



HAL
open science

Modélisation de l'effet du vieillissement et de la fatigue sur le comportement résiduel des matériaux de chaussées

Léo Coulon

► To cite this version:

Léo Coulon. Modélisation de l'effet du vieillissement et de la fatigue sur le comportement résiduel des matériaux de chaussées. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Strasbourg, 2023. Français. NNT : 2023STRAD050 . tel-04532535

HAL Id: tel-04532535

<https://theses.hal.science/tel-04532535>

Submitted on 4 Apr 2024

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 STRASBOURG

École Doctorale MSII (ED 269)

Mathématiques, Sciences de l'Information et de l'Ingénieur

INSA Strasbourg
Institut National des Sciences Appliquées

Laboratoire ICUBE (UMR 7357)
*Laboratoire des sciences de l'ingénieur,
de l'informatique et de l'imagerie*

THÈSE DE DOCTORAT

présentée par **Léo COULON**

Soutenue le : **12 juillet 2023**

à : **INSA Strasbourg**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'Université de Strasbourg**

Discipline / Spécialité : **Génie Civil**

Modélisation de l'effet du vieillissement et de la fatigue sur le comportement résiduel des matériaux de chaussées

DIRECTION DE LA THÈSE

M. CHAZALLON Cyrille	Professeur des universités, INSA Strasbourg, laboratoire ICube	Directeur
M. ROUX Jean-Noël	Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel, lab. Navier	Co-directeur
M. KOVAL Georg	Maître de conférences, INSA Strasbourg, laboratoire ICube	Encadrant

MEMBRES DU JURY

M. DELENNE Jean-Yves	Directeur de recherche, INRAE, laboratoire IATE	Président
M. CHAILLEUX Emmanuel	Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel, laboratoire MIT	Rapporteur
M. SAUZÉAT Cédric	Professeur des universités, ENTPE, laboratoire LTDS	Rapporteur
Mme ALLOU Fatima	Maître de conférences HDR, Université de Limoges, lab. GC2D	Examinatrice
M. HORNYCH Pierre	Chargé de recherche HDR, Université Gustave Eiffel, lab. LAMES	Examineur



UNIVERSITÉ DE STRASBOURG

École Doctorale MSII (ED 269)

Mathématiques, Sciences de l'Information et de l'Ingénieur

INSA Strasbourg

Institut National des Sciences Appliquées

Laboratoire ICube (UMR 7357)

*Laboratoire des sciences de l'ingénieur,
de l'informatique et de l'imagerie*

Thèse de doctorat

Pour obtenir le titre de

Docteur en sciences physiques

de l'Université de Strasbourg

Spécialité : Génie Civil

Titre de la thèse

Modélisation de l'effet du vieillissement et de la fatigue sur le comportement résiduel des matériaux de chaussées

Soutenue par

Léo COULON

le 12 juillet 2023

à INSA Strasbourg

DIRECTION DE LA THÈSE

M. CHAZALLON Cyrille	Professeur des universités, INSA Strasbourg, laboratoire ICube	Directeur
M. ROUX Jean-Noël	Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel, lab. Navier	Co-directeur
M. KOVAL Georg	Maître de conférences, INSA Strasbourg, laboratoire ICube	Encadrant

MEMBRES DU JURY

M. DELENNE Jean-Yves	Directeur de recherche, INRAE, laboratoire IATE	Président
M. CHAILLEUX Emmanuel	Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel, laboratoire MIT	Rapporteur
M. SAUZÉAT Cédric	Professeur des universités, ENTPE, laboratoire LTDS	Rapporteur
Mme ALLOU Fatima	Maître de conférences HDR, Université de Limoges, lab. GC2D	Examinatrice
M. HORNYCH Pierre	Chargé de recherche HDR, Université Gustave Eiffel, lab. LAMES	Examinateur

*À ma famille,
et plus particulièrement,
à mes grands-parents Annick & Eugène, Annie & Jean-Louis,
à mes parents Laurence & Olivier,
et à mon frère Alex.*

Remerciements

Mes premiers remerciements vont aux membres du jury qui ont accepté d'évaluer mon travail de thèse, présenté oralement le mercredi 12 juillet 2023 à l'INSA Strasbourg. Je tiens à souligner qu'ils m'ont tous gratifié ce jour-là de leur présence réelle, plutôt que par visioconférence, malgré le déplacement que cela impliquait. J'ai trouvé cet acte très respectueux envers l'investissement et le travail que j'avais prodigué. Je tiens à remercier en particulier les deux rapporteurs, Cédric SAUZÉAT et Emmanuel CHAILLEUX, pour le temps qu'ils ont consacré à la correction de mon manuscrit de thèse, ô combien épais ! Merci également à Jean-Yves DELENNE pour avoir accepté de présider ce jury. Merci aux deux examinateurs, Fatima ALLOU et Pierre HORNYCH, pour avoir accepté d'élargir ce jury. Je remercie encore une fois Emmanuel CHAILLEUX et Jean-Yves DELENNE pour avoir constitué chaque année, le temps d'une heure ou deux, le comité de suivi de thèse qui a veillé au bon avancement de mes travaux de recherche.

Mes seconds remerciements reviennent logiquement à l'encadrement de ma thèse. Merci tout d'abord à Cyrille CHAZALLON, mon directeur de thèse, de m'avoir donné l'opportunité d'effectuer un doctorat. J'ai longtemps souhaité prendre part à la recherche, et ces cinq années passées m'ont donné envie de continuer dans cette voie. Je le remercie également pour les financements complémentaires qu'il a pu me trouver, me permettant de prolonger mes trois années de thèse initialement prévues, et ainsi quasiment terminer tout ce que j'avais envisagé. Merci à Jean-Noël ROUX, mon co-directeur de thèse, pour sa gentillesse et son suivi à distance depuis Paris, mais aussi pour sa patience ! Spécialiste des éléments discrets, Jean-Noël aura en effet attendu deux ans avant que je ne débute la modélisation numérique, m'étant préalablement orienté vers la modélisation analytique. Merci à Georg KOVAL, mon encadrant de thèse, pour m'avoir guidé dans la résolution de certains problèmes physiques que j'ai pu rencontrer, m'évitant de partir vers des chemins erronés. Enfin, un merci collectif à mes trois encadrants pour m'avoir généralement fait confiance dans mes hypothèses et mes choix de recherche.

Lorsqu'on réalise un travail de modélisation, il est impératif de s'appuyer sur un éventail fourni de données expérimentales pour définir des lois et vérifier leurs ajustements. Je remercie donc les partenaires du projet MOVEDVDC pour m'avoir transmis les résultats de leurs expériences. Et puisqu'au début de ma thèse, je n'avais pas encore accès à ces données, je me suis également servi de données issues de la littérature. Leurs extractions souvent laborieuses m'ont régulièrement conduit à solliciter directement les auteurs pour leur demander certains jeux de leurs données. Je tiens donc en sus à remercier les auteurs des publications suivantes pour avoir gracieusement accédé à mes demandes : (FREIRE, 2020) par l'intermédiaire de son co-directeur de thèse Cédric SAUZÉAT, (GRAZIANI et al., 2019) par l'intermédiaire du premier auteur en personne, (PHAN et al., 2017a) par l'intermédiaire de Diego RAMIREZ CARDONA, ancien chef de projets à la direction Recherche & Innovation de Eiffage Infrastructures, après accord de l'ENTPE.

J'ajoute une petite pensée pour mes colocataires du bureau C3.17. Ce lieu aura été l'épicentre de mon travail durant ces années de thèse. Il aura été le théâtre d'un défilé de doctorants de différentes contrées. Ensemble, nous aurons survécu aux chaleurs assommantes de notre bureau et au déclenchement des procédures de dépistage après détection entre nous de cas positif à la covid-19. Mais ensemble, nous aurons aussi partagé de joyeux souvenirs entre nos samedis basket, nos soirées restaurant des cuisines du monde, nos soirées bowling, nos randonnées vosgiennes, les pots de thèse de chacun. Alors pour tous ces moments vécus, un merci à Guixian LIU, Fujiao TANG, Anicet DANSOU, Laura GAILLARD, Lei MA, Xiang ZHANG, Haitao GE, Chong WANG, Oussama HAMMOUD, Victor DESLOGES, Marieh FATAHIZADEH et Renzhi WANG. Merci aussi aux autres doctorants et jeunes chercheurs que j'ai pu rencontrer au sein de l'équipe de recherche Génie Civil et Énergétique (GCE), et plus largement d'ICube. Un merci en particulier à Éléonore DUFRESNE et Karine CHOQUET avec qui j'aurai partagé pendant trois ans les fonctions de représentant du collège des doctorants, post-doctorants, chercheurs contractuels au sein du Conseil du laboratoire ICube. Je n'oublie pas le corps enseignant de l'équipe GCE, en particulier Juan Carlos QUEZADA, Saïda MOUHOUBI et Hossein NOWAMOOZ pour leur sympathie. Merci à Alexandra MAES du labo Mécanique des sols, à Christophe CORDIER et Thierry ENGEL du labo Physique de l'INSA Strasbourg pour leur aide apportée dans la préparation de mes enseignements de travaux pratiques. Merci aussi à Vanessa MANGLON du service des ressources humaines pour sa réactivité dans la préparation de mes contrats doctoraux et avenants. Merci à l'accueil de l'INSA et aux services patrimoine et informatique pour leur aide apportée dans la préparation logistique de ma soutenance de thèse. Enfin, un merci particulier à André MARC, gardien de l'INSA aux heures tardives, avec qui j'aurai partagé de nombreuses discussions.

Je n'oublie pas également les stagiaires et étudiants des projets de recherche que j'ai encadrés lors de mon doctorat. Certains ont travaillé sur des sujets en lien étroit avec mes travaux de thèse et ont ainsi apporté quelques cailloux à l'édification de cette thèse. Je remercie donc Thibaut KORMANN (4^{ème} année apprenti ingénieur du CESI Strasbourg en 2021, vérification de principes théoriques élaborés dans la thèse par traitement de données expérimentales), Ömer CICEKCI (3^{ème} année ingénieur à l'INSA Strasbourg en 2021, exploration du vieillissement chimique des matériaux bitumineux), Deniz CECEN et Cristian SOLOMES (5^{ème} année ingénieur à l'INSA Strasbourg en 2023, calibration par la méthode des moindres carrés du modèle VENoL).

Pour terminer, je souhaite remercier l'ensemble de ma famille pour leur soutien et leur patience à l'égard de la fin de ma thèse qui a peiné à arriver. Merci notamment à mes parents, Laurence et Olivier, qui auront fait expressément le déplacement depuis l'Anjou pour assister à ma soutenance de thèse à Strasbourg. Merci aussi à mon oncle Bruno et ma tante Anne-Marie pour les avoir accompagnés. Merci pareillement à mes deux cousines Camille et Pauline pour leur présence ce jour-là. Merci à mon frère Alex pour ses visites régulières à Strasbourg. Je n'oublie pas de saluer mes amis avec lesquels j'aurai passé des moments de détente loin de mes travaux de thèse. Petite dédicace spéciale à Antoine SAUVIAT qui aura quand même fait le déplacement depuis Paris pour assister à ma soutenance, ainsi qu'à Noémie WARTH pour sa présence.

UN GRAND MERCI À TOUS POUR CET ACHÈVEMENT !

Table des matières

Liste des symboles principaux.....	17
Liste des abréviations	19
Charte graphique.....	25
Introduction.....	29
Chapitre 1 - Revue de la littérature sur les bétons bitumineux : utilisation, composition, rhéologie, modélisation	33
1.1 Introduction.....	34
1.2 Architecture des chaussées.....	34
1.2.1 Principe d'une chaussée	34
1.2.2 Constitution d'une chaussée.....	35
1.2.3 Types de structure des chaussées	37
1.2.4 Modes de dégradation des chaussées.....	38
1.2.5 Dimensionnement des chaussées.....	43
1.3 Composition des mélanges bitumineux	44
1.3.1 Généralités	44
1.3.2 Granulats.....	44
1.3.3 Liants hydrocarbonés	47
1.3.4 Vide d'air.....	54
1.3.5 Formulation, fabrication et mise en œuvre des enrobés	55
1.4 Viscoélasticité des bétons bitumineux	60
1.4.1 Comportement viscoélastique	60
1.4.2 Caractérisation en laboratoire.....	62
1.4.3 Facteurs influant sur le module complexe	72
1.4.4 Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT).....	74
1.5 Modèles analytiques viscoélastiques	78
1.5.1 Théorie de la viscoélasticité linéaire	78

1.5.2	Modélisation du comportement linéaire.....	81
1.5.3	Modélisation du comportement non-linéaire.....	91
1.6	Endommagement par fatigue	92
1.6.1	Manifestation de la fatigue dans les chaussées	92
1.6.2	Approche de la fatigue en laboratoire.....	93
1.6.3	Exploitation des essais de fatigue	95
1.6.4	Facteurs influant sur la durée de vie	101
1.6.5	Effets biaisants.....	106
1.6.6	Mécanismes d'endommagement	111
1.7	Mécanique de la rupture.....	114
1.7.1	Définition de la mécanique de la rupture	114
1.7.2	Introduction à la Mécanique Linéaire de la Rupture.....	115
1.7.3	Introduction à la Mécanique Non Linéaire de la Rupture.....	121
1.7.4	Mécanique de la rupture en fatigue.....	129
1.8	Modèles analytiques de fatigue	136
1.8.1	Types de modèles d'endommagement.	136
1.8.2	Approche par la Mécanique Linéaire de la Rupture (loi de Paris)	136
1.8.3	Approche par la variable d'endommagement D	137
1.8.4	Approche par la théorie du <i>work potential</i> de SCHAPERY.....	144
1.8.5	Couplage des effets biaisants.....	146
1.9	Vieillessement chimique.....	148
1.9.1	Généralités	148
1.9.2	Procédures de vieillissement en laboratoire	149
1.9.3	Marqueurs du vieillissement	152
1.9.4	Effet du vieillissement sur la fatigue	156
1.10	Modèles numériques aux éléments discrets.....	157
1.10.1	Échelles de modélisation.....	157
1.10.2	Types de modélisation numérique	157
1.10.3	Choix de la méthode de modélisation dans cette thèse	161
1.10.4	Procédure numérique de la Méthode des Éléments Discrets.....	161
1.10.5	Application des méthodes discrètes aux matériaux bitumineux.....	171
1.11	Résumé.....	173

