} = 0$) est donné par l'expression suivante :

$$Y_{Mx}(t) = \frac{1}{2} E_{Mx} \left(\frac{\omega^2}{\lambda_{Mx}^2 + \omega^2} \right)^2 \left(\sin(\omega t) + \frac{\lambda_{Mx}}{\omega} \cos(\omega t) \right)^2 \varepsilon_0^2 \quad \text{III-25}$$

λ_{Mx} est une variable intermédiaire qui dépend de la température (T) définie par la formule suivante :

$$\lambda_{Mx} = \frac{E_{Mx}}{\eta_{Mx}} \quad \text{III-26}$$

Pour un essai de fatigue, la valeur maximale de l'évolution du taux de restitution d'énergie (Y^{pic}) est le moteur d'accroissement de l'endommagement (Bažant and Huet, 1999).

Afin de déterminer le maximum de la fonction $Y_{Mx}(t)$ noté par Y^{pic} , il est à rappeler que lorsque la forme générale d'une fonction mathématique $G(t)$ peut s'écrire par sous forme suivante :

$$G(t) = A \cdot \sin(\omega t) + B \cdot \cos(\omega t) \quad \text{III-27}$$

La valeur maximale de cette fonction ($\max\{G(t)\}$) est donnée par l'expression suivante :

$$\max\{G(t)\} = \sqrt{A^2 + B^2} \quad \text{III-28}$$

Le maximum du taux de restitution d'énergie du modèle de Maxwell (Y_{Mx}^{pic}) est alors donné par l'expression suivante :

$$Y_{Mx}^{pic} = \frac{1}{2} E_{Mx} \frac{\omega^2}{\lambda_{Mx}^2 + \omega^2} \varepsilon_0^2 \quad \text{III-29}$$

Pour le modèle de Maxwell, nous pouvons également déterminer Y_{Mx}^{pic} dans le cas des essais cycliques à contrainte imposée, en remplaçant la fonction de fluage (J_{Mx}) et la sollicitation donnée par l'équation III-21 dans l'expression III-15. Nous obtenons :

$$Y_{Mx}^{pic} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_0^2}{E_{Mx}} \quad \text{III-30}$$

En employant le même raisonnement que le modèle de Maxwell, l'introduction de la fonction de fluage du modèle de Kelvin-Voigt (J_{Kv}) dans l'intégrale III-15 conduit à l'expression suivante :

$$Y_{Kv}(t) = \frac{\lambda_{Kv}^2}{2E_{Kv}(\omega^2 + \lambda_{Kv}^2)} \left[\frac{1}{2} + \frac{\omega^2 - \lambda_{Kv}^2}{2(\omega^2 + \lambda_{Kv}^2)} \cos(2\omega t) - \frac{\omega\lambda_{Kv}}{(\omega^2 + \lambda_{Kv}^2)} \sin(2\omega t) \right] \sigma_0^2 \\ + e^{-\lambda_{Kv}t} \left[\frac{\lambda_{Kv}^2}{\omega^2} e^{-\lambda_{Kv}t} - \frac{2\lambda_{Kv}^2}{\omega^2} \cos(\omega t) e^{-\lambda_{Kv}t} - \frac{2\lambda_{Kv}^3}{\omega(\omega^2 + \lambda_{Kv}^2)} \sin(\omega t) e^{-\lambda_{Kv}t} \right] \sigma_0^2 \quad \text{III-31}$$

En se plaçant au-delà du régime transitoire, qui correspond à un temps relativement long ($\lim_{t \rightarrow \infty} e^{-\lambda_{Kv}t} = 0$) et en appliquant les équations III-27 et III-28, la valeur maximale du taux de restitution d'énergie pour le modèle de Kelvin-Voigt est donnée comme suit :

$$Y_{Kv}^{pic} = \frac{1}{2} \frac{\lambda_{Kv}^2}{E_{Kv}(\omega^2 + \lambda_{Kv}^2)} \sigma_0^2 \quad \text{III-32}$$

III.2.2.2. Dissipation visqueuse

D'après les équations III-17 et III-18, le taux de dissipation ($\dot{\phi}$) est exprimé sous des formes similaires au taux de restitution d'énergie. Par conséquent, la même procédure de calcul que pour la détermination du taux de restitution d'énergie est appliquée.

Pour un chargement à déformation imposée et en considérant le taux de relaxation du modèle de Maxwell, le taux de dissipation d'énergie peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\dot{\phi}_{Mx}(t) = \lambda_{Mx} E_{Mx} \left(\frac{\omega^2}{\lambda_{Mx}^2 + \omega^2} \right)^2 \left(\sin(\omega t) + \frac{\lambda_{Mx}}{\omega} \left[\cos(\omega t) - e^{-\lambda_{Mx}t} \right] \right)^2 \varepsilon_0^2 \quad \text{III-33}$$

Comme évoqué dans la section précédente, le modèle de Maxwell permet également de définir le taux de dissipation ($\dot{\phi}_{Mx}$) dans le cas des essais cyclique à contrainte imposée. Dans ce cas, nous remplaçons dans l'équation III-17, la fonction de fluage (J_{Mx}) et la sollicitation donnée par l'expression III-21. Nous obtenons :

$$\dot{\phi}_{Mx}(t) = \frac{1}{\eta_{Mx}} (\sin(\omega t))^2 \sigma_0^2 \quad \text{III-34}$$

Comme précédemment, nous considérons un chargement sinusoïdal en contrainte imposée dans le cas du modèle de Kelvin-Voigt, l'équation III-17 implique :

$$\dot{\phi}_{Kv}(t) = \frac{1}{\eta_{Kv}} \left(\frac{\omega^2}{\lambda_{Kv}^2 + \omega^2} \right)^2 \left(\sin(\omega t) + \frac{\lambda_{Kv}}{\omega} [\cos(\omega t) - e^{-\lambda_{Kv} t}] \right)^2 \sigma_0^2 \quad \text{III-35}$$

En intégrant sur un cycle de chargement et en considérant un temps suffisamment long ($\lim_{t \rightarrow \infty} e^{-\lambda t} = 0$), l'énergie dissipée pendant un cycle de chargement peut s'écrire sous les formes suivantes :

$$\phi_{Mx}^{cycle} = \pi \frac{\lambda_{Mx} E_{Mx} \omega}{\lambda_{Mx}^2 + \omega^2} \varepsilon_0^2 \quad \text{III-36}$$

$$\phi_{Mx}^{cycle} = \pi \frac{1}{\omega \eta} \sigma_0^2 \quad \text{III-37}$$

$$\phi_{Kv}^{cycle} = \pi \frac{1}{\eta_{Kv}} \frac{\omega}{\lambda_{Kv}^2 + \omega^2} \sigma_0^2 \quad \text{III-38}$$

III.2.3. Formulation des fonctions thermodynamiques par une approche d'impédance mécanique complexe

En raison des difficultés mathématiques inhérentes à l'intégrale de Boltzmann et compte tenu d'un chargement harmonique, la réponse mécanique peut être assimilée à une fonction harmonique. Le problème viscoélastique peut alors être résolu en utilisant une formulation dans le domaine fréquentiel. Nous allons considérer dans un premier temps le modèle rhéologique de Maxwell pour formuler les énergies dissipée et restituée en fonction de l'impédance mécanique complexe. Ce modèle permet de réaliser une séparation de l'énergie restituée et celle dissipée par les effets visqueux.

Considérons la notation complexe où j est le nombre complexe, défini par $j^2 = -1$, la sollicitation en mode contrainte imposée peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 \exp^{j\omega t} \quad \text{III-39}$$

La réponse mécanique peut également s'écrire sous la forme complexe comme suit :

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 \exp^{j(\omega t - \varphi)} \quad \text{III-40}$$

Selon la forme complexe de la contrainte et de la déformation, la définition de l'impédance mécanique complexe est écrite comme suit :

$$Z^* = \frac{\varepsilon_0}{\sigma_0} \exp^{-j\varphi} \quad \text{III-41}$$

En introduisant la notion de l'impédance mécanique complexe, la valeur maximal du taux de restitution d'énergie obtenu par intégration (III-30) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$Y_{Mx}^{pic} = \frac{1}{2} \Re e(Z_E^*) \sigma_0^2 \quad \text{avec} \quad Z_E^* = \frac{1}{E} \quad \text{III-42}$$

De la même façon, nous considérons la définition de l'impédance mécanique nous pouvons réécrire la dissipation pendant un cycle obtenue par intégration (III-37) sous la forme suivante :

$$\phi_{Mx}^{cycle} = -\pi \Im m(Z_\eta^*) \cdot \sigma_0^2 \quad \text{avec} \quad Z_\eta^* = -\frac{j}{\eta \omega} \quad \text{III-43}$$

A ce stade, nous introduisons l'impédance mécanique complexe du modèle de Maxwell :

$$Z_{Mx}^* = \frac{1}{E_{Mx}} - \frac{j}{\eta_{Mx}\omega} \quad \text{III-44}$$

Les expressions III-29, III-36 et III-44 permettent d'écrire une relation entre l'impédance mécanique complexe et les deux partitions d'énergies (restituée et dissipée) pour des essais en mode déformation imposée, comme suit :

$$Y_{Mx}^{pic} = \frac{1}{2} \cdot \Re e \left(Z_{Mx}^{*-1} \right) \cdot \mathcal{E}_0^2 \quad \text{III-45}$$

$$\phi_{Mx}^{cycle} = \pi \cdot \Im m \left(Z_{Mx}^{*-1} \right) \cdot \mathcal{E}_0^2 \quad \text{III-46}$$

De plus, la définition des taux de restitution d'énergie maximale et de l'énergie dissipée, telle que fournie dans cette section, grâce à l'utilisation du modèle de Maxwell, peut être généralisée pour tous les modèles rhéologiques utilisés pour modéliser le comportement viscoélastique.

Nous détaillons par la suite la définition de l'impédance mécanique complexe pour les éléments composants les modèles rhéologiques viscoélastiques à savoir le ressort, l'amortisseur linéaire et l'amortisseur parabolique. Sur la base d'une analogie électromécanique, nous généralisons cette approche pour des assemblages en série et en parallèle pour construire des modèles rhéologiques permettant de modéliser le comportement viscoélastique des enrobés bitumineux.

III.2.3.1. Ressort

L'élément de ressort élastique linéaire représente la réponse élastique pure d'un modèle rhéologique et est caractérisé par son module élastique E (Figure III-3). Son impédance mécanique est donnée par :

$$Z_E^* = \frac{1}{E} \quad \text{III-47}$$



Figure III-3 : Ressort

III.2.3.2. Amortisseur linéaire

L'amortisseur visqueux linéaire est caractérisé par sa viscosité η (Figure III-4). Son impédance mécanique complexe est définie comme suit :

$$Z_\eta^* = -\frac{j}{\omega\eta} \quad \text{III-48}$$

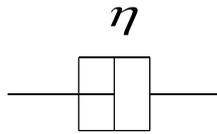


Figure III-4 : Représentation d'un amortisseur linéaire

III.2.3.3. Amortisseur parabolique

Cet élément se comporte comme un corps élastique et visqueux en fonction de son paramètre k (Figure III-5). Il présente un comportement élastique pur prononcé pour $k=0$ (ressort) et un comportement visqueux pur pour $k=1$ (amortisseur linéaire). Pronk (2005) a étudié les opérations mathématiques nécessaires pour définir la relation entre la contrainte sinusoïdale appliquée (sous la forme complexe) et sa réponse en déformation (Pronk, 2005). En considérant une sollicitation décrite sous sa forme complexe, l'équation de comportement d'un amortisseur parabolique est donnée par :

$$\sigma^* = E(\omega\tau(T))^k \exp^{-jk\frac{\pi}{2}} \varepsilon^* \quad \text{III-49}$$

E est le paramètre élastique et τ représente le temps de relaxation (sa valeur dépend de la température pour les matériaux bitumineux).

L'expression de l'impédance mécanique complexe correspondant à cet élément parabolique est donnée par l'équation suivante :

$$Z_{pd}^* = \frac{(\omega\tau(T))^{-k}}{E} \left[\cos\left(k\frac{\pi}{2}\right) - j \sin\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right] \quad \text{III-50}$$

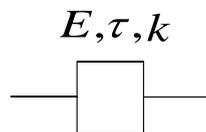


Figure III-5 : Amortisseur parabolique

Le comportement viscoélastique peut être représenté par des modèles rhéologiques composés d'une combinaison d'éléments rhéologiques de base (ressort, amortisseur linéaire et amortisseur parabolique) en série et/ou en parallèle (Ferry, 1980). Par analogie électromécanique, les impédances équivalentes d'un ensemble d'impédances élémentaires se traitent comme les impédances électriques avec la loi d'Ohm.

Dans une combinaison en série (Figure III-6), l'impédance mécanique complexe équivalente du système s'obtient en additionnant les impédances respectives des éléments composant le modèle.

$$Z_{series}^* = \sum_{i=1}^n Z_i^* \quad \text{III-51}$$

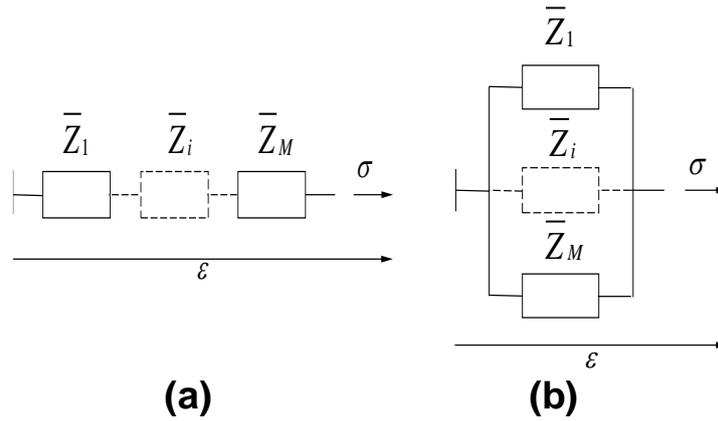


Figure III-6 : Combinaisons en série et en parallèle des modèles rhéologiques complexes

Dans le cas d'une combinaison en parallèle, l'inverse de l'impédance équivalente vaut la somme des inverses des impédances respectives des éléments.

$$\frac{1}{Z_{parallel}^*} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{Z_i^*} \quad \text{III-52}$$

III.2.4. Application à des modèles rhéologiques avancés

L'objectif principal de cette section est de formuler les énergies restituée et dissipée pour un matériau viscoélastique linéaire sous chargement cyclique sans utiliser l'intégration temporelle qui conduit à un temps de calcul élevé. Cette section présente une généralisation de l'approche de l'impédance mécanique complexe pour déterminer le taux de restitution d'énergie maximal et la dissipation pendant un cycle pour des modèles rhéologiques avancés.

III.2.4.1. Modèle de Maxwell généralisé

Le modèle de Maxwell généralisé est mieux adapté pour modéliser le comportement viscoélastique sous sollicitation en mode déformation contrôlée. Par application des expressions III-51 et III-52, nous obtenons l'impédance mécanique complexe suivante :

$$Z_{GMx}^* = \left[E_\infty + \sum_{i=1}^M E_i \frac{(\omega\eta_i)^2 + j\omega\eta_i}{1 + (\omega\eta_i)^2} \right]^{-1} \quad \text{III-53}$$

En généralisant les formules définissant le taux de restitution d'énergie et la dissipation par cycle de chargement pour le modèle de Maxwell, nous obtenons :

$$Y_{GMx}^{pic} = \frac{1}{2} \Re(Z_{GMx}^{*-1}) \cdot \varepsilon_0^2 = \frac{1}{2} \left(E_\infty + \sum_{i=1}^M E_i \frac{(\omega\eta_i)^2}{1 + (\omega\eta_i)^2} \right) \varepsilon_0^2 \quad \text{III-54}$$

$$\phi_{GMx}^{cycle} = \pi \cdot \Im(Z_{GMx}^{*-1}) \cdot \varepsilon_0^2 = \pi \cdot \sum_{i=1}^M E_i \frac{\omega\eta_i}{1 + (\omega\eta_i)^2} \cdot \varepsilon_0^2 \quad \text{III-55}$$

III.2.4.2. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Le comportement viscoélastique du modèle de Kelvin-Voigt est mieux adapté pour modéliser le comportement viscoélastique sous sollicitation en mode contrainte imposée. L'association

des impédances mécaniques complexes de cellules élémentaires de Kelvin permet de définir Z_{GKv}^* comme suit :

$$Z_{GKv}^* = \frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^M \frac{E_i - j\omega\eta_i}{E_i^2 + (\omega\eta_i)^2} \quad \text{III-56}$$

De la même manière que le modèle de Maxwell, le taux de restitution d'énergie et la dissipation par cycles peuvent s'écrire comme suit :

$$Y_{GKv}^{pic} = \frac{1}{2} \Re(Z_{GKv}^*) \cdot \sigma_0^2 = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^M \frac{E_i}{E_i^2 + (\omega\eta_i)^2} \right) \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-57}$$

$$\phi_{GKv}^{cycle} = -\pi \cdot \Im(Z_{GKv}^*) \cdot \sigma_0^2 = \pi \cdot \sum_{i=1}^M \frac{\omega\eta_i}{E_i^2 + (\omega\eta_i)^2} \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-58}$$

III.2.4.3. Application au modèle de Huet

Afin de déterminer l'impédance mécanique complexe du modèle de Huet présenté dans la Figure I-18, il suffit de sommer les impédances du ressort et des deux amortisseurs paraboliques de paramètres h et k . L'impédance mécanique complexe du modèle (Z_H^*) s'exprime par l'expression III-59. En gardant la même notation que celle utilisée dans le paragraphe § I.1.3.2.

$$Z_H^* = \frac{1}{E_\infty} + \frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty} \cdot \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty} \cdot \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) - j \cdot \left[\frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty} \cdot \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty} \cdot \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right] \quad \text{III-59}$$

La décomposition en une partie réelle et une partie imaginaire de l'impédance mécanique complexe permet de déterminer le taux de restitution d'énergie (Y_H^{pic}) et la dissipation par cycle (ϕ_H^{cycle}) comme suit :

$$Y_H^{pic} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{E_\infty} + \frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty} \cdot \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty} \cdot \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right) \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-60}$$

$$\phi_H^{cycle} = \pi \cdot \left(\frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty} \cdot \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty} \cdot \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right) \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-61}$$

III.2.4.4. Application au modèle de Huet-Sayegh

La démarche proposée est identique au modèle de Huet. Nous reprenons la représentation du modèle de Huet-Sayegh, illustré dans la Figure I-19, pour le décrire par un modèle équivalent schématisé dans la Figure III-7.

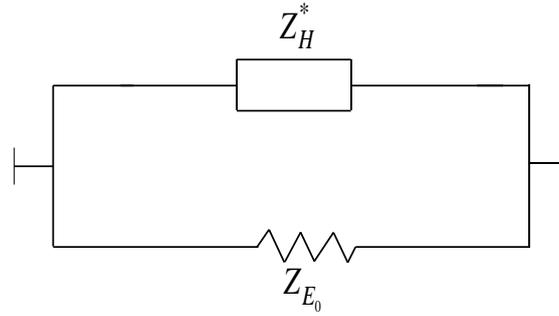


Figure III-7 : Représentation équivalente au modèle de Huet-Sayegh

L'impédance mécanique complexe est déterminée en considérant une combinaison en parallèle du modèle de Huet et un ressort de rigidité (E_0), nous avons alors la relation suivante :

$$\frac{1}{Z_{HS}^*} = \frac{1}{Z_H^*} + E_0 \quad \text{III-62}$$

En prenant en compte l'expression de (Z_H^*), nous obtenons :

$$Z_{HS}^* = \frac{1}{A} \left\{ \begin{array}{l} \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega\tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h\frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega\tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right) \\ + E_0 \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega\tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h\frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega\tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ + E_0 \left(\frac{(\omega\tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \sin\left(h\frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega\tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \sin\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ - j \left(\frac{(\omega\tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cdot \sin\left(h\frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega\tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cdot \sin\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right) \end{array} \right\} \quad \text{III-63}$$

Nous gardons la même notation que dans le paragraphe § 1.1.3.2 et A est une variable intermédiaire donnée par :

$$A = \left(1 + \frac{E_0}{E_\infty - E_0} + \frac{E_0}{E_\infty - E_0} (\omega\tau(T))^{-h} \cos\left(h\frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta E_0}{E_\infty - E_0} (\omega\tau(T))^{-k} \cos\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ + \left(\frac{E_0}{E_\infty - E_0} (\omega\tau(T))^{-h} \sin\left(h\frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta E_0}{E_\infty - E_0} (\omega\tau(T))^{-k} \sin\left(k\frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \quad \text{III-64}$$

En considérant les équations III-51 et III-43, nous pouvons exprimer le taux de restitution et la dissipation de ce modèle comme suit :

$$Y_{HS}^{pic} = \frac{1}{2A} \cdot \left\{ \begin{aligned} & \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right) \\ & + E_0 \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ & + E_0 \left(\frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \end{aligned} \right\} \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-65}$$

$$\phi_{HS}^{cycle} = \frac{\pi}{A} \cdot \left(\frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right) \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-66}$$

III.2.4.5. Modèle de 2S2P1D

De la même manière que précédemment, le modèle 2S2P1D donné dans la Figure I-20 est représenté par un modèle équivalent afin de déterminer son impédance mécanique complexe. Ce modèle hybride est construit sur la base d'un modèle de Huet agencé avec un amortisseur de viscosité η et un ressort élastique de rigidité (E_0), comme le montre la Figure III-8.

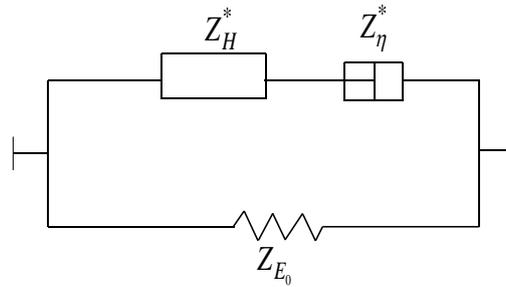


Figure III-8 : Modèle hybride représentant le modèle 2S2P1D

Nous obtenons la forme de l'impédance mécanique complexe suivante :

$$Z_{2S2P1D}^* = \frac{1}{B} \left\{ \begin{aligned} & \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right) \\ & + E_0 \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ & + E_0 \left(\frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) + \frac{1}{\omega \eta} \right)^2 \\ & - j \left(\frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cdot \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cdot \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) + \frac{1}{\omega \eta} \right) \end{aligned} \right\} \quad \text{III-67}$$

B est une variable intermédiaire donnée par :

$$B = \left(1 + \frac{E_0}{E_\infty - E_0} + \frac{E_0}{E_\infty - E_0} (\omega \cdot \tau(T))^{-h} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta E_0}{E_\infty - E_0} (\omega \tau(T))^{-k} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ + \left(\frac{E_0}{E_\infty - E_0} (\omega \tau(T))^{-h} \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta E_0}{E_\infty - E_0} (\omega \cdot \tau(T))^{-k} \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) + \frac{E_0}{\omega \eta} \right)^2 \quad \text{III-68}$$

Finalement, en considérant les analogies entre l'impédance mécanique complexe, le taux de restitution d'énergie et la dissipation par cycle, nous obtenons :

$$Y_{2S2P1D}^{pic} = \frac{1}{2B} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right) \\ + E_0 \left(\frac{1}{E_\infty - E_0} + \frac{(\omega \cdot \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \cos\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \cdot \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \cos\left(k \frac{\pi}{2}\right) \right)^2 \\ + E_0 \left(\frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) + \frac{1}{\omega \eta} \right)^2 \end{array} \right\} \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-69}$$

$$\phi_{2S2P1D}^{cycle} = \frac{\pi}{B} \cdot \left(\frac{(\omega \tau(T))^{-h}}{E_\infty - E_0} \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) + \frac{\delta(\omega \tau(T))^{-k}}{E_\infty - E_0} \sin\left(k \frac{\pi}{2}\right) + \frac{1}{\omega \eta} \right) \cdot \sigma_0^2 \quad \text{III-70}$$

Dans la suite de notre étude, nous utiliserons le modèle 2S2P1D pour modéliser le comportement mécanique de la matrice bitumineuse.

III.3. Modèle thermo-viscoélastique avec endommagement par fatigue

Cette section est consacrée à l'établissement des équations afin de décrire le comportement thermo-viscoélastique avec endommagement sous chargement cyclique, basé sur le modèle rhéologique 2S2P1D. La dissipation par cycle de chargement (ϕ_{cycle}) due aux pertes par viscosité se transforme en une source de chaleur pour générer l'auto-échauffement, qui se traduit par une augmentation de la température pendant l'essai. Ainsi, le taux de restitution d'énergie (Y^{pic}) est intégré dans un modèle d'endommagement pour modéliser la phase II de la fatigue.

III.3.1. Modélisation de l'auto-échauffement des enrobés bitumineux sous chargement cyclique

III.3.1.1. Principe et formulation du problème

En considérant un chargement cyclique, une approche dans le domaine fréquentiel est utilisée pour simuler la phase I de la courbe de fatigue (l'auto-échauffement). Comme il a été présenté précédemment, la réponse d'un comportement viscoélastique linéaire sous chargement en déformation imposée ayant la forme $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t)$, est une contrainte déphasée d'un angle φ prenant la forme $\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t + \varphi)$. Dans ce cas, l'énergie dissipée par cycle est quantifiée à partir de l'amplitude de déformation et de la partie imaginaire de l'impédance mécanique complexe. Sa forme analytique est donnée ainsi :

$$\phi^{cycle} = \pi \cdot \Im m\left(Z^{*-1}\right) \cdot \varepsilon_0^2 = \pi \cdot E_2(T, \omega) \cdot \varepsilon_0^2 \quad \text{III-71}$$

La thermo-sensibilité du matériau bitumineux se traduit par une variation de son module complexe et de son angle de phase en fonction de la température. Nous supposons cependant que lors d'un cycle, la variation de la température est négligeable. Dans ces conditions, l'équation (III-71) sera appliquée en modifiant cycle après cycle les propriétés viscoélastiques. Les calculs thermique et mécanique sont couplés par la modification du module complexe. Dans un contexte d'une modélisation hétérogène, seule la matrice

bitumineuse ayant un comportement viscoélastique est considérée comme le siège de la dissipation visqueuse.

Nous supposons que la totalité de l'énergie dissipée se transforme en source de chaleur interne à intégrer dans l'équation de transfert de chaleur. Le champ de température (spatiale et temporel) résulte de la résolution de la loi de Fourier rappelée ci-dessous (Bodin et al., 2004):

$$\lambda \cdot \text{div} \left(\vec{\text{grad}}(T) \right) + Q = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{III-72}$$

Q est la puissance thermique calculée en fonction la dissipation par cycle et la fréquence de sollicitation. Elle est donnée par l'expression suivante :

$$Q = f \cdot \phi^{\text{cycle}} \quad \text{III-73}$$

λ est la conductivité thermique et C_p désigne la chaleur spécifique. Comme les variations de la température pendant les essais de fatigue sur les enrobés bitumineux sont relativement faibles (qui ne dépassent pas quelques degrés Celsius), nous considérons que la conductivité thermique et la chaleur spécifique restent constantes (Somé, 2012).

III.3.1.2. Algorithme de calcul

Les champs de module complexe et l'angle de phase de la matrice bitumineuse sont calculés en fonction de la fréquence de sollicitation et du champ de température. En parallèle, l'évolution du champ de température est déterminée en considérant l'équation de la chaleur et en intégrant la dissipation visqueuse calculée pendant le cycle comme une source de chaleur. Ceci indique que nous sommes confrontés à un problème non linéaire. Ainsi, l'algorithme nécessitant une boucle de convergence pour chaque incrément de chargement. Le schéma algorithmique inclut deux boucles imbriquées comme présenté sur la Figure III-9.

La première boucle concerne la résolution incrémentale en considérant un incrément de temps Δt (période d'un cycle). La seconde boucle, qui est imbriquée dans la première, traite la convergence des calculs thermomécaniques en cherchant, comme indiqué précédemment, d'avoir une concordance entre le calcul mécanique et le transfert de chaleur. Le critère d'arrêt est défini par une tolérance (ξ) sur le calcul des champs de température.

Au début de chaque cycle ($t=t_n$), le champ de température ($T(t_n)$) est issu de l'incrément précédent. En considérant un échantillon sous chargement harmonique (en déformation imposée ' ϵ_0 ' dans notre cas), le premier calcul élément finis consiste à déterminer le champ d'amplitude des déformations ($\epsilon_0(t_n+\Delta t)$) et des contraintes ($\sigma_0(t_n+\Delta t)$).

Dans l'incrément en cours, le processus de convergence est décrit ci-après :

- En considérant un champ de température initiale T_i connu, le coefficient de translation a_T est calculé à chaque point du maillage selon l'équation WLF que nous rappelons ci-dessous :

$$\log(a_T(T_i)) = \frac{-C_1 \cdot (T_i - T_{ref})}{C_2 + (T_i - T_{ref})} \quad \text{III-74}$$

- Les propriétés mécaniques ($|E^*|$ et φ) de la matrice bitumineuse sont déterminées en fonction de la température et de la fréquence selon le modèle rhéologique 2S2P1D.

- Connaissant l'amplitude des déformations, le champ d'amplitude des contraintes est calculé dans le matériau par l'expression suivante :

$$\sigma_0 = |E^*| \cdot \varepsilon_0 \quad \text{III-75}$$

- Ensuite, la dissipation par cycle et la puissance correspondante sont déterminées selon les équations III-71 et III-73.
- Le champ de température $T(t_n + \Delta t)$ est calculé par éléments finis selon l'équation de transfert de chaleur.
- A partir de cet instant, débute la boucle de convergence en température. A chaque itération, la température initiale est remplacée par la température moyenne calculée avant et après incrément. L'opération est répétée jusqu'à la stabilisation de la température. Un critère d'arrêt sur l'écart ξ entre les deux valeurs successives obtenues permet alors de quitter cette boucle de convergence.
- Enfin, l'algorithme après la convergence passe à l'incrément de chargement suivant ($n+1$).

Cet algorithme est implémenté dans le logiciel de calcul par éléments finis Cast3M.

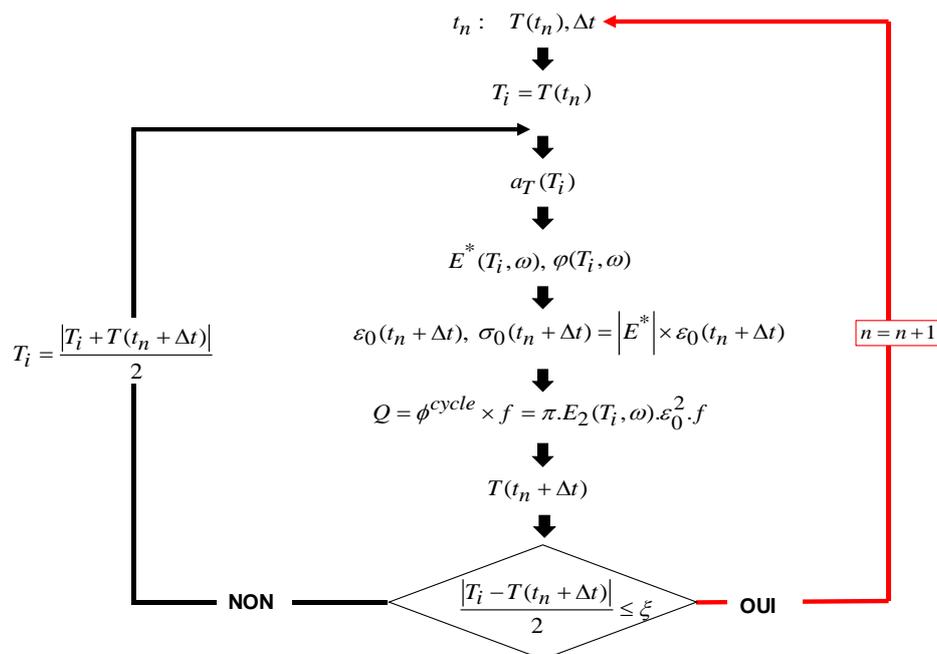


Figure III-9 : Algorithme des calculs thermiques dans le domaine fréquentiel

III.3.2. Modélisation de l'endommagement

Cette section est consacrée dans un premier temps à la définition des deux lois d'endommagement formulées en taux de restitution d'énergie (Y). Les équations des modèles sont exposées ainsi que l'algorithme de calcul. Ensuite, une étude paramétrique est menée pour étudier l'influence des paramètres des modèles sur la courbe de diminution du module complexe.

III.3.2.1. Equations des modèles

Selon la littérature (Rabotnov, 1963), la variable d'endommagement (D) est définie comme suit :

$$D = 1 - \frac{\tilde{A}}{A} \quad \text{III-76}$$

Où A représente l'aire non endommagée et \tilde{A} la section résistante effective ($A > \tilde{A}$).

L'introduction d'une variable d'endommagement représentant une densité surfacique de discontinuités de la matière implique la notion de contrainte effective c'est-à-dire la contrainte rapportée à la section qui résiste effectivement aux efforts (Lemaitre et al., 2020). Par définition la contrainte effective ($\tilde{\sigma}$) s'écrit comme suit (Schapery, 1999) :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D} \quad \text{III-77}$$

Dans le contexte des matériaux bitumineux sous sollicitation de fatigue, ce phénomène est mis en évidence lors du passage entre la phase I et la phase II qui coïncide avec la création des micro-défauts dans la matrice bitumineuse. Dans l'approche que nous proposons dans cette thèse, l'endommagement est supposé être le résultat de deux modes :

- Un endommagement visqueux (D_{visco}) qui se crée dans la matrice bitumineuse dès les premiers cycles de sollicitation. Il est induit par le cumul énergétique apporté par les effets de la viscoélasticité.
- Un endommagement par fatigue (D_{fat}), qui est le résultat du chargement cyclique.