Chapitre 2 - Modélisation analytique de la rhéologie des bétons bitumineux par observation d'essais DTC-CY..... 179

2.1	Introduction.....	180
2.2	Conception d'un nouveau modèle : le modèle analytique VENoL	180
2.2.1	Écriture du module complexe sous une forme non usuelle	180
2.2.2	Utilisation des données expérimentales de FREIRE	181
2.2.3	Allure des composantes de rigidité \Re et de viscosité $\Im\eta$	183
2.2.4	Limitations des modèles viscoélastiques linéaires existants	185
2.2.5	Concept du modèle VENoL.....	187

2.3	Ajout de l'influence de la pulsation et de la température	190
2.3.1	Équations du référentiel du modèle VENoL(T, ω)	190
2.3.2	Application aux données expérimentales de FREIRE.....	193
2.3.3	Discussion du modèle VENoL	196
2.4	Ajout de l'influence du niveau de déformation.....	200
2.4.1	Utilisation des données expérimentales de GRAZIANI et al.....	200
2.4.2	Modélisation du référentiel du modèle VENoL(T, ω, ε_0).....	202
2.4.3	Observation des effets de non-linéarité sur les données expérimentales	202
2.4.4	Création d'un principe d'équivalence pour la non-linéarité	204
2.4.5	Identification des lois d'évolution des facteurs a_A et b_A du PSETA.....	206
2.4.6	Application du PSETA	210
2.4.7	Discussion du PSETA	213
2.5	Ajout de l'influence de la thixotropie	217
2.5.1	Utilisation des données expérimentales de PHAN et al.	217
2.5.2	Modélisation du référentiel du modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$).....	220
2.5.3	Hypothèses sur l'évolution de la thixotropie durant un essai de fatigue	223
2.5.4	Création d'un principe d'équivalence pour la thixotropie	227
2.5.5	Identification des lois d'évolution des facteurs a_X et b_X du PSETX.....	228
2.5.6	Application du PSETX.....	237
2.5.7	Discussion du PSETX.....	238
2.6	Modèle d'endommagement analytique.....	239
2.6.1	Principe du modèle d'endommagement envisagé	239
2.6.2	Cinétique de propagation de l'endommagement localisé	243
2.6.3	Procédure d'itération du modèle d'endommagement	247
2.6.4	Application de l'endommagement	247
2.6.5	Discussion du modèle d'endommagement	254
2.7	Coefficient de Poisson.....	261
2.7.1	Essai de module complexe.....	261
2.7.2	Essai de fatigue.....	261
2.8	Résumé.....	263

Chapitre 3 - Implémentation du modèle analytique au sein d'un code

numérique basé sur les éléments discrets	267	
3.1	Introduction.....	268
3.2	Architecture du programme numérique	268
3.3	Préparation de l'éprouvette numérique	269
3.3.1	Conception de l'éprouvette cylindrique	269
3.3.2	Appareillage expérimental	272
3.4	Loi de contact	273
3.4.1	Loi de contact définitive du modèle	273
3.4.2	Adaptation du modèle VENoL	274
3.4.3	Actualisation des propriétés viscoélastiques.....	276

3.4.4	Prise en compte du coefficient de Poisson.....	277
3.4.5	Ajout de l'endommagement en fatigue.....	284
3.4.6	Facteur d'accélération des calculs.....	290
3.5	Essais de module complexe.....	292
3.5.1	Principe de fonctionnement.....	292
3.5.2	Application.....	295
3.6	Essais de fatigue continue.....	312
3.6.1	Principe de fonctionnement.....	312
3.6.2	Pas de temps de calcul.....	312
3.6.3	Application avec l'enrobé de FREIRE.....	313
3.7	Discussion.....	328
3.7.1	Temps de calcul.....	328
3.7.2	Coefficient de Poisson complexe.....	331
3.7.3	Amplitude de déformation d'un contact.....	332
3.8	Simulation DEM d'essais 2PB-TR.....	332
3.8.1	Actualisation de l'essai numérique.....	332
3.8.2	Essai de module complexe.....	335
3.8.3	Essai de fatigue continue.....	340
3.8.4	Discussion.....	344
3.9	Résumé.....	346

Chapitre 4 - Application aux essais 2PB-TR sur les enrobés vieilliss du projet

ANR MOVEDVDC.....	349	
4.1	Introduction.....	350
4.2	Actualisation du modèle analytique aux essais 2PB-TR.....	350
4.2.1	Bilan des modifications à effectuer.....	350
4.2.2	Adaptation du modèle d'endommagement.....	350
4.3	Matériaux et essais du projet MOVEDVDC.....	355
4.3.1	Matériaux prélevés <i>in situ</i>	355
4.3.2	Matériaux élaborés en laboratoire.....	362
4.3.3	Logistique et préparation des éprouvettes.....	364
4.3.4	Essais réalisés.....	367
4.4	Application du modèle analytique.....	371
4.4.1	Enrobés analysés.....	371
4.4.2	Calibration des essais de module complexe.....	374
4.4.3	Analyse globale des essais de fatigue.....	377
4.4.4	Calibration des essais de fatigue.....	385
4.5	Analyse du vieillissement.....	394
4.5.1	Bitumes et enrobés analysés.....	394
4.5.2	Impact du vieillissement sur le module complexe.....	395
4.5.3	Impact du vieillissement en fatigue.....	403
4.6	Discussion sur l'estimation du niveau d'endommagement d'une chaussée.....	416

4.6.1	Estimation du niveau d'endommagement	416
4.6.2	Perspective de prédiction.....	424
4.7	Résumé.....	427
Conclusion.....		429
Références.....		437
	Normes AFNOR	454
Annexes		459
Annexe A	Découvrir l'histoire moderne des chaussées pour éviter les abus de langage	461
Annexe B	Diverses formulations d'enrobé bitumineux.....	473
Annexe C	Temps critique d'un oscillateur harmonique amorti.....	481
Annexe D	Méthode de calcul des déplacements générés par les fissures	485
Annexe E	Méthode de calcul de l'amplitude du déplacement projeté	489
Annexe F	Méthode d'intégration du coefficient de Poisson complexe en DEM	495

Liste des symboles principaux

a	Longueur de la fissure linéaire théorique [m]
a_0	Longueur de la fissure théorique initiale [m]
a_T	Facteur de translation du PETT [-]
a_A	Facteur de translation du PSETA [-]
a_X	Facteur de translation du PSETX [-]
a_{TA}	Facteur de translation du PSETTA [-]
a_{TAX}	Facteur de translation du PSETTAX [-]
b	Longueur de la zone de croissance possible de la fissure [m]
b_A	Facteur de correction du PSETA [-]
b_X	Facteur de correction du PSETX [-]
b_{AX}	Facteur de correction du PSETTAX [-]
c	Coefficient d'amortissement [N.s/m]
D	Endommagement global [-]
D_0	Endommagement global initial [-]
D_{rep}	Endommagement réparti (porosité et autres défauts) [-]
$D_{rep,0}$	Endommagement réparti initial [-]
D_f	Endommagement localisé générateur de la macrofissure [-]
$D_{f,0}$	Endommagement localisé initial [-]
$D_{MC,0}$	Endommagement initial de l'éprouvette utilisée lors des essais de module complexe référentiels [-]
E	Élasticité [Pa]
E^*	Module de rigidité complexe du matériau sain [Pa]
E_0^*	Module de rigidité complexe initial [Pa]
E_D^*	Module de rigidité complexe du matériau endommagé [Pa]
$ E^* $	Norme du module de rigidité complexe [Pa]
f	Fréquence [Hz]
F	Force [N]
$\text{Im}(\dots)$	Partie imaginaire de ... [unité de ...]
\mathfrak{S}_η	Composante de viscosité du modèle VENoL [Pa.s]
k	Raideur [N/m]

K	Facteur d'intensité de contrainte [$\text{Pa}\cdot\sqrt{\text{m}}$]
K_0	Amplitude du facteur d'intensité de contrainte pour un essai de sollicitation sinusoïdale [$\text{Pa}\cdot\sqrt{\text{m}}$].
m	Masse [kg]
\vec{n}	Direction normale d'un contact en DEM
N_{cycle}	Nombre de cycles [-]
p	Porosité [%]
$\text{Re}(\dots)$	Partie réelle de ... [unité de ...]
\Re_E	Composante de rigidité du modèle VENoL [Pa]
\vec{s}	Direction tangentielle d'un contact en DEM (de l'anglais <i>shear</i>)
t	Temps [s]
T	Température [$^{\circ}\text{C}$]
T_{ref}	Température de référence [$^{\circ}\text{C}$]
α_{acc}	Facteur d'accélération des calculs numériques [-]
u ou δ	Déplacement [m]
\dot{u} ou $\dot{\delta}$	Vitesse [m/s]
ε	Déformation [m/m]
ε_0	Amplitude de déformation [m/m]
$\varepsilon_{0,\text{ref}}$	Amplitude de déformation de référence [m/m]
$\dot{\varepsilon}$	Taux de déformation [m/(m.s)]
$\dot{\varepsilon}_0$	Amplitude du taux de déformation [m/(m.s)]
η	Viscosité [Pa.s]
ν^*	Coefficient de Poisson complexe [Pa]
$ \nu^* $	Norme du coefficient de Poisson complexe [Pa]
σ	Contrainte [Pa]
σ_0	Amplitude de la contrainte [Pa]
φ_{E^*}	Angle de phase du module de rigidité complexe [$^{\circ}$]
φ_{ν^*}	Angle de phase du coefficient de Poisson complexe [$^{\circ}$]
ω	Pulsation [rad/s]
ω_{R-T}	Pulsation réduite au PETT [rad/s]
ω_{R-TA}	Pulsation réduite au PSETTA [rad/s]
ω_{R-TAX}	Pulsation réduite au PSETTAX [rad/s]
$\omega_{R-T,tr}$	Pulsation réduite de transition au PETT [rad/s]
$\omega_{R-TA,tr}$	Pulsation réduite de transition au PSETTA [rad/s]
$\omega_{R-TAX,tr}$	Pulsation réduite de transition au PSETTAX [rad/s]

Liste des abréviations

2PB-TR	<i>Two-Point Bending test on TRapezoidal specimen</i> / Essai de flexion deux points sur éprouvette trapézoïdale
2S2P1D (modèle)	<i>2 Springs, 2 Parabolic elements, 1 Dashpot</i> / 2 ressorts, 2 éléments paraboliques, 1 amortisseur
3/4PB-PR	<i>3/4-Point Bending test on PRismatic specimen</i> / Essai de flexion 3/4 points sur éprouvette prismatique
AASHO	<i>American Association of State Highway Officials</i> / Association américaine des fonctionnaires des autoroutes (États-Unis), renommée AASHTO en 1973
AASHTO	<i>American Association of State Highway and Transportation Officials</i> / Association américaine des fonctionnaires des autoroutes et des transports (États-Unis)
AFM	<i>Atomic Force Microscopy</i> / Microscope à force atomique
AFNOR	Association Française de NORmalisation
ALF	<i>Accelerated Loading Facility</i> / Dispositif de chargement accéléré (États-Unis)
ANR	Agence Nationale de la Recherche
APU	Administrations Publiques
BBA	Béton Bitumineux Aéronautique
BBDr	Béton Bitumineux Drainant
BBE	Béton Bitumineux à l'Émulsion
BBM	Béton Bitumineux Mince
BBME	Béton Bitumineux à Module Élevé
BBS	Béton Bitumineux Souple
BBSG	Béton Bitumineux Semi-Grenu
BBTM	Béton Bitumineux Très Mince
BBUM	Béton Bitumineux Ultra-Mince
BCB	Béziers, zone Circulée, couche de Base
BNB	Béziers, zone Non circulée, couche de Base
BSE	<i>BackScatterd Electron</i> / Électrons rétrodiffusés
CA (modèle)	CHRISTENSEN et ANDERSON
CAM (modèle)	CHRISTENSEN - ANDERSON - MARASTEANU
CC (structure)	Cubique Centrée
CD (méthode)	<i>Contact Dynamics</i> / Dynamique des contacts

CD21	Conseil Départemental de la Côte-d'Or (21)
CD34	Conseil Départemental de l'Hérault (34)
CEREMA	Centre d'Études et d'expertise sur les Risques, l'Environnement, la Mobilité et l'Aménagement
CLSM	<i>Confocal Laser Scanning Microscopy</i> / Microscope confocal à balayage laser
CoTITA	Conférences Techniques Interdépartementales des Transports et de l'Aménagement
CPC	Coefficient de Poisson Complexe
CRR	Centre de Recherches Routières
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i> / Ouverture du fond de fissure
CY (modèle)	Carreau-Yasuda
D147 (route)	Départementale 147
DCB	Dijon, zone Circulée, couche de Base (projet MOVEDVDC)
DCF	Dijon, zone Circulée, couche de Fondation (projet MOVEDVDC)
DEA	Diplôme d'Études Approfondies (ancien diplôme français, équivaut à un master)
DEM	<i>Discrete Element Method</i> / Méthodes des Éléments Discrets
DIR Est	Direction Interdépartementale des Routes de l'Est
DNB	Dijon, zone Non circulée, couche de Base (projet MOVEDVDC)
DNF	Dijon, zone Non circulée, couche de Fondation (projet MOVEDVDC)
DOM	Départements d'Outre-Mer
DSC	<i>Differential Scanning Calorimetry</i> / Calorimétrie différentielle à balayage
DSR	<i>Dynamic Shear Rheometer</i> / Rhéomètre à cisaillement dynamique
DTC-CY	<i>Direct Tension-Compression test on CYlindrical specimen</i> / Essai de traction-compression directe sur éprouvette cylindrique
DVDC	Durée de Vie Des Chaussées
DWW	<i>Divisie Wegen en Waterbouw</i> / Division des routes et de l'ingénierie hydraulique (Pays-Bas)
EB	Enrobé Bitumineux
EDP	Équation aux Dérivées Partielles
EFG	Eiffage
EME	Enrobé à Module Élevé
EN	<i>European Norm</i> / Norme européenne
ENPC	École Nationale des Ponts et Chaussées (École des Ponts ParisTech)
ENTPE	École Nationale des Travaux Publics de l'État, à Vaulx-en-Verin (69)
ERV	Eurovia
ESTP Paris	École Spéciale des Travaux Publics, du bâtiment et de l'industrie de Paris
ESU	Enduit Superficiel d'Usure
Exp	Expérience
EVA	<i>Ethylene-Vinyl Acetate</i> / Éthylène-acétate de vinyle
FC (essai)	Fatigue Continue
FEM	<i>Finite Element Method</i> / Méthode des éléments finis
FHWA	<i>Federal HighWay Administration</i> / Administration fédérale des routes (États-Unis)

FIC	Facteur d'Intensité de Contrainte
FL-A (essai)	Fatigue Laboratoire – Autres conditions (projet MOVEDVDC)
FL-X (essai)	Fatigue Laboratoire – essais croisés (inter-laboratoires) (projet MOVEDVDC)
FPR (essai)	Fatigue avec Périodes de Repos
FR-A (essai)	Fatigue Résiduelle – Autres conditions (projet MOVEDVDC)
FR-C (essai)	Fatigue Résiduelle – conditions Classiques (projet MOVEDVDC)
GB	Grave-Bitume
GC2D (laboratoire)	Génie Civil, Diagnostic & Durabilité
GEPUR	Gestion et Entretien du Patrimoine Urbain et Routier
GNT	Graves Non Traitées
GRH	Grave Reconstituée Humidifiée
HDR	Habilitation à Diriger des Recherches
HRA	<i>Hot Rolled Asphalt</i> / Asphalte roulé à chaud
IATE (laboratoire)	Ingénierie des Agropolymères et Technologies Émergentes
ICube (laboratoire)	sciences de l'Ingénieur, de l'Informatique et de l'Imagerie
IDRRIM	Institut des Routes, des Rues et des Infrastructures pour la Mobilité
IFSTTAR	Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux (devenu l'UGE)
INRIA	Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique
INSA	Institut Nationale des Sciences Appliquées
IREX	Institut pour la Recherche appliquée et l'EXpérimentation en génie civil
IRTF (spectroscopie)	InfraRouge à Transformée de Fourier
IT-CY	<i>Indirect Tensile test on CYlindrical specimen</i> / Essai de traction indirecte sur éprouvette cylindrique
IUPAC	<i>International Union of Pure and Applied Chemistry</i> / Union internationale de chimie pure et appliquée
LAMES	Laboratoire d'Auscultation, de Modélisation, d'Expérimentation des infraStructures de transport
LCPC	Laboratoire Centrale des Ponts et Chaussées
LEM	<i>Lattice Element Method</i> / Méthode des éléments sur réseau
LHR	Liant Hydraulique Routier
LMGC	Laboratoire de Mécanique et Génie Civil
LTDS	Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes
MAD (essai)	Montée en Amplitude de Déformation
MAER (essai)	Machine Asservie d'Essais Rhéologiques
MBCF	Matériau Bitumineux Coulé à Froid
MC (essai)	Module Complexe
MCB	Manège de fatigue, zone Circulée, couche de Base (projet MOVEDVDC)
MCF	Manège de fatigue, zone Circulée, couche de Fondation (projet MOVEDVDC)
MD (méthode)	<i>Molecular Dynamics</i> / Dynamique Moléculaire

MEPDG	<i>Mechanistic-Empirical Pavement Design Guide</i> / Guide de conception mécanique-empirique des chaussées (États-Unis)
MIT (laboratoire)	Matériaux pour Infrastructure de Transport
MLR	Mécanique Linéaire de la Rupture
MNB	Manège de fatigue, zone Non circulée, couche de Base (projet MOVEDVDC)
MNF	Manège de fatigue, zone Non circulée, couche de Fondation (projet MOVEDVDC)
MNLR	Mécanique Non Linéaire de la Rupture
Mod	Modélisation
MOVEDVDC	MOdélisation du Vieillissement et de l'Endommagement pour l'évaluation de la Durée de Vie Des Chaussées
MRC	Module de Rigidité Complexe
MSII (école doctorale)	Mathématiques, Sciences de l'Information et de l'Ingénieur
MTLH	Matériaux Traités aux Liants Hydrauliques
MVA	Masse Volumique Apparente
MVEPCD (modèle)	<i>Multiaxial ViscoElastoPlastic Continuum Damage</i> / Endommagement dans un milieu viscoélastoplastique multiaxial
MVR	Masse Volumique Réelle
MXG (modèle)	MaXwell Généralisé
N274 (route)	Nationale 274
n.d.	non daté
NF	Norme Française
NL	Non-Linéarité
NSCD (méthode)	<i>Non-Smooth Contact Dynamics</i> / Dynamique des contacts non régulière
PAV	<i>Pressure Aging Vessel</i> / Récipient de vieillissement sous pression
PDC	Pas De Cycles
PETT	Principe d'Équivalence Temps-Température
PFC (logiciel)	<i>Particle Flow Code</i> / Code d'écoulement de particules
PIB	Produit Intérieur Brut
PL	Poids Lourds
PN	Projet National
ppc	Poids PourCent
PR 62	Point de Repère routier
PSETA	Principe de Semi-Équivalence Temps-Amplitude
PSETTA	Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude
PSETTAX	Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude-thiXotropie
PSETX	Principe de Semi-Équivalence Temps-thiXotropie
PST	Partie Supérieure des Terrassements
RAP	<i>Reclaimed Asphalt Pavement</i> / Agrégats d'enrobés recyclés
RCAT	<i>Rotating Cylinder Ageing Test</i> / Méthode du cylindre tournant
réf	Référence
RILEM	Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux

RSC	Revêtement Superficiel Combiné
RTFOT	<i>Rolling Thin-Film Oven Test</i> / Essai d'un film mince en rotation à l'étuve
SAMDM	<i>South Africa Mechanistic Design Method</i> / Méthode de conception mécanique sud-africaine
SARA (fractions)	Saturés, Aromatiques, Résines et Asphaltènes
SB	Sable-Bitume
SBM	Spie Batignolles Malet
SCB	Strasbourg, zone Circulée, couche de Base (projet MOVEDVDC)
SCF	Strasbourg, zone Circulée, couche de Fondation (projet MOVEDVDC)
SDES	Service des Données et Études Statistiques des ministères chargés de l'environnement, de l'énergie, de la construction, du logement et des transports
SEM	<i>Scanning Electron Microscopy</i> / Microscope à balayage électronique
SHRP	<i>Strategic Highway Research Program</i> / Programme stratégique de recherche routière (États-Unis)
SMA	<i>Stone Mastic Asphalt</i> / Asphalte coulé gravillonné
SNB	Strasbourg, zone Non circulée, couche de Base (projet MOVEDVDC)
SNF	Strasbourg, zone Non circulée, couche de Fondation (projet MOVEDVDC)
TBA	Température Bille Anneau (point de ramollissement)
TC	<i>Technical Committee</i> / Comité technique
TFOT	<i>Thin Film Oven Test</i> / Essai d'un film fin à l'étuve
TMJA	Trafic Moyen Journalier Annuel
TRRL	Transport and Road Research Laboratory
TSE	Tambour Sécheur Enrobeur
TX	Thixotropie
UGE	Université Gustave Eiffel
UMR	Unité Mixte de Recherche
URF	Union Routière de France
USIRF	Union des Syndicats de l'Industrie Routière Française
VEL	ViscoÉlasticité Linéaire
VENL	ViscoÉlasticité Non Linéaire
VENoL (modèle)	ViscoÉlastique Non-Linéaire
VER	Volume Élémentaire Représentatif
WLF (équation)	Williams-Landel-Ferry
WPT	<i>Work Potential Theory</i> / Théorie du potentiel de travail
XFEM	<i>eXtended Finite Element Method</i> / Méthode des éléments finis étendue
ZC	Zone Circulée
ZNC	Zone Non Circulée

Charte graphique

Les titres des graphiques fournissent les caractéristiques des données présentées. Ils sont construits d'après le schéma type suivant : [Nom du matériau bitumineux] – [Nom de l'éprouvette ou du groupe d'éprouvettes étudiées ou modélisées] – [Conditions d'essai]. [Objet des données présentées]. [Titre des axes]. [Données en présence]. [Autres détails]. La Figure Cha.1 fournit un exemple de titre de graphique.

Les graphiques présentés dans cette thèse, à l'exception de ceux extraits de la littérature, utilisent en légende les acronymes donnés par la Table Cha.1. Les légendes sont régulièrement construites sur le format suivant : [Type d'essai]-[Source des données] [Nom de l'éprouvette] [Conditions de chargement ou caractéristiques spécifiques]. Par exemple : « MC-Exp A4-H3 50 μ def » signifie essai de module complexe expérimental mené sur l'éprouvette A4-H3 à 50 μ def.

Table Cha.1 Signification des acronymes dans les légendes des graphiques.

Acronyme	Signification
MC	essai de Module Complexe
NL	essai de Non-Linéarité
TX	Thixotropie
FC	essai de Fatigue Continue
FPR	essai de Fatigue avec Périodes de Repos
Exp	expérience
Mod	modélisation analytique
DEM	modélisation numérique DEM avec le logiciel PFC
100/20/10	conditions d'essai 100 μ m/m / 20 °C / 10 Hz
6,4%	porosité de l'éprouvette
Uniquement pour les essais 2PB-TR du projet MOVEDVDC :	
FL-C	essai de Fatigue réalisé sur un enrobé fabriqué en Laboratoire sous des sollicitations Classiques (10 °C, 25 Hz)
FL-A	essai de Fatigue réalisé sur un enrobé fabriqué en Laboratoire sous d'Autres sollicitations
FL-X	essais FL-C interlaboratoires
FR-C	essai de Fatigue Résiduelle, c'est-à-dire réalisé sur un enrobé prélevé <i>in situ</i> , sous des sollicitations Classiques (10 °C, 25 Hz)
FR-A	essai de Fatigue Résiduelle, c'est-à-dire réalisé sur un enrobé prélevé <i>in situ</i> , sous d'Autres sollicitations

Les données expérimentales sont représentées par des marques non remplies avec une bordure de couleur (○). Les modélisations analytiques sont représentées par une courbe de couleur (---). Les modélisations numériques DEM sont traitées comme des données expérimentales. Pour les essais de module complexe, elles sont représentées par des marques colorées avec une bordure noire (■). Pour les essais de fatigue, elles sont plus généralement représentées par des marques non remplies avec une bordure de couleur pour alléger les graphiques (□). Des libertés sont parfois prises avec ce code pour faciliter la lecture des graphiques. La Figure Cha.1 fournit un exemple d'utilisation de ce code.

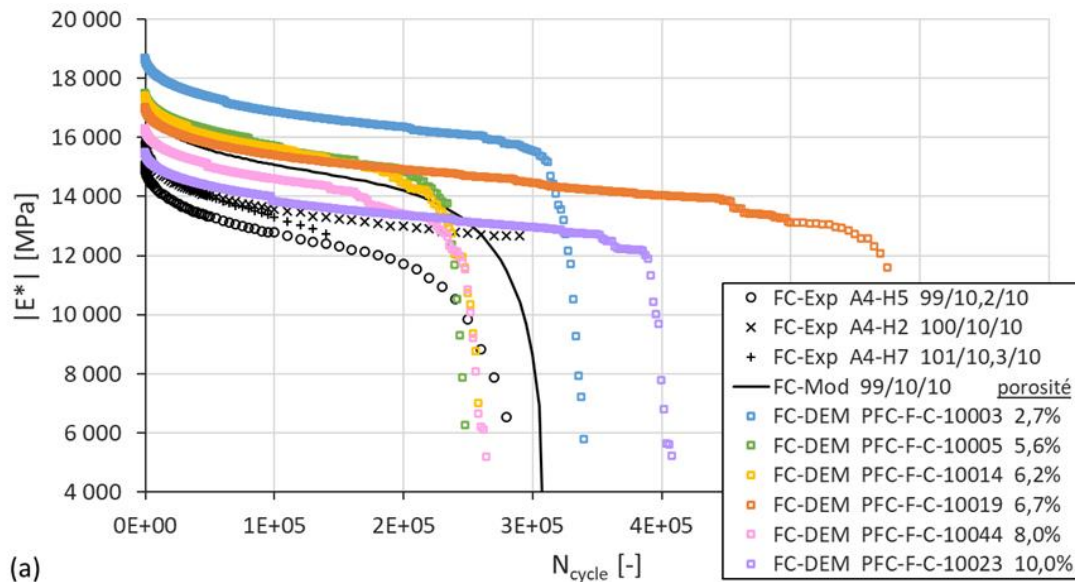


Figure Cha.1 Exemple d'application de la charte graphique avec la Figure 3.44a.

« Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Influence de l'agencement des particules DEM en fatigue sur l'évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique et des simulations DEM. La légende « 101/10,3/10 » correspond à 101 μ m/m / 10,3 °C / 10 Hz. »

Parmi les données expérimentales de fatigue récupérées dans la littérature, une sélection est effectuée pour alléger les graphiques et les fichiers d'analyse du fait du nombre important de données (Table Cha.2). L'échantillonnage est plus serré au niveau des premiers cycles car le module de rigidité décroît rapidement lors de la phase I de fatigue, puis ralentit en phase II (voir section 1.6.3.1). Lors de la phase III de rupture, le module diminue fortement, mais l'apparition de cette phase en fin d'essai étant variable, il n'est pas possible d'homogénéiser un échantillonnage resserré entre les essais. Néanmoins, plus un essai dure longtemps, plus la phase de rupture s'allonge. L'échantillonnage choisi reste donc adéquat. Pour les modélisations numériques aux éléments discrets, l'échantillonnage des données est celui utilisé pour le pas de cycle de calcul, à l'exception du pas de cycle variable en phase III (voir section 3.6.3.3). Il est donc plus resserré que celui des données expérimentales mais il permet de visualiser les cycles pour lesquels les ruptures de contact ont lieu.

Table Cha.2 Échantillonnage des données expérimentales et numériques de fatigue.