Ces deux modes d'endommagement sont des représentations d'une densité de microfissures et, par conséquent, une seule variable d'endommagement peut décrire l'état d'endommagement (noté D_{max}).

Dans le présent travail, l'incrément de l'endommagement par fatigue est formulé en taux de restitution d'énergie est de la forme suivante (Qian et al., 2013; Zhang et al., 2019b, 2019a) :

$$\frac{\Delta D}{\Delta N} = \left(\frac{Y^{pic}}{Y_c^{fat}} \right)^{p_1} (1-D)^{p_2} \quad \text{III-78}$$

Avec p_1 et p_2 sont des paramètres du modèle et Y_c^{fat} est le taux de restitution critique de fatigue.

Les travaux réalisés par Lefeuvre (Lefeuvre, 2001) ont permis de mettre en évidence l'existence d'un endommagement dès les premiers cycles de sollicitation. Nous nous inspirons des travaux de Dávila (2020) , en exprimant l'endommagement visqueux en fonction du taux de restitution d'énergie. Nous proposons ainsi la forme suivante :

$$D_{visco} = \left(\frac{Y^{pic}}{Y_c^{visco}} \right)^n \quad \text{III-79}$$

Avec n est un paramètre du modèle et Y_c^{visco} est le taux de restitution critique de rupture.

Les principales étapes de l'algorithme de calcul de l'endommagement sans effet thermique sont présentées sur la Figure III-10. L'algorithme intègre une boucle de convergence sur la

prédiction de l'évolution des champs d'endommagement dans la matrice bitumineuse. Les paramètres des deux lois d'endommagement sont supposés indépendants de la température.

Nous considérons que les champs mécaniques (déformations, contraintes et endommagement) sont connus au début de chaque incrément de cycle. Dans la première boucle, le champs (D_n) désigne le champ d'endommagement initial (l'incrément précédent). Dans l'incrément en cours, il est noté D_i dans une sous boucle de convergence des calculs mécaniques.

- Le module élastique du matériau endommagé est calculé au début de chaque cycle.
- Connaissant l'amplitude des déformations, le champ d'amplitude des contraintes est calculé en considérant le module élastique affecté par le champ d'endommagement.
- L'énergie restituée (Y^{pic}) est calculée à partir de la partie réelle de l'impédance mécanique complexe et le champ de l'amplitude des déformations.
- Ensuite, l'énergie restituée est intégrée dans les modèles d'endommagement visqueux et par fatigue afin d'obtenir les champs d'endommagement à la fin de chaque incrément (D_{n+1}).
- Seul le champ d'endommagement maximal (D_{max}) qui résulte des deux modèles sera considéré dans la suite des calculs.
- Un critère d'arrêt de convergence des calculs d'endommagement est défini entre les deux valeurs maximales successives des champs d'endommagement.
- Enfin, l'algorithme après la convergence passe à l'incrément de chargement suivant ($n+1$).

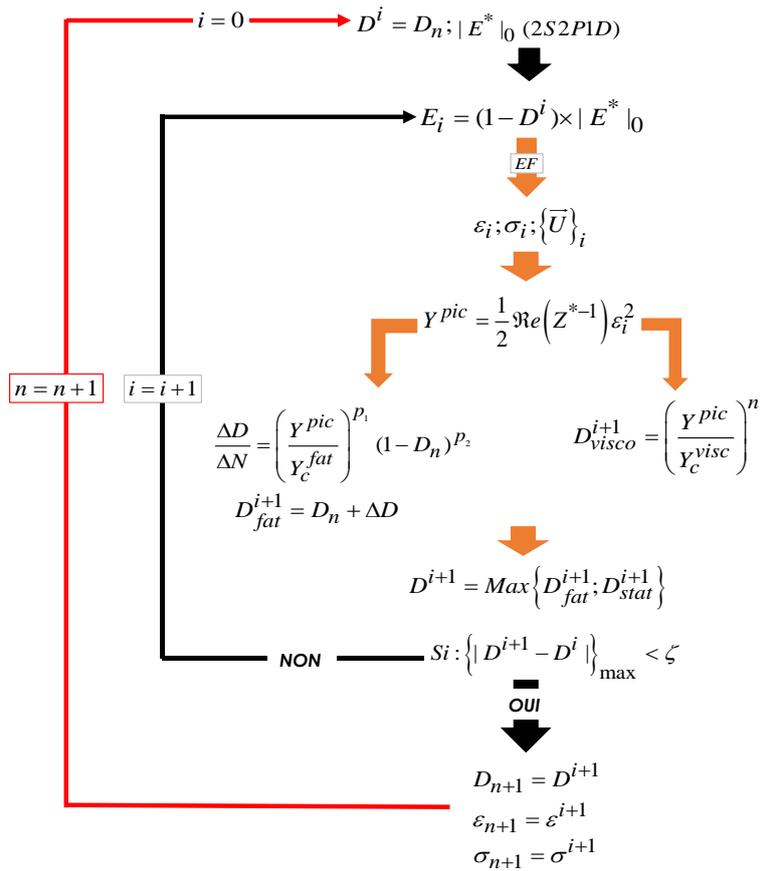


Figure III-10 : Algorithme de calcul d'endommagement

III.3.2.2. Sensibilité des paramètres des lois d'endommagement

La loi d'endommagement par fatigue (phase II) décrite dans la section précédente (équation III-78) dépend de 3 paramètres (p_1 , p_2 et Y_c^{fat}). L'objectif est d'étudier l'effet de ces paramètres sur une courbe de diminution de module complexe à l'échelle globale de l'enrobé bitumineux. Nous exploitons les résultats d'un essai de fatigue en traction-compression à une fréquence de 10 Hz, une température de 10°C et une amplitude de déformation de 110 $\mu\text{m/m}$ réalisé par Phan et al., (Phan et al., 2017). Les courbes de fatigue en termes de diminution de module complexe issue des résultats expérimentaux et calculée analytiquement avec le modèle d'endommagement sont utilisées pour étudier l'influence de ces paramètres sur le comportement en fatigue de l'enrobé bitumineux. À ce stade, nous ne considérons pas la chute de module pendant la phase d'auto-échauffement pour caler la loi d'endommagement seulement sur la phase II de la fatigue. Par conséquent, nous exploitons à partir des données expérimentales que l'évolution du module complexe pendant la phase II et la phase III de fatigue.

Les figures III-11, III-12 et III-13 mettent en évidence l'influence des paramètres p_1 , p_2 et Y_c^{fat} sur la cinétique d'endommagement à l'échelle de l'enrobé bitumineux. Pour que le modèle reproduise la phase linéaire (phase II) et la rupture (phase III) caractérisée par une concavité vers le bas, il faut que le paramètres p_1 soit positif et p_2 soit négatif. Ces observations sont cohérentes avec celles déjà rapportées dans la littérature (Bodin, 2002; Xing and Yang, 2019; Zhang et al., 2019b). Les paramètres de puissance du modèle d'endommagement par fatigue p_1 et p_2 contrôlent la durée de vie en agissant sur la pente de l'évolution de l'endommagement. Ces deux paramètres pilotent ainsi la cinétique d'endommagement durant la phase II et la

phase III de la fatigue. Les cas intermédiaires où le paramètre p_2 est plus grand que -2 ou le paramètre p_1 est plus petit que 3.40 conduisent à une tendance linéaire de l'évolution d'endommagement.

La Figure III-13 montre l'influence du taux de restitution d'énergie critique en fatigue (Y_c^{fat}) sur la cinétique d'endommagement. Les paramètres p_1 et p_2 sont fixés à 3.50 et -1.65 respectivement. On constate que plus le Y_c^{fat} est grand, la courbe montre une pente plus faible et la cinétique d'endommagement est moins importante. Ce paramètre contrôle l'initiation de l'endommagement et peut représenter le seuil critique du taux de restitution d'énergie de phase II, au-delà de sa valeur, le matériau est entièrement endommagé ($D=1$).

Il est à noter que les influences de chacun de ces paramètres ne sont pas totalement indépendantes.

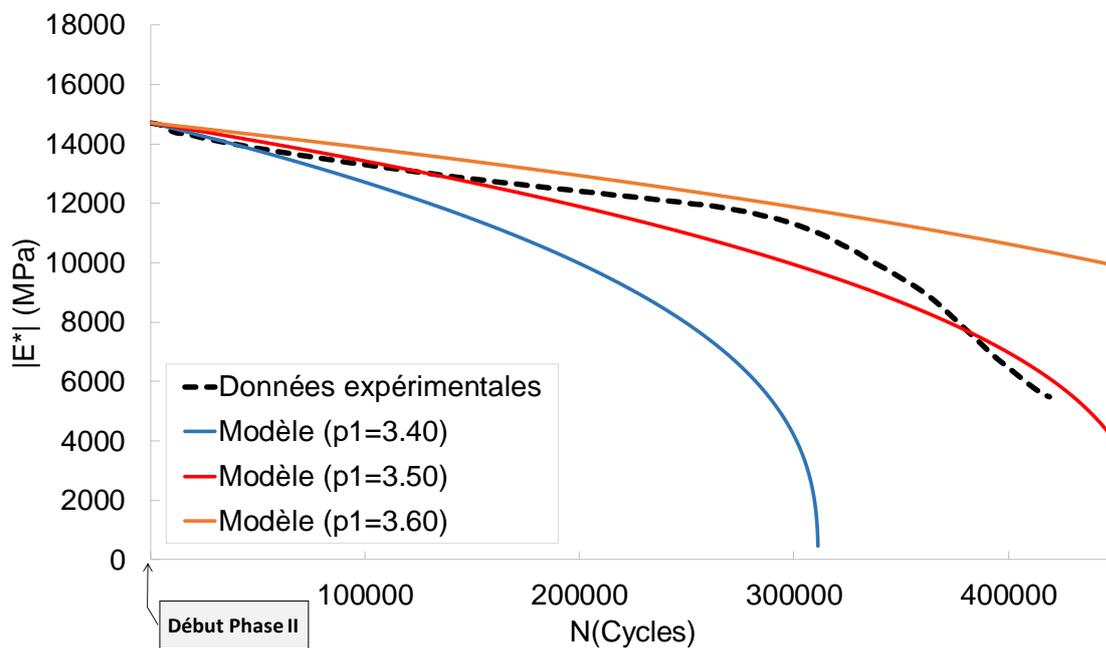


Figure III-11 : Influence du paramètre p_1

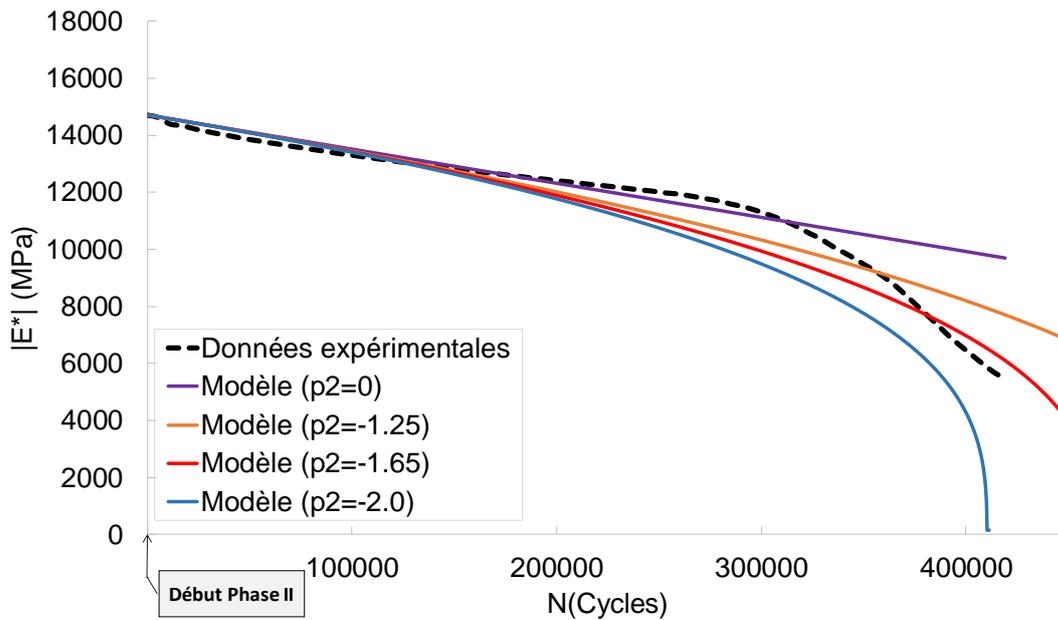


Figure III-12 : Influence du paramètre p_2

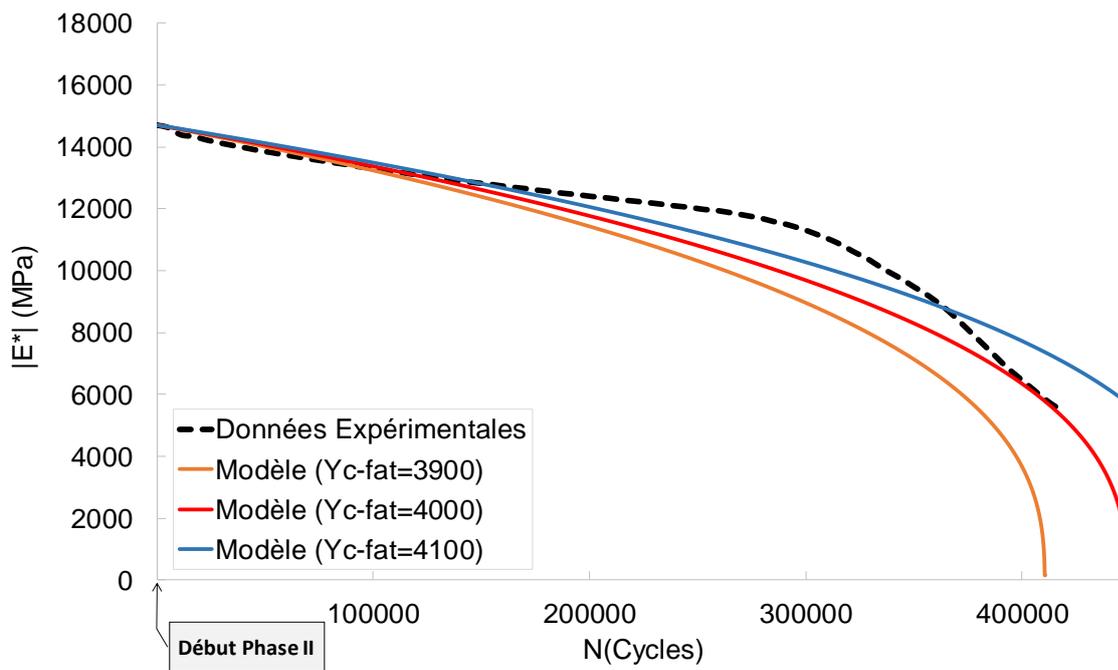


Figure III-13 : Influence du paramètre $Y_c^{fat} \left(\frac{J}{m^3} \right)$

L'influence des paramètres de la loi d'endommagement visqueux (III-79) est étudiée dans le cas d'un chargement en traction monotone sur un liant bitumineux. Nous avons mené l'étude de sensibilité sur les résultats des travaux de Apostolidis et al., (2020).

Les figures III-14 et III-15 montrent la sensibilité des courbes contrainte-déformation ($\sigma - \varepsilon$) aux variations des paramètres (n et Y_c^{visco}). En fixant le taux de restitution d'énergie critique Y_c^{visco} à 4000 J/m^3 , nous avons déterminé les courbes de comportement avec 3 valeurs

différentes de n . Lorsque n est fixé à 0.28 le modèle permet de reproduire les résultats expérimentaux avec un écart maximal de 7% observé à la fin de l'essai.

Afin d'étudier la sensibilité de la loi de comportement au paramètre Y_c^{visco} , nous avons fixé n à 0.28. Le taux de restitution critique (Y_c^{visco}) est proportionnel à la contrainte de traction de rupture, plus il est élevé, le matériau résiste à la rupture (Figure III-15).

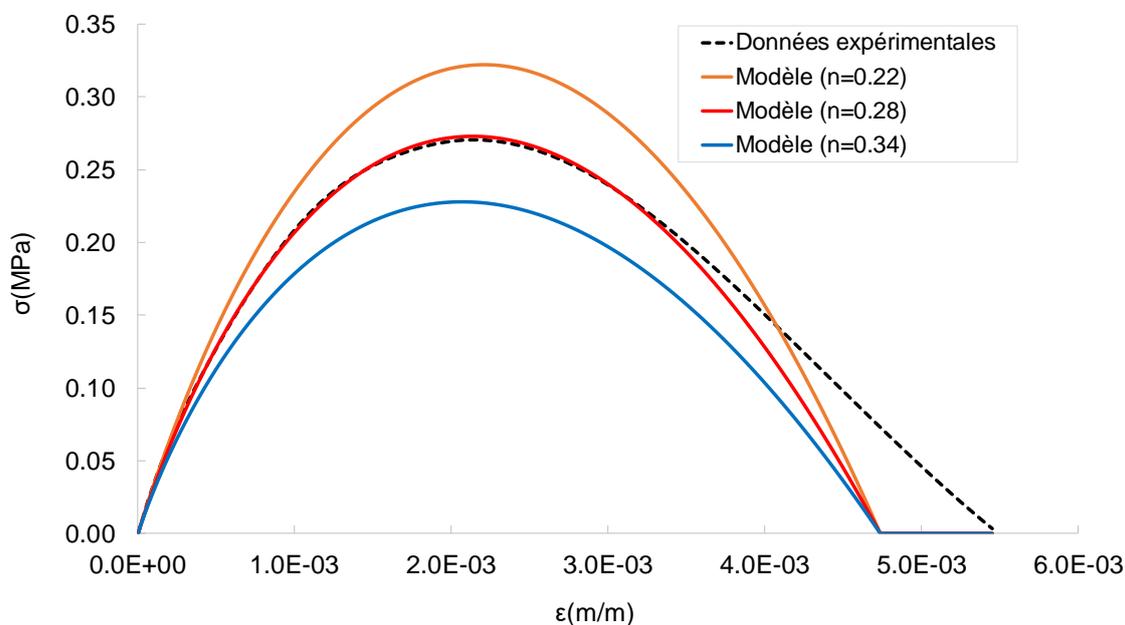


Figure III-14 : Influence de n

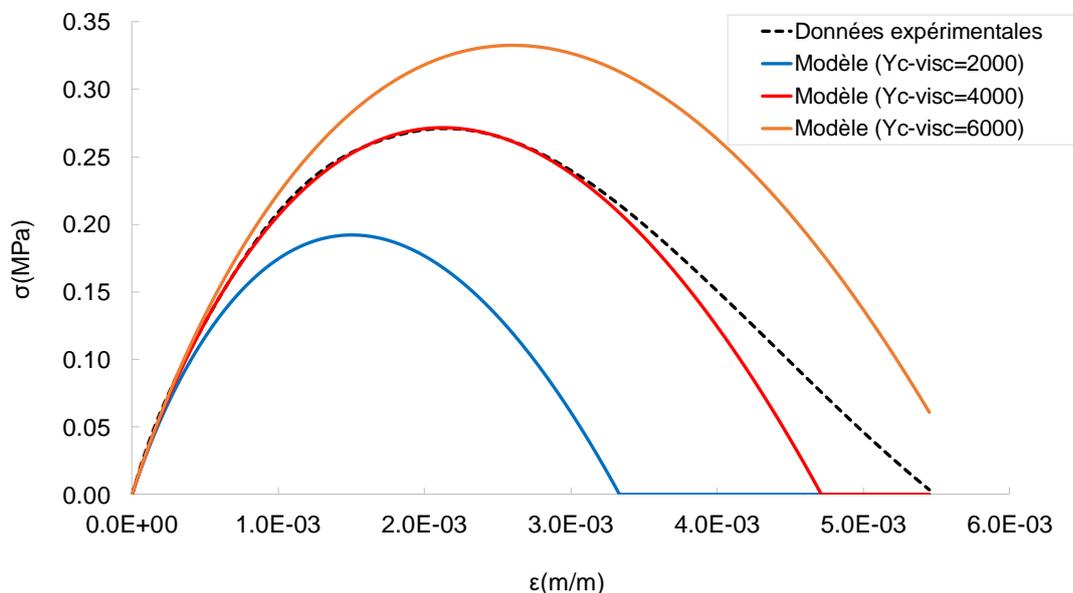


Figure III-15 : Influence du paramètre Y_c^{visco} ($\frac{J}{m^3}$)

III.3.3. Couplage de la thermo viscoélasticité et de l'endommagement

Dans les paragraphes précédents, les algorithmes présentés correspondent à des calculs thermomécaniques sans couplage entre le transfert de chaleur et l'endommagement. Dans le cas d'un chargement à amplitude de déformation constante, négliger l'endommagement,

revient à majorer la dissipation visqueuse. En revanche, les effets thermiques sont minorés en négligeant les effets d'endommagement, pour un chargement à contrainte imposée.

La résolution du problème thermique nécessite la prise en compte du champ d'endommagement à chaque instant dans le calcul de l'énergie dissipée. En considérant un état d'endommagement représenté par la variable D , la dissipation visqueuse est donnée par :

$$\phi^{cycle} = \pi \cdot (1-D) \cdot \Im(Z^{*-1})(T, \omega) \cdot \varepsilon_0^2 = \pi \cdot \tilde{E}_2(T, \omega) \cdot \varepsilon_0^2 \quad \text{III-80}$$

Avec :

$$\tilde{E}_2(T, \omega) = (1-D)E_2(T, \omega) \quad \text{III-81}$$

Quant à la résolution du problème mécanique pour le calcul d'endommagement, le taux de restitution d'énergie varie en fonction de la température. Il est déterminé par la relation suivante :

$$Y^{pic}(T, \omega) = \frac{1}{2} \cdot \Re(Z^{*-1})(T, \omega) \cdot \varepsilon_0^2 = \frac{1}{2} \cdot E_1(T, \omega) \cdot \varepsilon_0^2 \quad \text{III-82}$$

La Figure III-16 montre les interactions entre le phénomène d'auto-échauffement et de l'endommagement qui traduisent le couplage entre les calculs thermomécaniques. La viscoélasticité génère une dissipation qui provoque une augmentation de la température et la part de l'énergie restituée entraîne un endommagement. Ces deux mécanismes modifient les propriétés viscoélastiques ce qui influence ensuite le calcul des deux parts d'énergie.

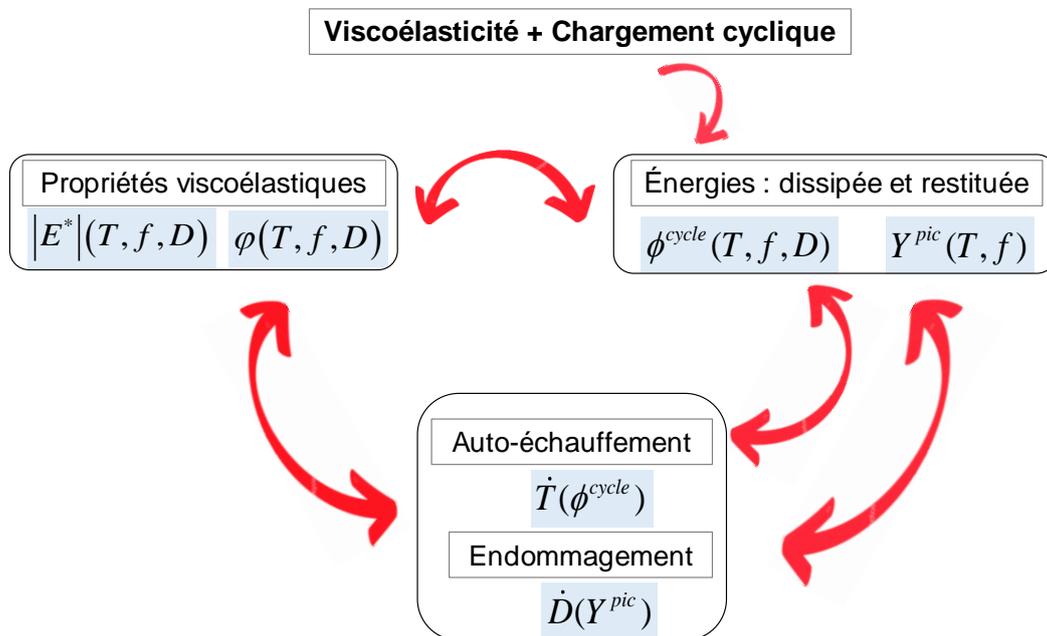


Figure III-16 : Schéma de principe montrant le couplage entre la thermo-viscoélasticité et l'endommagement

Les principales étapes de l'algorithme de calcul sont présentées dans la Figure III-17.

0. Les Données de calcul thermomécanique à l'instant t_n : T_n, f, D_n
1. Résolution du problème thermique : initialisation de la température $T_i = T_n$
 - 1.1. Calcul de la dissipation $\Phi^{cyc} = \Phi^{cyc}(D_n, T_i)$
 - 1.2. Détermination de T_{n+1} par résolution de l'équation de la chaleur
 - 1.3. Vérification de critère de stabilisation des calculs thermiques :
 - Si $|T_{i+1} - T_i| \leq \xi$ passer à l'étape 2 avec : $T_{n+1} = T_{i+1}$
 - Sinon : étape 1.1 avec la mise à jours de la température: $T_i = \frac{|T_{i+1} - T_i|}{2}$
 2. Résolution du problème mécanique : initialisation de l'endommagement $D_i = D_n$
 - 2.1. Initialisation du module en fonction de la température : $|E^*| = (1 - D_i) \times |E^*|(T_{n+1})$
 - 2.2. Calcul du taux de restitution d'énergie : $Y^{pic} = Y^{pic}(D_i, T_{n+1})$
 - 2.3. Calcul de l'endommagement D_{i+1}
 - 2.4. Critère d'arrêt du calcul alterné de l'endommagement :
 - Si : $|D_{i+1} - D_i| \leq \xi$ passer à l'étape 3 avec : $D_{n+1} = D_{i+1}$
 - Sinon : retour à l'étape 2.1. avec une mise à jours de l'endommagement : $D_i = D_{i+1}$
 3. Incrément de chargement : $t_{n+1} = t_n + \Delta t$

Figure III-17 : Algorithme des calculs thermomécaniques avec couplage de l'endommagement et du transfert de chaleur

III.4. Création de la microstructure hétérogène

L'objectif de la simulation hétérogène est de modéliser les granulats et la matrice bitumineuse afin d'étudier :

- La génération de chaleur dans la phase bitumineuse ;
- Le transfert de chaleur de la matrice bitumineuse aux granulats et l'effet de ceux-ci sur la variation du module complexe du mélange ;
- Les phénomènes locaux produits dans le matériau à cause de son hétérogénéité (concentration des contraintes et déformations au niveau des films minces).

La méthode de construction de la microstructure hétérogène de l'enrobé bitumineux utilisée dans cette étude consiste, à partir d'une image réelle, à chercher les coordonnées des pixels et les intensités de couleur correspondantes. Cette microstructure contiendra donc le squelette granulaire de l'enrobé en considérant les granulats de plus gros diamètre aux plus petit, où ce dernier dépendra de la résolution de l'image et la taille de maillage.

Afin de faciliter les étapes d'analyse d'images et l'applicabilité de la méthode, nous avons utilisé des images d'un enrobé bitumineux de type GB3 soit scannées ou soit prises avec un appareil photo (Larcher, 2014). Les différentes phases (granulats et matrice) sont différenciées à l'aide d'un logiciel de traitement d'image IMAGEJ (Hartig, 2013; Pérez and Pascau, 2013)

en se basant sur la luminosité, seuil de détection des couleurs et l'intensité de couleur de chaque phase (Figure III-18). L'image en niveau de gris est convertie en une image binaire pour ensuite la traiter avec un programme sur MATLAB (2018) afin d'identifier les pixels selon leur intensité de couleur. Un pixel donné possède une intensité d'échelle de gris qui va de 0 à 255, selon la densité du matériau à l'endroit où se trouve le pixel (le noir correspond à la valeur 0 et le blanc à la valeur 255). La résolution de l'image présentée dans la Figure III-18 est de 0.05 mm/pixel c'est-à-dire que tous les granulats ayant un diamètre supérieur à 50 μm sont modélisés et les autres sont considérés dans la phase matrice. Ceci nous donne un taux de remplissage surfacique de granulats de 68% du modèle présenté dans la Figure III-18.

Enfin, avec le code de calcul par éléments finis (EF) Cast3M, les pixels des granulats et les pixels de la matrice sont projetés sur un support de maillage fixe dont les éléments représentent soit le granulat soit la matrice. Chacun des points de Gauss de l'élément prend donc les caractéristiques matérielles du constituant en fonction de sa couleur (0 ou 255).

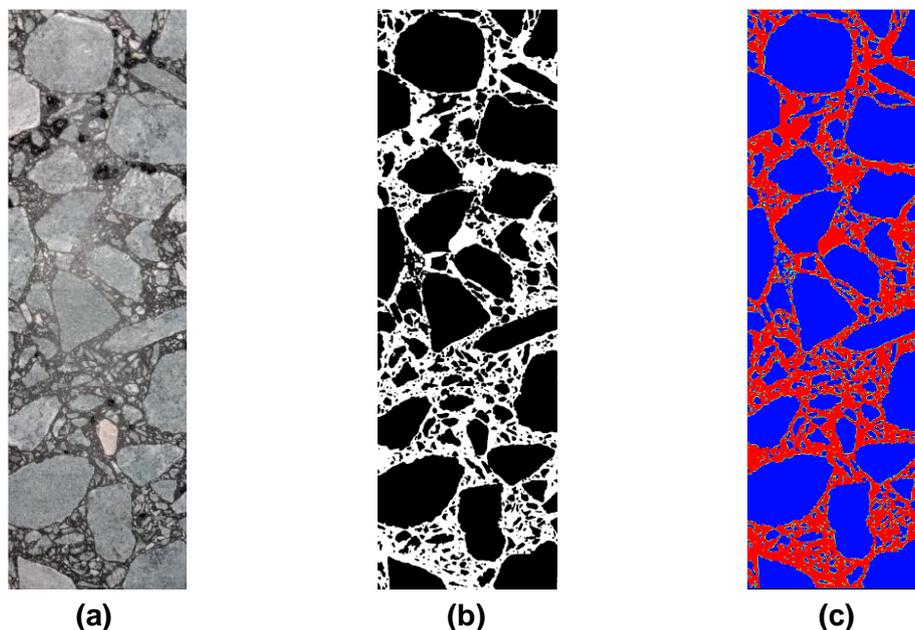


Figure III-18 : Procédures de création du maillage hétérogène 2D (a) image réelle (b) image binaire (c) champs hétérogènes sur Cast3M

Cette approche a été adaptée par la suite pour des géométries plus complexes telle qu'une éprouvette trapézoïdale afin de modéliser des essais de fatigue en flexion 2-points. La microstructure présentée sur la Figure III-19 modélise un enrobé bitumineux de classe 3 (GB3) dont les dimensions de l'éprouvette sont données par la norme (NF EN 12697-24, 2018).

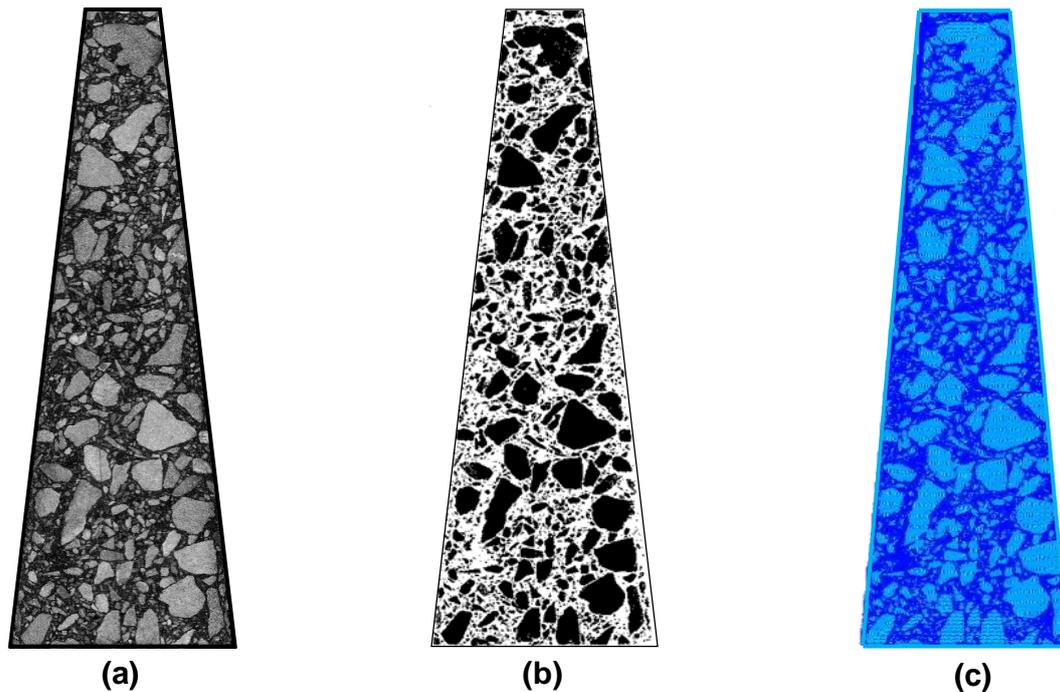


Figure III-19 : Application de la méthode de génération de maillage sur une géométrie trapézoïdale (a) image réelle scannée (b) image binaire (c) microstructure hétérogène sur Cast3M

En utilisant cette approche, les propriétés mécaniques et thermiques de chaque phase sont définies séparément et le comportement de chaque phase sous chargement cyclique peut être étudié.