Cycles	Données expérimentales	Données numériques
1 à 10	Tous les cycles	Tous les cycles
10 à 50	Tous les 5 cycles	Tous les 10 cycles
50 à 100	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles
100 à 500	Tous les 50 cycles	Tous les 20 cycles
500 à 1 000	Tous les 100 cycles	Tous les 50 cycles
1 000 à 5 000	Tous les 500 cycles	Tous les 100 cycles
5 000 à 10 000	Tous les 1 000 cycles	Tous les 200 cycles
10 000 à 50 000	Tous les 2 000 cycles	Tous les 500 cycles
50 000 à 100 000	Tous les 5 000 cycles	Tous les 1 000 cycles
100 000 à 500 000	Tous les 10 000 cycles	Tous les 2 000 cycles
500 000 à 1 000 000	Tous les 20 000 cycles	Tous les 5 000 cycles
Au-delà de 1 000 000	Tous les 50 000 cycles	Tous les 5 000 cycles

Introduction

Le réseau routier français comportait en 2019 plus d'un million de kilomètres de routes, Départements d'Outre-Mer (DOM) compris : 12 000 km d'autoroutes dont 9 000 km concédés, 10 000 km de routes nationales, 379 000 km de routes départementales, et 704 000 km de routes communales (SDES, 2021, p. 7). Ce réseau ne nécessite plus aujourd'hui de développements importants, si ce n'est quelques extensions ou aménagements liés à la sécurité, à la décongestion d'axes ou aux désenclavements (CoTITA Est et al., 2016, p. 1). Ainsi, le rythme de construction des autoroutes concédées nouvelles se ralentit progressivement (moins de 38 km par an en moyenne depuis dix ans). En revanche, les sociétés concessionnaires procèdent à l'élargissement à 2 x 3 voies ou 2 x 4 voies des sections les plus fréquentées ainsi qu'à l'agrandissement des aires de stationnement (URF, 2022, p. 6).

Ce réseau représente une valeur financière considérable pour chaque maître d'ouvrage. À titre d'exemple, le seul réseau routier national géré par l'État, qui regroupe les autoroutes, les ouvrages d'art, les dépendances (assainissement), les aires de service et de stationnement, et l'équipement (signalisation, glissières, systèmes d'exploitation), est estimé à 250 milliards d'euros pour une reconstruction à neuf (soit 12,5 millions d'euros par kilomètre). Si l'on ajoute les routes départementales et communales, la valeur totale usuellement admise de ce patrimoine évolue à 2 000 milliards d'euros (IDRRIM, 2014, p. 6), chiffre à rapprocher du Produit Intérieur Brut (PIB) du pays ! Malheureusement, ces infrastructures routières ne sont pas intemporelles. Leur qualité se dégrade au fil du temps sous l'effet des sollicitations externes telles que le trafic et le climat. Il convient donc d'entretenir avec soin ce réseau de façon à préserver tant sa qualité d'usage que sa valeur patrimoniale.

La maintenance et l'entretien des infrastructures routières représentent ainsi un enjeu économique considérable, particulièrement dans le contexte où les budgets alloués à ces actions sont de plus en plus restreints par les gestionnaires. En 2021, les dépenses des Administrations Publiques (APU) pour la route se seraient élevées à environ 14,9 milliards d'euros, correspondant à une baisse de 1,8 milliards d'euros par rapport à 2011 (soit 11 %). De surcroît, cette baisse se concentre sur les dépenses d'investissement¹, celles de fonctionnement² restant globalement stables. Ramenées en pourcentage du PIB, les dépenses pour la route diminuent de manière continue depuis 20 ans : alors qu'elles représentaient 1,1 % du PIB il y a 20 ans, elles ne représentent plus en 2021 que 0,65 % du PIB (URF, 2022, p. 127). Parallèlement, la circulation globale progresse lentement mais régulièrement

¹ Les dépenses d'investissement comprennent l'achat de biens et de matériels durables, la construction ou l'aménagement de bâtiments, de travaux d'infrastructure, l'acquisition de titres de participation ou d'autres titres immobilisés, le remboursement en capital des emprunts, etc.

² Les dépenses de fonctionnement sont attribuées à la gestion courante des services et de l'activité de la collectivité : charges de personnel et de gestion courante, achat de fournitures, prestations de services, indemnités des élus, participation aux charges d'organismes extérieurs (aide sociale, syndicats intercommunaux, etc), subventions aux organismes publics et privés (associations, etc) mais aussi certaines dépenses exceptionnelles comme les intérêts moratoires, les amendes fiscales, etc.

depuis une décennie, en particulier celle des véhicules légers si on excepte les effets de la crise sanitaire en 2020 (URF, 2022, p. 10). En 2019, 5 500 poids lourds circulaient quotidiennement sur le réseau des autoroutes concédées. Or, le retard ou l'absence d'entretien conséquemment à un sous-investissement peuvent conduire à des surcoûts, à la dépréciation des infrastructures routières, ou à leur inadéquation progressive aux services pour lesquels elles ont été conçues, entraînant une perturbation de l'économie locale ou nationale et des risques pour les usagers (IDRRIM, 2014, p. 5). Pour un gestionnaire de réseau routier, la connaissance de la durée de vie des structures de chaussées devient une nécessité pour définir la programmation et la budgétisation de ses dépenses.

C'est dans ce contexte qu'intervient le projet national français PN DVDC pour « Durée de Vie Des Chaussées » lancé en 2016 et administré par l'IREX. Il s'agit d'un projet de recherche et de développement collaboratif rassemblant une quarantaine d'organismes publics et privés concernés par la construction et la gestion des infrastructures routières (maîtres d'ouvrage, ingénieries, entreprises de travaux, bureaux de contrôle, industriels, organismes de recherche).

Le projet a été missionné de quatre objectifs. Premièrement, il vise à mieux comprendre les mécanismes d'endommagement des chaussées pour ensuite proposer des modèles permettant de décrire ces phénomènes de dégradation et de prévoir leur évolution. Deuxièmement, il ambitionne de développer des méthodes de qualification de l'état et de la durée de vie résiduelle des chaussées. Troisièmement, il doit permettre d'intégrer les modes de comportement et de dégradation de certains matériaux dans la méthode de dimensionnement française des chaussées neuves. Quatrièmement et dernièrement, il cherche à optimiser la planification et le dimensionnement des travaux de maintenance des infrastructures routières qui aboutira à la rédaction d'un guide technique.

L'ensemble de ces objectifs se concentrent ainsi autour de l'évaluation de la durée de vie des chaussées dont deux aspects sont à distinguer suivant les couches de chaussées considérées. D'une part, la durée de vie des couches structurelles est constituée par la période écoulée depuis sa date de mise en service jusqu'à l'apparition de dommage nécessitant une reconstruction au moins partielle. D'autre part, la durée de vie d'une couche de roulement se caractérise par la période écoulée depuis sa date de mise en service jusqu'à l'apparition des dommages ou de caractéristiques dégradées nécessitant sa maintenance. Cette maintenance est fonction du trafic supporté par la voie, et du niveau de service fixé par le maître d'ouvrage.

De ce PN est né le projet complémentaire MOVEDVDC qui se concentre exclusivement sur la caractérisation des performances mécaniques résiduelles des matériaux bitumineux des couches d'assises (couches structurelles) et de leur évolution dans le temps. Son sigle signifie « MOdélisation du Vieillissement et de l'Endommagement pour l'évaluation de la Durée de Vie Des Chaussées ». Il est pris en charge par un consortium constitué de quatre organismes de recherche académique (ESTP, INSA Strasbourg, UGE (ex-IFSTTAR) et Université de Limoges) et de quatre entreprises privées (Eiffage Infrastructures, Eurovia (Vinci Construction), Spie Batignolles Malet et TotalEnergies) (Figure Int.1). Il est soutenu financièrement par l'ANR (Agence Nationale de la Recherche, référence ANR-17-CE22-0014-03). Lancé officiellement en janvier 2018, il doit se terminer courant 2023.

Trois objectifs ont été octroyés au projet MOVEDVDC qui doivent servir de socle à la réussite du projet DVDC. Premièrement, il vise à élaborer une méthodologie d'étude du vieillissement¹ et de l'endommagement des matériaux bitumineux prélevés sur sites, associant caractérisation de l'enrobé

¹ Dans ce manuscrit, le terme vieillissement est uniquement employé en référence au vieillissement chimique. En effet, l'endommagement est parfois désigné dans la littérature sous l'expression de vieillissement mécanique.

et du liant extrait. Ensuite, il ambitionne de proposer une démarche pour la prise en compte des performances mécaniques des matériaux anciens dans les méthodes courantes de calcul de durée de vie et de renforcement des structures de chaussées. Enfin, il doit aboutir à des propositions de modèles de calcul plus avancés, visant à décrire le comportement en fatigue de matériaux endommagés.



Figure Int.1 Logo des partenaires du projet MOVEDVDC.

Le programme du projet MOVEDVDC est structuré autour de six tâches principales, dont l'organisme responsable est indiqué entre parenthèses :

1. La coordination (administré par l'UGE) ;
2. Le choix et la caractérisation des sites expérimentaux (UGE) ;
3. L'analyse du comportement des liants (TotalEnergies) ;
4. L'analyse du comportement des enrobés (Eurovia) ;
5. La modélisation et le calcul de durée de vie résiduelle des chaussées (INSA Strasbourg) ;
6. La valorisation (UGE).

En sus, trois thèses accompagnent le projet :

- a. « Méthodes expérimentales et théoriques de détermination de la durée de vie résiduelle d'une chaussée à partir de ses bitumes extraits », thèse menée par Rodrigo Shigueiro SIROMA (UGE, 2022) et intégrée à la tâche 3 ;
- b. « Évaluation du vieillissement et de l'endommagement des matériaux bitumineux par modélisation hétérogène et mesures acoustiques », thèse élaborée par Soufyane BENABOUD (Université de Limoges, 2022) et intégrée aux tâches 4 et 5 ;
- c. « Modélisation du vieillissement et de la fatigue sur le comportement résiduel des matériaux de chaussées », thèse présentée ici par Léo COULON (INSA, 2023) et intégrée à la tâche 5.

Les travaux de recherche de cette thèse s'inscrivent ainsi dans la partie modélisation de ce projet, avec pour mission de reproduire le comportement des enrobés prélevés *in situ* et expérimentés en laboratoire au moyen d'essais de fatigue en flexion deux points (essais 2PB-TR). Ces enrobés sont donc à la fois vieillis et endommagés. Profitant de l'expérience acquise, il s'agit également de proposer des méthodes d'évaluation de l'état d'endommagement des chaussées en place et/ou de leur durée de vie résiduelle. Fruit d'un travail de quatre ans et demi, le présent mémoire de thèse a été découpé en quatre axes.

Le premier chapitre concerne la traditionnelle campagne bibliographique. Celle-ci est centrée sur le comportement complexe des enrobés bitumineux en fatigue dont il faut bien maîtriser tous les rouages afin d'en proposer des simulations correctes. Par exemple, la perte du module de rigidité

lors des essais de fatigue de laboratoire est encore trop souvent reproduite au moyen d'une unique variable de modélisation, à une température et une fréquence uniques généralement fixées à 10 °C et 25 Hz. Or au cours de ces essais, l'effet d'endommagement s'accompagne d'effets biaisants (non-linéarité, auto-échauffement, thixotropie), auxquels s'ajoute l'influence des conditions de chargement sur les cinétiques de ces effets. Les couplages thermo-mécaniques qui résultent de ces différents effets peuvent jouer un rôle très important dans la durée de vie des éprouvettes qu'il convient de vérifier. Ce chapitre bibliographique passe ainsi en revue les résultats expérimentaux traitant du comportement viscoélastique non-linéaire des enrobés bitumineux (instantané et non-instantané), ainsi que des effets d'endommagement en fatigue. Il recense également au niveau international les modèles analytiques et numériques conçus pour reproduire les essais de module complexe et de fatigue. Le couplage du vieillissement chimique sur le comportement des enrobés est également étudié.

Le second volet est consacré à la définition d'un modèle analytique capable de reproduire le comportement en fatigue des bétons bitumineux sous chargement cyclique sinusoïdal, et pouvant être facilement implémenté dans les modèles numériques. Il associe un modèle viscoélastique à un modèle d'endommagement. Pour le premier, de nouveaux principes de non-linéarité et de thixotropie sont élaborés. Pour le second, la variable d'endommagement D est couplée au taux de fissuration fourni par la loi de Paris. L'étude est menée à partir de données expérimentales provenant d'essais en traction-compression directe (DTC-CY) de la littérature. Deux raisons expliquent ce choix. D'une part, au commencement de la thèse, les données expérimentales prévues par les partenaires du projet MOVEDVDC n'étaient pas encore disponibles, nécessitant un approvisionnement à partir des données trouvées dans la littérature. D'autre part, les essais de fatigue du projet sont uniquement de type 2PB-TR. Comme il s'agit d'essais hétérogènes, il existe un risque de couplage des effets de non-linéarité à éviter, dû à une répartition hétérogène des niveaux de déformation. Le choix des essais homogènes DTC-CY se justifie ainsi par un accès direct à la loi de comportement du matériau.

Le troisième axe décrit les étapes de construction du modèle numérique de fatigue. L'approche choisie est la Méthode des Éléments Discrets (DEM) développée au sein du logiciel Particle Flow Code (PFC). Elle consiste en des assemblages de particules interagissant entre elles selon des lois de comportement très simples, dont le comportement global résultant peut obéir à une loi constitutive bien plus complexe. Le modèle analytique développé précédemment est utilisé comme loi de contact. La méthode discrète a pour avantage de générer facilement une fissuration multiple mais elle nécessite cependant des temps de calculs importants, guidant le choix vers une modélisation 2D plutôt que 3D. La qualité du modèle numérique est vérifiée au moyen des données expérimentales et des modélisations analytiques des essais DTC-CY du chapitre 2. La calibration numérique effectuée sur les essais DTC-CY est ensuite appliquée à l'identique sur des essais 2PB-TR pour mettre en évidence certaines différences générées par le type d'essai.

La quatrième et dernière section traite de l'application du modèle analytique aux essais de fatigue 2PB-TR du projet MOVEDVDC. Le modèle numérique n'a pas pu être testé pour une question de temps mais aussi parce que sa calibration nécessitait des essais DTC-CY avec des mesures du coefficient de Poisson, non présents dans le projet. Ce chapitre comporte ainsi, pour les données utilisées, une description de la campagne expérimentale menée par les partenaires du projet. Dans cette campagne, une partie des enrobés provient du prélèvement de quatre sites expérimentaux et une autre partie a été conçue et vieillie en laboratoire. Les données d'essai de ces matériaux sont analysées, des tentatives de couplage du vieillissement thermo-chimique sont proposées au sein du modèle, et des bilans des modélisations sont consignés, entre avantages et limitations. Fort de l'expérience engrangée dans cette étude, des méthodologies d'évaluation du niveau de l'endommagement des chaussées sont discutées en complément.

Chapitre 1 - Revue de la littérature sur les bétons bitumineux : utilisation, composition, rhéologie, modélisation

Table des matières

1.1	Introduction.....	34
1.2	Architecture des chaussées.....	34
1.3	Composition des mélanges bitumineux	44
1.4	Viscoélasticité des bétons bitumineux	60
1.5	Modèles analytiques viscoélastiques	78
1.6	Endommagement par fatigue	92
1.7	Mécanique de la rupture.....	114
1.8	Modèles analytiques de fatigue	136
1.9	Vieillessement chimique.....	148
1.10	Modèles numériques aux éléments discrets.....	157
1.11	Résumé.....	173

1.1 INTRODUCTION

Ce chapitre recense les diverses connaissances accumulées au cours de cette thèse en lien avec le sujet. Il met ainsi à l'honneur les chaussées routières construites avec des matériaux bitumineux selon quatre axes : utilisation, composition, rhéologie, et modélisation. L'axe « utilisation » porte sur l'utilité des chaussées, de leur architecture, ainsi que de leurs modes de dégradation inévitables malgré leur dimensionnement (section 1.2). L'axe « composition » est tourné vers les caractéristiques des éléments constituant l'enrobé et des moyens pour les unir (section 1.3). L'axe « rhéologie » s'intéresse au comportement viscoélastique de l'enrobé, et de son évolution vis-à-vis des phénomènes de fatigue et d'oxydation (sections 1.4, 1.6 et 0). Enfin, l'axe « modélisation » traite des méthodes analytiques et numériques existantes qui reproduisent le comportement des enrobés (sections 1.5, 1.7, 0 et 1.10). Concernant les normes en vigueur, l'ensemble du chapitre est présenté dans un environnement majoritairement européen-centré.

Le lecteur peu averti sur l'histoire moderne des chaussées trouvera également en Annexe A des explications concernant l'origine des termes techniques « asphalte », « bitume », « enrobé », « goudron », « macadam » et « tarmac », lesquels sont encore de nos jours trop souvent employés sans aucune distinction pour désigner les chaussées.

1.2 ARCHITECTURE DES CHAUSSÉES

1.2.1 Principe d'une chaussée

Les chaussées, qu'elles soient routières, aéroportuaires, ferroviaires ou de tram, sont des structures composites, multicouches, souvent complexes, dont le rôle est d'assurer une circulation aisée des moyens de transport et de répartir sur le sol support les efforts engendrés par ledit trafic. Elle doit avoir une épaisseur telle que la pression verticale transmise au sol soit suffisamment faible pour que celui-ci puisse la supporter avec très peu de dégradations. Les chaussées sont donc conçues pour résister sur une durée de vie relativement longue aux multiples sollicitations mécaniques (liées principalement au passage de charges lourdes), climatiques (cycles de température, pluie, gel, rayons ultraviolets) et chimiques (oxydation). Ces sollicitations dégradent imperceptiblement les performances initiales des matériaux et de leurs interfaces. Le dimensionnement des chaussées est réalisé de sorte à contenir la propagation de ces dégradations pour que la chaussée puisse assurer ses années de service. La conception d'une chaussée doit donc tenir compte du cahier des charges (type de route, trafic) et des contraintes environnementales (climat, nature du terrain). De ces contraintes dépendent le choix des matériaux et les épaisseurs des couches de chaussées.

1.2.2 Constitution d'une chaussée

1.2.2.1 Structure générale

Une chaussée est une structure multicouche constituée d'un **corps de chaussée** mis en œuvre sur une **plateforme support de chaussée** (Figure 1.1). Cette plateforme est formée du sol terrassé, appelé **sol support** ou **Partie Supérieure des Terrassements (PST)**, généralement surmonté d'une **couche de forme**. Le corps de la chaussée est constitué de deux types de couches distingués par leurs apports aux fonctions que doit assurer la chaussée : la **couche d'assise** (couches de base et de fondation) surmontée de la **couche de surface** (couches de liaison et de roulement). Ces différentes couches sont liées entre elles au moyen de **couches d'accrochage**. L'épaisseur du corps de chaussée varie approximativement de l'ordre de 20 à 60 cm suivant l'intensité du trafic et les types de chaussée.

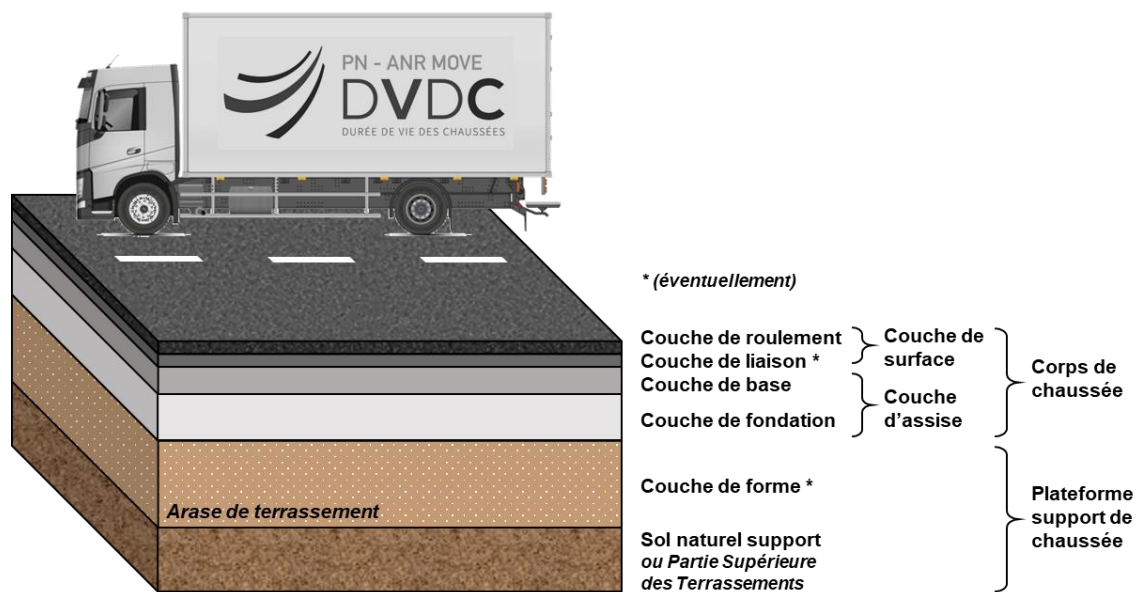


Figure 1.1 Section typique d'une chaussée.

1.2.2.2 Plateforme support de chaussée

La plateforme support de chaussée correspond à la surface supérieure de la couche de forme ou du sol support si la couche de forme n'est pas utilisée. Elle doit répondre à des exigences de portance normalisées selon les besoins, résultant des caractéristiques du sol support et de la couche de forme.

1.2.2.2.1 Sol support

Le sol support est désigné dans sa partie supérieure par le terme « Partie Supérieure des Terrassements ». Sa surface constitue l'arase de terrassement. Suivant la nature géologique des sols, quatre grandes familles sont distinguées : les sols fins argileux, les sols de type marno-calcaires, les sols de type sable et grave¹, les sols remaniés. La portance des sols peut être améliorée par traitement en place pour les matériaux qui le permettent, par substitution si le défaut de portance est général et que le traitement en place n'est pas envisageable ou par purge² lorsque le défaut de portance est localisé.

¹ Ensemble de granulats composé de gravillons et de sable.

² Dans un terrassement, extraction d'un mauvais sol en vue de son remplacement.

1.2.2.2.2 Couche de forme

Dans un même projet, le tracé d'une route peut rencontrer des sols de caractéristiques très variables. Afin d'améliorer et d'uniformiser la portance de la plateforme support de chaussée, une couche de forme peut être interposée entre le sol support et le corps de chaussée. D'autre part, elle permet lors de la phase des travaux de protéger le sol support des intempéries, d'établir un nivellement en adéquation avec les exigences de la plateforme support de chaussée et d'assurer la circulation des engins de chantier pour l'approvisionnement des matériaux et la construction des couches du corps de chaussée.

1.2.2.3 Couche d'assise

L'assise de chaussée, divisée en une couche de base et de fondation, apporte à la structure de chaussée l'essentiel de sa rigidité. Son rôle est de protéger la plateforme support de chaussée vis-à-vis de la pénétration du gel par temps froid et de réduire à ce niveau, par diffusion latérale, les sollicitations dues au trafic en-dessous des limites admissibles du sol support pour éviter l'apparition de déformations permanentes. Avec l'emploi de matériaux liés, la flexion sous le passage des essieux induit à la base de l'assise de chaussée des sollicitations en traction qui par leur répétition, sont responsables d'une fissuration par fatigue. Celle-ci, à terme, remonte en surface de la chaussée. Une module et une résistance en fatigue élevés sont donc les caractéristiques mécaniques principales recherchées des matériaux employés en couche d'assise. La durée de vie des couches d'assise est de 30 à 40 ans sur les autoroutes.

1.2.2.4 Couche de surface

La couche de surface comporte une couche de roulement et au besoin une couche de liaison. La couche de roulement qui est la couche supérieure de la chaussée est la seule couche perçue par les usagers et sur laquelle s'exercent directement les actions du trafic et du climat. Compte tenu de la difficulté de formuler des mélanges présentant à la fois des caractéristiques dites de surface, de compacité et de résistance élevées, les rôles de chacune des deux couches sont clairement définis.

La couche de liaison a pour mission de protéger la couche d'assise vis-à-vis des infiltrations d'eau et des sels de déverglaçage, des fluctuations thermiques et des déformations par fluage. Elle est ainsi réalisée avec une bonne épaisseur (5 à 15 cm) et des mélanges à forte compacité pour assurer une bonne étanchéité. Elle doit également limiter la remontée des fissures provenant des couches d'assise. Elle est conçue pour durer 15 à 20 ans.

La couche de roulement apporte à la chaussée les caractéristiques de surface nécessaires à la sécurité (adhérence, drainabilité) et au confort (bruit, propriétés photométriques¹) des usagers. La couche peut être alors de faible épaisseur (2 à 5 cm) et devient une couche d'usure dont il suffit de prévoir son renouvellement ou bien des travaux d'attente si l'on souhaite différer son renouvellement lorsque les dégradations ne lui permettent plus de remplir ses fonctions. Elle est conçue pour durer entre 5 et 10 ans. Attention, une couche de roulement dégradée ne peut être laissée dans l'état, sinon les dégradations pourraient se propager aux couches inférieures augmentant le coût des réparations ultérieures.

¹ Capacités de la chaussée à réfléchir la lumière.

1.2.2.5 Couche d'accrochage

Lors de la mise en œuvre des enrobés, l'utilisation de couches d'accrochage aux interfaces permet de faciliter le collage des couches de la chaussée entre elles afin qu'il y ait transmission des contraintes. Ainsi, la structure de chaussée travaille comme un seul bloc. La résistance globale augmente et les déformations diminuent.

1.2.3 Types de structure des chaussées

Les structures des chaussées sont réparties en deux grandes classes en ce qui concerne le réseau routier français : les chaussées bitumineuses et les chaussées en béton de ciment. En France, la majorité des structures routières appartiennent à la famille des chaussées bitumineuses, environ 96 % du réseau routier national, y compris les autoroutes concédées. La Figure 1.2 donne un aperçu des structures bitumineuses les plus fréquemment rencontrées, dont les différents enrobés composant les couches sont décrits en partie 1.3.5.1.2 et en annexe B.

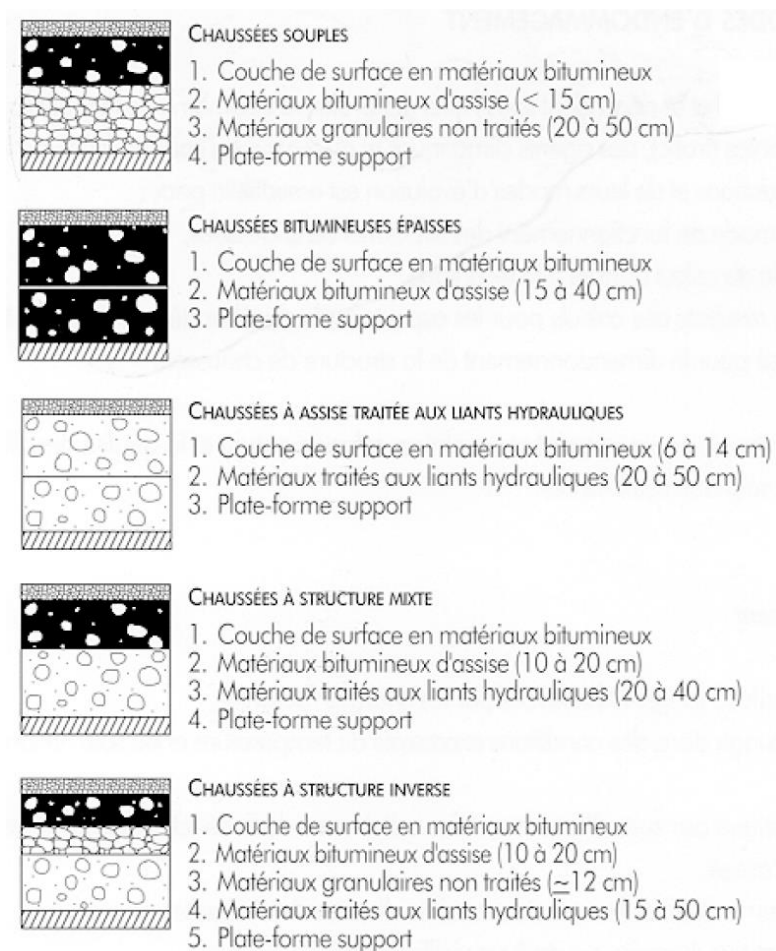


Figure 1.2 Différents types de structure de chaussées bitumineuses (SÉTRA & LCPC, 1994, p. 24)¹.