III.5. Modélisation aux les éléments finis d'un essai de fatigue

Nous présentons ici, les propriétés thermiques et mécaniques des granulats et de la matrice bitumineuse utilisées pour la simulation thermomécanique, les conditions aux limites et le maillage utilisé.

III.5.1. Propriétés thermomécaniques de chaque phase

Les paramètres de calcul nécessaires à la simulation de la fatigue sur une microstructure hétérogène sont les suivants :

- Les propriétés thermiques de chaque phase ;
- Les caractéristiques rhéologiques de la matrice bitumineuse ;
- Le coefficient d'échange thermique à la surface de l'éprouvette ;

III.5.1.1. Caractéristiques mécaniques

Le comportement mécanique des granulats est supposé être élastique, linéaire et isotrope avec un module d'Young de 60 GPa et un coefficient de Poisson de 0.2 (Dai and You, 2008; Fakhari Tehrani et al., 2013; You, 2003). Un modèle élastique linéaire s'est avéré approprié pour les granulats essentiellement du fait que leur module est supérieur de plusieurs ordres de grandeur à celui la matrice (Ghauch, 2014). La matrice bitumineuse, définie comme l'association d'un filler calcaire et d'un liant bitumineux, est cependant un matériau viscoélastique endommageable. Les propriétés rhéologiques viscoélastiques de la matrice,

issues des résultats d'essai de module complexe en traction-compression prises de la littérature (De La Roche, 1996), sont présentées dans le Tableau III-2.

Tableau III-2 : Résultats d'essais de module complexe en traction-compression sur matrice bitumineuse

Mortier (0-2)		Traction-compression	
Température (°C)	Fréquence (Hz)	$ E^* $ (MPa)	Angle de phase (°)
5	30	9502	14.64
5	10	7809	17.24
5	3	6140	20.31
5	1	4701	25.96
15	30	5202	24.02
15	10	3831	28.17
15	3	2572	34.00
15	1	1689	35.52
25	30	2094	38.10
25	10	1297	40.76
25	3	718	44.90
25	1	398	47.50

Les paramètres du modèle 2S2P1D sont calibrés sur les résultats d'essai de module complexe. Les résultats de calage sont présentés dans le Tableau III-3.

Tableau III-3 : Paramètres du modèle 2S2P1D et WLF pour la matrice bitumineuse

E_∞ (MPa)	E_0 (MPa)	k	h	δ	τ_0 (s)	β	C_1	C_2	T_{ref} (°C)
26000	5	0.15	0.53	1.85	1.5×10^{-3}	350	34	259	15

La courbe maitresse expérimentale, calée avec le modèle rhéologique 2S2P1D, est illustrée dans la Figure III-20.

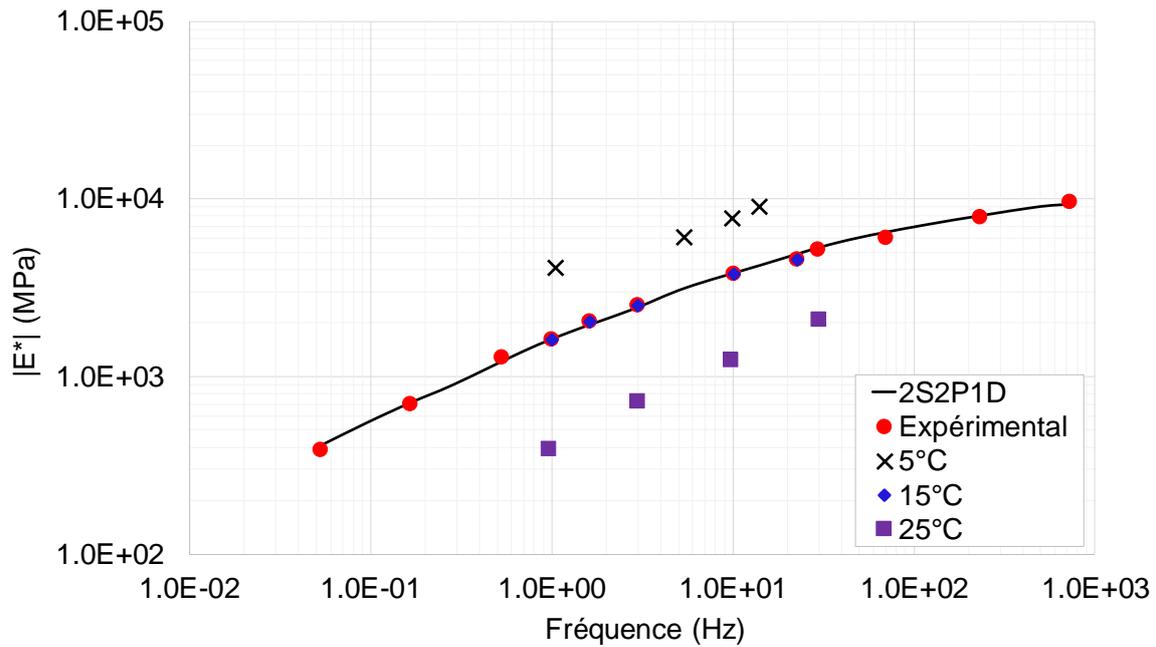


Figure III-20 : Résultats d'essai de module complexe en traction-compression sur matrice (isothermes et courbe maîtresse à 15°C)

III.5.1.2. Propriétés thermiques

Dans le modèle numérique hétérogène, les propriétés thermiques de chaque phase (granulats et matrice) doivent être définies séparément. Les propriétés thermiques des granulats de diorite et du bitume ont été extraites de la littérature (Mirzanimadi et al., 2018; Riahi, 2017; Somé et al., 2014) (Tableau III-4).

Tableau III-4 : Propriétés thermiques des granulats et de la matrice

	Conductivité λ (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	Chaleur spécifique C_p (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	Densité ρ (kg.m ⁻³)
Granulats	2.59	650	2811
Matrice	0.778	791	2185

III.5.2. Procédure de calage des paramètres des modèles d'endommagement

Dans la littérature (Hassan et al., 2014; You et al., 2014), il a été montré que la matrice est un endroit critique pour la localisation des déformations et des endommagements en raison de la différence significative entre ses propriétés mécaniques et celles des granulats. Dans l'approche de la modélisation hétérogène que nous utilisons, les modèles d'endommagement donnés par les équations III-78 et III-79 sont appliqués à la matrice bitumineuse.

Le calage sur des résultats expérimentaux des cinq paramètres des modèles d'endommagement (p_1 , p_2 , Y_c^{fat} , n et Y_c^{visco}) pour la matrice bitumineuse nécessite des essais supplémentaires de fatigue et de rupture monotone. Ces essais n'étaient pas prévus dans le cadre de ce travail. Dans notre étude, nous optons pour un algorithme d'optimisation de type « Simplexe » afin d'identifier ces paramètres.

La méthode de minimisation du Simplexe a été introduite par Nelder et Mead en 1965 et permet de déterminer le minimum d'une fonction sans calculer sa dérivée (Nelder and Mead, 1965). Le problème est résolu en utilisant la valeur de la fonction objective calculée par la méthode des moindres carrées entre les résultats numériques et expérimentaux. Le principe de la méthode est basé sur la conception d'une figure géométrique à « n » dimensions ($n \neq 0$ correspond au nombre de paramètres à optimiser) qui est le volume d'une enveloppe convexe de $(n+1)$ sommets. Chaque sommet correspond à une valeur de fonction objective. Pendant la phase de minimisation, les sommets de ce polygone subiront des transformations géométriques vers un minimum global, comme présenté dans l'organigramme donné dans la Figure III-21. Les itérations de l'algorithme du Simplexe correspondent à de simples opérations algébriques de transformations géométriques élémentaires sur les sommets du polygone (réflexion, expansion, rétrécissement et contraction) jusqu'à une réduction optimale (Lagarias et al., 1998; Wright, 2012).

Chaque opération est associée à une variable. Les coefficients associés aux opérations de réflexion, dilatation, contraction sont respectivement notés α , β et λ . Ils doivent satisfaire les conditions suivantes : $\alpha > 0$, $\beta > 0$, $0 < \gamma < 1$, et $0 < \sigma < 1$. Les paramètres standards de l'algorithme du Simplexe sont : $\alpha = 1$, $\beta = 2$, $\gamma = 0.5$, et $\sigma = 0.5$ (Varnier, 2019).

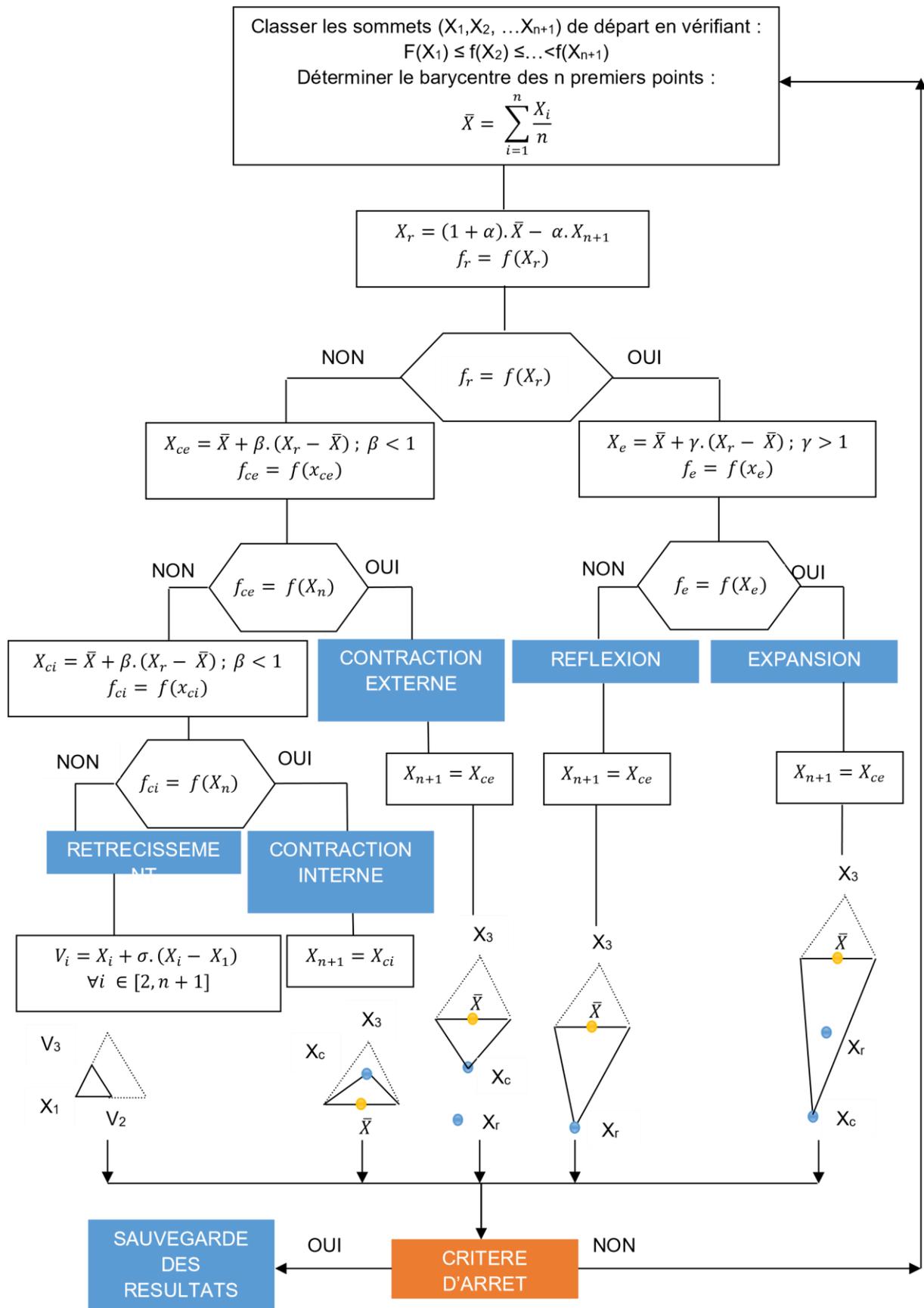


Figure III-21 : Algorithme du Simplexe

III.5.3. Maillage et conditions aux limites

III.5.3.1. Simulation d'essai de fatigue en traction-compression

La modélisation en 2D de l'essai de fatigue en traction-compression sur cylindre est effectuée en tenant compte de l'axisymétrie du problème. En considérant cette hypothèse, seulement la demi-largeur de l'échantillon est modélisée afin de diminuer le temps de calcul ainsi que la mémoire numérique nécessaire à la réalisation des simulations. Cette hypothèse conduit à certaines restrictions, à savoir :

- Les granulats présentent des formes cylindriques toroïdales ;
- Les échanges thermiques avec les deux plateaux métalliques (supérieur et inférieur) ne sont pas pris en compte. Par conséquent, le transfert de chaleur se fait que dans la direction radiale ;

Malgré ces restrictions, l'hypothèse axisymétrique est préférable pour une modélisation 2D dans le cas d'un échantillon cylindrique (Bodin, 2002).

Le modèle numérique est maillé avec des éléments quadrilatères iso-paramétriques à 4 nœuds (QUA4) dans Cast3M. Les conditions aux limites appliquées au modèle présentées dans la Figure III-22 sont :

- Comme l'échantillon d'essai est collé en tête, le déplacement radial de la face supérieure ($Z=h$) du modèle est bloqué ($U_R=0$) ;
- Le déplacement vertical de la face inférieure ($Z=0$) est bloqué ($U_Z=0$) or le déplacement horizontal est laissé libre afin de considérer le déplacement radial de l'échantillon sous l'effet de Poisson ;
- Le déplacement radial de la facette intérieure ($R=0$) est bloqué ($U_R=0$) ;
- Le chargement est appliqué en tête de l'éprouvette sous forme d'un signal sinusoïdale avec une amplitude de déformation imposée ;
- Le transfert de chaleur, par convection entre la surface du cylindre et l'air, est modélisé sur la surface verticale de l'éprouvette avec un coefficient d'échange surfacique convectif de $32.8 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (Nguyen, 2011).

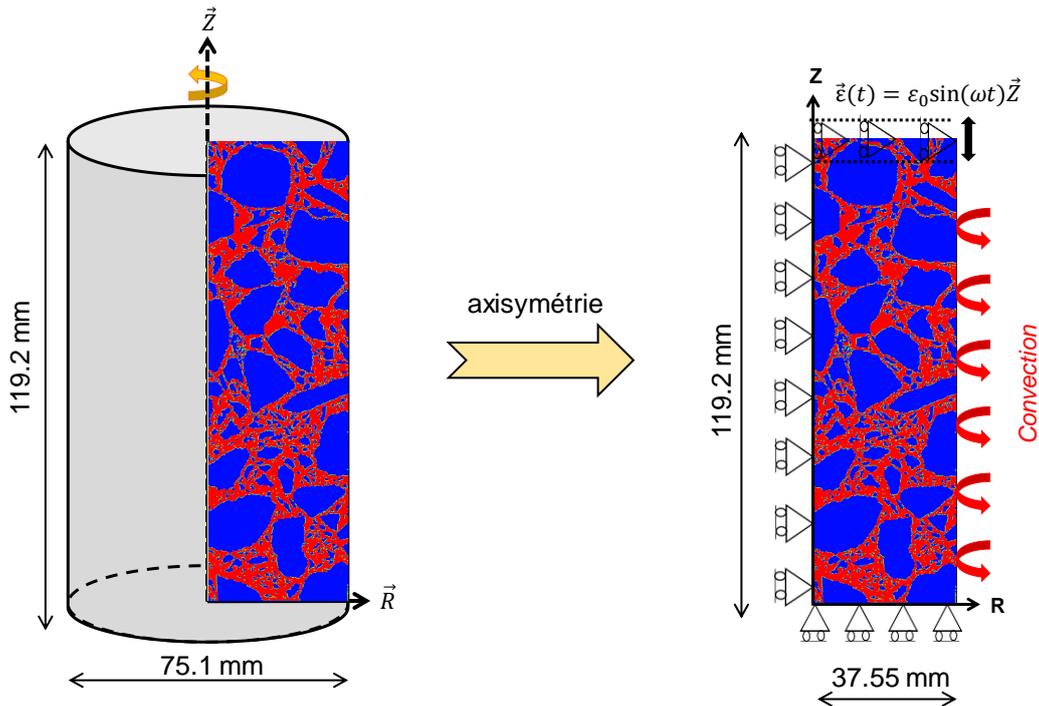


Figure III-22 : Schématisation des conditions aux limites pour les simulations de l'essai de fatigue en traction compression

Une contrainte normale moyenne est calculée en tête de l'éprouvette pour déterminer ensuite le module complexe apparent.

III.5.3.2. Simulation d'essai de fatigue en flexion 2-points

La modélisation de l'essai de fatigue en flexion 2-points est réalisée sur une éprouvette trapézoïdale dont les dimensions sont données selon la norme (NF EN 12697-24, 2018). Les simulations numériques en 2D sont effectuées en considérant l'hypothèse de contrainte plane (Bodin, 2002; Santos, 2020) sur une éprouvette qui mesure 250 mm de hauteur, la grande et la petite base mesurent respectivement 56mm et 25mm. L'éprouvette est maillée sur Cast3M avec des éléments de type triangulaire (TRI3).

La Figure III-23 présente les conditions aux limites mécanique et thermique appliquées sur l'éprouvette trapézoïdale qui sont définies comme suit :

- La grande base ($y=0$) est encastrée et les déplacements sont bloqués dans les deux directions ($U_x=0$ et $U_y=0$) ;
- Le transfert de chaleur entre les deux surfaces libres et l'air conditionné de l'enceinte thermique est modélisé par une convection avec un coefficient d'échange surfacique convectif de $32.8 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.
- Pour simuler le chargement en déformation imposée, un déplacement de forme sinusoïdale est appliqué en tête de l'éprouvette ($y=250 \text{ mm}$). L'amplitude de la déformation imposée en tête de l'éprouvette est calculée selon la norme (NF EN 12697-24, 2018) par la formule suivante :

$$\varepsilon_0 = K_\varepsilon \times d_0 \quad \text{III-83}$$

d_0 est l'amplitude du déplacement imposé en tête de l'éprouvette et K_ε est un facteur de forme qui s'exprime par :

$$K_\varepsilon = \frac{(B-b)^2}{8bh^2 \left[\frac{(b-B)(3B-b)}{2B^2} + \ln \frac{B}{b} \right]} \quad \text{III-84}$$

Avec B , b sont respectivement les longueurs de la grande et la petite base et h est la hauteur de l'éprouvette.

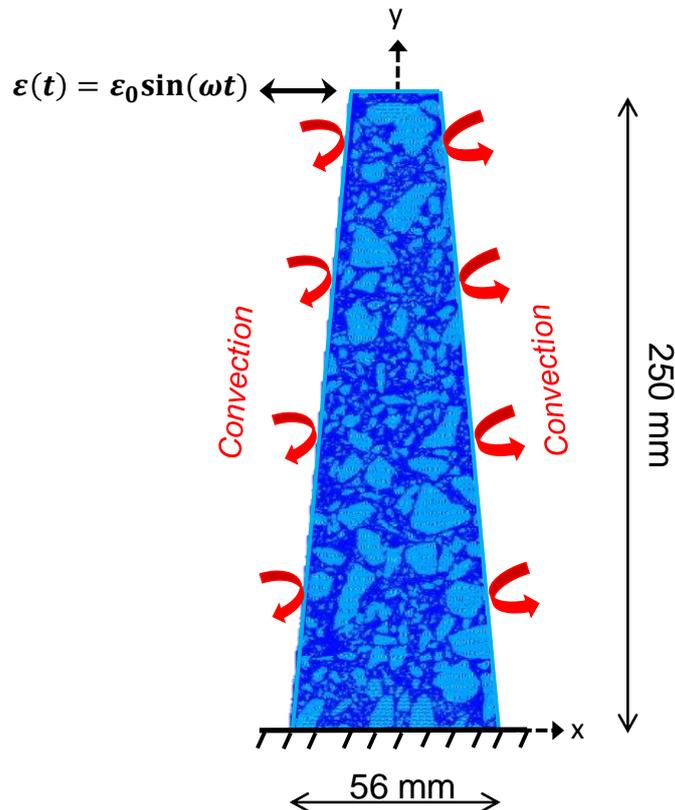


Figure III-23 : Conditions aux limites pour modéliser l'essai de fatigue en flexion 2-points

III.6. Résultats des simulations hétérogènes de la fatigue

Cette section présente les réponses du modèle de fatigue appliqué pour des essais en traction-compression sur une éprouvette cylindrique et de flexion 2-points sur éprouvette trapézoïdale. Une analyse des résultats obtenus à l'échelle locale est présentée. Après l'analyse des phénomènes locaux, leurs effets sur les résultats à l'échelle globale sont étudiés.

III.6.1. Résultats de simulation thermique sans endommagement

Afin de dissocier les effets de l'auto-échauffement et de l'endommagement sur la baisse du module apparent, nous présentons tout d'abord dans cette section les résultats de simulation de la phase d'auto-échauffement de la fatigue en traction-compression et en flexion 2-points.

III.6.1.1. Fatigue en traction-compression

L'exemple numérique traité dans cette section est conduit avec les paramètres thermomécaniques présentés précédemment et pour les conditions d'essai suivantes :

- Essai en mode déformation constante de 250 $\mu\text{m}/\text{m}$.
- Température initiale $T_0 = 10\text{ }^\circ\text{C}$.
- Fréquence de sollicitation de 10 Hz.

Les simulations sont réalisées avec un temps de calcul (Δt) de 10 s.

III.6.1.1.1. Résultats à l'échelle locale

Les champs hétérogènes de déformation et de contrainte suivant la direction « Z » à 10000 cycles de chargement sont présentés dans la Figure III-24. Le niveau de déformation dans la matrice bitumineuse est supérieur à la déformation globale homogène appliquée en tête de l'éprouvette, et pourrait atteindre jusqu'à une valeur maximale de 1000 $\mu\text{m}/\text{m}$ sur des films minces.

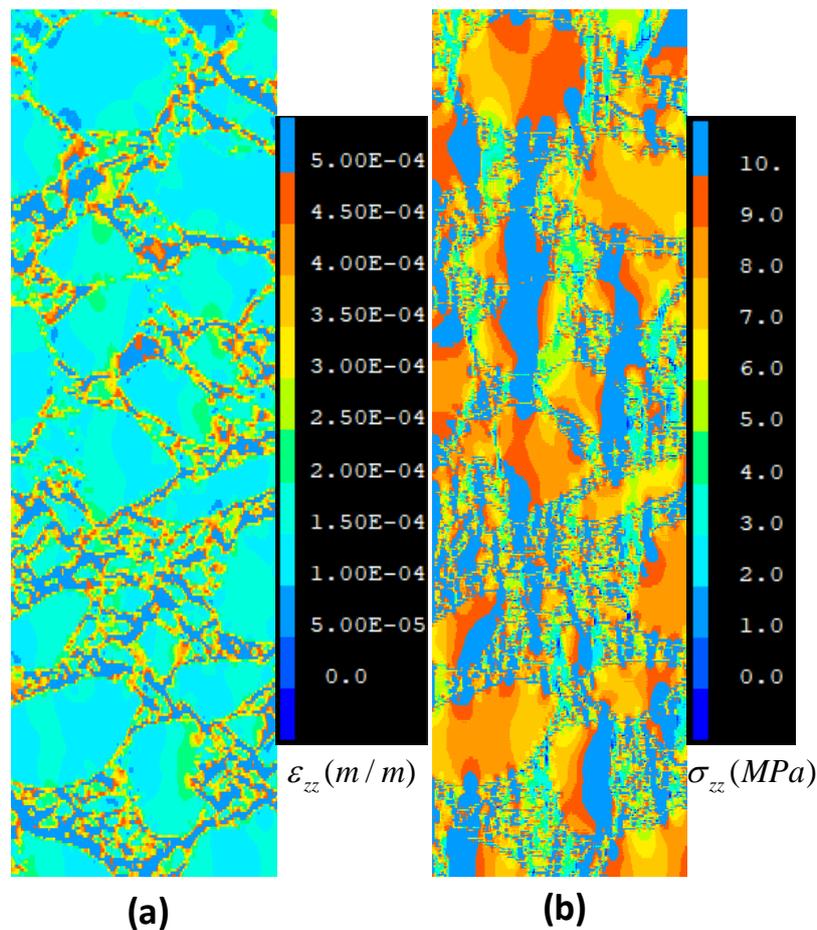


Figure III-24 : Cartographies de la (a) déformation ε_{zz} (m/m) (b) contrainte σ_{zz} (MPa) à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement

Un exemple des champs hétérogènes des énergies dissipée (ϕ) et restituée (Y) à 10000 cycles de chargement est illustré dans la Figure III-25. Les valeurs maximales des énergies dissipée et restituée sont observées dans la matrice et plus précisément au niveau des films minces où la concentration des contraintes et des déformations est constatée. Ces zones à forte concentration d'efforts sont à priori l'endroit d'initiation de l'endommagement.

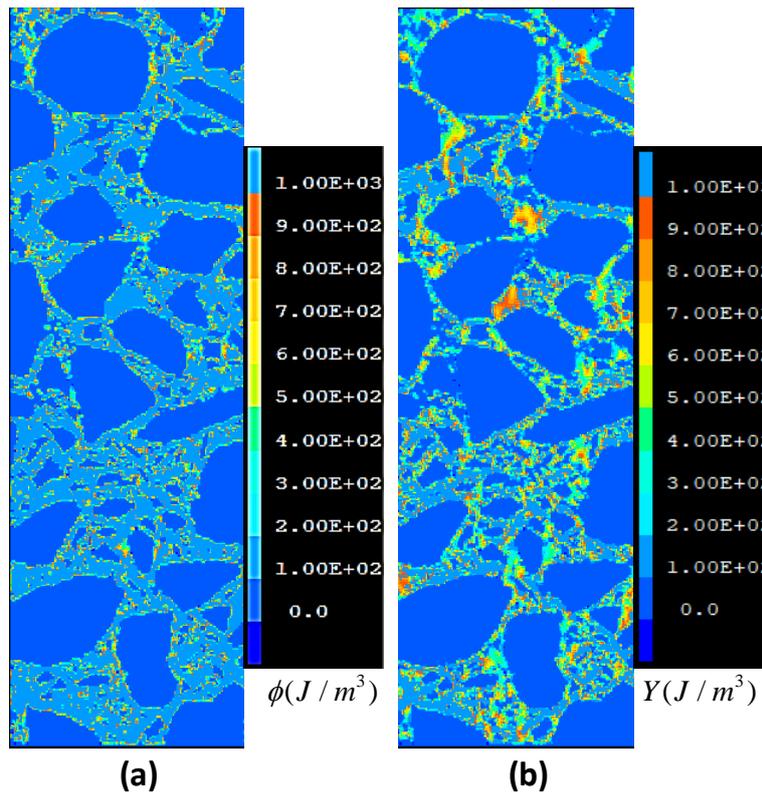


Figure III-25 : Cartographies de l'énergie (a) dissipée ϕ (b) restituée Y correspondant à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement

III.6.1.1.2. Résultats à l'échelle globale

La variation de la température au cœur de l'éprouvette et sur la surface convective de l'éprouvette cylindrique est présentée sur la Figure III-26. Pour cet exemple de simulation, les variations de température en fin d'essai sont respectivement 2.62 et 3.26 °C en surface et au centre de l'éprouvette. Ces résultats sont du même ordre de grandeur que les observations expérimentales (Riahi, 2017).

Deux phases de l'évolution de la température sont observées :

- Une première phase qui correspond à la thermique transitoire où la température augmente en raison de l'énergie dissipée par les effets visqueux de la matrice.
- Une seconde phase qui correspond à un état stationnaire (régime permanent), où la température se stabilise. Ceci est dû à l'équilibre thermique entre le flux de chaleur autoproduit par dissipation visqueuse et le refroidissement par convection forcée de l'air ambiante de l'enceinte.

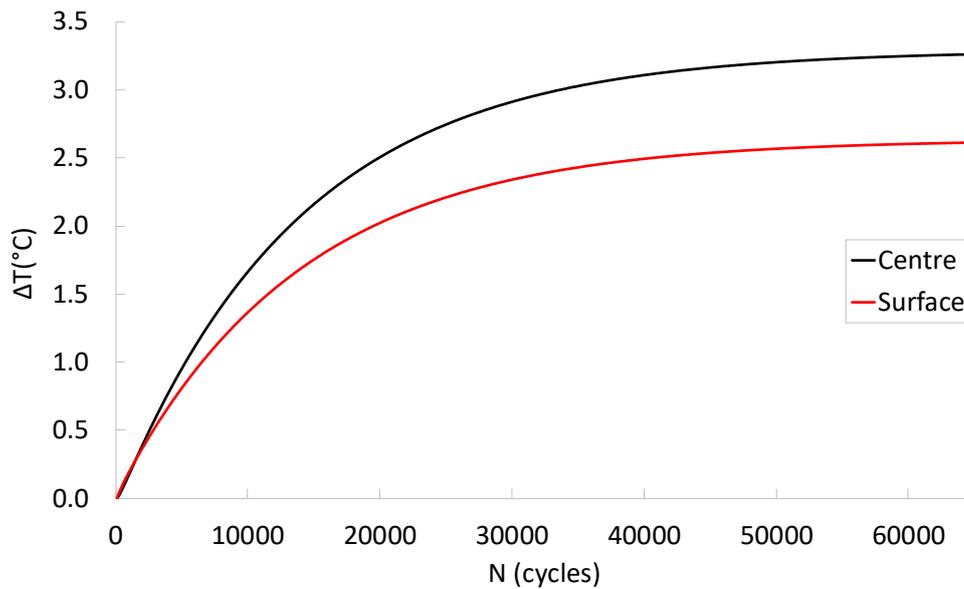


Figure III-26 : Variation de la température au centre et à la surface de l'éprouvette cylindrique pour un calcul thermomécanique sans endommagement

L'amplitude de la contrainte globale est calculée en divisant la réaction de force verticale obtenue en tête de l'éprouvette par la section cylindrique de l'échantillon. La Figure III-27 montre l'évolution de la contrainte selon la direction de la sollicitation, mesurée en tête de l'éprouvette cylindrique. On constate sur cette courbe une première phase de chute de la contrainte de l'ordre 8% due au phénomène d'auto-échauffement. La contrainte se stabilise ensuite par effet d'équilibre thermique (régime stationnaire) et d'absence des mécanismes d'endommagement.

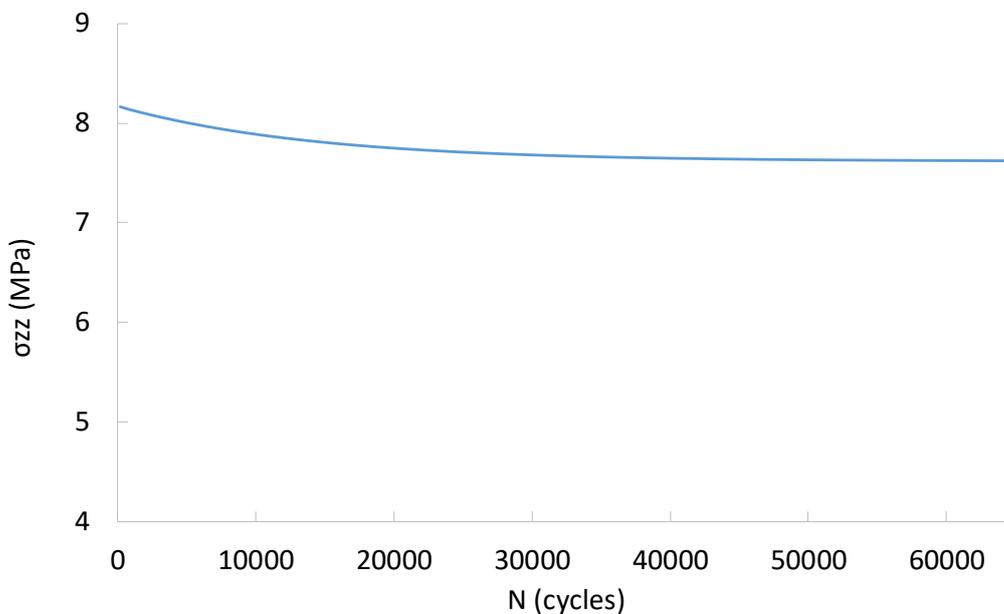


Figure III-27 : Évolution de la contrainte en tête de l'éprouvette pendant l'essai de fatigue en traction-compression sans endommagement

Le module complexe est déterminé ensuite à chaque incrément de chargement en divisant l'amplitude de contrainte par l'amplitude de déformation imposée. L'évolution des propriétés viscoélastiques du modèle en termes de module complexe et de l'angle de phase sont présentés sur la Figure III-27. La diminution du module complexe due aux effets d'auto-échauffement est de l'ordre de 8% pour la simulation traitée dans cette partie. En revanche, l'angle de phase augmente par les effets de la viscosité dans la matrice puis elle atteint une valeur stable de 29°.