¹ Les liants hydrauliques routiers (LHR) sont issus d'un mélange et/ou broyage de clinker et/ou de coproduits de l'industrie (laitiers, pouzzolanes, cendres volantes, etc.). Bien que les proportions soient différentes et les cinétiques de prise et de durcissement plus lentes, les constituants de ces liants hydrauliques routiers sont principalement les mêmes que ceux des ciments.

1.2.4 Modes de dégradation des chaussées

1.2.4.1 Généralités

Au cours de sa vie, une route est soumise à de nombreuses agressions extérieures qui altèrent ses caractéristiques de surface et son intégrité structurelle. Elles sont d'ordre mécanique dû à l'effet du trafic, d'ordre climatique avec les changements de saison et d'ordre chimique avec le dioxygène présent dans l'air qui oxyde le bitume. Les erreurs de formulation, de fabrication et de mise en œuvre accélèrent d'autant plus les dégradations, auxquels il faut ajouter les malfaçons des divers ouvrages du génie civil enfouis dans les chaussées (défaut de compactage lors du remblaiement d'une tranchée, défaut d'étanchéité des buses, etc.).

1.2.4.2 Sollicitation des couches bitumineuses

Les dégradations ayant pour origine les effets du trafic et les effets thermiques sont les plus importantes.

1.2.4.2.1 Effet du trafic

Les couches de chaussées subissent des écrasements et des flexions sous l'effet du passage des véhicules, en particulier des poids lourds (Figure 1.3). Leur comportement est assimilable à une poutre en flexion. Ainsi, des petites tractions répétées se produisent à la base des différentes couches. Celles-ci génèrent des micro-dégradations qui en s'accumulant, se rejoignent pour former des fissures qui finissent par se propager au travers de la chaussée. Il s'agit d'un phénomène de fatigue de l'enrobé. De plus, les compressions répétées sous le passage des pneumatiques, qui transmettent la charge du véhicule, peuvent créer sur l'épaisseur un tassement des couches ou des déformations permanentes au niveau des couches non-liées inférieures, induisant un orniérage à la surface de la chaussée. La couche de roulement perd également progressivement ses caractéristiques d'adhérence en raison du polissage des gravillons et de leur arrachage.

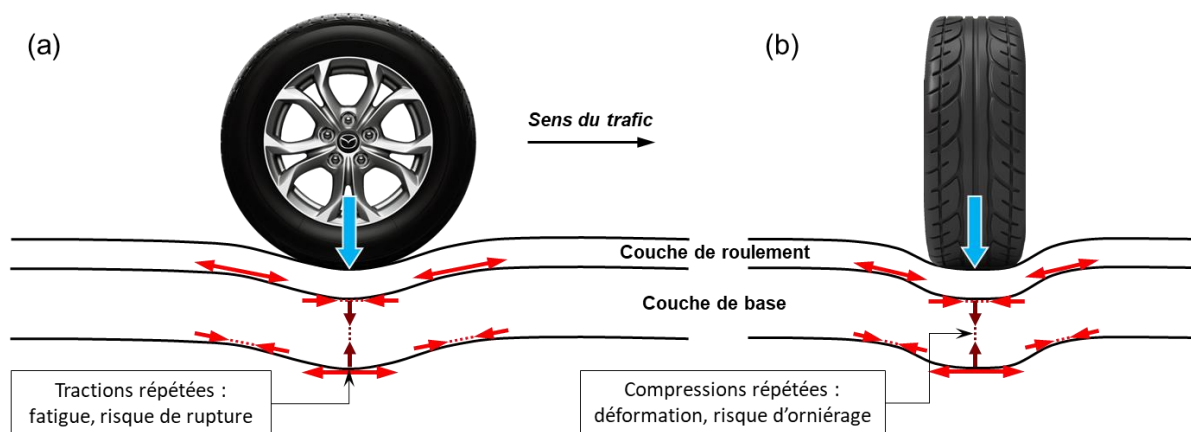


Figure 1.3 Schéma de l'effet du trafic sur la couche de base d'une chaussée d'enrobé bitumineux : (a) section longitudinale, (b) section transversale (adapté de DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 77).

1.2.4.2.2 Effet de l'eau

L'eau s'infiltrant dans les couches désenrobe progressivement les matériaux bitumineux (départ du mastic autour des granulats) se traduisant par un affaiblissement du contact liant-granat. Le désenrobage est à l'origine de l'aggravation du faïençage, puis des arrachements et des nids de poule en surface. La fissuration favorise d'autant plus les infiltrations d'eau qui provoquent l'épaufrure des bords de fissures et accélère les mécanismes de dégradation. Dans les couches plus profondes, la circulation de l'eau entraîne le transport de matériaux, notamment de particules fines, qui peuvent à terme déstructurer les couches de matériaux non liées.

1.2.4.2.3 Effet du gel-dégel

En hiver, une pluviométrie importante peut engendrer des pénétrations d'eau dans la chaussée par infiltration gravitaire si la couche de surface présente des défauts d'étanchéité ou par remontée capillaire dans les couches de forme et d'assise si le sol porteur est gorgé d'eau. Sous l'effet du gel, l'eau se transforme en glace et prend plus de volume. La chaussée subit donc un gonflement et sa solidité devient liée à celle de la glace. Durant cette phase, des fissures peuvent apparaître et des dégradations déjà présentes peuvent s'accroître. Mais c'est lors de la phase de dégel que la chaussée est la plus fragilisée car chargée en eau, il faut un certain temps pour que les couches retrouvent leur compacité d'origine à mesure que l'eau s'écoule. Le passage de trop lourdes charges peut alors faire apparaître des ornières et désagréger la structure. C'est pourquoi, des barrières de dégel sont parfois mises en place afin de restreindre la circulation des poids lourds, en matière de vitesse et de tonnage, et ainsi préserver le maintien des routes. La multiplication des cycles gel-dégel est donc particulièrement néfaste pour une route.

1.2.4.2.4 Action des fondants routiers

Un fondant routier est un produit utilisé dans l'action de salage des routes en période hivernale, généralement du chlorure de sodium. Il a pour effet de faire fondre la pellicule de glace ou la neige compactée et durcie accumulée sur le revêtement des chaussées. Bien que fort utile à la sécurité des usagers en garantissant une meilleure adhérence pneumatique-chaussée, il accélère en contrepartie la dégradation des couches de revêtement, principalement en raison du choc thermique qu'il produit.

Le traitement systématique de la pellicule résiduelle de neige derrière la lame braise ou le rabot déneigeur avec un fondant routier (méthode souvent appliquée en France) entraîne la fusion de la neige ou du verglas présent sur le revêtement. Cette fusion met en jeu la chaleur latente de fusion de la glace (-334 kJ/kg), laquelle est environ six cents fois plus importante que la chaleur d'hydratation du chlorure de sodium, et qui provoque un abaissement brutal de la température de surface (de l'ordre de 4 à 7 °C). Ce mécanisme physique est générateur d'un choc thermique entraînant des dégâts aux revêtements routiers (Ministère de la Transition Écologique et de la Cohésion des Territoires, 2013).

1.2.4.2.5 Effet chimique

Les liants bitumineux sont sujets à des phénomènes d'oxydation avec le dioxygène présent dans l'air, principale cause du vieillissement chimique. Il se traduit par un durcissement du liant, et de ce fait de l'enrobé. Cette dureté, qui augmente la résistance de la chaussée et diminue donc les risques d'orniérages, est particulièrement appréciée sur les routes à fort trafic. Mais elle a comme contrepartie la fragilité, c'est-à-dire que le bitume devient cassant, et ce d'autant plus que les températures sont basses.

1.2.4.3 Les types de désordres observés

Sous l'effet des sollicitations, plusieurs types de désordres peuvent apparaître en surface. Ils sont parfois accrus par des défauts de formulation et de mise en œuvre, souvent liés les uns aux autres. Ils renseignent visuellement sur l'état structurel de la chaussée. Voici une liste des principaux désordres rencontrés :

- Les déformations : (Figure 1.5)
 - L'orniérage : déformation longitudinale de la chaussée caractérisée par un tassement au niveau des bandes de roulement. Ce tassement se produit sous le passage répété des roues à cause d'un défaut de portance (excès de mastic, défaut de compactage, chaleur, sol support sensible à l'eau) ou de déformations plastiques (fatigue) ;
 - L'affaissement : déformation ponctuelle par tassement du sol support qui se localise soit en rive de chaussée, soit sur la largeur de la demi-chaussée. Elle est généralement occasionnée par des mouvements de sol : tassement d'élargissement ou d'épaulement, retrait hydrique, glissement de remblai. Des fissures dites d'adaptation apparaissent souvent en bordure des zones concernées ;

- Les fissures : (Figure 1.6)
 - Les fissures longitudinales : fissures se développant parallèlement à l'axe de la chaussée apparaissant exclusivement ou non au niveau des bandes de roulement. Dans le premier cas, elles sont essentiellement dues à la fatigue de la structure. Dans le second, elles proviennent de la réapparition d'un joint de mise en œuvre ou d'une fissure longitudinale grave dans les couches inférieures ;
 - Les fissures transversales : fissures se développant perpendiculairement à l'axe de la chaussée. Elles sont essentiellement dues aux variations de température (contraction-dilatation) ou au retrait lié à la prise hydraulique caractéristique des assises traitées aux liants hydrauliques (espacement régulier des fissures généralement entre 5 et 20 m) ;
 - Le faïençage : ensemble de fissures apparaissant en surface et formant un maillage de plus en plus serré sous l'action du trafic et des conditions climatiques. Il constitue la dernière étape de la dégradation des chaussées précédant le départ des matériaux. Il peut naître de l'évolution de la fissuration des dégradations structurelles (fissures longitudinales et transversales) ou des dégradations superficielles apparaissant uniquement en surface dues à la fragilité du liant (vieillesse, conditions de fabrication de l'enrobé, trop grande dureté d'origine) ;

- Les arrachements : (Figure 1.4)
 - La pelade : arrachement de la couche de roulement par plaque (liant et granulat). Il est généralement dû à un défaut de collage de la couche de roulement sur le support ;
 - Le plumage : départ des gravillons à la surface des chaussées. Il est souvent dû à une mauvaise adhésivité liant-granat et se produit généralement en hiver lorsque les basses températures provoquent la rupture du liant devenu fragile et cassant, conduisant au départ des gravillons ;
 - Le peignage : départ des gravillons suivant des sillons parallèles à l'axe de la chaussée. Cette forme particulière de plumage est causée par une malfaçon de l'enduit superficiel

due à une mauvaise répartition transversale du liant lors de son répandage : alternance sur la largeur de zones correctement dosées en liant et de zones insuffisamment dosées en liant ;

- Le nid de poule : trou de forme arrondie se formant avec le départ des matériaux à la surface de la chaussée. Son apparition correspond généralement à l'ultime étape de l'évolution du faïençage et du désenrobage ;
- Les mouvements de matériaux : (Figure 1.7)
 - Le ressuage : remontée de liant bitumineux à la surface de la chaussée pouvant conduire à des arrachements du fait du collage des matériaux aux pneumatiques. Il peut être causé par des surdosages en liant, l'utilisation de bitumes trop mous ou une mise en œuvre sur un support trop déformé ayant conduit à des surépaisseurs. Il s'observe principalement sur les enduits superficiels d'usure et les ECF ;
 - L'indentation : enfoncement des granulats par rapport à la surface s'accompagnant de déformations par fluage conduisant à un orniérage dans les bandes de roulement. L'origine peut être un défaut de fabrication (excès de bitume ou de fines), l'utilisation d'un bitume trop mou ou une compacité à la mise en œuvre trop élevée. Elle concerne surtout les couches de roulement plutôt épaisses (BBM, BBSG) ;
 - Le glaçage : usure des gravillons de surface par polissage sous l'effet du trafic entraînant la dégradation de la texture du revêtement et de ce fait la diminution de l'adhérence.



Figure 1.4 Désordres par arrachement (photos (a) et (b), site internet TP Demain, 2020 ; photos (c) et (d), CRR MF 89-rév1, Annexe, 2020, respectivement p. 19 et p. 16).

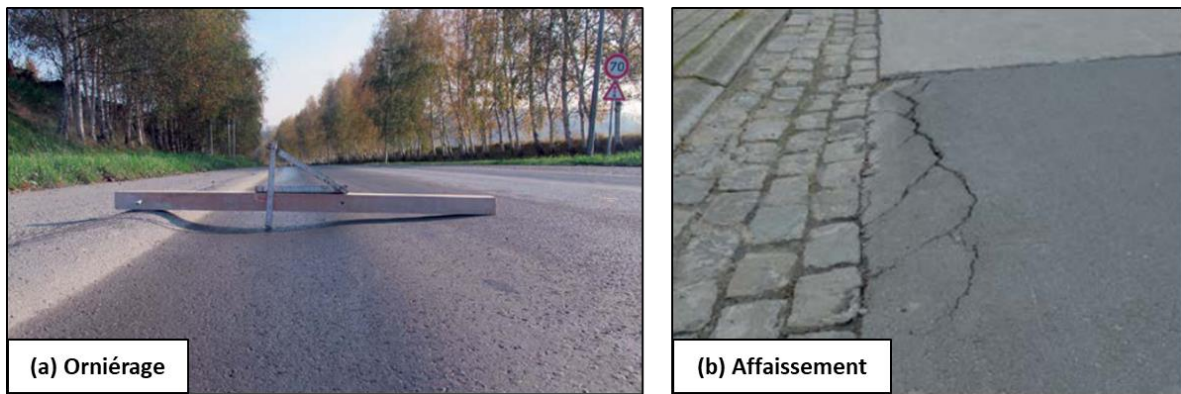


Figure 1.5 Désordres par déformation (photos CRR MF 89-rév1, Annexe, 2020, (a) p. 11 et (b) p. 13).

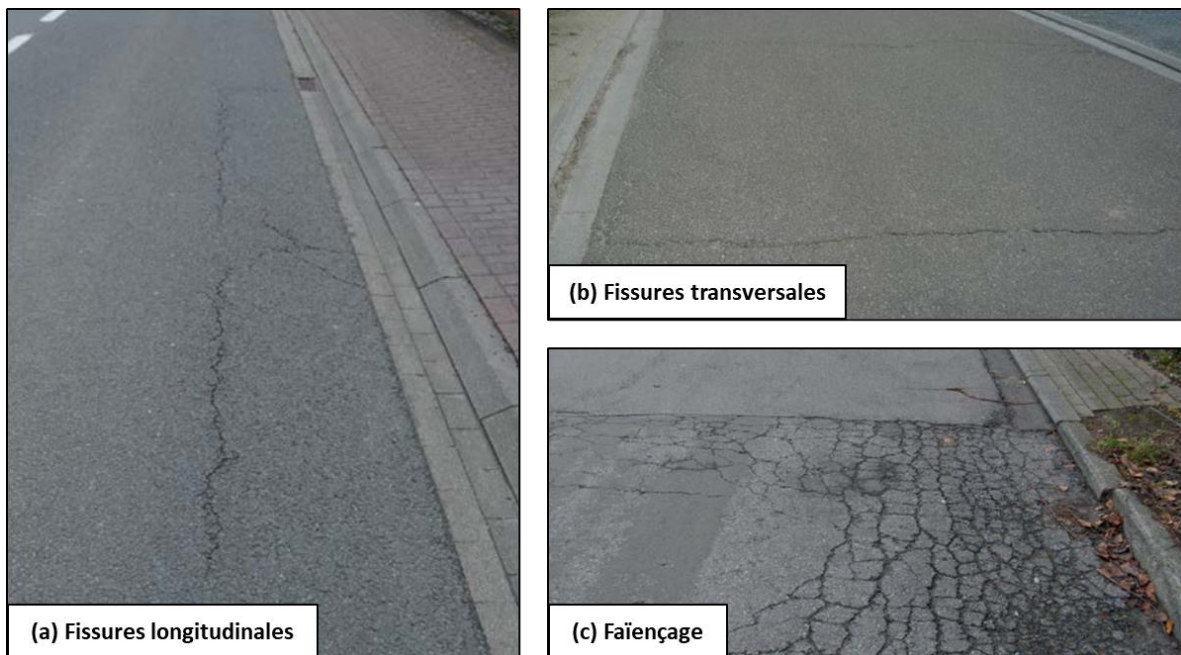


Figure 1.6 Désordres par fissuration (photos CRR MF 89-rév1, Annexe, 2020, (a) p. 5, (b) p. 6 et (c) p. 9).



Figure 1.7 Désordres par mouvement de matériaux (photo CRR MF 89-rév1, Annexe, 2020, p. 21).

1.2.5 Dimensionnement des chaussées

1.2.5.1 Approches empiriques et rationnelles

Les approches empiriques privilégient l'expérience acquise. Des études expérimentales de chargement sur chaussées réelles sont menées afin d'en estimer leur durée de service. Des analyses statistiques et des régressions sont ensuite réalisées sur les résultats des essais. Elles sont traduites sous forme d'abaques et de formules constituant les règles de dimensionnement. Plus le panel d'essais est important, et plus la méthode de dimensionnement est précise. Exemple : méthode de l'AASHTO (*American Association of State Highway and Transportation Officials*, États-Unis).

Les approches empiriques ont l'avantage d'être simples, mais elles ne permettent pas d'extrapoler ou d'appliquer les formules à des matériaux et des configurations de structure de chaussée qui n'entrent pas dans le plan d'expérience duquel les régressions ont été tirées. C'est la raison pour laquelle, la tendance générale est à l'introduction de méthode de calcul. Les méthodes rationnelles se basent ainsi sur les caractéristiques mécaniques des matériaux et sur des modèles mathématiques pour calculer les déformations et les contraintes générées dans la structure de chaussée, afin de les comparer à des valeurs limites calées en fonction d'observation réelles. Exemples : méthode anglaise, méthode française, méthode MEPDG (*Mechanistic-Empirical Pavement Design Guide*, États-Unis, remplacement de la méthode de l'AASHTO), méthode SAMDM (*South Africa Mechanistic Design Method*, Afrique du Sud).

1.2.5.2 Méthode de dimensionnement française

La méthode française de dimensionnement des chaussées est décrite dans les normes NF P94-117-1 (2000) et 2 (2004), ainsi que NF P98-086 (2019). Elles sont basées en grande partie sur le guide technique du SÉTRA-LCPC « Conception et dimensionnement des structures de chaussées » (1994).

La première étape consiste à choisir la couche de surface et à pré-dimensionner la structure de chaussée en définissant la nature et l'épaisseur des couches selon le type de structure envisagée et le trafic prévisionnel. Les classes de trafic sont définies en fonction du Trafic Moyen Journalier Annuel (TMJA), correspondant au nombre moyen de poids lourds journalier par sens circulant sur la voie la plus chargée à la date de mise en service (véhicules de plus 3,5 tonnes, de poids total autorisé en charge).

La seconde étape consiste à calculer la réponse de la structure sous l'essieu à roues jumelées, chargé à 130 kN, servant de référence. La chaussée est modélisée comme une superposition de couches élastiques, linéaires, homogènes, isotropes et infinies en plan. Chaque couche est caractérisée par un module d'élasticité E , un coefficient de Poisson ν et une épaisseur e . Après modélisation de la charge appliquée, les calculs des déformations et contraintes dans ce modèle multi-couches sont effectués avec le logiciel ALIZE-LCPC construit à l'aide du modèle de Burmister (BURMISTER, 1945abc). Les valeurs de déformation ε_{cal} calculées à la base des couches d'enrobés sont ensuite comparées aux résultats de laboratoire.

La troisième étape consiste à vérifier la déformation du support et la rupture par fatigue à la base des couches bitumineuses. Deux critères sont à satisfaire. D'une part, la déformation verticale ε_z à la surface du sol support doit rester inférieure à une valeur limite admissible $\varepsilon_{z,adm}$, calculée selon le nombre de passage de l'essieu de référence NE fonction du TMJA. D'autre part, la déformation d'allongement ε_t à la base des couches bitumineuses doit rester inférieure à la valeur admissible $\varepsilon_{t,adm}$, calculée à partir de la déformation ε_6 en fatigue et de plusieurs coefficients correctifs k . L'essai de fatigue en laboratoire permet de déterminer l'amplitude de déformation ε_6 conduisant à la rupture

d'une éprouvette par fatigue sous certaines conditions d'essai (fréquence, température) pour un million de cycles de chargement. Les facteurs correctifs k permettent de tenir compte du décalage existant entre les conditions d'essais de laboratoire et la réalité (chargement, température, etc.). Les valeurs calculées ε_{cal} de la modélisation sont ensuite comparées aux valeurs admissibles ε_{adm} . Le dimensionnement des couches bitumineuses est considéré comme correct lorsque dans chaque couche $\varepsilon_{cal} < \varepsilon_{adm}$. Dans le cas contraire, il faut soit augmenter l'épaisseur de la couche, soit reconsidérer les matériaux choisis.

1.3 COMPOSITION DES MÉLANGES BITUMINEUX

1.3.1 Généralités

Les mélanges bitumineux sont des matériaux composites constitués d'un mélange de granulats de plusieurs tailles (gravillons, sables, filler) et d'un liant bitumineux (liant hydrocarboné), complété éventuellement d'additifs. Ces composants représentent la matière solide du mélange, dans lequel subsistent des pores ouverts et des interstices appelés vides (Figure 1.8). Le filler (ou fines) mêlé au liant est appelé le mastic, le sable mélangé au mastic constitue le mortier (ou sable bitumineux), et les gravillons mélangés au mortier constituent l'enrobé (ou béton bitumineux). Le liant hydrocarboné confère la cohésion et assure la répartition des contraintes sur l'ensemble de la surface des granulats tandis que le squelette granulaire assure la rigidité de l'enrobé. Les additifs permettent de modifier les caractéristiques du matériau, comme sa viscosité, sa résistance aux contraintes mécaniques ou ses propriétés acoustiques, voire sa coloration.

Dans la suite de ce manuscrit, les termes « mélange bitumineux » ou « matériau bitumineux » sont utilisés pour désigner l'association d'un liant bitumineux avec n'importe quel autre type de matériau (filler (mastic), sable (mortier), granulats (enrobé)).

1.3.2 Granulats

1.3.2.1 Définition

Le granulats est un matériau représentant un ensemble de constituants inertes (fines, sables, graviers, cailloux, etc.). Ils constituent environ 95 % de la masse d'un enrobé bitumineux (80 à 85 % du volume), dont une proportion de fines totale généralement de l'ordre de 7 à 8 % de la masse.

Il est à différencier de l'agrégat qui est un assemblage hétérogène de substances ou d'éléments qui adhèrent solidement entre eux. Bien que les granulats soient des agrégats de minéraux, le terme « agrégat » est réservé dans ce manuscrit aux assemblages d'éléments macroscopiques tels que les agrégats d'enrobés, mélanges de liants bitumineux et de granulats, afin d'éviter toute confusion. Le terme « agrégat d'enrobés » est généralement employé dans la filière du recyclage pour désigner les fragments d'enrobés issus du rabotage des chaussées et réutilisés en tant que granulats recyclés dans les formulations d'enrobés.

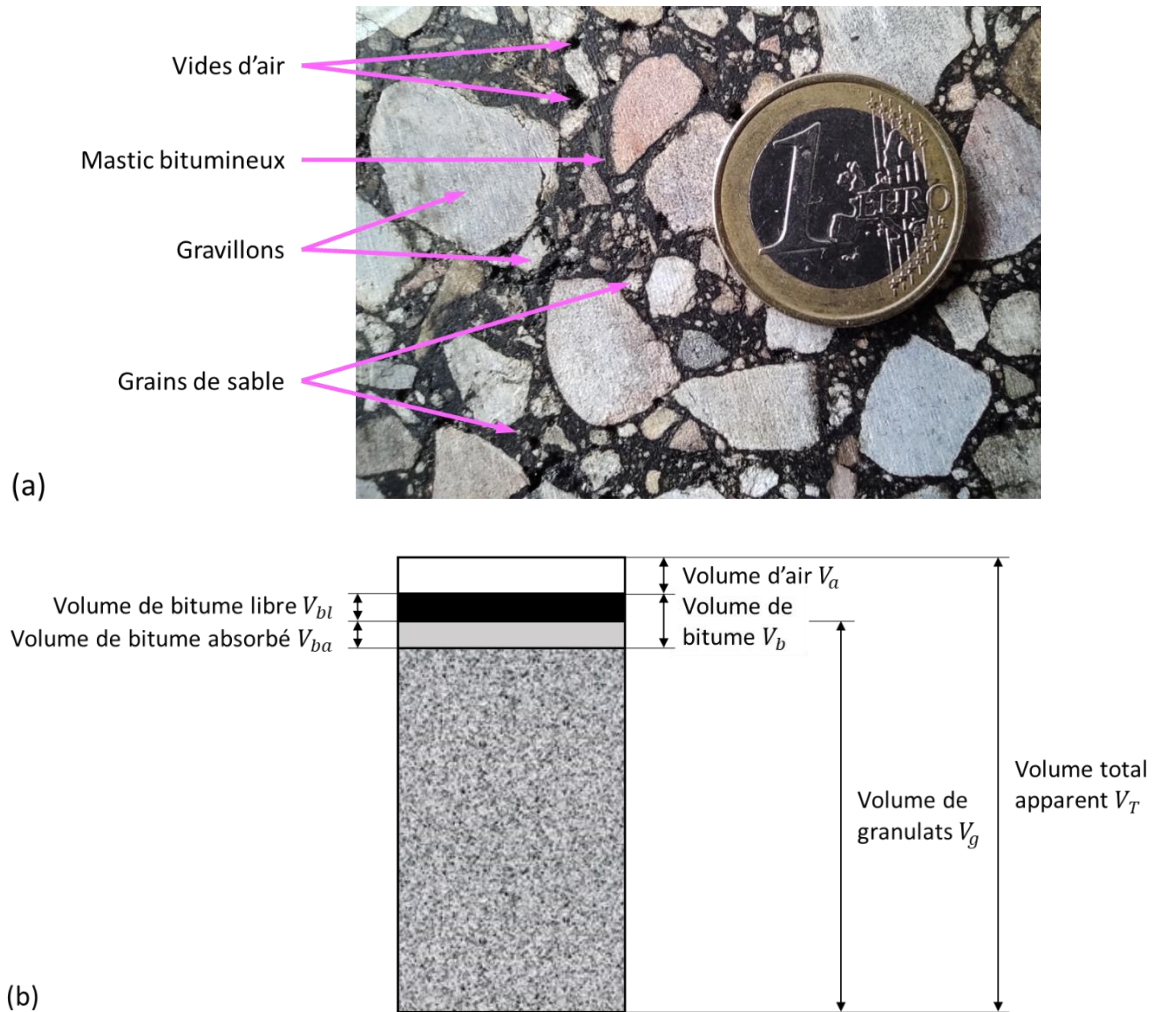


Figure 1.8 (a) Photo d'un enrobé bitumineux. (b) Représentation des volumes occupés par les différents constituants du mélange bitumineux (schéma (b) adapté de DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 46).

1.3.2.2 Types de granulat

Trois types de granulats sont à distinguer : les granulats naturels, les granulats artificiels et les granulats recyclés. Le granulat naturel est d'origine minérale et n'a subi aucune transformation autre que mécanique. Le granulat artificiel est aussi d'origine minérale mais résultant d'un procédé industriel comprenant des modifications thermiques ou physico-chimiques comme les laitiers de hauts-fourneaux et les mâchefers d'incinération d'ordures ménagères. Le granulat recyclé résulte de la transformation mécanique de matériaux antérieurement utilisés dans la construction (exemple des agrégats de bétons et d'enrobés recyclés). Le traitement mécanique consiste en la réalisation d'une ou plusieurs opérations de concassage et de criblage afin d'obtenir des caractéristiques dimensionnelles bien définies appelées classes granulaires. Les prescriptions générales relatives à l'utilisation des granulats dans les enrobés sont définies dans la norme européenne NF EN 13043 (2003). Des prescriptions complémentaires pour les agrégats d'enrobés sont fournies dans la norme NF EN 13108-8 (2016).