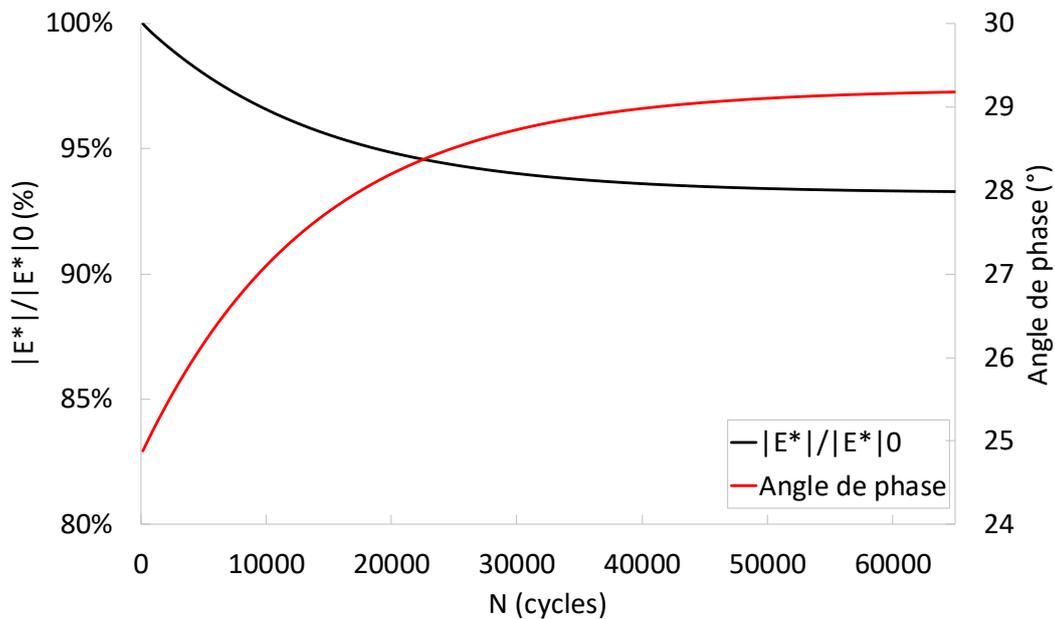


Figure III-28 : Courbes d'évolution du module complexe et l'angle de phase pendant la phase I de la fatigue en traction-compression

III.6.1.2. Simulation de la fatigue en flexion 2-points

L'exemple numérique qui simule la phase I de l'auto-échauffement de la fatigue en flexion 2-points est réalisé pour une température initiale de 10°C, fréquence de sollicitation de 10 Hz et une amplitude de déformation constante de 250 $\mu\text{m}/\text{m}$. Les résultats sont présentés à l'échelle local ainsi que leurs effets sur les grandeurs mesurées à l'échelle globale.

III.6.1.2.1. Résultats à l'échelle locale

L'évolution des champs de température au cours de la simulation est présentée sur la Figure III-29. Au début de l'essai à 1000 cycles de chargement, la figure présente une croissance de la température sur les bords extérieurs inclinés de l'éprouvette. A la fin de la simulation, l'augmentation de la température est concentrée sur la partie basse de l'éprouvette supposée la plus sollicitée. Étant donné, qu'à ce stade de la modélisation, l'endommagement n'est pas pris en compte, le champ de température atteint un régime stationnaire.

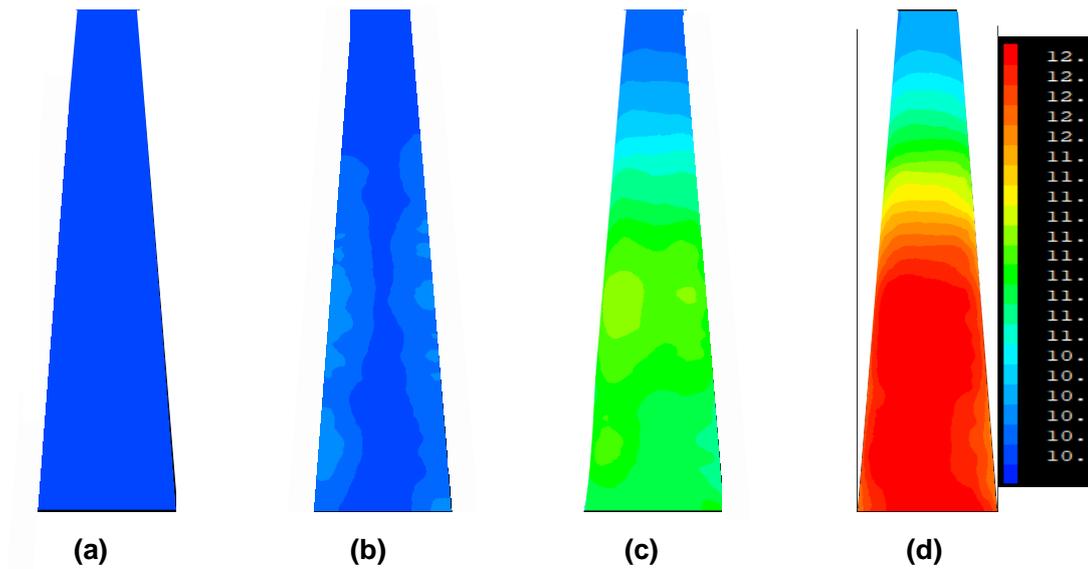


Figure III-29 : Cartographies de température à (a) 100 (b) 1000 (c) 10000 (d) 100000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement

La Figure III-30 présente les champs hétérogènes de contrainte et de déformation à 10000 cycles (1000 s) de chargement suivant les deux directions (x et y). Ces résultats nous permettent d'étudier l'état de contrainte et de déformation local. Les niveaux de contrainte et de déformation sont plus élevés au niveau des films minces. Ce fait peut s'expliquer par la distribution spatiale hétérogène des propriétés thermo-physiques (matrice/granulats). Ces phénomènes causent une densité d'énergie plus élevée au niveau du film mince de la matrice.

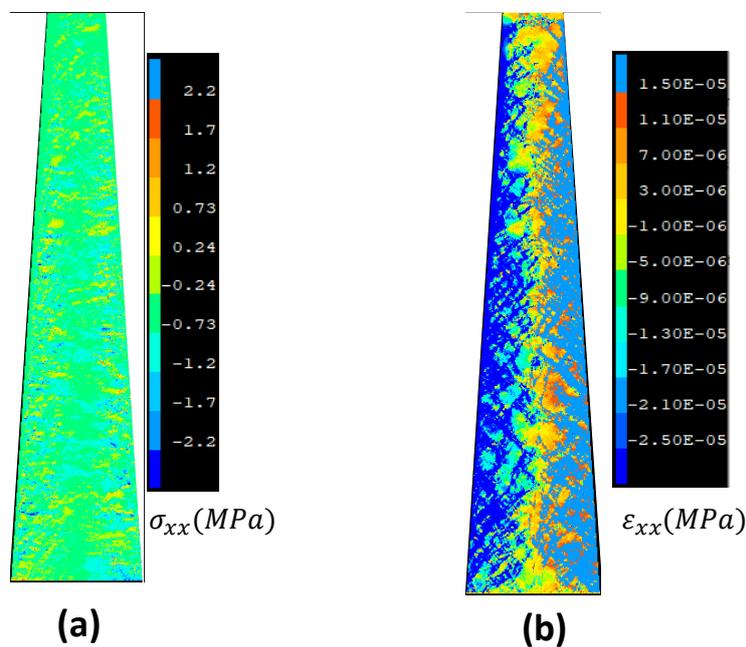


Figure III-30 : Cartographies de (a) contrainte (b) déformation suivant l'axe « x » à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement

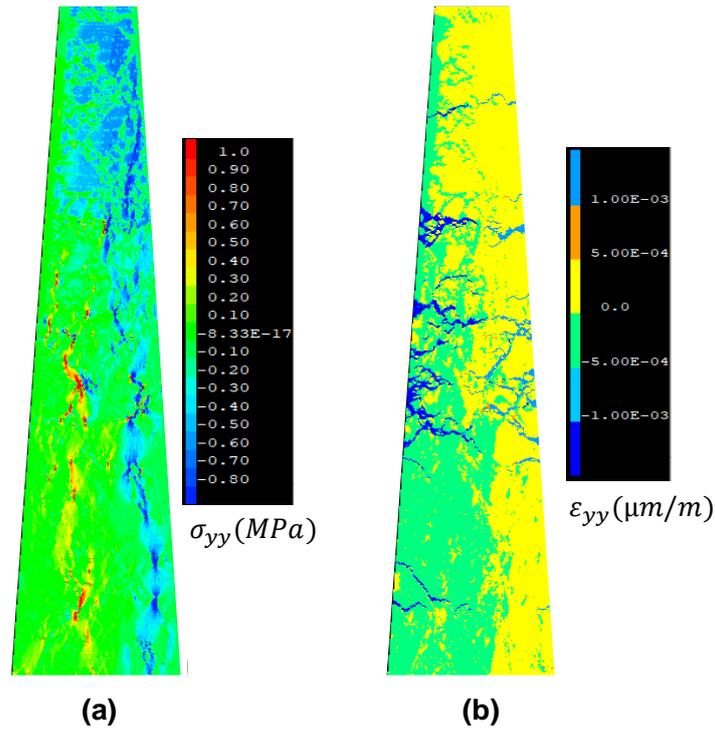


Figure III-31 : Cartographies de (a) contrainte (b) déformation suivant l'axe « y » à 10000 cycles de chargement

Les cartographies des énergies dissipée et restituée sont présentées dans la Figure III-32. Elles montrent une distribution spatiale hétérogène des énergies avec une concentration dans les zones les plus sollicitées située sur les bords extérieurs inclinés de l'éprouvette.

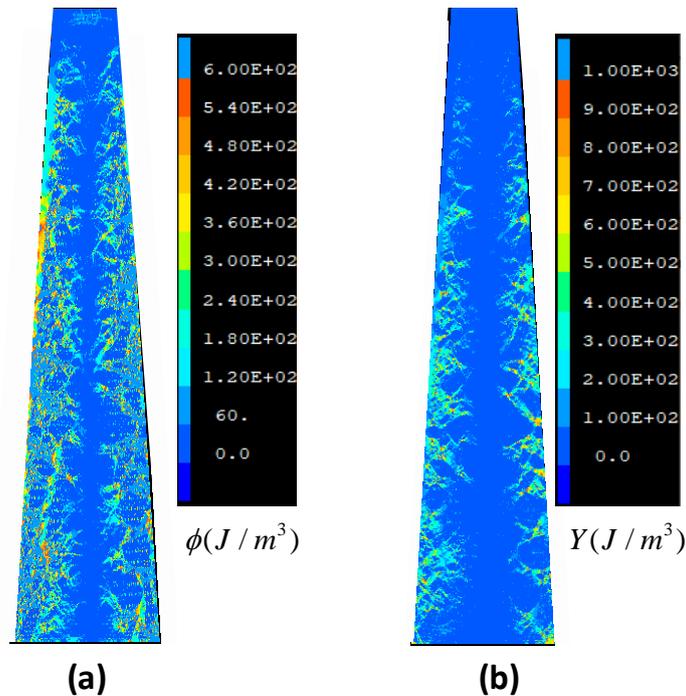


Figure III-32 : (a) Energie dissipée (b) Energie restituée à 10000 cycles de chargement pour un calcul thermomécanique sans endommagement

III.6.1.2.2. Résultats à l'échelle globale

La Figure III-33 montre l'évolution de la température au cœur et en surface de l'éprouvette trapézoïdale. Compte tenu des conditions aux limites d'échange thermique avec l'air conditionné de l'enceinte thermique, l'évolution de température est plus intense au centre de l'échantillon. La simulation donne une élévation de température maximale de l'ordre de 1.9°C au centre de l'éprouvette et 0.3 °C à la surface.

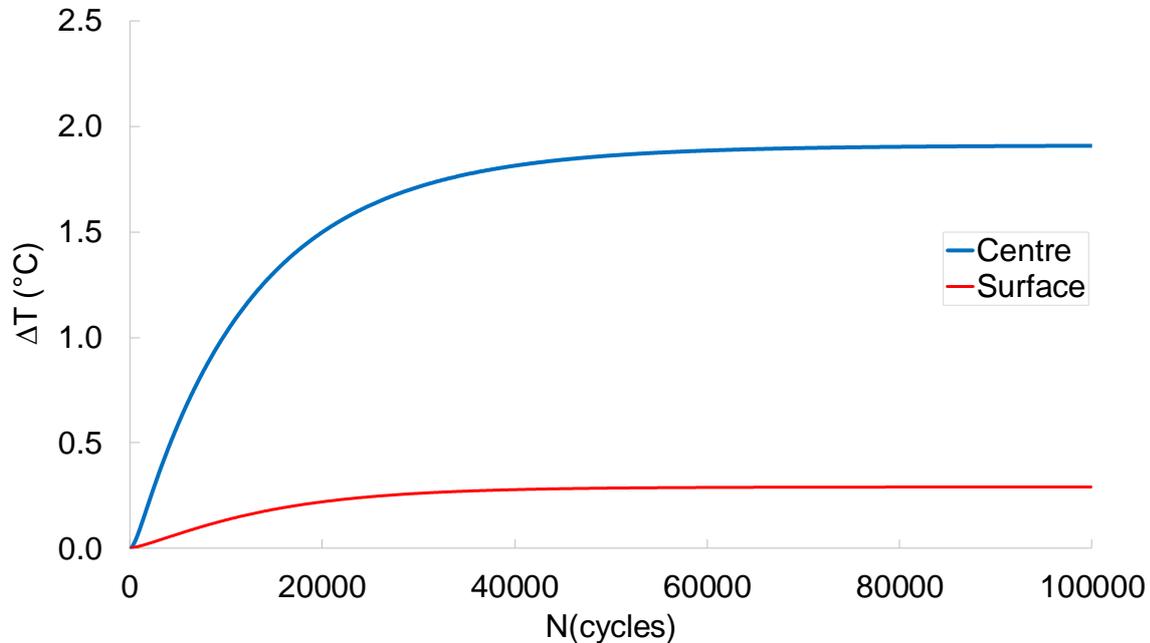


Figure III-33 : Variation de la température au cœur et à la surface de l'éprouvette trapézoïdale pour un calcul thermomécanique sans endommagement

La Figure III-34 présente l'évolution de l'amplitude de force au cours de la simulation. Pour un accroissement de température de 1.9°C, à 10°C-10 Hz, la courbe montre une chute de la valeur initiale de la force due à l'auto-échauffement de l'ordre de 8%.

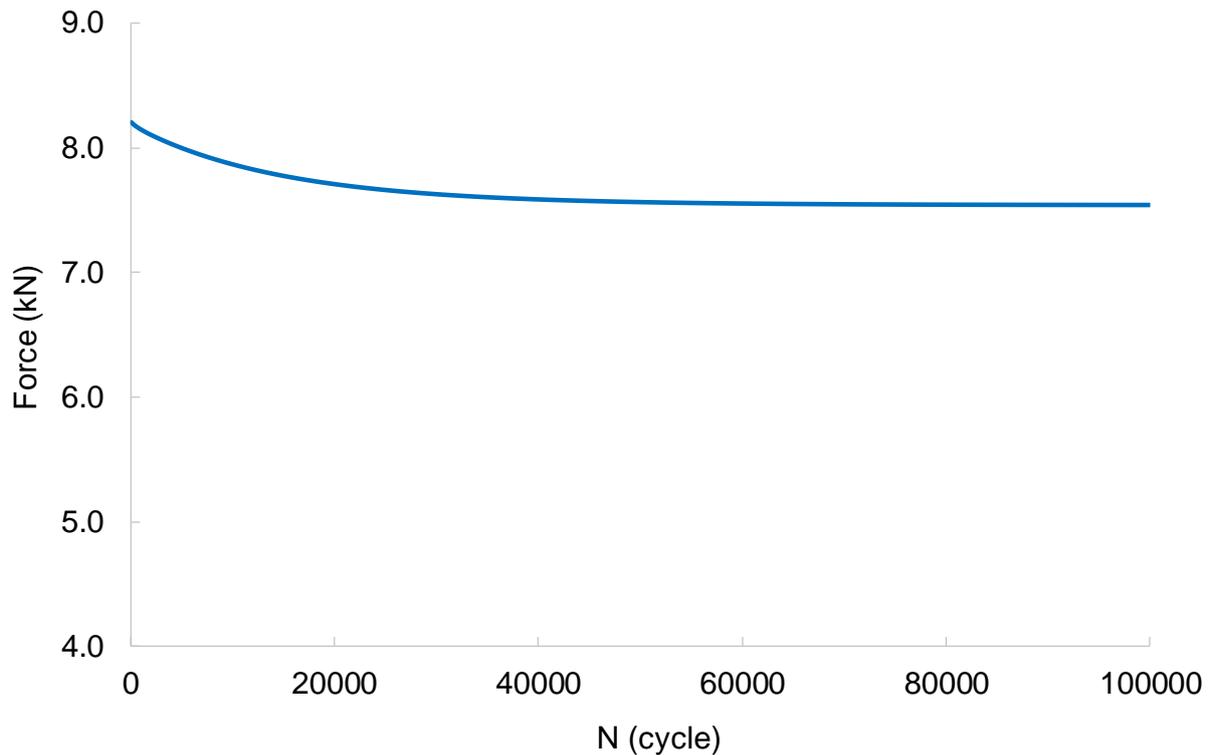


Figure III-34 : Évolution de la force mesurée en tête de l'éprouvette trapézoïdale au cours de l'essai pour un calcul thermomécanique sans endommagement

III.6.2. Couplage de la thermo viscoélasticité avec l'endommagement

Cette section présente les réponses des simulations numériques issues du modèle complet en intégrant la dissipation visqueuse comme source de chaleur dans l'équation de chaleur pour modéliser l'auto-échauffement pendant la phase I de la fatigue et le modèle d'endommagement avec le taux de restitution d'énergie.

Les calculs d'endommagement sont effectués avec des paramètres des modèles d'endommagements par fatigue et d'endommagement visqueux déterminés à partir des résultats des travaux antérieurs de la bibliographie (L. Li et al., 2020; Zhang et al., 2019b, 2019a).

III.6.2.1. Fatigue en flexion 2-points

L'exemple numérique pour modéliser la fatigue en flexion 2-points sur éprouvette trapézoïdale est conduit pour les valeurs de paramètres arbitraires données dans le Tableau III-5.

Tableau III-5 : Paramètres de simulation de la fatigue en flexion 2-points

Endommagement par fatigue			Endommagement visqueux	
$Y_c^{fat} (J/m^3)$	p_1	p_2	$Y_c^{visco} (J/m^3)$	n
404000	3.69	-2.38	4040	0.275

La simulation de l'essai de fatigue en flexion 2-points est effectuée à une température de 10°C, une fréquence de 10 Hz et une amplitude de déformation de 250 $\mu\text{m/m}$. Des éléments

géométriques de type triangle avec 3 nœuds (TRI3) sont utilisés pour le maillage du modèle. La taille de maille est de 100 μm .

La Figure III-35 illustre deux cartographies de la distribution spatiale d'endommagement correspond à 100 et 10000 cycles de chargement. Elle montre une initiation et propagation des microfissures dans la matrice localisée dans les zones à forte concentration de contraintes dans les films minces. La valeur maximale de l'endommagement (de 0.98) apparaît dans un premier temps dans la moitié basse de l'éprouvette trapézoïdale.

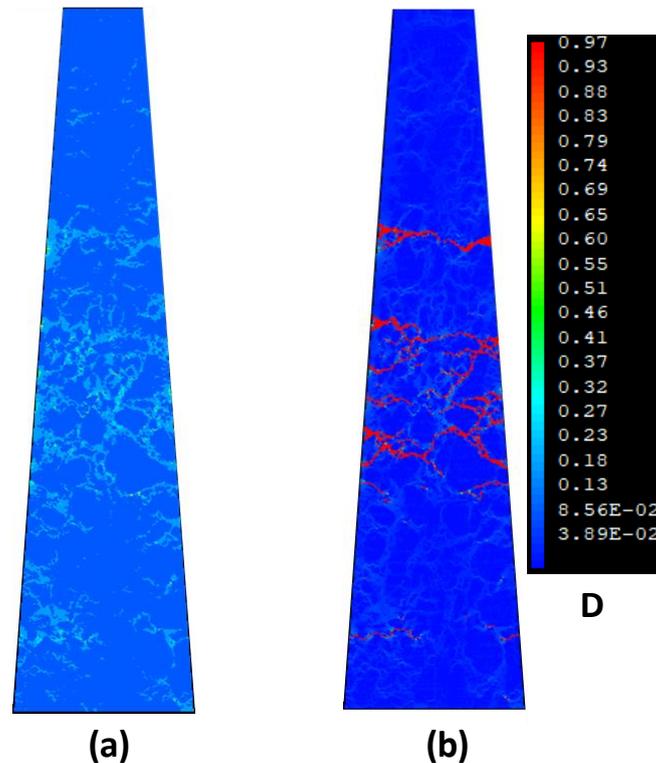


Figure III-35 : Cartographies de l'endommagement à (a) 100 cycles et (b) 10000 cycles de chargement pour un essai à 250 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 10 Hz

La Figure III-36 compare les résultats de simulations de couplage de la thermo-viscoélasticité avec les modèles d'endommagement proposés. La chute de force en tête de l'éprouvette est de 16% à la fin de la simulation. En revanche, dans les mêmes conditions d'essai l'auto-échauffement cause une diminution de l'ordre de 8%.

On constate dans un premier temps que la courbe issue du couplage du phénomène d'auto-échauffement et de l'endommagement fait qualitativement état des 2 phases du processus de fatigue observées expérimentalement. La courbe de fatigue qui résulte du couplage des phénomènes montre une décroissance rapide de la force en tête pendant la phase I. Cette chute est due à la présence de l'endommagement visqueux généré par cumul énergétique qui initie les microfissures dans la matrice bitumineuse pendant les premiers cycles de sollicitation. L'endommagement par fatigue prend ensuite relais pour propager les microfissures pendant les cycles intermédiaires.

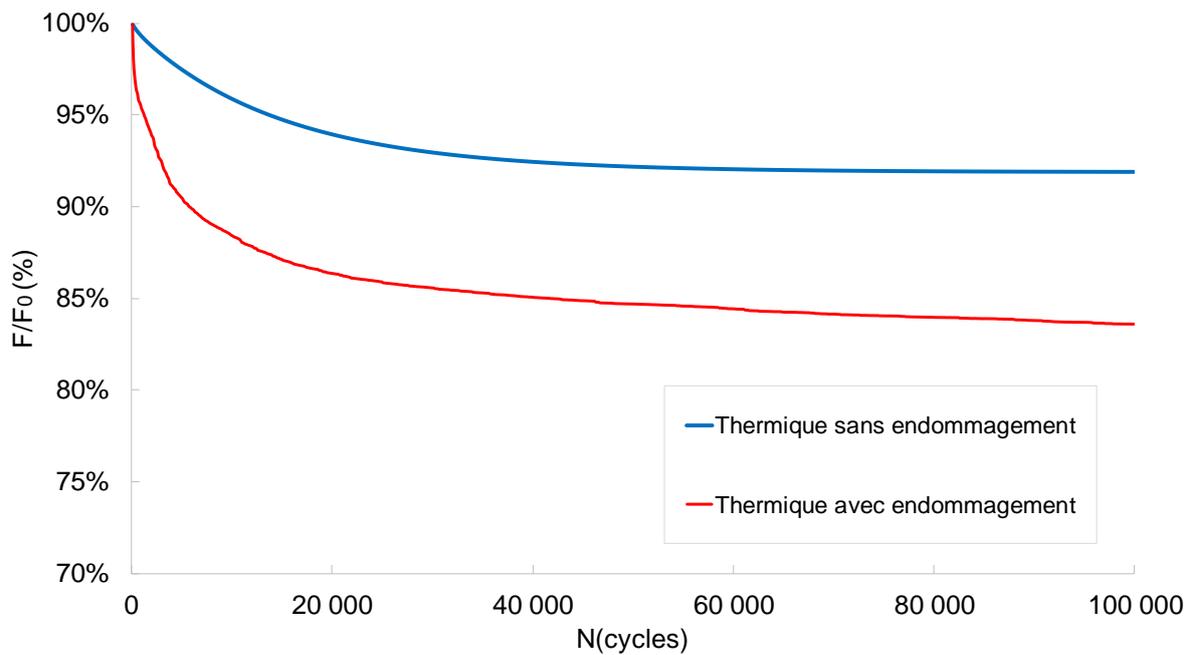


Figure III-36 : Simulation de la fatigue en flexion 2-points à 10°C-10 Hz et pour une amplitude de déformation de 250 µm/m

III.6.2.2. Fatigue en traction-compression

Les paramètres de simulation de la fatigue en traction-compression sont regroupés dans le Tableau III-6. La microstructure est maillée avec des éléments de type quadrilatères iso paramétriques à 4 nœuds (QUA4) dans Cast3M dont la taille de maille est de 100 µm. L'influence de la taille du maillage et l'incrément de temps sur les résultats de la simulation est présentée en Annexe 2.

Tableau III-6 : Paramètres de simulation d'essai de fatigue en traction-compression

Endommagement par fatigue			Endommagement visqueux	
$Y_c^{fat} \left(\frac{J}{m^3} \right)$	p_1	p_2	$Y_c^{visco} \left(\frac{J}{m^3} \right)$	n
4040000	3.69	-2.38	40400	0.275

La Figure III-37 montre l'évolution du ratio du module apparent mesuré en tête de l'éprouvette rapporté au module initial. La perte de module due à l'augmentation de la température pendant la phase I est estimée à 8%. Cependant, en présence de l'endommagement la chute à la fin de la simulation est de 47%. La chute rapide du module pendant la phase I en considérant le couplage de thermo-viscoélasticité et de l'endommagement est un fait concomitant de l'endommagement visqueux qui s'active dès les premiers cycles de chargement. La phase II de la fatigue est présentée par diminution linéaire de module.

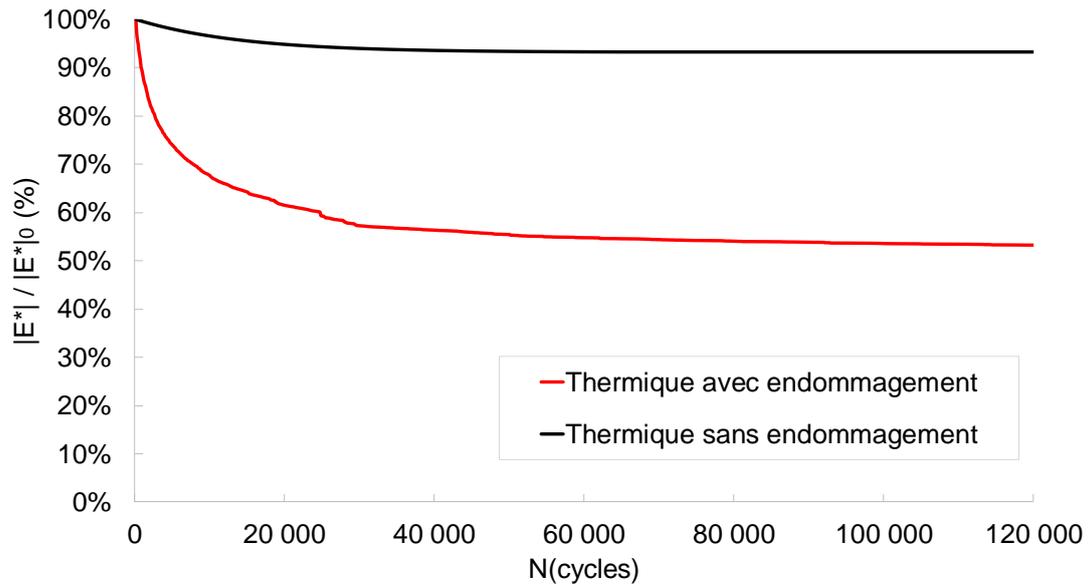


Figure III-37 : Évolution de la chute de module apparent (essai de fatigue à 10°C-10Hz et une amplitude de déformation de 250 $\mu\text{m/m}$)

La Figure III-38 présente, à différents instants de l'essai, les cartographies de la distribution spatiale de l'endommagement. Elle montre une initiation des microfissures localisées au niveau des films minces, orientées approximativement en perpendiculaire à l'axe de chargement. En effet, l'hétérogénéité du matériau régit la propagation et la coalescence des microfissures. Les microfissures se propagent jusqu'à atteindre un granulat, puis elle se propage autour de celui-ci.

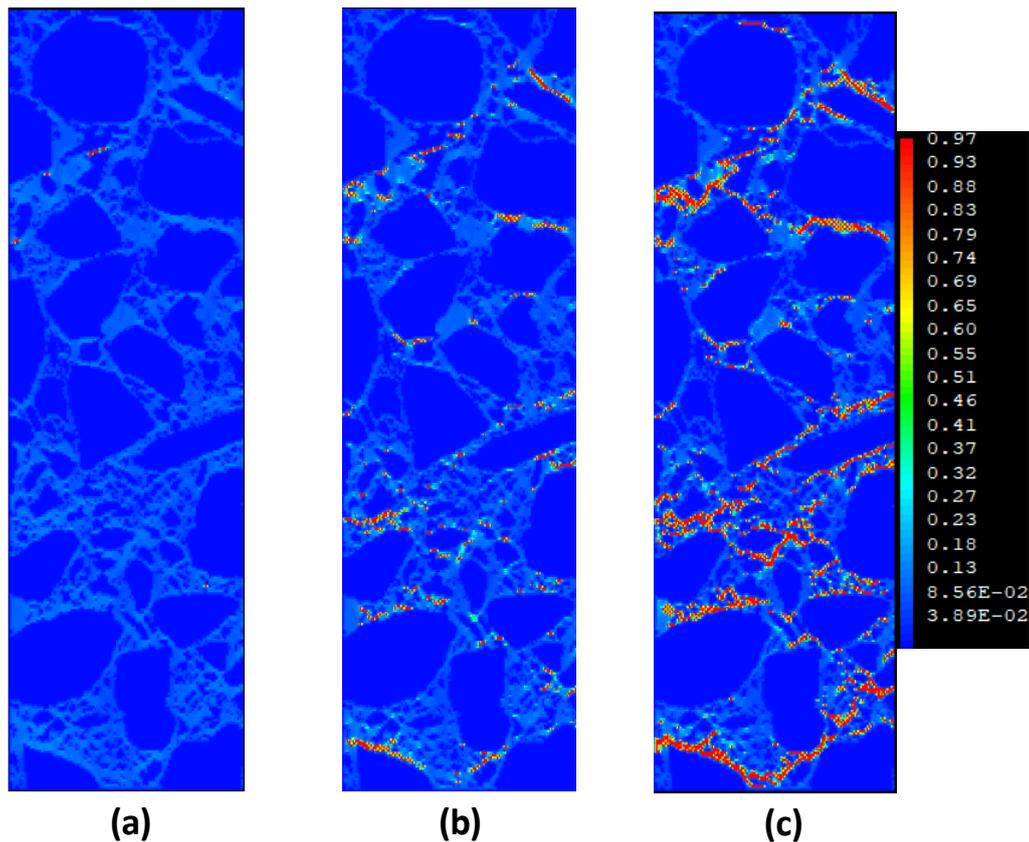


Figure III-38 : Cartographies d'endommagement à (a) 100 (b) 10000 (c) 20000 cycles de chargement pour un essai de fatigue à 10°C-10 Hz et une amplitude de déformation de 250µm/m

L'identification des paramètres des modèles d'endommagement visqueux et par fatigue (Y_c^{fat} , Y_c^{visco} , p_1 , p_2 et n) nécessite des essais de fatigue et de rupture monotone sur la matrice bitumineuse étudié. Ces essais ne sont pas prévus dans le cadre du projet MOVEDVDC. Afin de caler ces paramètres sur des résultats expérimentaux, nous avons proposé une optimisation « Simplexe » des 5 paramètres sur les bases des résultats d'essais réalisés par (Arrais Freire, 2020). Nous détaillons dans la section suivante l'approche d'optimisation simplexe.

III.6.3. Optimisation des paramètres des modèles d'endommagement avec le simplexe

Dans cette section, nous nous intéressons à l'identification des paramètres liés à d'endommagement visqueux (Y_c^{visco} , n) et l'endommagement par fatigue (Y_c^{fat} , p_1 et p_2). Pour ce faire, nous proposons de réaliser une optimisation en utilisant l'approche simplexe qui nécessite des résultats expérimentaux d'essai de fatigue.

L'identification des paramètres des modèles d'endommagement est effectuée à l'aide d'essais de fatigue en traction-compression (à 10°C-10 Hz) réalisés par Freire (Arrais Freire, 2020) en mode déformation contrôlée à 100 µm/m. Le matériau d'étude est un enrobé bitumineux contenant 5.1% d'un liant de classe de pénétration de 35/50 renforcé avec une géogridde de type Notex Glass C 100/100-25. Le pourcentage de vide dans le mélange est de 5.8%.

Afin d'ajuster notre modèle au matériau étudié, la première étape consiste à adapter les paramètres des deux phases (granulats et mastic) afin d'obtenir le même module complexe initial du mélange. Le module de granulat pris dans cette partie est de 39 GPa. Les simulations

de fatigue sont ensuite effectuées dans les mêmes conditions expérimentales jusqu'à 400000 cycles.

Les paramètres des modèles d'endommagement obtenus après optimisation en utilisant le simplexe sont présentés dans Tableau III-7.

Tableau III-7 : Paramètres des modèles d'endommagement optimisés par le simplexe

Endommagement par fatigue			Endommagement visqueux	
$Y_c^{fat} \left(\frac{J}{m^3} \right)$	P_1	P_2	$Y_c^{visco} \left(\frac{J}{m^3} \right)$	n
3.71×10^5	2.32	-1.64	7.73×10^5	0.24

La Figure III-39 montre évolution de la température au cœur et sur la surface de l'éprouvette cylindrique mesurée au cours de l'essai. Deux phases de la variation de la température sont observées. Une première phase qui montre une augmentation de la température pendant la jusqu'à atteindre un maximum. Cette phase présente la phase de l'auto-échauffement. Au-delà, la température décroît progressivement sous l'effet de création de microfissures (vides) dans la matrice. Les mêmes tendances sont rapportées dans la littérature par De La Roche (De La Roche, 1996) pour des essais de fatigue en flexion 2-points en déformation imposée et par Phan et al., (Phan et al., 2017) pour les essais de fatigue en traction compression. Les résultats expérimentaux présentés dans la partie II de ce manuscrit ont montré également que pendant la phase I de la fatigue, l'auto-échauffement est le phénomène qui provoque la diminution du module complexe et l'effet de l'endommagement est moins significatif. Lorsque la phase II de la fatigue commence, l'effet de la température est moins significatif par rapport à celui de l'endommagement.

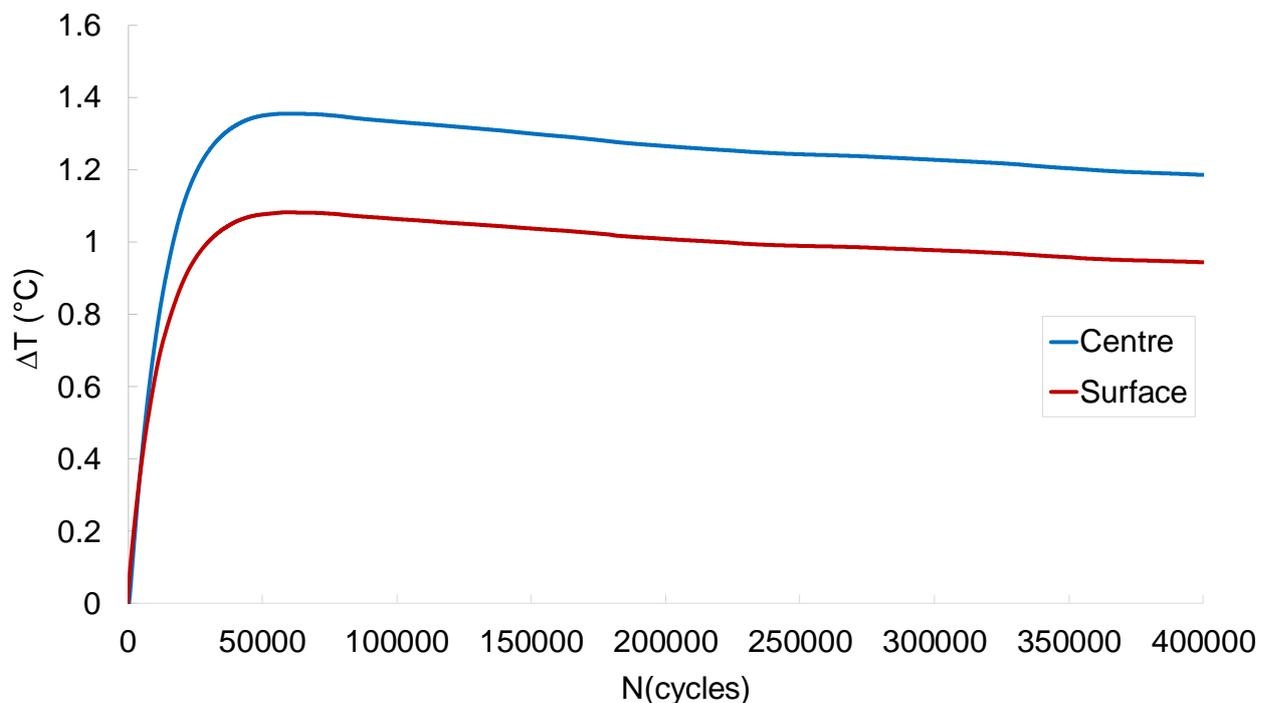


Figure III-39 : Variation de la température au cœur et à la surface de l'éprouvette issue de la modélisation numérique

La Figure III-40 compare les courbes de fatigue issues des essais expérimentaux et des simulations numériques avec les paramètres optimisés. La différence maximale observée entre les courbes est estimée à 5%. Elle présente les premiers résultats de calage des modèles sur des données expérimentales et montre la capacité du modèle développé à reproduire les phénomènes observés expérimentalement.

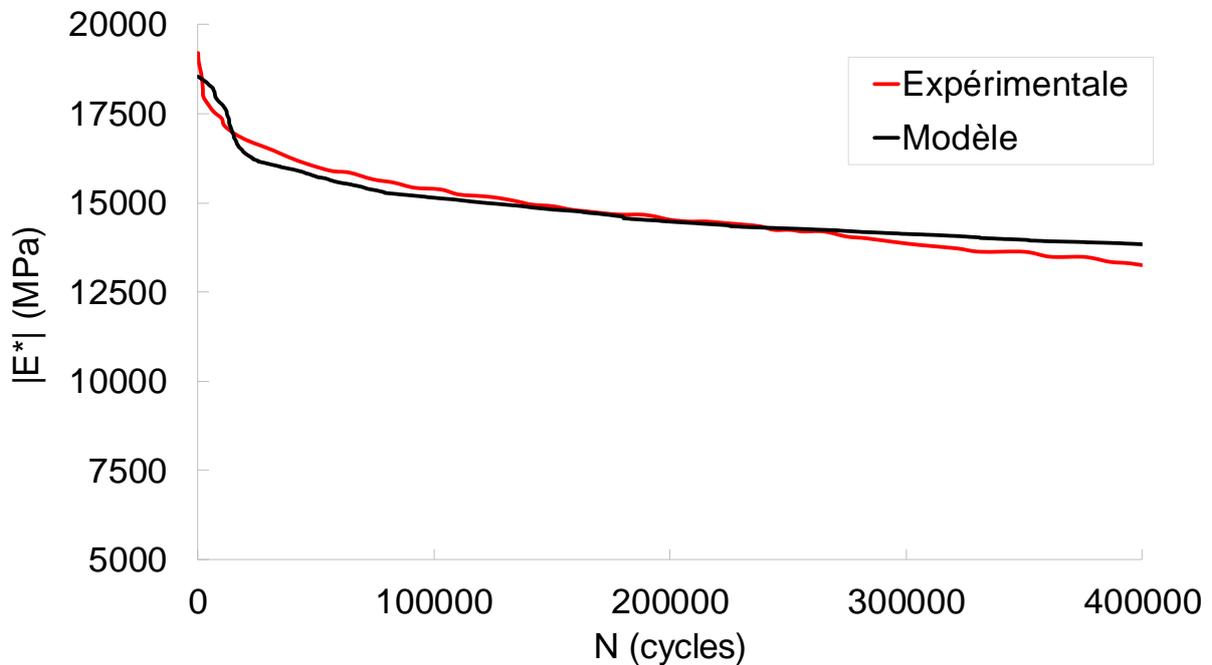


Figure III-40 : Courbes de fatigue issues des essais expérimentaux et de la modélisation de la fatigue en traction compression à 10Hz-10°C et une amplitude de déformation de 100 µm/m

III.7. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les résultats des simulations hétérogènes des essais de fatigue en flexion 2-points sur éprouvette trapézoïdale et en traction-compression sur éprouvette cylindrique. Le modèle est basé sur une approche énergétique en intégrant la dissipation visqueuse dans l'équation de la chaleur et le taux de restitution d'énergie qui alimente la croissance de l'endommagement au cours de l'essai. Les deux parts de l'énergie sont déterminées via une nouvelle approche thermodynamique basée sur analogie électromécanique.

La génération de la microstructure hétérogène de l'enrobé bitumineux a été effectuée en se basant sur le traitement d'image pour prendre en compte les effets locaux qui peuvent avoir lieu pendant un essai de fatigue. Les propriétés thermiques et mécaniques de chaque phase sont choisies dans la littérature. Dans ce modèle numérique biphasique, la phase matricielle bitumineuse est la source de chaleur. La chaleur générée dans la matrice est ensuite transférée aux agrégats. Le processus de transfert de chaleur aux granulats ainsi que le transfert de chaleur de l'air ambiant de l'enceinte thermique sont étudiés.

Deux modèles d'endommagement sont proposés dans le cadre de cette thèse. Un modèle d'endommagement visqueux dû aux effets de cumul énergétique par viscoélasticité, initie les microfissurations dans la matrice et permettant de modéliser la chute du module ou de la force pendant les premiers cycles de sollicitation. Le second, simule l'endommagement par fatigue qui propage les microfissures. Dans un premier temps, les résultats de modélisation de la

phase I d'auto-échauffement sont présentés et la diminution de module due à la croissance de température est quantifiée. Dans un second temps, le couplage de la thermo-viscoélasticité et de l'endommagement avec des paramètres des modèles choisis arbitrairement a été effectué. Le module complexe apparent à chaque instant est calculé en tête de l'éprouvette en fonction la valeur de température locale déterminée sur la matrice bitumineuse. En utilisant cette approche, la diminution de module complexe due à l'auto-échauffement obtenue par simulation numérique hétérogène, justifie environ 8% de la perte totale pendant les modélisations de fatigue.

Le calage des paramètres des modèles d'endommagement nécessite des essais de fatigue et de rupture monotone sur la matrice bitumineuse. Dans le cadre de cette thèse, une approche basée sur une optimisation simplexe des paramètres des deux modèles est réalisée sur des résultats d'essais de la littérature.

Partie IV. CONCLUSION GENERALE

Cette thèse traite de la problématique de la durabilité des structures routières. L'objectif principal étant de proposer des outils expérimentaux et numériques capables d'évaluer les performances mécaniques résiduelles des enrobés bitumineux en service. Ce type de matériaux présente un comportement thermo-viscoélastique endommageable sous sollicitations cycliques. En plus du caractère hétérogène du matériau et sa forte atténuation des ondes acoustiques utilisées pour sa caractérisation, s'ajoute la sensibilité thermique et la sensibilité cinétique (fréquence) de sa matrice bitumineuse. Ces aspects, traités dans la première partie de la thèse, ont mis en exergue le grand potentiel d'utilisation des méthodes de Control Non-destructif (CND), notamment les ultrasons et les émissions acoustiques dans l'étude du comportement en fatigue et la caractérisation du vieillissement des matériaux bitumineux.

La partie expérimentale de la thèse a porté sur la caractérisation du comportement des enrobés bitumineux vieillis en utilisant la méthode de propagation des ondes mécaniques. Des essais de module complexe et de fatigue en flexion 2-points ont été réalisés afin de déterminer les propriétés mécaniques résiduelles des matériaux de l'étude. Les mesures des propriétés mécaniques résiduelles ont également été réalisées avec des mesures de propagation des ondes ultrasonores en compression et en cisaillement, ainsi que des mesures de la masse volumique. Les résultats obtenus montrent l'importance d'adapter la méthode de détermination du temps de vol (TOF) en fonction du rapport signal/bruit (SNR). Sur la base d'une analyse statistique, la transformation des cartographies des vitesses et de masse volumique en propriétés élastiques E , G et ν par le biais de la théorie de propagation des ondes élastique montre une très bonne homogénéité des propriétés mécaniques des plaques testées à l'exception des effets de bords. Cette analyse a permis d'étudier l'effet de la température et de voir l'effet de l'anisotropie des matériaux vieillis sur les mesures US. Les résultats obtenus montrent également une bonne adéquation entre les modules issus des mesures US, des mesures mécaniques et de la modélisation rhéologique.

La seconde partie expérimentale concerne une campagne d'essais de fatigue mécanique des enrobés bitumineux vieillis et instrumentés avec la technique d'émission acoustique. L'analyse et le traitement des signaux issus de l'instrumentation mécanique et des capteurs d'EA ont permis de définir des nouveaux indicateurs identifiant les différents mécanismes de fatigue (auto-échauffement, initiation et propagation des fissures). Les indicateurs, traduit en termes de nombre de cycles, peuvent caractériser la transition entre les phases de fatigue. Ensuite, la localisation des événements acoustiques détectés au cours de l'essai montre une localisation dense en bas de l'éprouvette trapézoïdale. Ces résultats sont en accord avec les observations expérimentales et les calculs théoriques.

Dans la continuité de ces travaux expérimentaux, plusieurs perspectives peuvent être envisagées. Il sera intéressant d'intégrer la détermination de l'atténuation et analyser ces effets sur la détermination des propriétés mécaniques résiduelles d'un enrobés bitumineux prélevés in-situ. D'autre part, des mesures US avec un balayage en température et fréquence doivent permettre de reconstruire de manière plus complètes les plans complexes, notamment le plan de Cole- Cole et éventuellement d'envisager l'estimation du module statique E_∞ ou G_∞ ainsi que certains paramètres de calage des modèles rhéologiques. Par ailleurs, nous avons supposé que le matériau est isotrope pour la détermination des propriétés mécaniques de

l'enrobé. Cette hypothèse s'avère suffisante, mais néanmoins une caractérisation en 3D des matériaux dans le but de les considérer comme orthotropes peut être réalisée.

La précision de la localisation des événements acoustiques dépend de plusieurs paramètres. Une adaptation de la méthode de détermination des temps d'arrivée d'onde peut être envisagée pour améliorer celle-ci, ainsi qu'une prise en compte de l'évolution des vitesses au cours du chargement mécanique. Afin de proposer d'autres indicateurs permettant d'identifier des signatures des mécanismes de fissuration pendant la fatigue, d'autres paramètres acoustiques temporels et fréquentiels tel que l'amplitude, l'énergie, la fréquence de réverbération...etc., peuvent être considérés.

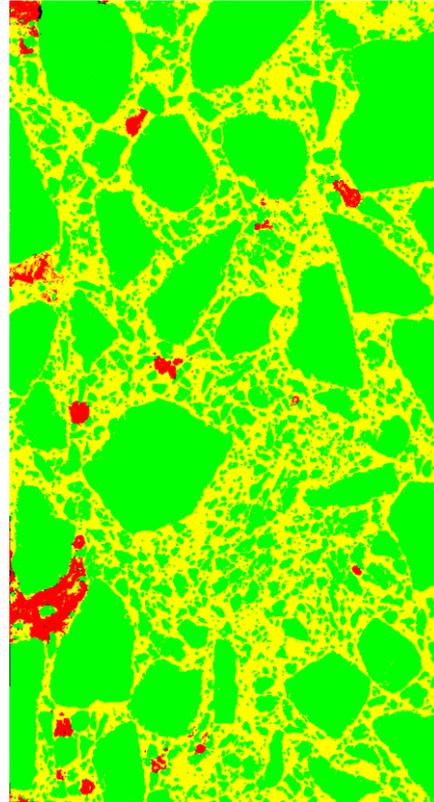
La dernière partie du manuscrit est consacrée à la simulation hétérogène de la fatigue en traction-compression sur une éprouvette cylindrique et en flexion 2-points sur une éprouvette trapézoïdale. Le modèle développé dans le domaine fréquentiel est basé sur une approche thermodynamique pour estimer les énergies dissipée et restituée. L'énergie dissipée est convertie sous forme de chaleur interne causant une augmentation de la température pendant la première phase de fatigue (auto-échauffement). Le taux de restitution d'énergie est intégré dans deux modèles d'endommagement pour simuler la chute de module pendant les deux premières phases de l'essai de fatigue. Le premier modélise l'endommagement visqueux créé par un cumul d'énergie par des effets de viscoélasticité. Le second reproduit les dégradations initiées par la fatigue mécanique de la matrice. Les résultats du modèle développé montrent qu'il est capable de reproduire les effets générés d'auto-échauffement et d'endommagement. Cependant, le calage du modèle sur des résultats expérimentaux nécessite des essais de fatigue et des essais de rupture monotone sur la matrice bitumineuse. Dans le cadre de ce travail, nous avons proposé une optimisation de type simplexe des paramètres du modèle sur des résultats expérimentaux issus de la littérature. L'approche utilisée montre un bon calage de la courbe de fatigue obtenue par modélisation sur celle issue des résultats expérimentaux.

Les résultats obtenus à l'échelle local de la microstructure montrent que l'hétérogénéité du mélange mène à un état de contrainte et de déformation hétérogène. Le niveau de déformation local dans la matrice bitumineuse dans des films minces peut être 10 fois plus important que la déformation globale appliquée en tête de l'éprouvette. Ainsi, le cisaillement des films minces entre deux granulats peut expliquer l'existence des effets de thixotropie pendant un essai de fatigue. En plus de la thixotropie, on peut également s'interroger sur la non-linéarité du comportement, les effets d'interface granulat-matrice et l'impact des vides sur les mécanismes de fissuration.

Pour répondre à ces défis scientifiques, plusieurs pistes peuvent être envisagées. Des essais de cisaillement peuvent être menés sur la matrice bitumineuse pour mettre en évidence ou non des effets de thixotropie. En perspective de ce travail, un maillage triphasique (Figure IV-1) est déjà créé, il nous reste à faire des simulations numériques de la fatigue pour analyser l'effet des défauts existants (vides) sur le comportement du matériau en fatigue à l'échelle locale et globale.



(a)



(b)

Figure IV-1 : (a) image réelle de l'enrobé bitumineux de classe GB3 (b) Maillage triphasique de la microstructure

Références bibliographiques

- Abojaradeh, M., 2003. Predictive fatigue models for arizona asphalt concrete mixtures (PhD Thesis). Arizona State University, USA.
- Achenbach, J., 1973. Wave Propagation in Elastic Solids. Elsevier, North Holland.
- Airey, G.D., 2003. State of the Art Report on Ageing Test Methods for Bituminous Pavement Materials. *Int. J. Pavement Eng.* 4, 165–176. <https://doi.org/10.1080/1029843042000198568>
- Akram, J., Eaton, D.W., 2016. A review and appraisal of arrival-time picking methods for downhole microseismic data. *GEOPHYSICS* 81, KS71–KS91. <https://doi.org/10.1190/geo2014-0500.1>
- Alanazi, N., Kassem, E., Jung, S.J., 2018. Evaluation of the Anisotropy of Asphalt Mixtures. *J. Transp. Eng. Part B Pavements* 144, 04018022. <https://doi.org/10.1061/JPEODX.0000053>
- Almeida, A., Moreira, J.J.M., Silva, J.P., Viteri, C.G.V., 2021. Impact of traffic loads on flexible pavements considering Ecuador's traffic and pavement condition. *Int. J. Pavement Eng.* 22, 700–707. <https://doi.org/10.1080/10298436.2019.1640362>
- Apostolidis, P., Liu, X., Daniel, G.C., Erkens, S., Scarpas, T., 2020. Effect of synthetic fibres on fracture performance of asphalt mortar. *Road Mater. Pavement Des.* 21, 1918–1931. <https://doi.org/10.1080/14680629.2019.1574235>
- Arabani, M., Kheiry, P.T., Ferdosi, B., 2009. Laboratory Evaluation of the Effect of HMA Mixt Parameters on Ultrasonic Pulse Wave Velocities. *Road Mater. Pavement Des.* 10, 223–232. <https://doi.org/10.1080/14680629.2009.9690189>
- Arambula, E., 2007. Influence of Fundamental Material Properties and Air Void Structure on Moisture Damage of Asphalt Mixes (PhD Thesis). Office of Graduate Studies of Texas A&M University, Texas, USA.
- Arciniegas, A., Brancheriau, L., Lasaygues, P., 2015. Tomography in standing trees: revisiting the determination of acoustic wave velocity. *Ann. For. Sci.* 72, 685–691. <https://doi.org/10.1007/s13595-014-0416-y>
- Arrais Freire, R., 2020. Use of fiberglass geogrids to the reinforcement of bituminous mixtures layers (These de doctorat). Lyon.
- ASTM D4123-82, 1995. Standard Test Method for Indirect Tension Test for Resilient Modulus of Bituminous Mixtures.
- Baaj, H., 2002. Comportement à la fatigue des matériaux granulaires traités aux liants hydrocarbonés (Thèse de doctorat). L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES, Lyon, France.
- Baaj, H., Di Benedetto, H., Chaverot, P., 2005. Effect of Binder Characteristics on Fatigue of Asphalt Pavement Using an Intrinsic Damage Approach. *Road Mater. Pavement Des.* 6, 147–174. <https://doi.org/10.1080/14680629.2005.9690003>
- Babadopulos, L.F.A.L., Soares, J.B., Ferreira, J.L.S., do Nascimento, L.A.H., 2018. Fatigue cracking simulation of aged asphalt pavements using a viscoelastic continuum damage model. *Road Mater. Pavement Des.* 19, 546–560. <https://doi.org/10.1080/14680629.2018.1418715>
- Backus, J., McPolin, D., Basheer, M., Long, A., Holmes, N., 2013. Exposure of mortars to cyclic chloride ingress and carbonation. *Adv. Cem. Res.* 25, 3–11. <https://doi.org/10.1680/adcr.12.00029>

- Baek, C., Underwood, B.S., Kim, Y.R., 2012. Effects of Oxidative Aging on Asphalt Mixture Properties. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 2296, 77–85. <https://doi.org/10.3141/2296-08>
- Bai, T., Hu, Z., Hu, X., Liu, Y., Fuentes, L., Walubita, L.F., 2020. Rejuvenation of short-term aged asphalt-binder using waste engine oil. *Can. J. Civ. Eng.* 47, 822–832. <https://doi.org/10.1139/cjce-2019-0268>
- Balay, J.M., Caron, C., Lerat, P., 2009. Alize-Lcpc Airfield pavement, a new software for the rational design of airport pavement. Presented at the 2nd European Airport Pavement Workshop, p. 11p.
- Barman, M., Ghabchi, R., Singh, D., Zaman, M., Commuri, S., 2018. An alternative analysis of indirect tensile test results for evaluating fatigue characteristics of asphalt mixes. *Constr. Build. Mater.* 166, 204–213. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.01.049>
- Bažant, Z.P., Huet, C., 1999. Thermodynamic functions for ageing viscoelasticity: integral form without internal variables. *Int. J. Solids Struct.* 36, 3993–4016. [https://doi.org/10.1016/S0020-7683\(98\)00184-X](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(98)00184-X)
- Bazin, P., Saunier, J., 1967. Deformability, fatigue and healing properties of asphalt mixes. Presented at the Intl Conf Struct Design Asphalt Pvmnts.
- Behnia, B., Buttlar, W., Reis, H., 2018. Evaluation of Low-Temperature Cracking Performance of Asphalt Pavements Using Acoustic Emission: A Review. *Appl. Sci.* 8, 306. <https://doi.org/10.3390/app8020306>
- Behnia, B., Dave, E.V., Buttlar, W.G., Reis, H., 2016. Characterization of embrittlement temperature of asphalt materials through implementation of acoustic emission technique. *Constr. Build. Mater.* 111, 147–152. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.105>
- Benaboud, S., Takarli, M., Pouteau, B., Allou, F., Dubois, F., Hornych, P., Nguyen, M.L., 2021. Fatigue damage monitoring and analysis of aged asphalt concrete using acoustic emission technique. *Road Mater. Pavement Des.* 22, S592–S603. <https://doi.org/10.1080/14680629.2021.1912813>
- Benedetto, H.D., Sauzéat, C., Sohm, J., 2009. Stiffness of bituminous mixtures using ultrasonic waves propagation. *International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol 10(4)*, pp 789–814.
- Bessa, I.S., Branco, V.T.F.C., Soares, J.B., Neto, J.A.N., 2015. Aggregate Shape Properties and Their Influence on the Behavior of Hot-Mix Asphalt. *J. Mater. Civ. Eng.* 27, 04014212. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0001181](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0001181)
- Birgisson, B., Roque, R., Page, G.C., 2003. Ultrasonic Pulse Wave Velocity Test for Monitoring Changes in Hot-Mix Asphalt Mixture Integrity from Exposure to Moisture. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 1832, 173–181. <https://doi.org/10.3141/1832-21>
- Blanc, J., Hornych, P., Sotoodeh-Nia, Z., Williams, C., Porot, L., Pouget, S., Boysen, R., Planche, J.-P., Lo Presti, D., Jimenez, A., Chailleux, E., 2019. Full-scale validation of bio-recycled asphalt mixtures for road pavements. *J. Clean. Prod.* 227, 1068–1078. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.04.273>
- Bodin, D., 2002. *Modele d'endommagement cyclique: application à la fatigue des enrobés bitumineux (phdthesis)*. Ecole Centrale de Nantes (ECN)/ Université de Nantes.
- Bodin, D., Belzung, F., de La Roche, C., Chabot, A., 2004. Thermomechanical Modelling for Fatigue Damage of Bituminous Materials, in: *Cracking in Pavements – Mitigation, Risk Assessment and Prevention*. Presented at the Fifth International RILEM Conference on Reflective Cracking in Pavements, Limoges, France.

- Bodin, D., de La Roche, C., Pijaudier-Cabot, G., 2011. Size effect regarding fatigue evaluation of asphalt mixtures : Laboratory cantilever bending tests. *Road Mater. Pavement Des.* 7, 181–200. <https://doi.org/10.1080/14680629.2006.9690064>
- Botella, R., Pérez-Jiménez, F.E., Miró, R., 2012. Application of a strain sweep test to assess fatigue behavior of asphalt binders. *Constr. Build. Mater.* 36, 906–912. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.06.059>
- Botella, R., Pérez-Jiménez, F.E., Riahi, E., López-Montero, T., Miró, R., Martínez, A.H., 2017. Self-heating and other reversible phenomena in cyclic testing of bituminous materials. *Constr. Build. Mater.* 156, 809–818. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.036>
- Boz, I., 2016. Characterization of asphalt mixtures and RAP binder properties through Impact Resonance Test.
- Boz, I., Solaimanian, M., 2014. The impact of specimen size and void content on the impact resonance testing of asphalt concrete. Presented at the Transportation Research Board 93rd Annual Meeting, Washington DC, United States.
- Brown, E.R., Kandhal, P.S., Roberts, F.L., Kim, Y.R., Lee, D.Y., Kennedy, T.W., 1996. Hot Mix Asphalt Materials, Mixture Design, and Construction. Presented at the National Asphalt Paving Association Education Foundation, NAPA, Lanham, Maryland.
- Buchanan, M.S., 2000. EVALUATION OF THE EFFECT OF FLAT AND ELONGATED PARTICLES ON THE PERFORMANCE OF HOT MIX ASPHALT MIXTURES (No. NCAT Report No 2000-03). National Center for Asphalt Technology (NCAT), Auburn University.
- Canestrari, F., Ferrotti, G., Lu, X., Millien, A., Partl, M.N., Petit, C., Phelipot-Mardelé, A., Piber, H., Raab, C., 2013. Mechanical Testing of Interlayer Bonding in Asphalt Pavements, in: Partl, M.N., Bahia, H.U., Canestrari, F., de la Roche, C., Di Benedetto, H., Piber, H., Sybilski, D. (Eds.), *Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 206-ATB, RILEM State-of-the-Art Reports*. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 303–360. https://doi.org/10.1007/978-94-007-5104-0_6
- Carpenter, S., Ghuzlan, K., Shen, S., 2003. Fatigue Endurance Limit for Highway and Airport Pavements. *Transp. Res. Rec.* 1832, 131–138. <https://doi.org/10.3141/1832-16>
- Carswell, J., Cornelius, P., Planque, L., 1997. The Effect of Mixture Variables on the Fatigue Performance of Bituminous Materials, in: *Pavements for the 21st Century*. Presented at the 10th AAPA INTERNATIONAL FLEXIBLE PAVEMENTS CONFERENCE, Australian Asphalt Pavement Association, Perth, Western Australia, p. 26.
- Castro, M., Sánchez, J.A., 2006. Fatigue and Healing of Asphalt Mixtures: Discriminate Analysis of Fatigue Curves. *J. Transp. Eng.* 132, 168–174. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2006\)132:2\(168\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2006)132:2(168))
- Celaya, M., Nazarian, S., 2006. Seismic Testing to Determine Quality of Hot-Mix Asphalt. *Transp. Res. Rec.* 1946, 113–122. <https://doi.org/10.1177/0361198106194600113>
- Chabot, A., Chupin, O., Deloffre, L., Duhamel, D., 2010. Viscoroute 2.0: a tool for the simulation of moving load effects on asphalt pavement. *Road Mater. Pavement Des.* 11, 227–250. <https://doi.org/10.1080/14680629.2010.9690274>
- Chang, X., Zhang, R., Xiao, Y., Chen, X., Zhang, X., Liu, G., 2020. Mapping of publications on asphalt pavement and bitumen materials: A bibliometric review. *Constr. Build. Mater.* 234, 117370. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117370>
- Chen, J.-S., Lin, K.-Y., Young, S.-Y., 2004. Effects of Crack Width and Permeability on Moisture-Induced Damage of Pavements. *J. Mater. Civ. Eng.* 16, 276–282. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2004\)16:3\(276\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2004)16:3(276))

- Cheng, H., Liu, J., Sun, L., Liu, L., Zhang, Y., 2021a. Fatigue behaviours of asphalt mixture at different temperatures in four-point bending and indirect tensile fatigue tests. *Constr. Build. Mater.* 273, 121675. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121675>
- Cheng, H., Sun, L., Wang, Y., Chen, X., 2021b. Effects of actual loading waveforms on the fatigue behaviours of asphalt mixtures. *Int. J. Fatigue* 151, 106386. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106386>
- Cheng, L., Xin, H., Veljkovic, M., 2019. ACOUSTIC EMISSION SOURCE LOCATION IN I GIRDER BASED ON EXPERIMENTAL STUDY AND LAMB WAVE PROPAGATION SIMULATION. *ce/papers* 3, 3–12. <https://doi.org/10.1002/cepa.1176>
- Christensen, R.M., 1982. Viscoelastic Stress Strain Constitutive Relations, in: *Theory of Viscoelasticity*. Academic Press, pp. 1–34. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-174252-2.50005-3>
- Cocurullo, A., Airey, G.D., Collop, A.C., Sangiorgi, C., 2008. Indirect tensile versus two-point bending fatigue testing. *Proc. Inst. Civ. Eng. - Transp.* 161, 207–220. <https://doi.org/10.1680/tran.2008.161.4.207>
- Copper, K.E., Pell, P.S., 1974. THE EFFECT OF MIX VARIABLES ON THE FATIGUE STRENGTH OF BITUMINOUS MATERIALS. Transport and Road Research Laboratory (TRRL), Wokingham, Berkshire United Kingdom.
- Corté, J.-F., Benedetto, H.D., 2004. Matériaux routiers bitumineux: Tome 1, Description et propriétés des constituants. Lavoisier, Paris.
- COST333, European Commission, Directorate-General Transport, European Cooperation in the Field of Scientific and Technical Research (Organization), 1999. COST 333: development of new bituminous pavement design method : final report of the action, Transport research.; EUR (Series), 18906. Office for Official Publications of the European Communities ; Bernan Associates [distributor, Luxembourg; Lanham, Md.
- Coulon, L., Koval, G., Chazallon, C., Roux, J.-N., 2021. Analytical modelling of thixotropy contribution during T/C fatigue tests of asphalt concrete with the VENO_L model. *Road Mater. Pavement Des.* 22, S536–S559. <https://doi.org/10.1080/14680629.2021.1911833>
- Cui, S., Blackman, B.R.K., Kinloch, A.J., Taylor, A.C., 2014. Durability of asphalt mixtures: Effect of aggregate type and adhesion promoters. *Int. J. Adhes. Adhes.* 54, 100–111. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2014.05.009>
- Dai, Q., You, Z., 2008. Micromechanical finite element framework for predicting viscoelastic properties of asphalt mixtures. *Mater. Struct.* 41, 1025–1037. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9303-4>
- Daniel, J.S., Kim, Y.R., 2002. Development of a simplified fatigue test and analysis procedure using a viscoelastic, continuum damage model, in: *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*. Presented at the Asphalt Paving Technology: Association of Asphalt Paving Technologists-Proceedings of the Technical Sessions 71:619-650, AAPT, Colorado Springs, Colorado, pp. 619–650.
- Darabi, M.K., Abu Al-Rub, R.K., Little, D.N., 2012. A continuum damage mechanics framework for modeling micro-damage healing. *Int. J. Solids Struct.* 49, 492–513. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2011.10.017>
- Das, P.K., 2014. Ageing of Asphalt Mixtures: Micro-scale and mixture morphology investigation (Doctoral Thesis in Civil and Architectural Engineering). KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

- Das, P.K., Jelagin, D., Birgisson, B., 2013. Evaluation of the low temperature cracking performance of asphalt mixtures utilizing HMA fracture mechanics. *Constr. Build. Mater.* 47, 594–600. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.05.031>
- Dávila, C.G., 2020. *ther. Theor. Appl. Fract. Mech.* 106, 102499. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2020.102499>
- de Almeida, A.J., Momm, L., Trichês, G., Shinohara, K.J., 2018. Evaluation of the influence of water and temperature on the rheological behavior and resistance to fatigue of asphalt mixtures. *Constr. Build. Mater.* 158, 401–409. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.10.030>
- Doan, T. H., « Les études de fatigue des enrobés bitumineux au LCPC », *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, no Spécial V, p. 215 228, 1977.
- De La Roche, C., 1996. *Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux: expérimentations et nouvelles perspectives d'analyse (Thèse de doctorat)*. Ecole Centrale de Paris, Paris.
- Delaporte, B., 2007. *Etude de la rhéologie des mastics bitumeux à l'aide d'un rhéomètre à cisaillement annulaire (These de doctorat)*. Lyon, INSA.
- Delaporte, B., Di Benedetto, H., Chaverot, P., Gauthier, G., 2007. Linear viscoelastic properties of bituminous materials: From binders to mastics. *Asph. Paving Technol. Assoc. Asph. Paving Technol.-Proc. Tech. Sess.* 76, 455–494.
- Delaporte, B., Van Rompu, J., Di Benedetto, H., Chaverot, P., Gauthier, G., 2008. New procedure to evaluate fatigue of bituminous mastics using an annular shear rheometer prototype. *Pavement Crack. Mech. Model. Detect. Test. Case Hist.* 457–467. <https://doi.org/10.1201/9780203882191.ch45>
- Di Benedetto, H., Ashayer Soltani, A., Chaverot, P., 1996. Fatigue damage for bituminous mixtures: a pertinent approach, in: *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*. Presented at the Asphalt Paving Technology 1996 Association of Asphalt Paving Technologists (AAPT).
- Di Benedetto, H., de La Roche, C., Baaj, H., Pronk, A., Lundström, R., 2004. Fatigue of bituminous mixtures. *Mater. Struct.* 37, 202–216. <https://doi.org/10.1007/BF02481620>
- Di Benedetto, H., Mondher, N., Sauzéat, C., Olard, F., 2007. Three-dimensional Thermo-viscoplastic Behaviour of Bituminous Materials: The DBN Model. *Road Mater. Pavement Des.* 8, 285–315. <https://doi.org/10.1080/14680629.2007.9690076>
- Di Benedetto, H., Nguyen, Q.T., Sauzéat, C., 2013. Nonlinearity, Heating, Fatigue and Thixotropy during Cyclic Loading of Asphalt Mixtures 31.
- Di Benedetto, H., Partl, M.N., Francken, L., De La Roche Saint André, C., 2001. Stiffness testing for bituminous mixtures. *Mater. Struct.* 34, 66–70. <https://doi.org/10.1007/BF02481553>
- Diakhaté, M., Larcher, N., Takarli, M., Angellier, N., Petit, C., 2012. Acoustic Techniques for Fatigue Cracking Mechanisms Characterization in Hot Mix Asphalt (HMA), in: Scarpas, A., Kringos, N., Al-Qadi, I., A., L. (Eds.), *7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements*. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 771–781. https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_75
- Diefenderfer, S., Hearon, A., 2008. *Laboratory Evaluation of a Warm Asphalt Technology for Use in Virginia (Final No. Final Report VTRC 09-R11)*. Virginia Transportation Research Council, 530 Edgemont Road Charlottesville, VA 22903.
- Donovan, E.P., Al-Qadi, I.L., Loulizi, A., 2000. Optimization of Tack Coat Application Rate for Geocomposite Membrane on Bridge Decks. *Transp. Res. Rec.* 1740, 143–150. <https://doi.org/10.3141/1740-18>

- Du, C., Sun, Y., Chen, J., Gong, H., Wei, X., Zhang, Z., 2020. Analysis of cohesive and adhesive damage initiations of asphalt pavement using a microstructure-based finite element model. *Constr. Build. Mater.* 261, 119973. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119973>
- Dunning, Karakouzian, M., Vun, R., Bhardwaj, M., 2004. NON-CONTACT ULTRASONIC CHARACTERIZATION OF HOT MIX ASPHALT (HMA), in: *Non-Contact Ultrasonics. Presented at the 16th World Conference on NDT - 2004 - Montreal (Canada), Nondestructive Testing, Canada*, p. 7.
- Dunning, M.R., 1995. Evaluation of ultrasound method for determining aggregate gradations in asphaltic concrete mixes (Retrospective Theses & Dissertations). University of Nevada, Las Vegas, Las Vegas, USA.
- El Haloui, Y., Fakhari Tehrani, F., Absi, J., Courreges, F., El Omari, M., Allou, F., Petit, C., 2020. Modelling of asphalt mixes based on X-ray computed tomography and random heterogeneous generation. *Int. J. Pavement Eng.* 21, 1626–1637. <https://doi.org/10.1080/10298436.2018.1559316>
- Fakhari Tehrani, F., Absi, J., Allou, F., Petit, Ch., 2013. Heterogeneous numerical modeling of asphalt concrete through use of a biphasic approach: Porous matrix/inclusions. *Comput. Mater. Sci.* 69, 186–196. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2012.11.041>
- Fakhri, M., Ghanizadeh, A.R., Omrani, H., 2013. Comparison of Fatigue Resistance of HMA and WMA Mixtures Modified by SBS. *Procedia - Soc. Behav. Sci., 2nd Conference of Transportation Research Group of India (2nd CTRG)* 104, 168–177. <https://doi.org/10.1016/j.sbspro.2013.11.109>
- Fan, X., Lv, S., Zhang, N., Xia, C., Li, Y., 2019. Characterization of Asphalt Mixture Moduli under Different Stress States. *Materials* 12, 397. <https://doi.org/10.3390/ma12030397>
- Fedorko, G., Molnár, V., Ferková, Ž., Peterka, P., Krešák, J., Tomašková, M., 2016. Possibilities of failure analysis for steel cord conveyor belts using knowledge obtained from non-destructive testing of steel ropes. *Eng. Fail. Anal.* 67, 33–45. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2016.05.026>
- Fernández-Gómez, W.D., Pontificia Universidad Javeriana, Roncallo-Contreras, S.P., Pontificia Universidad Javeriana, Bautista-Rondón, F., Pontificia Universidad Javeriana, Rondón-Quintana, H.A., Universidad Distrital Francisco José de Caldas, Reyes-Lizcano, F.A., Pontificia Universidad Javeriana, 2016. Effects of environmental aging and ultra violet radiation on asphalt mixture dynamic modulus, permanent deformation and fatigue life. *Rev. Fac. Ing. Univ. Antioquia* 89–96. <https://doi.org/10.17533/udea.redin.n80a10>
- Ferry, J.D., 1980. *Viscoelastic properties of polymers*, 3rd ed. Wiley & Sons, New York.
- Francken, L. (Ed.), 2014. *Bituminous Binders and Mixes*. CRC Press, London. <https://doi.org/10.1201/9781482271973>
- Gao, J., Wang, H., Bu, Y., You, Z., Hasan, M.R.M., Irfan, M., 2018. Effects of coarse aggregate angularity on the microstructure of asphalt mixture. *Constr. Build. Mater.* 183, 472–484. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.170>
- Ghabchi, R., Singh, D., Zaman, M., 2015. Laboratory evaluation of stiffness, low-temperature cracking, rutting, moisture damage, and fatigue performance of WMA mixes. *Road Mater. Pavement Des.* 16, 334–357. <https://doi.org/10.1080/14680629.2014.1000943>
- Ghauch, Z.G., 2014. Micromechanical finite element modeling of asphalt concrete materials considering moisture presence.
- Ghuzlan, K.A., Carpenter, S.H., 2000. Energy-Derived, Damage-Based Failure Criterion for Fatigue Testing. *Transp. Res. Rec.* 1723, 141–149. <https://doi.org/10.3141/1723-18>

- Golalipour, A., Jamshidi, E., Niazi, Y., Afsharikia, Z., Khadem, M., 2012. Effect of Aggregate Gradation on Rutting of Asphalt Pavements. *Procedia - Soc. Behav. Sci.* 53, 440–449. <https://doi.org/10.1016/j.sbspro.2012.09.895>
- Graff, K.F., 2012. *Wave Motion in Elastic Solids*. Courier Corporation.
- Gudmarsson, A., Ryden, N., Birgisson, B., 2012. Application of resonant acoustic spectroscopy to asphalt concrete beams for determination of the dynamic modulus. *Mater. Struct.* 45, 1903–1913. <https://doi.org/10.1617/s11527-012-9877-3>
- Gudmarsson, A., Ryden, N., Birgisson, B., 2010. Application of resonant acoustic spectroscopy to beam shaped asphalt concrete samples. *J. Acoust. Soc. Am.* 128, 2453–2453. <https://doi.org/10.1121/1.3508778>
- Hamzah, M.O., Omranian, S.R., Golchin, B., 2015. A Review on the Effects of Aging on Properties of Asphalt Binders and Mixtures. *Caspian Journal of Applied Sciences Research* 4(6), pp. 15–34.
- Hartig, S.M., 2013. Basic Image Analysis and Manipulation in ImageJ. *Curr. Protoc. Mol. Biol.* 102, 14.15.1-14.15.12. <https://doi.org/10.1002/0471142727.mb1415s102>
- Harvey, J.T., Deacon, J.A., Tsai, B.-W., Monismith, C.L., 1995. Fatigue Performance of Asphalt Concrete Mixes and Its Relationship to Asphalt Concrete Pavement Performance in California (No. RTA-65W485-2). Division of New Technology and Research California Department of Transportation Sacramento, CA 94273-0001, Institute of Transportation Studies University of California at Berkeley.
- Hasan, M.M., Ahmad, M., Hasan, M.A., Faisal, H.M., Tarefder, R.A., 2019. Laboratory Performance Evaluation of Fine and Coarse-Graded Asphalt Concrete Mix. *J. Mater. Civ. Eng.* 31, 04019259. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0002905](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002905)
- Hassan, F., Mahmood, A.K.B., Yahya, N., Saboor, A., Abbas, M.Z., Khan, Z., Rimsan, M., 2021. State-of-the-Art Review on the Acoustic Emission Source Localization Techniques. *IEEE Access* 9, 101246–101266. <https://doi.org/10.1109/ACCESS.2021.3096930>
- Hassan, H.M.Z., Wu, K., Huang, W., Chen, S., Zhang, Q., Xie, J., Cai, X., 2021. Study on the influence of aggregate strength and shape on the performance of asphalt mixture. *Constr. Build. Mater.* 294, 123599. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123599>
- Hassan, N., Airey, G., Hainin, M.R., 2014. Characterisation of micro-structural damage in asphalt mixtures using image analysis. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2013.12.047>
- Hernandez-Fernandez, N., Underwood, B.S., Ossa-Lopez, A., 2020. Simulation of the asphalt concrete stiffness degradation using simplified viscoelastic continuum damage model. *Int. J. Fatigue* 140, 105850. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105850>
- Hu, J., Liu, P., Steinauer, B., 2017. A study on fatigue damage of asphalt mixture under different compaction using 3D-microstructural characteristics. *Front. Struct. Civ. Eng.* 11, 329–337. <https://doi.org/10.1007/s11709-017-0407-9>
- Hu, J., Liu, P., Wang, D., Oeser, M., Tan, Y., 2016. Investigation on fatigue damage of asphalt mixture with different air-voids using microstructural analysis. *Constr. Build. Mater.* 125, 936–945. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.138>
- Huet, C., 1965. Etude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés (Thèse de docteur-ingénieur). Université de Paris, 1896-1968, France.
- Jiang, Z., Ponniah, J., Cascante, G., G, N., 2006. Improved Ultrasonic Pulse Velocity Technique for Bituminous Material Characterization. Assessment and, in: Assessment and Rehabilitation of the Condition of Materials Session. Presented at the Annual

Conference of the Transportation Association of Canada, Charlottetown, Prince Edward Island.

- Jiao, Y., Fu, L., Shan, W., Liu, S., 2018. Damage fracture characterization of pervious asphalt considering temperature effect based on acoustic emission parameters. *Eng. Fract. Mech.* 147–159. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.10.007>
- Jimoh, Y.A., Itiola, I.O., Afolabi, A.A., 2015. Destructive and non-destructive determination of resilient modulus of hot mix asphalt under different environmental conditions. *Int. J. Pavement Eng.* 16, 857–867. <https://doi.org/10.1080/10298436.2014.964235>
- Jin, C., Wan, X., Yang, X., Liu, P., Oeser, M., 2021. Three-Dimensional Characterization and Evaluation of Aggregate Skeleton of Asphalt Mixture Based on Force-Chain Analysis. *J. Eng. Mech.* 147, 04020147. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001887](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001887)
- Júnior, J.L.O.L., Babadopulos, L.F.A.L., Soares, J.B., 2019. Moisture-induced damage resistance, stiffness and fatigue life of asphalt mixtures with different aggregate-binder adhesion properties. *Constr. Build. Mater.* 216, 166–175. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.04.241>
- Jurado, M.C., 2008. Quantifying Anisotropy In Asphalt Concrete Pavements Using An Ultrasonic Method (Master of Science thesis). The University of Texas at El Paso, Texas, USA.
- Kachanov, L., 1958. Time of the Rupture Process under Creep Conditions (No. 8). *Izvestiia Akademii Nauk SSSR, Otdelenie Technicheskikh Nauk.*
- Kadium, N.S., Sarsam, S.I., 2020. Evaluating Asphalt Concrete Properties by the Implementation of Ultrasonic Pulse Velocity. *J. Eng.* 26, 140–151. <https://doi.org/10.31026/j.eng.2020.06.12>
- Kassem, E., Masad, E., Lytton, R., Chowdhury, A., 2011. Influence of Air Voids on Mechanical Properties of Asphalt Mixtures. *Road Mater. Pavement Des.* 12, 493–524. <https://doi.org/10.1080/14680629.2011.9695258>
- Khiavi, A.K., Ameri, M., 2013. Laboratory evaluation of strain controlled fatigue criteria in hot mix asphalt. *Constr. Build. Mater.* 47, 1497–1502. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.06.062>
- Kim, D., Kim, Y.R., 2017. Determination of Dynamic Modulus Values of Asphalt Mixtures Using Impact Resonance Testing of Thin Disk Specimens. *J. Test. Eval.* 45, 509–520. <https://doi.org/10.1520/JTE20150076>
- Kim, Y., Lee, H., Little, D., 1997. Fatigue characterization of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory. undefined.
- Kim, Y.-R., Little, D.N., Lytton, R.L., 2003. Fatigue and Healing Characterization of Asphalt Mixtures. *J. Mater. Civ. Eng.* 15, 75–83. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2003\)15:1\(75\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2003)15:1(75))
- Kliwer, J.E., Zeng, H., Vinson, T.S., 1996. Aging and Low-Temperature Cracking of Asphalt Concrete Mixture. *J. Cold Reg. Eng.* 10, 134–148. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0887-381X\(1996\)10:3\(134\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0887-381X(1996)10:3(134))
- Kocak, S., Kutay, M.E., 2020. Fatigue performance assessment of recycled tire rubber modified asphalt mixtures using viscoelastic continuum damage analysis and AASHTOWare pavement ME design. *Constr. Build. Mater.* 248, 118658. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118658>
- Krajcinovic, D., 1989. Damage mechanics. *Mech. Mater.* 8, 117–197. [https://doi.org/10.1016/0167-6636\(89\)90011-2](https://doi.org/10.1016/0167-6636(89)90011-2)

- Kurz, J.H., Grosse, C.U., Reinhardt, H.-W., 2005. Strategies for reliable automatic onset time picking of acoustic emissions and of ultrasound signals in concrete. *Ultrasonics* 43, 538–546. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2004.12.005>
- Kutay, M.E., Lanotte, M., 2018. Viscoelastic continuum damage (VECD) models for cracking problems in asphalt mixtures. *Int. J. Pavement Eng.* 19, 231–242. <https://doi.org/10.1080/10298436.2017.1279492>
- Kweon, G., Kim, Y.R., 2006. Determination of Asphalt Concrete Complex Modulus with Impact Resonance Test. *Transp. Res. Rec.* Vol 1670, issue 1, 10.
- Lacidogna, G., Piana, G., Carpinteri, A., 2017. Acoustic Emission and Modal Frequency Variation in Concrete Specimens under Four-Point Bending. *Appl. Sci.* 7, 339. <https://doi.org/10.3390/app7040339>
- Lagarias, J.C., Reeds, J.A., Wright, M.H., Wright, P.E., 1998. Convergence Properties of the Nelder-Mead Simplex Method in Low Dimensions. *Siam J. Optim.* 9, 112–147.
- Lamothe, S., Boussabnia, M., Perraton, D., Di Benedetto, H., Pouteau, B., 2019a. Comparison of Fatigue Law Parameters obtained from Two-Point Bending and Tension-Compression Tests. Presented at the 65th Canadian Technical Asphalt Association, Canadian Technical Asphalt Association, Kelowna, Canada, p. 20.
- Lamothe, S., Boussabnia, M.M., 2020. Comparison of fatigue law parameters between extension-contraction (EC) and four-point bending (4PB) tests. Presented at the 65th Canadian Technical Asphalt Association, Canadian Technical Asphalt Association (CTAA), Kelowna, Canada.
- Lamothe, S., Perraton, D., Benedetto, H.D., 2019b. Fatigue behaviour of dry or partially saturated hot mix asphalt (HMA). *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 43, 1100–1114. <https://doi.org/10.1111/ffe.13176>
- Lamy, F., Takarli, M., Angellier, N., Dubois, F., Pop, O., 2015. Acoustic emission technique for fracture analysis in wood materials. *Int. J. Fract.* 192, 57–70. <https://doi.org/10.1007/s10704-014-9985-x>
- Larcher, N., 2014. Contribution à la caractérisation des matériaux au comportement viscoélastique par méthode ultrasonore: application aux matériaux bitumineux. Université de Limoges, Limoges, France.
- Larcher, N., Takarli, M., Angellier, N., Petit, C., Sebbah, H., 2015. Towards a viscoelastic mechanical characterization of asphalt materials by ultrasonic measurements. *Mater. Struct.* 48, 1377–1388. <https://doi.org/10.1617/s11527-013-0240-0>
- Lasaygues, P., Brancheriau, L., 2014. Comparaison de méthodes de détection de temps de vol adaptées à la tomographie ultrasonore des arbres sur pied.
- Lee, H., Cody, R.D., Cody, A.M., Spry, P.G., 2000. EFFECTS OF VARIOUS DEICING CHEMICALS ON PAVEMENT CONCRETE DETERIORATION. Presented at the Mid-Continent Transportation Symposium 2000, Center for Transportation Research and Education, 2711 South Loop Drive, Ames, Iowa, pp. 151–155.
- Lee, H.-J., 1996. Uniaxial Constitutive Modeling of Asphalt Concrete Using Viscoelasticity and Continuum Damage Theory. North Carolina State University.
- Lefevre, Y., 2001. Contribution à l'étude du comportement en fatigue des enrobés bitumineux - Etude de l'allongement des éprouvettes comme manifestation de l'endommagement diffus - Expérimentation - Modélisation. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France.
- Lemaitre, J., Chaboche, J.L., Benallal, A., Desmorat, R., 2020. Mécanique des matériaux solides, 3^{ème} édition. ed, Sciences sup. DUNOD.

- Lesueur, D., Dekker, D., Planche, J.-P., 1995. Fatigue resistance: What's wrong with the dissipated energy as measured by rheology? Presented at the The Rheology of Bituminous Binders: Where are we now? - 1st Eurobitume Workshop, European Bitumen Association, Brussels, Belgique.
- Li, H., Tong, P., Zhang, X., Lin, X., Li, B., 2020. Influence of Ultraviolet and Oxygen Coupling Aging on Rheological Properties and Functional Group Index of Warm Mix Asphalt Binder. *Mater. Basel Switz.* 13, E4216. <https://doi.org/10.3390/ma13194216>
- Li, L., Gao, Y., Zhang, Y., 2021. Fatigue cracking characterisations of waste-derived bitumen based on crack length. *Int. J. Fatigue* 142, 105974. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105974>
- Li, L., Jiang, X., Lin, Y., Yan, H., 2020. A Prediction Model on Viscoelastic Fatigue Damage of Asphalt Mixture. *Materials* 13, 3782. <https://doi.org/10.3390/ma13173782>
- Li, N., Molenaar, A.A.A., Pronk, A.C., Ven, M.F.C., Wu, S., 2012. Effect of Specimen Size on Fatigue Behavior of Asphalt Mixture in Laboratory Fatigue Tests, in: Scarpas, A., Kringos, N., Al-Qadi, I., A., L. (Eds.), 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 827–836. https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_80
- Li, X., Marasteanu, M.O., 2006. Investigation of Low Temperature Cracking in Asphalt Mixtures by Acoustic Emission. *Road Mater. Pavement Des.* 7, 491–512. <https://doi.org/10.1080/14680629.2006.9690048>
- Li, Y., Feng, J., Yang, F., Wu, S., Liu, Q., bai, T., Liu, Z., Li, C., Gu, D., Chen, A., Jin, Y., 2021. Gradient aging behaviors of asphalt aged by ultraviolet lights with various intensities. *Constr. Build. Mater.* 295, 123618. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123618>
- Linden, R.N., Mahoney, J.P., Jackson, N.C., 1989. Effect of compaction on asphalt concrete performance. *Transp. Res. Rec.* 20–28.
- Ling, M., Zhang, J., Fuentes, L., Walubita, L.F., Lytton, R.L., 2021. A mechanistic framework for tensile fatigue resistance of asphalt mixtures. *Int. J. Fatigue* 151, 106345. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106345>
- Liu, G., Jia, Y., Yang, T., Du, H., Zhang, J., Zhao, Y., 2017. Fatigue Performance Evaluation of Asphalt Mixtures Based on Energy-Controlled Loading Mode. *Constr. Build. Mater.* 157.
- Liu, K., Xu, P., Wang, F., Jin, C., Liu, Q., Pang, H., Xie, H., 2021. The accumulated stress damage and residual life prediction of unreinforced concrete pavement with electric heating pipes. *Constr. Build. Mater.* 278, 122258. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122258>
- Llopis-Castelló, D., García-Segura, T., Montalbán-Domingo, L., Sanz-Benlloch, A., Pellicer, E., 2020. Influence of Pavement Structure, Traffic, and Weather on Urban Flexible Pavement Deterioration. *Sustainability* 12, 9717. <https://doi.org/10.3390/su12229717>
- Loizos, A., Partl, M.N., Scarpas, T., Al-Qadi, I.L., 2009. Advanced Testing and Characterization of Bituminous Materials, PROCEEDINGS OF THE 7TH INTERNATIONAL RILEM SYMPOSIUM ATCBM09 ON ADVANCED TESTING AND CHARACTERIZATION OF BITUMINOUS MATERIALS, RHODES, GREECE, 27–29 MAY 2009. Taylor & Francis Group, London, UK.
- Louati, H., 1995. Etude du comportement en fatigue par chargement axial des revêtements bitumeux (These de doctorat). Paris, ENSAM.
- Lu, X., Isacsson, U., 2001. Effect of Binder Rheology on the Low-Temperature Cracking of Asphalt Mixtures. *Road Mater. Pavement Des.* 2, 29–47. <https://doi.org/10.1080/14680629.2001.9689893>

- Lu, Y., Li, Z., 2011. Frequency characteristic analysis on acoustic emission of mortar using cement-based piezoelectric sensors. *Smart Struct. Syst.* 8, 321–341. <https://doi.org/10.12989/SSS.2011.8.3.321>
- Lucas Júnior, J.L.O., Babadopulos, L.F.A.L., Soares, J.B., 2020. Effect of aggregate shape properties and binder's adhesiveness to aggregate on results of compression and tension/compression tests on hot mix asphalt. *Mater. Struct.* 53, 43. <https://doi.org/10.1617/s11527-020-01472-1>
- Lundstroem, R., 2001. Rheological and fatigue characterisation of asphalt concrete mixtures using uniaxial testing (LICENTIATE THESIS). KTH (Royal Institute of Technology), Stockholm, Sweden.
- Luo, X., Luo, R., Lytton, R.L., 2013. Modified Paris's Law to Predict Entire Crack Growth in Asphalt Mixtures. *Transp. Res. Rec.* 2373, 54–62. <https://doi.org/10.3141/2373-06>
- Ma, T., Zhang, Y., Zhang, D., Yan, J., Ye, Q., 2016. Influences by air voids on fatigue life of asphalt mixture based on discrete element method. *Constr. Build. Mater.* 126, 785–799. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.045>
- Mackiewicz, P., 2014. Thermal stress analysis of jointed plane in concrete pavements. *Appl. Therm. Eng.* 73, 1169–1176. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2014.09.006>
- Maggiore, C., Airey, G., 2013. Evaluation of Stiffness and Fatigue Using 2 Point Bending and Indirect Tensile Fatigue Tests, in: *Airfield and Highway Pavement 2013*. Presented at the 2013 Airfield & Highway Pavement Conference, American Society of Civil Engineers, Los Angeles, California, United States, pp. 1030–1039. <https://doi.org/10.1061/9780784413005.086>
- Maggiore, C., AIREY, G., DI MINO, G., MARSAC, P., DI LIBERTO, M., 2012. Fatigue resistance: is it possible having a unique response?, in: *3rd 4PBB Conference*. Presented at the 3rd 4PBB Conference, France, p. 11p.
- Maggiore, C., Airey, G., Marsac, P., 2014. A dissipated energy comparison to evaluate fatigue resistance using 2-point bending. *J. Traffic Transp. Eng. Engl. Ed.* 1, 49–54. [https://doi.org/10.1016/S2095-7564\(15\)30088-X](https://doi.org/10.1016/S2095-7564(15)30088-X)
- Mangiafico, S., 2014. Linear viscoelastic properties and fatigue of bituminous mix produced with reclaimed asphalt concrete and corresponding blinds.pdf.
- Mangiafico, S., Sauzéat, C., Di Benedetto, H., Pouget, S., Olard, F., Planque, L., 2015. Quantification of biasing effects during fatigue tests on asphalt mixes: non-linearity, self-heating and thixotropy. *Road Mater. Pavement Des.* 16, 73–99. <https://doi.org/10.1080/14680629.2015.1077000>
- Masad, E., Castelo Branco, V.T.F., Little, D.N., Lytton, R., 2008. A unified method for the analysis of controlled-strain and controlled-stress fatigue testing. *Int. J. Pavement Eng.* 9, 233–246. <https://doi.org/10.1080/10298430701551219>
- Masad, E., Dessouky, S., Little, D., 2007. Development of an Elastoviscoplastic Microstructural-Based Continuum Model to Predict Permanent Deformation in Hot Mix Asphalt. *Int. J. Geomech.* 7, 119–130. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2007\)7:2\(119\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2007)7:2(119))
- Mazars, J., Pijaudier-Cabot, G., 1989. Continuum Damage Theory Application to Concrete. *J. Eng. Mech.* 115, 345–365. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1989\)115:2\(345\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1989)115:2(345))
- McCann, D.M., Forde, M.C., 2001. Review of NDT methods in the assessment of concrete and masonry structures. *NDT E Int.* 34, 71–84. [https://doi.org/10.1016/S0963-8695\(00\)00032-3](https://doi.org/10.1016/S0963-8695(00)00032-3)
- McGovern, M.E., Behnia, B., Buttlar, W.G., Reis, H., 2013. Concrete Testing: Characterisation of oxidative ageing in asphalt concrete – Part 1: Ultrasonic velocity and attenuation

- measurements and acoustic emission response under thermal cooling. *Insight - Non-Destr. Test. Cond. Monit.* 55, 596–604. <https://doi.org/10.1784/insi.2012.55.11.596>
- McGovern, M.E., Buttlar, W., Reis, H., 2018. Evaluation and Life Extension of Asphalt Pavements Using Rejuvenators and Noncollinear Ultrasonic Wave Mixing: A Review. *J. Nondestruct. Eval. Diagn. Progn. Eng. Syst.* 1, 011002. <https://doi.org/10.1115/1.4037502>
- Mirzananadi, R., Johansson, P., Grammatikos, S.A., 2018. Thermal properties of asphalt concrete: A numerical and experimental study. *Constr. Build. Mater.* 158, 774–785. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.10.068>
- Miskiewicz, M., Lachowicz, J., Tysiac, P., Jaskula, P., Wilde, K., 2018. The application of non-destructive methods in the diagnostics of the approach pavement at the bridges. *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.* 356, 012023. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/356/1/012023>
- MISTRAS, 2021. MISTRAS | France – Monitoring par Emission Acoustique [WWW Document]. MISTRAS. URL <https://mistrasgroup.fr/prestation-de-service/monitoring/monitoring-par-emission-acoustique/> (accessed 7.8.21).
- Modarres, A., Alogar, A., 2017. Comparison between the fatigue response of hot and warm mix asphalts based on the dissipated energy approach. *Int. J. Pavement Eng.* 18, 60–72. <https://doi.org/10.1080/10298436.2015.1053481>
- Mogawer, W.S., Austerman, A.J., Daniel, J.S., Zhou, F., Bennert, T., 2011. Evaluation of the effects of hot mix asphalt density on mixture fatigue performance, rutting performance and MEPDG distress predictions. *Int. J. Pavement Eng.* 12, 161–175. <https://doi.org/10.1080/10298436.2010.546857>
- Mollenhauer, K., Mouillet, V., Pierard, N., Tusar, M., Gabet, T., 2012. Laboratory aging of asphalt mixtures: simulation of reclaimed asphalt and application as test method for durability. Presented at the 5th Eurasphalt & Eurobitume Congress, Turkey, p. 9.
- Moon, K.H., Cannone Falchetto, A., Hu, J.W., 2014. Investigation of asphalt binder and asphalt mixture low temperature creep properties using semi mechanical and analogical models. *Constr. Build. Mater.* 53, 568–583. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.12.022>
- Moradian, Z., Li, B.Q., 2017. Hit-Based Acoustic Emission Monitoring of Rock Fractures: Challenges and Solutions, in: Shen, G., Wu, Z., Zhang, J. (Eds.), *Advances in Acoustic Emission Technology*. Springer International Publishing, Cham, pp. 357–370. https://doi.org/10.1007/978-3-319-29052-2_31
- Moreno-Navarro, F., Rubio-Gámez, M.C., 2016. A review of fatigue damage in bituminous mixtures: Understanding the phenomenon from a new perspective. *Constr. Build. Mater.* 113, 927–938. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.03.126>
- Mounier, D., Di Benedetto, H., Sauzéat, C., 2012. Determination of bituminous mixtures linear properties using ultrasonic wave propagation. *Constr. Build. Mater.* 36, 638–647.
- Mounier, D., Di Benedetto, H., Sauzéat, C., Bilodeau, K., 2016. Observation of Fatigue of Bituminous Mixtures Using Wave Propagation. *J. Mater. Civ. Eng.* 28. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0001353](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0001353)
- Mukhopadhyay, A.K., Siddharth, N., Zollinger, D.G., 2004. Preliminary Characterization of Aggregate Coefficient of thermal Expansion and Gradation for Paving Concrete (Technical Report No. Report 0-1700-5), Improving Portland Cement Concrete Pavement Performance. Texas Transportation Institute, College Station, Texas 77843-3135.

- Murali Krishnan, J., Lakshmana Rao, C., 2001. Permeability and bleeding of asphalt concrete using mixture theory. *Int. J. Eng. Sci.* 39, 611–627. [https://doi.org/10.1016/S0020-7225\(00\)00064-1](https://doi.org/10.1016/S0020-7225(00)00064-1)
- Neifar, M., Benedetto, H.D., 2001. Thermo-viscoplastic law for bituminous mixes. *Road Mater. Pavement Des.* 2, 25. <https://doi.org/10.1080/14680629.2001.9689894>
- Nelder, J., Mead, R., 1965. A Simplex Method for Function Minimization. *The Computer Journal* 7, 308–313. <https://doi.org/10.1093/COMJNL/7.4.308>
- NF EN 933-1, 2012. Essais pour déterminer les caractéristiques géométriques des granulats - Partie 1 : détermination de la granularité - Analyse granulométrique par tamisage.
- NF EN 1097-1, 2011. Essais pour déterminer les caractéristiques mécaniques et physiques des granulats-Partie 1 : Détermination de la résistance à l'usure (micro-Deval).
- NF EN 1097-2, 2020. Essais pour déterminer les caractéristiques mécaniques et physiques des granulats - Partie 2 : méthodes pour la détermination de la résistance à la fragmentation.
- NF EN 1097-8, 2020. Essais pour déterminer les caractéristiques mécaniques et physiques des granulats-Partie 8 : Détermination du coefficient de polissage accéléré.
- NF EN 1426, 2018. Bitumes et liants bitumineux- Détermination de la pénétrabilité à l'aiguille.
- NF EN 1427, 2018. Bitumes et liants bitumineux - Détermination du point de ramollissement - Méthode Bille et Anneau.
- NF EN 12593, 2015. Bitumes et liants bitumineux-Détermination du point de fragilité Fraass.
- NF EN 12607-1, 2014. Bitumes et liants bitumineux - Détermination de la résistance au durcissement sous l'effet de la chaleur et de l'air - Partie 1 : Méthode RTFOT.
- NF EN 12697-5, 2018. Mélanges bitumineux — Méthodes d'essai - Partie 5 : Masse volumique réelle (MVR).
- NF EN 12697-6, 2020. Mélanges bitumineux - Méthodes d'essai - Partie 6 : Détermination de la masse volumique apparente des éprouvettes bitumineuses.
- NF EN 12697-7, 2014. Mélanges bitumineux - Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 7 : Détermination de la masse volumique apparente des éprouvettes bitumineuses par les rayons gamma.
- NF EN 12697-24, 2018. Mélanges bitumineux-Méthodes d'essai- Partie 24 : Résistance à la fatigue.
- NF EN 12697-26, 2018. Mélanges bitumineux- Méthodes d'essai Partie 26 : Module de rigidité.
- NF EN 12697-46, 2020a. Mélanges bitumineux - Méthodes d'essai - Partie 46 : fissuration et propriétés à basse température par des essais de traction uniaxiale.
- NF EN 12697-46, 2020b. Mélanges bitumineux - Essais pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 46 : fissuration et propriétés à basse température par des essais de traction uniaxiale.
- NF EN 13043, 2003. Granulats pour mélanges hydrocarbonés et pour enduits superficiels utilisés dans la construction des chaussées, aérodromes et d'autres zones de circulation.
- NF EN 14769, 2013. Bitumes et liants bitumineux- Vieillessement long-terme accéléré réalisé dans un récipient de vieillissement sous pression (PAV).
- NF P 98-241-1, 1993. Mesure de la masse volumique des matériaux en place.

- Nguyen Hoang, L., Le, T.H., 2018. Effect of aggregate gradation on rutting of asphalt concrete by using a wheel tracking device in Vietnam. *J. Mech. Behav. Mater.* 27, 2007. <https://doi.org/10.1515/jmbm-2018-2007>
- Nguyen, M.L., Chazallon, C., Sahli, M., Koval, G., Hornych, P., Doligez, D., Chabot, A., Gal, Y., Brissaud, L., Godard, E., 2020. Design of Reinforced Pavements with Glass Fiber Grids: From Laboratory Evaluation of the Fatigue Life to Accelerated Full-Scale Test. https://doi.org/10.1007/978-3-030-55236-7_34
- Nguyen, Q.T., 2011. Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux sous sollicitations cycliques dans les domaines linéaire et non-linéaire. Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, Lyon, France.
- Nian, T., Ge, J., Li, P., Wang, M., Mao, Y., 2021. Improved discrete element numerical simulation and experiment on low-temperature anti-cracking performance of asphalt mixture based on PFC2D. *Constr. Build. Mater.* 283, 122792. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122792>
- Norambuena-Contreras, J., Castro-Fresno, D., Vega-Zamanillo, A., Celaya, M., Lombillo-Vozmediano, I., 2010. Dynamic modulus of asphalt mixture by ultrasonic direct test. *NDT E Int.* 43, 629–634. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2010.06.007>
- Olard, F., 2003. Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé.
- Olard, F., Di Benedetto, H., 2003. General 2S2P1D Model and Relation Between the Linear Viscoelastic Behaviours of Bituminous Binders and Mixes. *Road Mater. Pavement Des.* 4, 185–224. <https://doi.org/10.1080/14680629.2003.9689946>
- Omrani, H., Tanakizadeh, A., Ghanizadeh, A.R., Fakhri, M., 2017. Investigating different approaches for evaluation of fatigue performance of warm mix asphalt mixtures. *Mater. Struct.* 50, 149. <https://doi.org/10.1617/s11527-017-1018-6>
- Ould Naffa, S., Goueygou, M., Piwakowski, B., Buyle-Bodin, F., 2002. Detection of chemical damage in concrete using ultrasound. *Ultrasonics* 40, 247–251. [https://doi.org/10.1016/S0041-624X\(02\)00146-4](https://doi.org/10.1016/S0041-624X(02)00146-4)
- Paas, M.M., 1990. Continuum damage mechanics with an application to fatigue (PhD Thesis). Technische Universiteit Eindhoven, Netherlands.
- Pan, W., Sun, X., Wu, L., Yang, K., Tang, N., 2019. Damage Detection of Asphalt Concrete Using Piezo-Ultrasonic Wave Technology. *Materials* 12, 443. <https://doi.org/10.3390/ma12030443>
- Panda, R.P., Das, S.S., Sahoo, P.K., 2017. Optimum bitumen content for bituminous concrete – an alternative approach for estimation. *Int. J. Civ. Eng. Technol.* Volume 8, 435–453.
- Paris, P., Erdogan, F., 1963. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *J. Basic Eng.* 85, 528–533. <https://doi.org/10.1115/1.3656900>
- Park, S.W., Richard Kim, Y., Schapery, R.A., 1996. A viscoelastic continuum damage model and its application to uniaxial behavior of asphalt concrete. *Mech. Mater.* 24, 241–255. [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(96\)00042-7](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(96)00042-7)
- Pei, J., Bi, Y., Zhang, J., Li, R., Liu, G., 2016. Impacts of aggregate geometrical features on the rheological properties of asphalt mixtures during compaction and service stage. *Constr. Build. Mater.* 126, 165–171. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.033>
- Pérez, J.M.M., Pascau, J., 2013. *Image Processing with ImageJ*. Packt Publishing Ltd, Birmingham, UK.

- Pérez-Jiménez, F.E., Botella, R., Miró, R., 2012. Differentiating between damage and thixotropy in asphalt binder's fatigue tests. *Constr. Build. Mater.* 31, 212–219. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.12.098>
- Perraton, D., Touhara, R., Di Benedetto, H., Carter, A., 2015. Ability of the classical fatigue criterion to be associated with macro-crack growth. *Mater. Struct.* 48, 2383–2395. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0321-8>
- Phan, C.V., Di Benedetto, H., Sauzéat, C., Dayde, J., Pouget, S., 2017. Quantification of different effects occurring during fatigue tests on bituminous mixtures. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 40, 2169–2182. <https://doi.org/10.1111/ffe.12646>
- Pouranian, M.R., Haddock, J.E., 2020. Effect of Aggregate Gradation on Asphalt Mixture Compaction Parameters. *J. Mater. Civ. Eng.* 32, 04020244. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0003315](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0003315)
- Pronk, A.C., 2005. The Huet-Sayegh model; a simple and excellent rheological model for master curves of asphaltic mixes. Presented at the R. Lytton Symposium on Mechanics of Flexible Pavements, American Society of Civil Engineers, Baton Rouge, Louisiana, United States.
- Pronk, A.C., Hopman, P.C., 1991. Energy Dissipation: The Leading Factor Of Fatigue. Presented at the Highway Research: Sharing the Benefits. The United States Strategic Highway Research Program Institution of Civil Engineers.
- Qian, G., Liu, H., Zheng, J.-I., Jiang, L., 2013. Experiment of Tension-compression Fatigue and Damage for Asphalt Mixtures. *J. Highw. Transp. Res. Dev. Engl. Ed.* 7, 15–21. <https://doi.org/10.1061/JHTRCQ.0000308>
- Qiu, H., Tan, X., Shi, S., Zhang, H., 2013. Influence of filler-bitumen ratio on performance of modified asphalt mortar by additive. *J. Mod. Transp.* 21, 40–46. <https://doi.org/10.1007/s40534-013-0002-2>
- Qiu, X., Yang, Q., Xu, J.X., Cheng, W.H., 2019. Assessment of Fatigue Damage in Asphalt Mixtures Using AE Approach. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, IOP Conf. Series 542. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/542/1/012051>
- Quezada, J.C., Chazallon, C., 2020. Complex modulus modeling of asphalt concrete mixes using the Non-Smooth Contact Dynamics method. *Comput. Geotech.* 117, 103255. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2019.103255>
- Rabotnov, Y.N., 1963. Paper 68: On the Equation of State of Creep. *Proc. Inst. Mech. Eng. Conf. Proc.* 178, 2–117. https://doi.org/10.1243/PIME_CONF_1963_178_030_02
- Rabotnov, Yu.N., Leckie, F.A., Prager, W., 1970. Creep Problems in Structural Members. *J. Appl. Mech.* 37, 249–249. <https://doi.org/10.1115/1.3408479>
- Ragni, D., Canestrari, F., Allou, F., Petit, C., Millien, A., 2020a. Shear-Torque Fatigue Performance of Geogrid-Reinforced Asphalt Interlayers. *Sustainability* 12, 4381. <https://doi.org/10.3390/su12114381>
- Ragni, D., Takarli, M., Petit, C., Graziani, A., Canestrari, F., 2020b. Use of acoustic techniques to analyse interlayer shear-torque fatigue test in asphalt mixtures. *Int. J. Fatigue* 131, 105356. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.105356>
- Raithby, K.D., Sterling, A.B., 1972. Some effects of loading history on the fatigue performance of rolled asphalt.
- Ramanathan, K., Stallings, R.L., Newsome, J.R., 1991. An ultrasonic technique for the measurement of adhesion of asphalt to aggregate. *J. Adhes. Sci. Technol.* 5, 181–190. <https://doi.org/10.1163/156856191X00134>

- Ramirez Cardona, D.A., 2016. Characterisation of thermomechanical properties of bituminous mixtures used for railway infrastructures (These de doctorat). Lyon.
- Ramirez Cardona, D.A., Pouget, S., Di Benedetto, H., Olard, F., 2015. Viscoelastic Behaviour Characterization of a Gap-graded Asphalt Mixture with SBS Polymer Modified Bitumen. *Mater. Res.* 18, 373–381. <https://doi.org/10.1590/1516-1439.332214>
- Rao, M.V.M.S., Prasanna Lakshmi, K.J., Nagaraja Rao, G.M., Vijaya Kumar, K., Udaykumar, S., 2009. Pre-failure damage caused by micro-cracks in rock : A laboratory study using Acoustic Emission, in: *Proceedings of the National Seminar & Exhibition on Non-Destructive Evaluation, NDT Issue: 2010-11. NDE: Non Destructive Evaluation, Tiruchirappalli, India*, pp. 323–327.
- Riahi, E., 2017. Modélisation hétérogène du comportement thermomécanique des enrobés bitumineux sous sollicitations cycliques. Université de Limoges, Limoges, France.
- Riahi, E., Allou, F., Botella, R., Fakhari Tehrani, F., Dubois, F., Absi, J., Petit, C., Pérez-Jiménez, F.E., 2017. Modelling self-heating and thixotropy phenomena under the cyclic loading of asphalt. *Road Mater. Pavement Des.* 18, 155–163. <https://doi.org/10.1080/14680629.2017.1305145>
- Richard, B., Ragueneau, F., 2013. Continuum damage mechanics based model for quasi brittle materials subjected to cyclic loadings: Formulation, numerical implementation and applications. *Eng. Fract. Mech.* 98, 383–406. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2012.11.013>
- Rompu, J.V., Benedetto, H.D., Gallet, G.G. & T., 2009. New fatigue test on bituminous binders and mastics using an annular shear rheometer prototype and waves propagation, in: *Advanced Testing and Characterization of Bituminous Materials, Two Volume Set, Engineering & Technology*. CRC Press, London, UK, p. 1318.
- Rondón-Quintana, H.A., Reyes-Lizcano, F.A., Zafra-Mejía, C.A., 2021. Fatigue in asphalt mixtures – a summary to understand the complexity of its mathematical modeling. *J. Phys. Conf. Ser.* 2118, 012009. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2118/1/012009>
- Rydén, N., 2009. Determining the asphalt mastercurve from free-free resonant testing on cylindrical samples, in: *NDTCE'09. Presented at the Non-Destructive Testing in Civil Engineering, Nantes, France*.
- Rys, D., Jaczewski, M., Pszczola, M., Jaskula, P., Bankowski, W., 2020. Effect of bitumen characteristics obtained according to EN and Superpave specifications on asphalt mixture performance in low-temperature laboratory tests. *Constr. Build. Mater.* 231, 117156. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117156>
- Saha, G., Biligiri, K.P., 2017. Stato-dynamic response analyses through semi-circular bending test: Fatigue life prediction of asphalt mixtures. *Constr. Build. Mater.* 150, 664–672. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.035>
- Salençon, J., 2009. Viscoélasticité pour le calcul des structures, Éditions de l'École polytechnique, Palaiseau & Presses des Ponts et Chaussées, ed. Éditions de l'École polytechnique, Palaiseau & Presses des Ponts et Chaussées, Paris.
- Salih, S., Gómez-Mejide, B., Aboufoul, M., Garcia, A., 2018. Effect of porosity on infrared healing of fatigue damage in asphalt. *Constr. Build. Mater.* 167, 716–725. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.02.065>
- Santagata, E., Tozzi, C., Baglieri, O., Dalmazzo, D., 2022. Comparative Evaluation of Different Methods for Assessing the Glass Transition Temperature of Bituminous Binders, in: Di Benedetto, H., Baaj, H., Chailleux, E., Tebaldi, G., Sauzéat, C., Mangiafico, S. (Eds.), *Proceedings of the RILEM International Symposium on Bituminous Materials*. Springer International Publishing, Cham, pp. 405–411. https://doi.org/10.1007/978-3-030-46455-4_51

- Santos, I., 2020. Modélisation intrinsèque de la fissuration par fatigue des enrobés bitumineux à partir de mesures de champs. : Application à la correspondance entre différents types d'essais de fatigue (These de doctorat). Ecole centrale de Nantes.
- Sayegh, G., 1965. Contribution à l'étude des propriétés viscoélastiques des bitumes purs et des bétons bitumineux. Faculté des sciences de Paris, Paris.
- Schapery, R., 1981. On Viscoelastic Deformation and Failure Behavior of Composite Materials with Distributed Flaws, in: *Nonlinear Viscoelasticity*. Presented at the Advances in Aerospace Structures and Materials, New York, USA, pp. 5–20.
- Schapery, R.A., 1999. Nonlinear viscoelastic and viscoplastic constitutive equations with growing damage. *Int. J. Fract.* 97, 33–66. <https://doi.org/10.1023/A:1018695329398>
- Schapery, R.A., 1994. Nonlinear Viscoelastic Constitutive Equations for Composites Based on Work Potentials. *Appl. Mech. Rev.* 47, S269–S275. <https://doi.org/10.1115/1.3124421>
- Schapery, R.A., 1991. Simplifications in the Behavior of Viscoelastic Composites with Growing Damage, in: Dvorak, G.J. (Ed.), *Inelastic Deformation of Composite Materials*, International Union of Theoretical and Applied Mechanics. Springer, New York, NY, pp. 193–214. https://doi.org/10.1007/978-1-4613-9109-8_10
- Schapery, R.A., 1984. Correspondence principles and a generalized J integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *Int. J. Fract.* 25, 195–223. <https://doi.org/10.1007/BF01140837>
- Schapery, R.A., 1964. Effect of cyclic loading on the temperature in viscoelastic media with variable properties. *AIAA J.* 2, 827–835. <https://doi.org/10.2514/3.2438>
- Sengupta, S., Datta, A.K., Topdar, P., 2015. Structural damage localisation by acoustic emission technique: A state of the art review. *Lat. Am. J. Solids Struct.* 12, 1565–1582. <https://doi.org/10.1590/1679-78251722>
- Seo, Y., Kim, Y.R., 2008. Using Acoustic Emission to monitor fatigue damage and healing in Asphalt Concrete. *KSCE J. Civ. Eng.* 12, 237–243. <https://doi.org/10.1007/s12205-008-0237-3>
- SETRA-LCPC, 1994. Guide technique : Conception et dimensionnement des structures de chaussées.
- Shakiba, M., Darabi, M.K., Abu Al-Rub, R.K., Masad, E.A., Little, D.N., 2014. Microstructural modeling of asphalt concrete using a coupled moisture–mechanical constitutive relationship. *Int. J. Solids Struct.* 51, 4260–4279. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.08.012>
- Shan, L., Tan, Y., Underwood, B.S., Kim, Y.R., 2011. Separation of Thixotropy from Fatigue Process of Asphalt Binder. *Transp. Res. Rec.* 2207, 89–98. <https://doi.org/10.3141/2207-12>
- Shen, S., Airey, G.D., Carpenter, S.H., Huang, H., 2006. A Dissipated Energy Approach to Fatigue Evaluation. *Road Mater. Pavement Des.* 7, 47–69. <https://doi.org/10.1080/14680629.2006.9690026>
- Shen, S., Carpenter, S.H., 2006. DISSIPATED ENERGY CONCEPTS FOR HMA PERFORMANCE: FATIGUE AND HEALING. undefined.
- Shi, C., Cai, X., Wang, T., Yi, X., Liu, S., Yang, J., Leng, Z., 2021. Energy-based characterization of the fatigue crack density evolution of asphalt binders through controlled-stress fatigue testing. *Constr. Build. Mater.* 300, 124275. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124275>
- Simpson, A.L., National Research Council, Jordahl, P.R., Owusu-Antwi, E., 1994. Sensitivity analyses for selected pavement distresses, Laboratory Aging of Asphalt-Aggregate

- Mixtures: Field Validation. ed, Strategic Highway Research Program, SHRP-P. National Academy of Sciences, Washington, DC.
- Soliman, S., 1976. Influence des paramètres de formulation sur le comportement à la fatigue d'un enrobé bitumineux (Rapport de Recherche No. Issue Number : 58). Laboratoire central des ponts et chaussées.
- Sol-Sánchez, M., Fiume, A., Moreno-Navarro, F., Rubio-Gámez, M.C., 2018. Analysis of fatigue cracking of warm mix asphalt. Influence of the manufacturing technology. *Int. J. Fatigue* 110, 197–203. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.01.029>
- Soltani, A., Solaimanian, M., Anderson, D., 2006. An Investigation of the Endurance Limit of Hot Mix asphalt concrete using a new uniaxial fatigue test protocol (Final Report No. 2006–17). Pennsylvania Transportation Institute, Penn state, USA.
- Soltani, F., 2010. Caractérisation de la pâte de ciment par des méthodes ultrasonores (Thèse de doctorat). Ecole Centrale de Lille, Lille, France.
- Somé, S.C., 2012. Comportement thermomécanique des enrobés tièdes et de l'interface bitume-granulat (phdthesis). Université de Nantes.
- Somé, S.C., Gaudefroy, V., Delaunay, D., 2014. A new laboratory method to evaluate the influence of aggregate temperature on the binder-aggregate bonding: first results. *Mater. Struct.* 47, 963–976. <https://doi.org/10.1617/s11527-013-0106-5>
- Sousa, J.B., Pais, J.C., Prates, M., Barros, R., Langlois, P., Leclerc, A.-M., 1998. Effect of Aggregate Gradation on Fatigue Life of Asphalt Concrete Mixes. *Transp. Res. Rec.* 1630, 62–68. <https://doi.org/10.3141/1630-08>
- Starck, P., Löfgren, B., 2007. Influence of de-icing agents on the viscoelastic properties of asphalt mastics. *J. Mater. Sci.* 42, 676–685. <https://doi.org/10.1007/s10853-006-0316-0>
- Staverman, A.J., Schwarzl, P., 1995. Thermodynamics of viscoelastic behaviour (model theory), Academic sciences. ed. Academic sciences, The Netherlands.
- Staverman, A.J., Schwarzl, P., 1952. Non equilibrium thermodynamics of viscoelastic behaviour, Academic sciences. ed. Academic sciences, The Netherlands.
- Sun, G., Sun, D., Guarin, A., Ma, J., Chen, F., Ghafooriroozbahany, E., 2019. Low temperature self-healing character of asphalt mixtures under different fatigue damage degrees. *Constr. Build. Mater.* 223, 870–882. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.040>
- Sun, Z., Behnia, B., Buttlar, W.G., Reis, H., 2016. Acoustic emission quantitative evaluation of rejuvenators to restore embrittlement temperatures to oxidized asphalt mixtures. *Constr. Build. Mater.* 126, 913–923. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.108>
- Takarli, M., Prince, W., Siddique, R., 2008. Damage in granite under heating/cooling cycles and water freeze–thaw condition. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 45, 1164–1175. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2008.01.002>
- Tangella, S., Craus, J., Deacon, J.A., Monismith, C.L., 1990. Summary report on fatigue response of asphalt mixtures (Strategic Highway Research Program No. TM-UCB-A-003A-89-3), Project A-003-A. Institute of Transportation Studies, University of California, Berkeley, California.
- Tapsoba, N., Sauzéat, C., Benedetto, H.D., 2013. Analysis of Fatigue Test for Bituminous Mixtures. *J. Mater. Civ. Eng.* 25, 701–710. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000636](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000636)
- Tavassoti, P., Ameen, T.H., Baaj, H., Cascante, G., 2020. Improving the Modulus Master Curve of Bituminous Mixes Using Ultrasonic Measurements. RILEM International Symposium on Bituminous Materials, Lyon, France 7.

- Tavassoti-Kheiry, P., Boz, I., Chen, X., Solaimanian, M., 2017. Application of Ultrasonic Pulse Velocity Testing of Asphalt Concrete Mixtures to Improve the Prediction Accuracy of Dynamic Modulus Master Curve 152–164. <https://doi.org/10.1061/9780784480939.014>
- Tayebali, A.A., Deacon, J.A., Coplantz, J.S., Harvey, J.T., Monismith, C.L., 1994. MIX AND MODE-OF-LOADING EFFECTS ON FATIGUE RESPONSE OF ASPHALT-AGGREGATE MIXES (WITH DISCUSSION), in: Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists. Presented at the Asphalt Paving Technology 1994 Association of Asphalt Paving Technologists (AAPT).
- Tayebali, A.A., Rowe, G.M., Sousa, J.B., 1992. Fatigue Response of Asphalt-Aggregate Mixtures, in: Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists. Presented at the Asphalt Paving Technology 1992, Association of Asphalt Paving Technologists (AAPT), Charleston, South Carolina, pp. 333–360.
- Tigdemir, M., Kalyoncuoglu, S.F., Kalyoncuoglu, U.Y., 2004. Application of ultrasonic method in asphalt concrete testing for fatigue life estimation. *NDT E Int.* 37, 597–602. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2004.03.006>
- Underwood, B.S., Kim, Y.R., Guddati, M.N., 2010. Improved calculation method of damage parameter in viscoelastic continuum damage model. *Int. J. Pavement Eng.* 11, 459–476. <https://doi.org/10.1080/10298430903398088>
- Vacin, O., Bošek, P., 2009. Evaluation of the Complex Modulus of Asphalt Mixes. *Trans. Transp. Sci.* 2, 94–99. <https://doi.org/10.5507/tots.2009.014>
- Varnier, M., 2019. Comportement thermo-hygro-mécanique différencié des feuillus : des sciences du bois à l'ingénierie. Limoges.
- Verhasselt, A., 2003. Short- and long-term ageing of bituminous binders - simulation with the RCAT method, in: Sixth International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials. Presented at the Sixth International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials, RILEM Publications SARL, Zurich, Switzerland, pp. 167–173. <https://doi.org/10.1617/2912143772.019>
- Wang, F., Xiao, Y., Cui, P., Ma, T., Kuang, D., 2020. Effect of aggregate morphologies and compaction methods on the skeleton structures in asphalt mixtures. *Constr. Build. Mater.* 263, 120220. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120220>
- Wang, J., 2015. Fracture modeling of asphalt concrete with heterogeneous microstructure (Master degree thesis). Rutgers University - Graduate School - New Brunswick, USA. <https://doi.org/10.7282/T3C24Z5J>
- Wang, X., Jivkov, A.P., 2015. Combined Numerical-Statistical Analyses of Damage and Failure of 2D and 3D Mesoscale Heterogeneous Concrete. *Math. Probl. Eng.*, Hindawi Publishing Corporation 2015, 12. <https://doi.org/10.1155/2015/702563>
- Wright, M.H., 2012. Nelder, Mead, and the other simplex method. *Comput. Sci. Extra volume: Optimization Stories*, 271–276.
- Wu, K., Deng, Q., Deng, N., Cai, X., Huang, W., 2019. Size Effects of Finite Element Model for Three-Dimensional Microstructural Modeling of Asphalt Mixture. *Adv. Mater. Sci. Eng.* 2019, e1754567. <https://doi.org/10.1155/2019/1754567>
- Xiang, H., Zhang, W., Liu, P., He, Z., 2020. Fatigue–healing performance evaluation of asphalt mixture using four-point bending test. *Mater. Struct.* 53, 47. <https://doi.org/10.1617/s11527-020-01482-z>

- Xin, Q., Xu, jingxian, Xu, W., Xiao, S., Wang, F., Yuan, J., 2020. Characterization of fatigue damage mechanism of asphalt mixtures with acoustic emission. *Construction and Building Materials* 240. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117961>
- Xing, C., Yang, J., 2019. A fatigue damage model for asphalt mixtures under controlled-stress and controlled-strain modes. *Journal of Southeast University (English Edition)* Volume: 35, 89–96. <https://doi.org/10.3969/j.issn.1003-7985.2019.01.013>
- Yang, Y., Wang, Y., Cao, J., Xu, Z., Li, Y., Liu, Y., 2021. Reactive molecular dynamic investigation of the oxidative aging impact on asphalt. *Constr. Build. Mater.* 279, 121298. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121298>
- You, T., Al-Rub, R.K.A., Masad, E.A., Kassem, E., Little, D.N., 2014. Three-Dimensional Microstructural Modeling Framework for Dense-Graded Asphalt Concrete Using a Coupled Viscoelastic, Viscoplastic, and Viscodamage Model. *J. Mater. Civ. Eng.* 26, 607–621. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000860](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000860)
- You, T., Al-Rub, R.K.A., Masad, E.A., Little, D.N., 2013. Three-Dimensional Microstructural Modeling of Asphalt Concrete by Use of X-Ray Computed Tomography. *Transp. Res. Rec.* 2373, 63–70. <https://doi.org/10.3141/2373-07>
- You, Z., 2003. Development of a Micromechanical Modeling Approach to Predict Asphalt Mixture Stiffness Using the Discrete Element Method. undefined.
- Yu, H., Yao, D., Qian, G., Cai, J., Gong, X., Cheng, L., 2021. Effect of ultraviolet aging on dynamic mechanical properties of SBS modified asphalt mortar. *Constr. Build. Mater.* 281, 122328. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122328>
- Zargar, M., Bullen, F., 2021. Non-Destructive Assessment of The Quality of Asphalt Laboratory Samples. *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.* 1075, 012023. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/1075/1/012023>
- Zeiyada, W., Kaloush, K., Underwood, S., Mamlouk, M., 2016. Development of Test Protocol to Measure Uniaxial Fatigue Damage and Healing. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 2576. <https://doi.org/10.3141/2576-02>
- Zeiyada, W., Souliman, M., Kaloush, K., Mamlouk, M., 2014. Endurance Limit for HMA Based on Healing Concept Using Uniaxial Tension-Compression Fatigue Test. *J. Mater. Civ. Eng.* 26. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000917](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000917)
- Zhang, H., Chen, Z., Xu, G., Shi, C., 2018. Physical, rheological and chemical characterization of aging behaviors of thermochromic asphalt binder. *Fuel* 211, 850–858. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2017.09.111>
- Zhang, H., Thurber, C., Rowe, C., 2003. Automatic P-Wave Arrival Detection and Picking with Multiscale Wavelet Analysis for Single-Component Recordings Vol. 93, No. 5, pp. 1904–1912. <https://doi.org/10.1785/0120020241>
- Zhang, J., Li, Z., Chu, H., Lu, J., 2019a. A viscoelastic damage constitutive model for asphalt mixture under the cyclic loading. *Constr. Build. Mater.* 227, 116631. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.08.012>
- Zhang, J., Wang, Y.D., Su, Y., 2019b. Fatigue damage evolution model of asphalt mixture considering influence of loading frequency. *Constr. Build. Mater.* 218, 712–720. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.05.029>
- Zhang, L., Li, T., Tan, Y., 2016. The potential of using impact resonance test method evaluating the anti-freeze-thaw performance of asphalt mixture. *Constr. Build. Mater.* 115, 54–61. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.04.026>
- Zhang, Y., Luo, R., Lytton, R.L., 2011. Microstructure-Based Inherent Anisotropy of Asphalt Mixtures. *J. Mater. Civ. Eng.* 23, 1473–1482. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000325](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000325)

- Zhou, L., Huang, W., Zhang, Y., Lv, Q., Sun, L., 2021. Mechanical evaluation and mechanism analysis of the stripping resistance and healing performance of modified asphalt-basalt aggregate combinations. *Constr. Build. Mater.* 273, 121922. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121922>
- Ziade, E., Fakhari Tehrani, F., Beghin, A., Petit, C., Absi, J., Millien, A., Reynaud, P., 2021. Experimental and numerical investigation on the rheological behaviour of bituminous composites via DSR testing. *Road Mater. Pavement Des.* 22, S328–S344. <https://doi.org/10.1080/14680629.2021.1912812>
- Zou, X., Ding, B., Peng, Z., Li, H., 2020. Damage analysis four-point bending fatigue tests on stone matrix asphalt using dissipated energy approaches. *Int. J. Fatigue* 133, 105453. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.105453>

Annexes

Annexe 1. Partie II : Étude expérimentale	216
Annexe 1.1. Résultats d'essai de fatigue sur matériaux non vieillis fabriqués en laboratoire	216
Annexe 1.2. Instrumentation des essais de retrait empêché (TSRST) avec l'EA	217
Annexe 2. Partie III : Modélisation hétérogène de la fatigue des enrobés bitumineux	223
Annexe 2.1. Influence de maillage sur les résultats de simulations numériques	223
Annexe 2.2. Influence de l'incrément du temps	224

Annexe 1. Partie II : Étude expérimentale

Annexe 1.1. Résultats d'essai de fatigue sur matériaux fabriqués en laboratoire

Cette section présente une synthèse des résultats des essais de fatigue croisés réalisés sur des enrobés bitumineux fabriqués et vieillis en laboratoire.

Dans l'objectif d'étudier l'effet du vieillissement sur la résistance en fatigue des enrobés bitumineux, nous présentons dans la Figure IV-2 la droite de fatigue obtenue par régression linéaire des durées de vie d'un enrobé non vieilli et d'un enrobé vieilli à 9 jours.

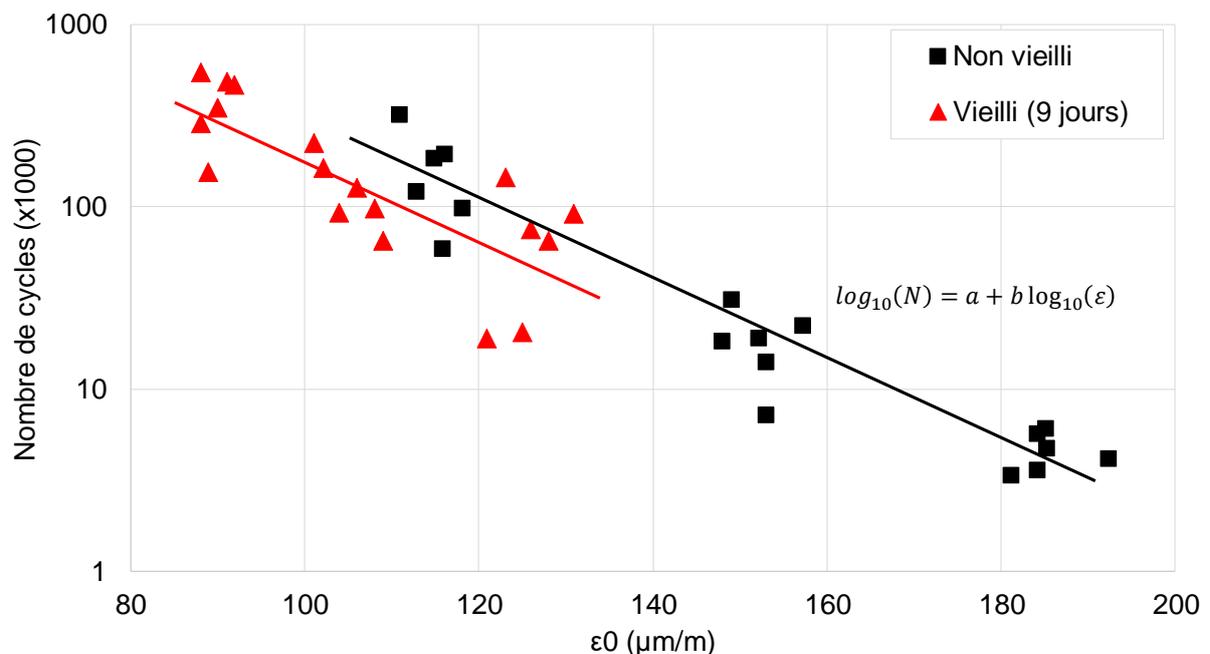


Figure IV-2 : Droite de fatigue des essais de flexion 2-points à 25 Hz-10°C

Les paramètres des droites de fatigue sont présentés dans le Tableau IV-1.

Tableau IV-1 : Paramètres de la droite de fatigue à 25Hz-10°C – Spie Batignolles

Paramètres	Enrobé non vieilli	Enrobé vieilli 9 jours
La pente b	-0.137	-0.191
Ordonné à l'origine (a)	21.159	16.714
ϵ_6 ($\mu\text{m/m}$)	120.3 ± 4.86	111.0 ± 6.37
Coefficient de corrélation (R^2)	0.96	0.79

Les résultats montrent que la durée de vie en fatigue (DDV) des enrobés bitumineux est inversement proportionnelle au niveau de vieillissement : la DDV diminue avec l'augmentation de niveau de vieillissement. Ce phénomène entraîne une diminution de la résistance en fatigue des enrobés bitumineux due à une augmentation leur rigidité initiale ($|E^*|_0$) (Francken, 2014). En fonction du niveau de vieillissement la pente (b) de la loi de fatigue croît. Les mêmes tendances ont été rapportées dans la littérature par Fernández-Gómez et al., (2016).

Annexe 1.2. Instrumentation des essais de retrait empêché (TSRST) avec l'EA

L'essai de retrait empêché « Thermal Stress Restrained Specimen Test (TSRST) » a l'objectif d'appliquer une diminution de température à une éprouvette cylindrique dont la hauteur est maintenue constante. En évitant que l'éprouvette se déforme axialement, de ce fait une contrainte de traction apparaît. Lorsque la limite de résistance en traction du matériau est atteinte, une rupture se produit. L'essai est réalisé selon les recommandations de la norme (NF EN 12697-46, 2020b). Cet essai est conçu pour étudier le comportement des enrobés bitumineux à basse température. Lors de l'essai TSRST, un conditionnement à 20°C est d'abord réalisé pendant 3h pour assurer une homogénéité de la température initiale sur l'éprouvette. L'éprouvette est ensuite refroidie avec un taux de diminution de température contrôlée de -10°C/h (Figure IV-3).

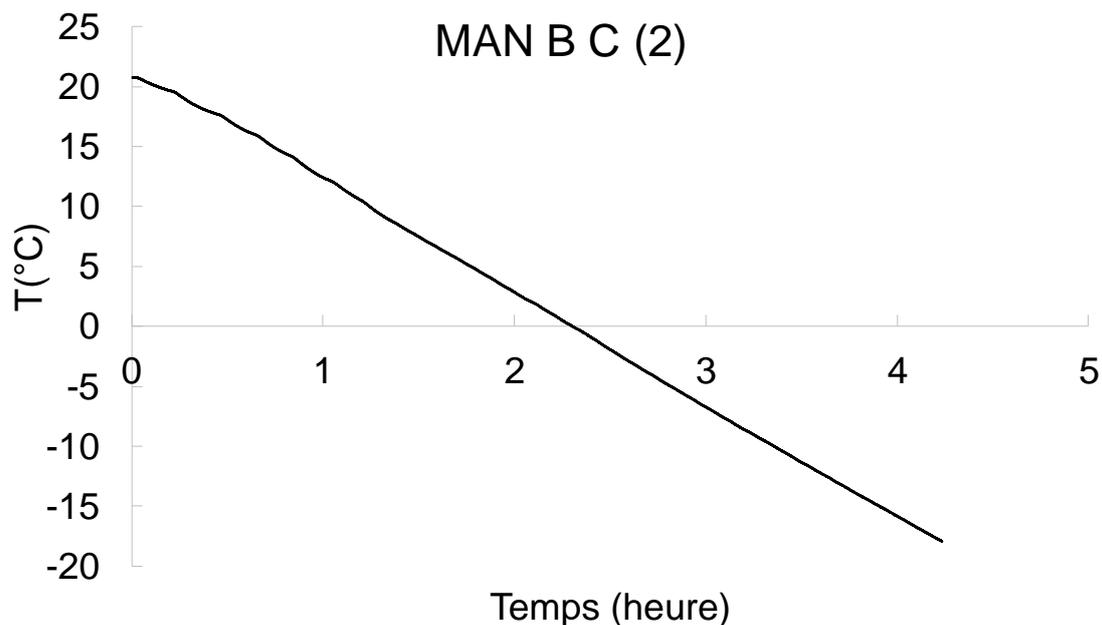
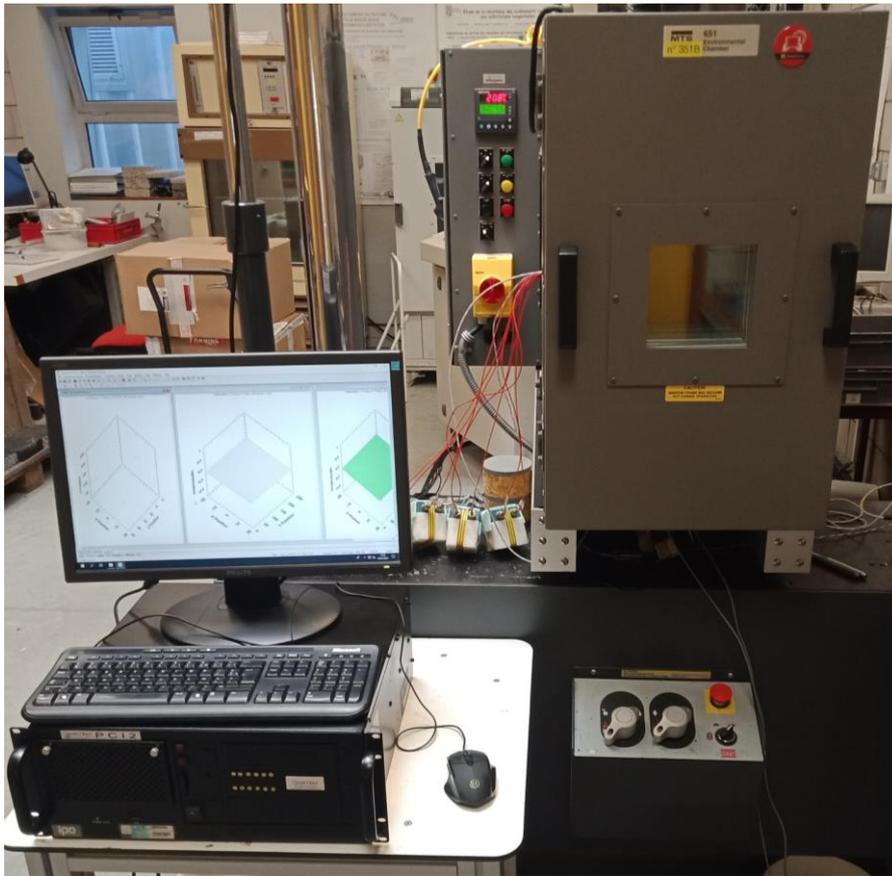


Figure IV-3 : Évolution de la température en fonction du temps au cours de l'essai

Les éprouvettes cylindriques testées font 200 mm de hauteur et de diamètre 50 mm.

Dans le cadre de cette étude, une presse « MTS » est utilisée pour réaliser les essais TSRST (Figure IV-4 (a)). La presse est pilotée en déformation à l'aide d'une jauge montée sur l'éprouvette testée (Figure IV-4 (b)). Elle est équipée d'une enceinte thermique pour contrôler la température pendant l'essai.



(a)



(b)

Figure IV-4 : (a) Presse MTS et système d'acquisition des signaux acoustiques (b) Epreuve avec une jauge de pilotage de déformation

L'éprouvette est instrumentée avec 6 capteurs de type Nano 30 et 6 préamplificateurs pour la détection et l'enregistrement des signaux acoustiques.

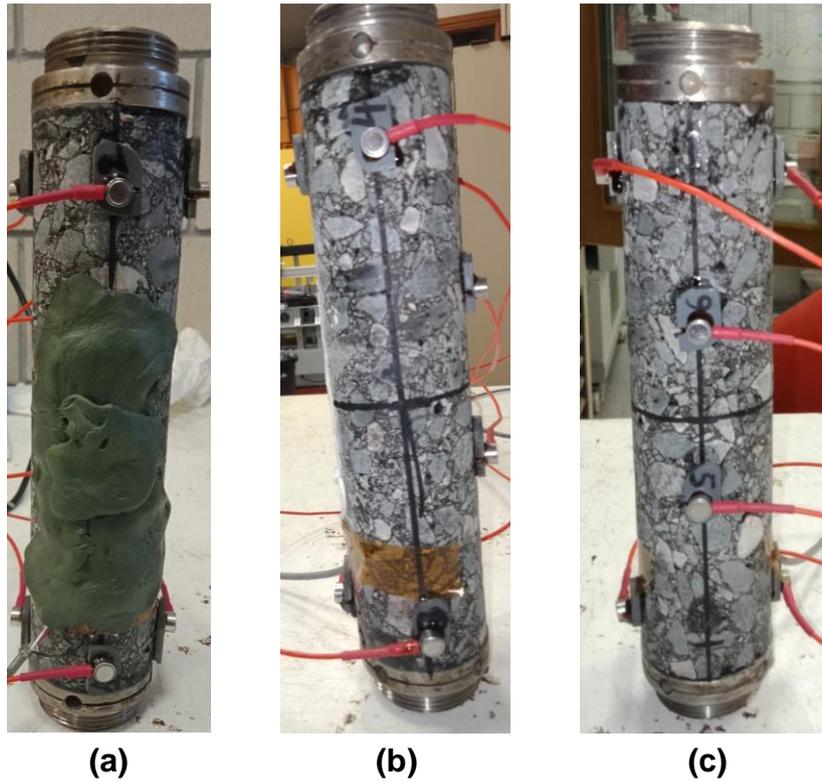


Figure IV-5 : Instrumentation avec des capteurs Nano30 d'une éprouvette (a) facette avant (b) facette arrière (c) facette de coté

Dans un essai de TSRST, les résultats qui peuvent être obtenus sont :

- Température de rupture (T_{rupt});
- Température de transition (T_{trans});
- Contrainte de rupture (σ_{rupt});

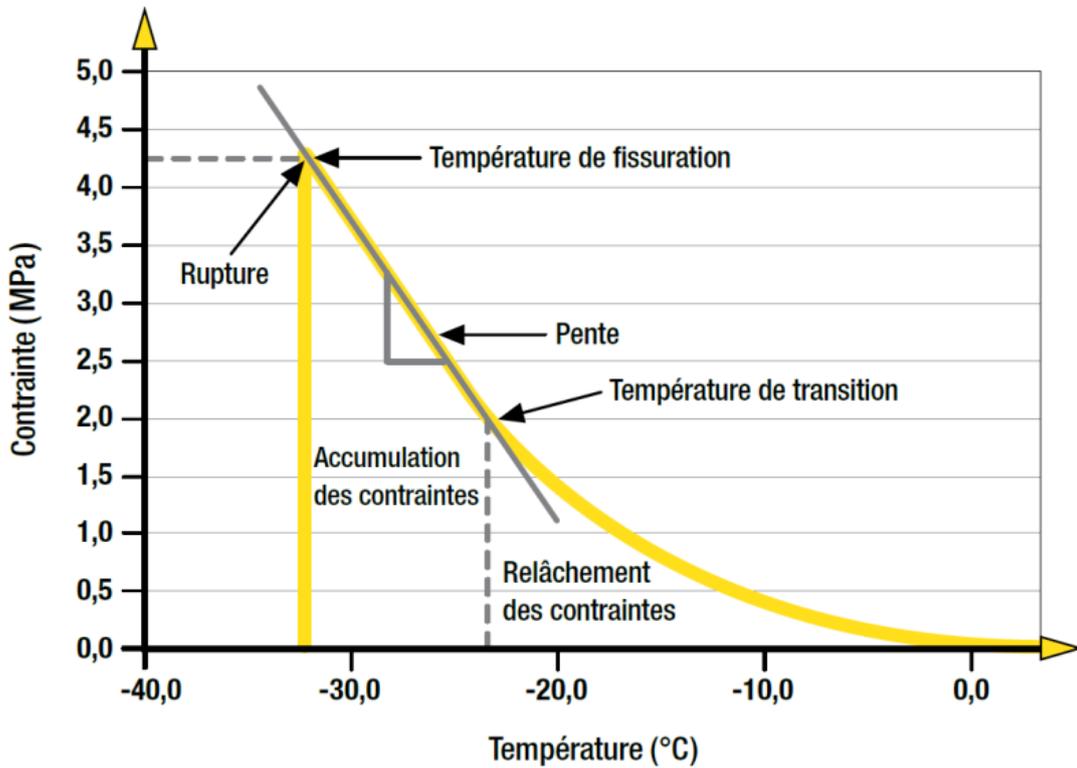


Figure IV-6 : Évolution de la contrainte induite par le retrait thermique en fonction de la température
 L'augmentation de la contrainte en fonction de la température pour les 3 éprouvettes testées est présentée dans la Figure IV-7. A la rupture, la contrainte atteint sa valeur maximale et simultanément, la température sa valeur minimale.

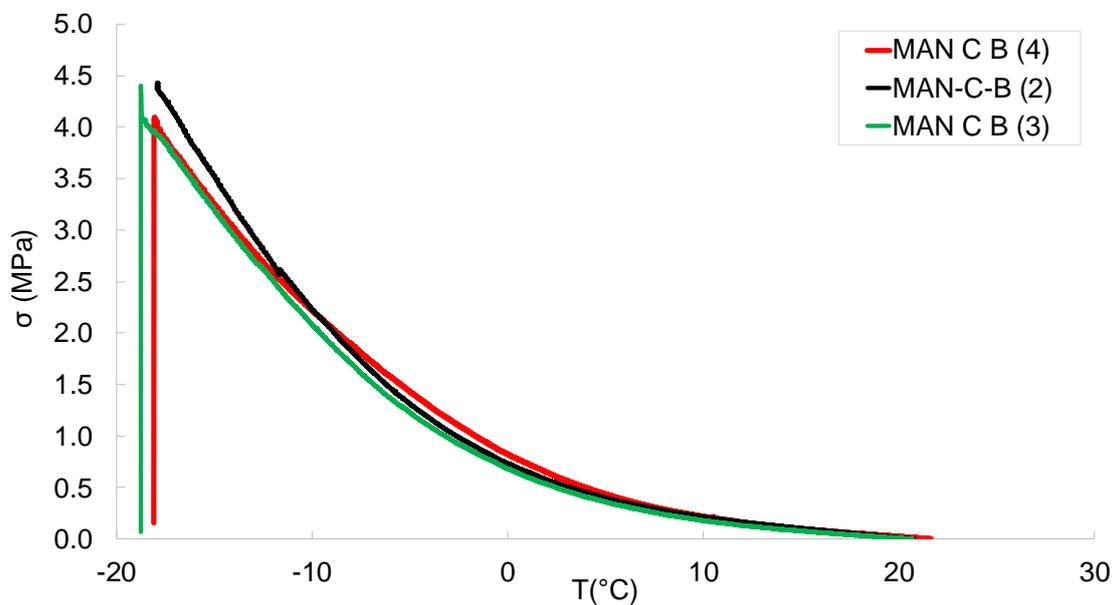


Figure IV-7 : Évolution de la contrainte en fonction de la température pour les 3 éprouvettes testées

Tableau IV-2 : Résultats d'essai TSRST

	MAN C B (2)	MAN C B (3)	MAN C B (4)
T_{trans} (°C)	-3	-2	-1
T_{rupt} (°C)	-18	-19	-18
σ_{rupt} (MPa)	4.40	4.05	4.0

L'évolution de l'activité acoustique en termes d'énergie absolue en fonction de la température de l'essai est présentée sur la Figure IV-8. La cinétique de l'évolution de l'activité acoustique est similaire pour les 6 capteurs, ce qui montre qu'elles subissent les mêmes mécanismes de fissuration thermique. Au début de l'essai jusqu'à la température 0°C, l'activité acoustique est négligeable. Un premier saut dans l'évolution de l'énergie absolue est observé à une température de -2°C. Ceci est expliqué par le début de la phase d'accumulation de contrainte dans l'éprouvette qui correspond à la température de transition (T_{trans}) (Santagata et al., 2022). Le second saut dans l'évolution de l'activité acoustique est plus significatif que le premier et correspond à une température de -11°C. Il est associé à une fissuration thermique qui s'initie au niveau de la matrice bitumineuse et qui se propage jusqu'à la ruine de l'éprouvette.

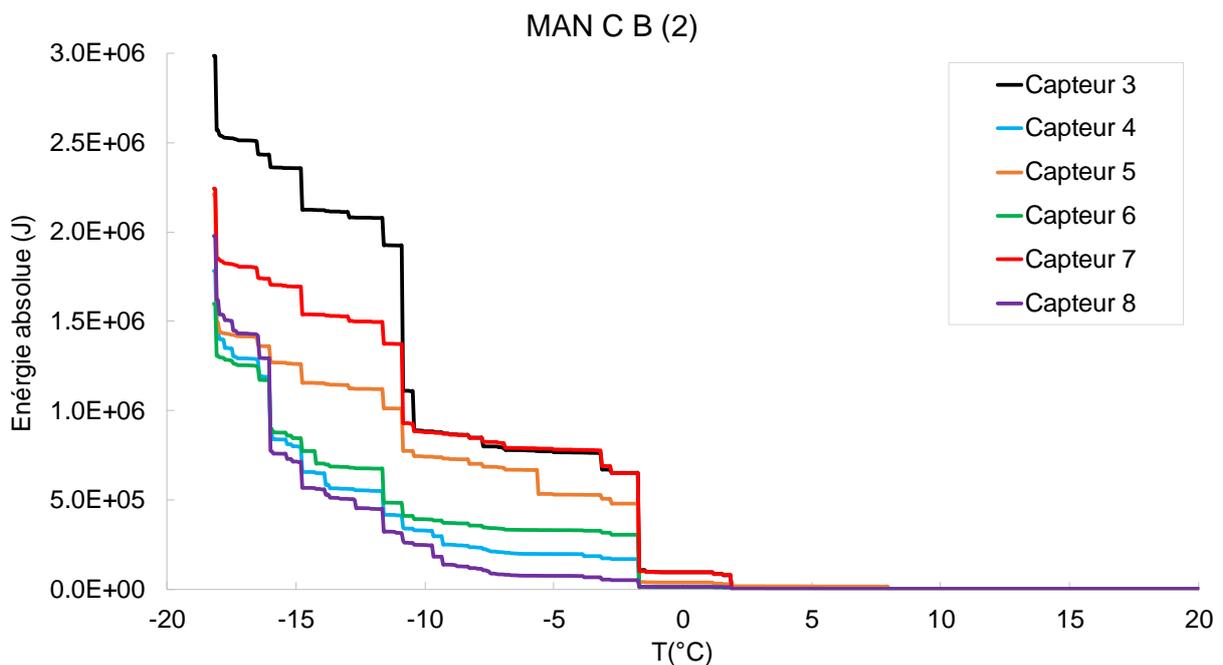


Figure IV-8 : Évolution de l'énergie absolue en fonction de la température

Pendant l'essai, la localisation des évènements acoustiques est effectuée avec une vitesse effective de 3400 m/s. La Figure IV-9 montre les évènements acoustiques localisés à la fin de l'essai. La densité maximale des évènements acoustiques se situe en haut de l'éprouvette ce qui est en accord avec les observations expérimentales.

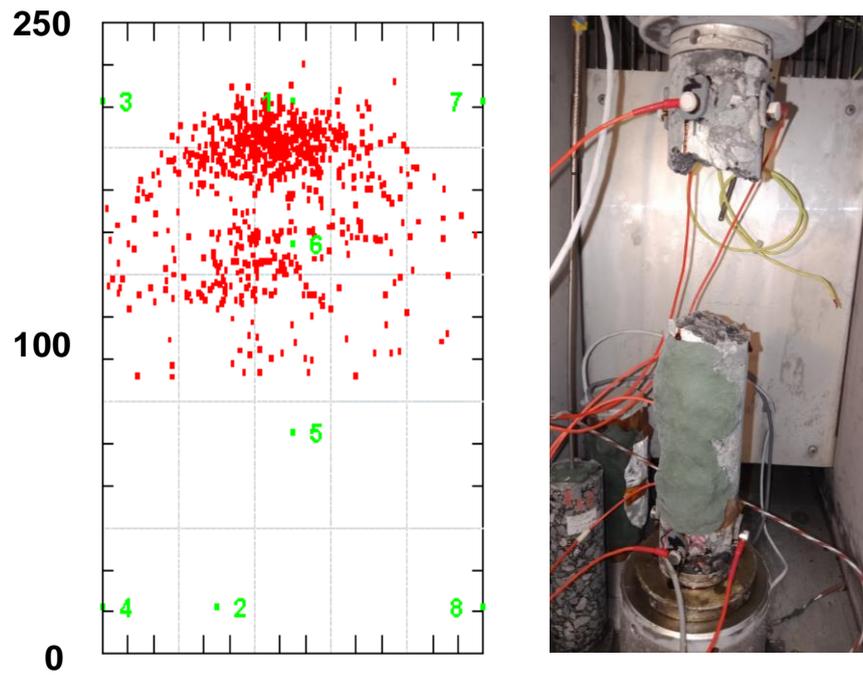


Figure IV-9 : Localisation des évènements acoustiques à la fin de l'essai

Annexe 2. Partie III : Modélisation hétérogène de la fatigue des enrobés bitumineux

Annexe 2.1. Influence de maillage sur les résultats de simulations numériques

La Figure IV-10 présente la microstructure hétérogène interprétée avec différentes tailles de mailles. Elle montre pour les maillages grossiers que les granulats voisins peuvent composer un seul gros granulat ce qui déforme la géométrie, l'orientation de granulat de référence et le pourcentage de granulat dans le mélange.

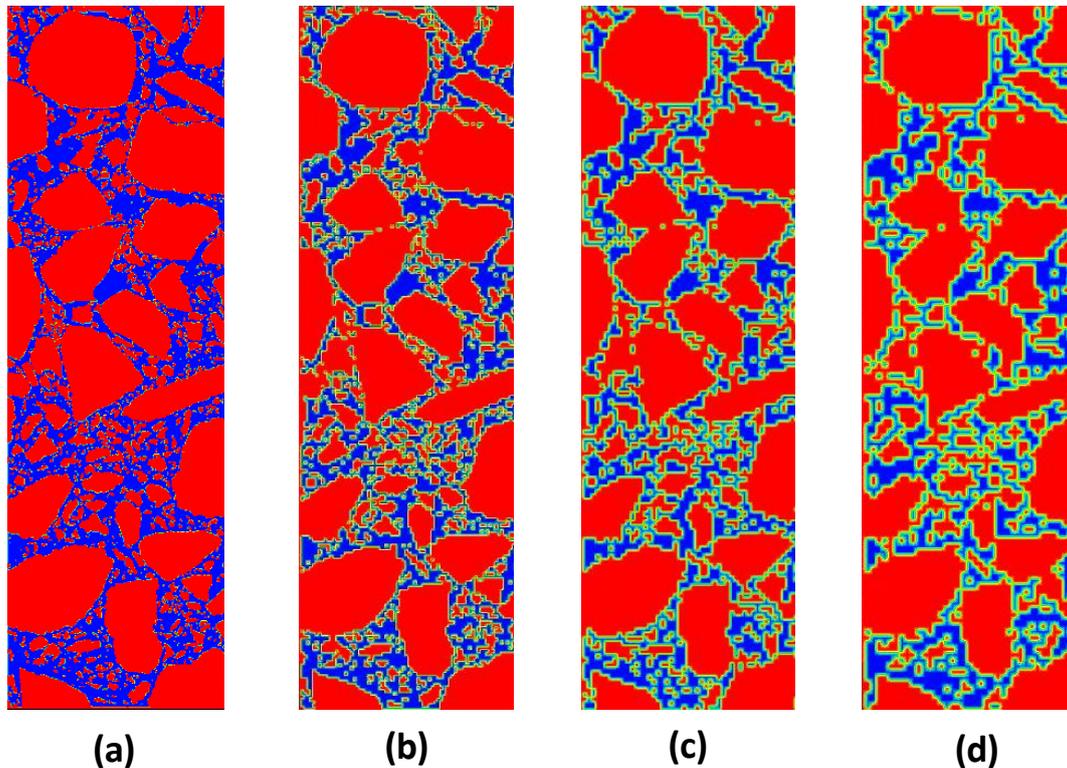


Figure IV-10 : Présentation de la microstructure avec différentes tailles de maille (a) 100 (b) 500 (c) 750 (d) 1000 μm

L'effet de la taille des éléments de maillage sur les résultats de simulation en termes de calcul des énergies dissipée (ϕ), restituée (Y), de température (T) et de variation du module complexe apparent, est présenté. Quatre tailles de mailles différentes ont été choisies pour cette étude : 50, 100, 500, 750 et 1000 μm . Le résultat obtenu pour la plus petite taille de maille (50 μm) est choisi comme résultat de référence pour calculer l'erreur de résultat. Ce maillage de référence de 50 μm correspond à la résolution de l'image réelle traitée.

Les résultats obtenus après 1000 secondes sont utilisés pour calculer l'erreur. Le résultat obtenu est présenté dans les figures IV 11 et IV 12. On peut constater que pour la taille de maille choisie de 50 μm , la différence maximale en termes de CM est d'environ 3 %, 0.3% pour la température et 2% d'erreur sur le calcul des énergies dissipée et restituée.

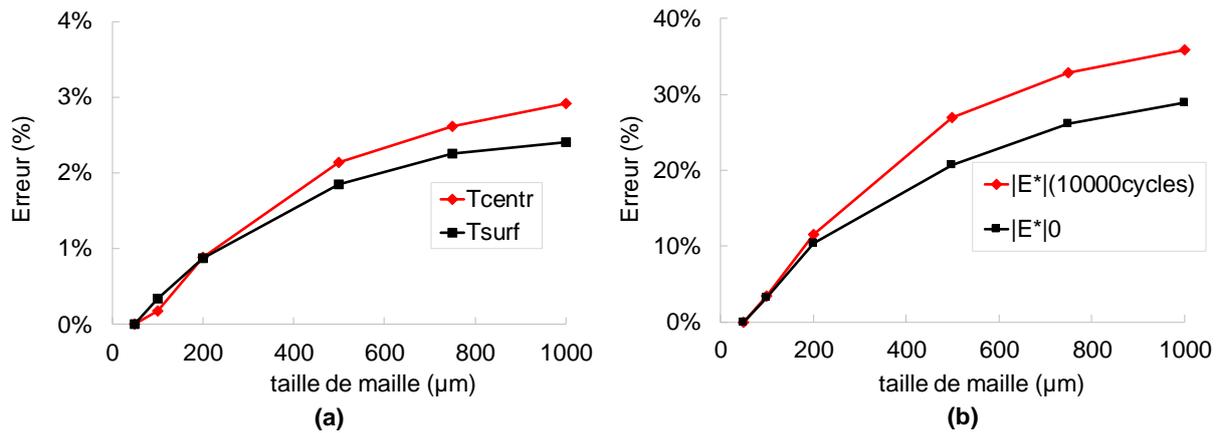


Figure IV-11 : Erreurs des résultats de simulation en fonction de la taille de maille

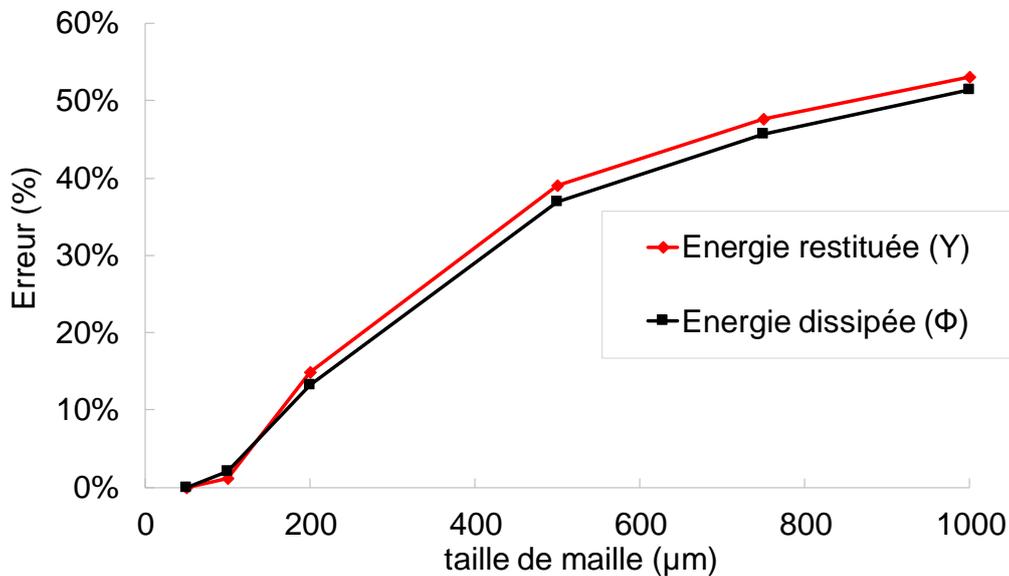


Figure IV-12 : Erreur de calcul des énergies pour différentes tailles de maille

Annexe 2.2. Influence de l'incrément du temps

L'influence de l'incrément de temps sur les résultats des simulations est étudiée dans cette section. Afin d'étudier l'effet de l'incrément du temps pour des simulations numériques dans le domaine fréquentiel, nous avons réalisé des calculs en faisant varier les incréments du temps. Cependant, compte tenu de la variation très faible des propriétés du matériau pour deux cycles et dans le but d'optimiser les temps de calcul, les calculs peuvent être effectués pour chaque certain nombre de cycle.

Les simulations sont effectuées avec différents incrément de temps de 0.1, 1, 10 et 50 secondes. La valeur de référence pour calculer l'erreur est le résultat obtenu en utilisant l'incrément de temps de 0.1 seconde (un calcul par cycle correspondant à une période). L'erreur est calculée après 50 et 150 secondes après le début de l'essai. Les résultats obtenus sont présentés dans la Figure IV-13. Nous avons constaté que l'effet de l'incrément de temps sur le résultat est en général faible et il est inférieur à 1% pour les simulations faites avec un incrément de temps de 10 s. Il est à noter que l'algorithme de calcul numérique intègre des boucles de convergence pour minimiser l'effet de l'incrément de temps sur les résultats.

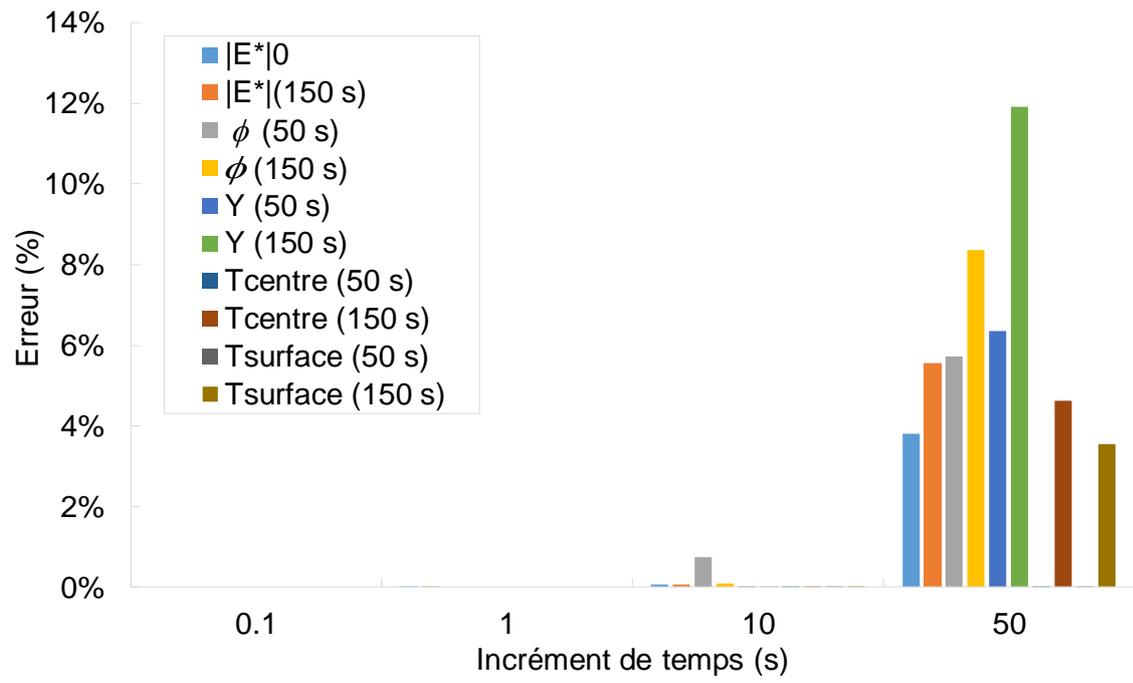


Figure IV-13 : Erreur des simulations numériques en fonction l'incrément du temps

Évaluation du Vieillissement et de l'Endommagement des Matériaux Bitumineux par Modélisation Hétérogène et Mesures Acoustiques

Pour toute société florissante, disposer de meilleures infrastructures routières et de transport est essentiel non seulement pour la mobilité des personnes et des biens, mais aussi pour la croissance économique et une meilleure qualité de vie. Il est donc important d'avoir de meilleures conditions routières afin de maintenir un niveau de service acceptable. Cette étude vise à améliorer les outils de dimensionnement des chaussées routières en service et à optimiser leur entretien. Dans ce contexte, la compréhension des mécanismes de fissuration des matériaux de chaussée en service et le suivi de l'évolution des mécanismes d'endommagement et de vieillissement sont parmi les facteurs clés pour améliorer la modélisation des chaussées anciennes et le calcul de leur durée de vie en fatigue résiduelle. Cette thèse est réalisée dans le but d'étudier le vieillissement et l'endommagement des matériaux bitumineux à l'aide d'une approche de Contrôle Non Destructif (CND) et de modélisation hétérogène de leur comportement en fatigue. La partie expérimentale est principalement basée sur des mesures de propagation des ondes ultrasonores dans le matériau afin de caractériser ses propriétés mécaniques résiduelles. Les signaux enregistrés à partir de l'instrumentation acoustique et mécanique sont analysés pour proposer de nouveaux critères de détermination de la durée de vie en fatigue. L'approche utilisée dans la partie numérique est initialement basée sur une génération de champs de propriétés hétérogènes pour créer une microstructure hétérogène virtuelle (agrégats et matrice). Ces champs sont ensuite utilisés dans un modèle thermomécanique couplant les effets de l'auto-échauffement et de l'endommagement permettant de simuler le phénomène de fatigue des enrobés bitumineux sous sollicitation cyclique. Une approche d'optimisation Simplexe est utilisée afin de caler les paramètres des modèles d'endommagement sur des résultats expérimentaux.

Mots-clés : Enrobés bitumineux ; Ultrason ; Emission Acoustique ; Fatigue ; Modélisation hétérogène ; Traitement de signal ; Vieillissement

Ageing and Damage Assessment of Bituminous Materials by Heterogeneous Modeling and Acoustic Measurements

For any flourishing society having better roads and transport infrastructure is essential not only for the mobility of people and goods but also for the economic growth and better quality of life. It therefore is important to have better road conditions and maintain a high level of service. This study aims to improve the design tools of in-service road pavements and to optimize their maintenance. In this context, understanding the cracking mechanisms of pavement materials in-service and monitoring the evolution of the damage and ageing mechanisms are among the key factors to improve modelling of old pavements and calculation of their residual fatigue life. This thesis is carried out with the aim of studying the ageing and damage of bituminous materials using a Non Destructive Testing (NDT) approach and heterogeneous modeling of their fatigue behavior. The experimental part is mainly based on measurements of ultrasonic wave propagation in the material in order to characterize its residual mechanical properties. The signals recorded from the acoustic and mechanical instrumentation are analyzed to propose new criteria for determining the fatigue life. The approach followed in the numerical part is initially based on a generation of heterogeneous properties fields to generate a virtual heterogeneous microstructure (aggregates and matrix). These fields are then used in a thermomechanical model coupling the effects of self-heating and damage. The calibration of the parameters of the damage models on experimental results is carried out using a numerical optimization approach.



Keywords : Asphalt mixtures; Ultrasound; Acoustic Emission; Fatigue; Heterogeneous modeling; Signal processing; Ageing