1.3.2.3 Classes granulaires

Un mélange de granulats est caractérisé par sa granularité qui consiste à classer la taille des éléments qui le compose. Elle est établie en utilisant une série de tamis de laboratoire dont la maille croît par

palier d'un facteur de 1,12. Les tamis utilisés sont à maille tissée jusqu'à 4 mm et en tôle perforée au-dessus. Une fraction granulaire est définie par la taille d du plus petit grain et la taille D du plus gros grain. Par exemple, un granulat 8/16 correspond à une fraction granulaire dont les grains s'écoulent essentiellement au travers d'un tamis d'ouverture de maille 16 mm mais sont en revanche retenus sur un tamis de 8 mm. Du fait des formes très variées des granulats, une fraction granulaire peut comporter jusqu'à 15 % de matériaux excédentaires inférieurs (passant à 8 mm) ou supérieurs (refus à 16 mm). En revanche, aucun élément n'aura une taille supérieure à $1,25 D$. En principe, on définit une classe granulaire avec un rapport D/d limité à une valeur de 1,4 (CORTÉ, DI BENEDETTO et al., 2005, p. 22).

En considérant la granularité, plusieurs types de composants minéraux peuvent être distingués : les pierres concassées et ballast (> 22 mm), les gravillons (entre 2 et 22 mm), les sables (fraction 0/2, voire 0/4 mm), et le filler ou les fines ($\leq 0,063$, voire $\leq 0,080$ ou $\leq 0,090$ mm). Les graves (ou graviers) désignent des ensembles de granulats composés de gravillons et de sable. La Figure 1.9 montre un exemple de courbe granulométrique continue étalée d'un mélange bitumineux 0/11. Une courbe étalée englobe plusieurs fractions granulaires de sorte que le mélange comporte une forte compacité. Le squelette granulaire des enrobés est généralement conçu de sorte que le pourcentage des vides ne soit ni trop élevé ni trop faible après compactage (généralement 4 à 8 % du volume). La courbe granulométrique « Gravillon 4/8 » est dite uniforme car elle comporte des granulats de taille comparable. Certains mélanges peuvent également être discontinus, ce qui se traduit par l'absence de certaines fractions granulaires. C'est par exemple le cas pour les bétons bitumineux drainants nécessitant une forte porosité ; la fraction de sable est alors souvent absente et représentée par une portion horizontale de la courbe granulométrique.

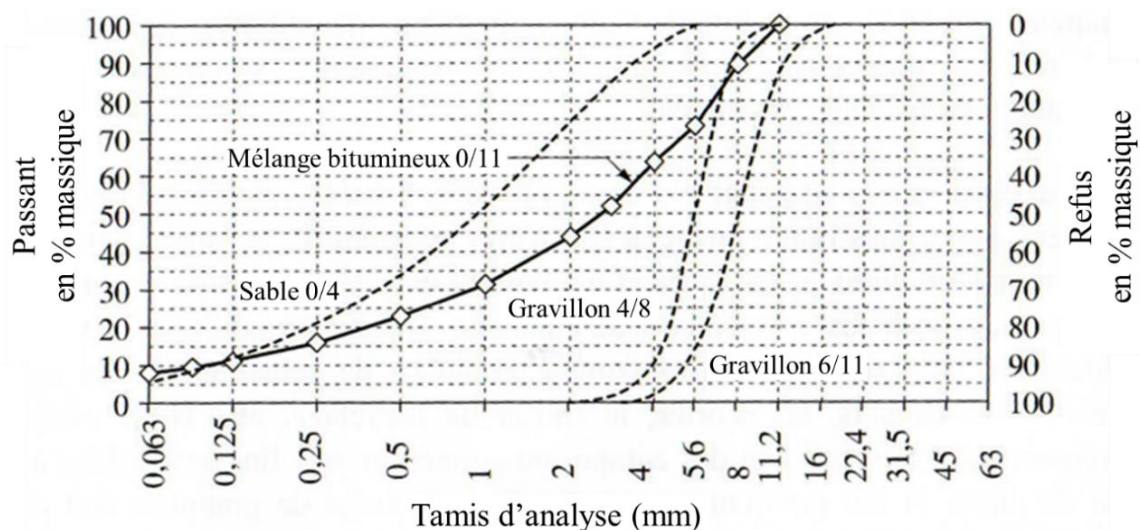


Figure 1.9 Exemple de courbe granulométrique continue 0/11 d'un mélange bitumineux composé de trois fractions granulaires (CORTÉ, DI BENEDETTO et al., 2005, p. 22).

1.3.2.4 Caractéristiques géométriques

Le squelette minéral doit transmettre et redistribuer les charges dans les couches inférieures de la chaussée et sur le sol d'infrastructure. La forme, l'angularité et l'état de surface du granulat et parfois l'état et la dureté de ses arêtes sont des paramètres à considérer. Ces éléments contribuent à réduire les déplacements ou rotations des granulats dans l'enrobé et à augmenter l'angle de frottement

interne des mélanges bitumineux. De plus, afin que ces caractéristiques ne soient pas altérées sous l'effet des charges du trafic, la résistance à la rupture de la roche doit être élevée.

Les granulats trop longs et plats risquent de se fragmenter lors de la fabrication du mélange bitumineux, lors de la pose du compactage de la couche, puis sous l'effet du trafic. Toutefois des gravillons très cubiques combinés avec un sable aux arêtes émoussés diminue la résistance à l'ornièrage d'un enrobé bitumineux. Il est admis que les granulats de forme acceptable vérifient un rapport largeur/épaisseur inférieur à 1,58 (CORTÉ, DI BENEDETTO et al., 2005, p. 25).

L'angularité des gravillons est déterminée visuellement en différenciant les grains concassés, semi-concassés et roulés, ces derniers étant généralement d'origine alluvionnaire. Les matériaux à angularité élevée sont à privilégier pour que le contact entre grains soit élevé et stable au sein des couches de chaussées, de même que pour assurer une adhérence élevée en surface lorsque le granulat est en contact direct avec le pneumatique.

1.3.3 Liants hydrocarbonés

1.3.3.1 Définition

Les liants hydrocarbonés sont des mélanges d'hydrocarbures à haut poids moléculaire constitués essentiellement par des molécules composées d'atomes de carbone et d'hydrogène. Ce sont des liants organiques. On distingue trois familles de liants hydrocarbonés : les liants naturels (dits asphalte ou bitume naturel), les goudrons et les bitumes. L'asphalte est un pétrole très lourd, visqueux ou solide, généralement contenu dans des roches appelées sables (ou calcaires) asphaltiques ou bitumineux. Ce liant naturel existe à l'air libre sous forme de suintements ou au sein de gisements souterrains mais en très faibles quantités. Le goudron provient de la distillation de la houille, laquelle correspond à une qualité spécifique de charbon. Largement employé au début du XX^e siècle, le goudron a été progressivement abandonné au profit du bitume en raison de ses propriétés hautement cancérogènes, d'une susceptibilité aux températures plus grande, et d'une moins bonne adhésivité. Le bitume provient de la distillation du pétrole.

1.3.3.2 Utilité du bitume dans la construction routière

Le bitume présente un comportement d'une grande complexité. À température ambiante, il est un solide inerte, mais une fois chauffé, il ramollit pour devenir un liquide visqueux et adhésif. Sa viscosité varie ainsi grandement avec la température, propriété utile pour la conception des chaussées. D'une part, au moment de la fabrication des chaussées, le bitume est chauffé afin d'être fluidifié assurant un mélange homogène avec les granulats. Son fort pouvoir adhésif lui permet d'agglomérer les matériaux minéraux. D'autre part, lors de la mise en service des routes, le bitume retrouve à température ambiante un caractère solide assurant la stabilité de l'édifice granulaire dans le temps sous les diverses sollicitations mécaniques et climatiques. Ses qualités de cohésion l'empêchent également de se désunir trop facilement sous ces sollicitations. En outre, il possède également des propriétés d'étanchéité et d'isolations acoustique et thermique. Il est utilisé à hauteur de 3 à 7 % de la masse des granulats. Ces concentrations suffisent pour que les variations de rigidité de l'enrobé, induites par les diverses sollicitations dans la route, soient dirigées par les caractéristiques du bitume. En résumé, si le bitume est aujourd'hui utilisé comme liant dans les enrobés bitumineux pour fabriquer divers revêtements (routes, parking, trottoirs), c'est du fait de ses propriétés de malléabilité, d'adhésivité et d'étanchéité.

1.3.3.3 Composition chimique du bitume

Le bitume est un mélange complexe de composés hydrocarbonés de structures chimiques et de masses molaires très diverses. Sa composition chimique varie en fonction du pétrole utilisé pour son obtention. Il contient en moyenne 80 à 85 % de carbone, 10 à 15 % d'hydrogène, 2 à 3 % d'oxygène et jusqu'à 6 % de soufre et 1 % d'azote (CHAILLEUX & HAMMOUM, 2014). Divers métaux sont également présents à l'état de traces tels que le fer, le vanadium, le nickel, l'aluminium, le silicium. La plupart d'entre eux sont à l'état colloïdal ou sous la forme de sels.

Les premiers travaux sur la composition chimique du bitume au XIX^e siècle ont permis de séparer les constituants en fonction de leur solubilité dans le n-heptane. En 1837, BOUSSINGAULT a défini les asphaltènes comme étant les composés insolubles dans le n-heptane, et les pétrolènes (aujourd'hui appelés les maltènes) comme les espèces solubles (BOUSSINGAULT, 1837). Actuellement, le bitume est analysé en pourcentage massique des différentes fractions SARA : Saturés, Aromatiques, Résines et Asphaltènes (classées selon leur polarité croissante). Les asphaltènes sont isolés par précipitation des composés insolubles dans un hydrocarbure saturé de poids moléculaire faible tel que le n-heptane. La partie soluble qui constitue les maltènes est ensuite séparée en trois familles (résines, saturés, aromatiques) généralement par chromatographie sur gel de silice ou alumine au moyen d'éluants successifs (n-heptane, toluène, méthanol) (Figure 1.10). Les schémas de séparation utilisés ne sont pas toujours les mêmes entre les époques et les laboratoires, ce qui peut générer des variations dans les mesures.

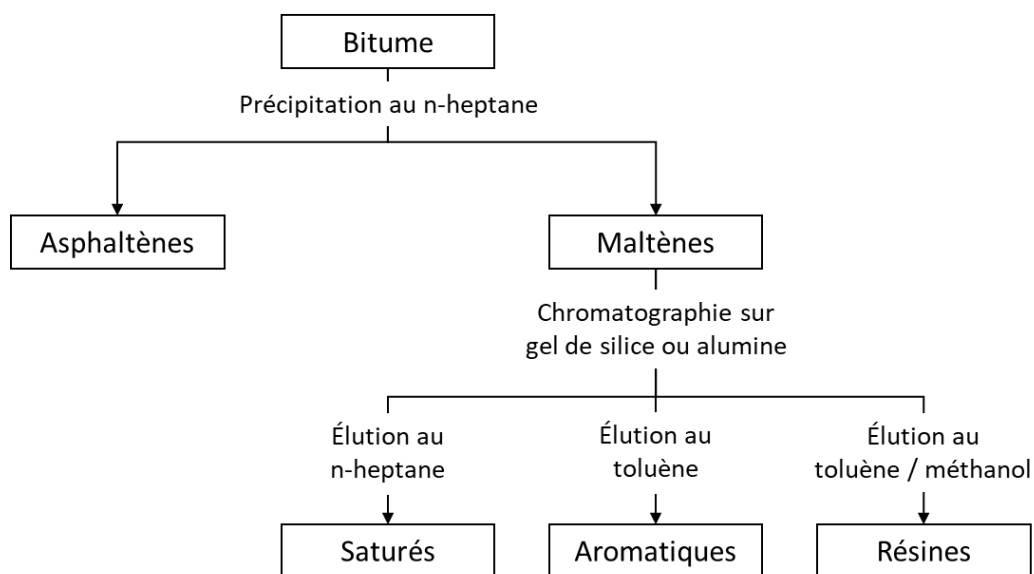


Figure 1.10 Exemple d'un schéma de séparation chimique des constituants du bitume.

La fraction précipitée, les **asphaltènes**, représente 5 à 25 % des fractions SARA. Elle a l'aspect à température ambiante d'une poudre noire ou brune, amorphe¹. Les asphaltènes sont formés de cycles aromatiques² complexes. Leurs molécules sont principalement composées des éléments de carbone et d'hydrogène, mais aussi d'hétéroatomes³ d'azote, de soufre et d'oxygène qui leur confèrent un

¹ Solide ne possédant pas de structure atomique ordonnée (non cristallisé).

² Hydrocarbures à structure cyclique et plane non saturée, particulièrement stable.

³ Atome d'un élément autre que le carbone ou l'hydrogène dans un composé organique.

caractère polaire¹ fort. Leur masse moléculaire est la plus élevée des différentes fractions du bitume, entre 800 et 3 500 g/mole. Leur taille oscille entre 2 et 5 nm (HUNTER et al., 2015, p. 52).

La partie dissoute, les **maltènes**, a l'aspect d'une huile visqueuse de couleur jaune foncé.

Les **résines** représentent 13 à 25 % des fractions SARA. Ce sont des solides ou semi-solides brun-noir à température ambiante. Elles sont composées de cycles aromatiques et naphthéniques² pouvant être hétérocycliques³, rendant les résines polaires. Comme les asphaltènes, les molécules sont principalement composées des éléments de carbone et d'hydrogène, mais contiennent de plus faibles quantités d'azote, de soufre et d'oxygène. Leur taille est comprise entre 1 et 5 nm (CORTÉ, DI BENEDETTO et al., 2005, p. 44). Leur haute masse moléculaire fluctue entre 780 et 1 400 g/mole (LESUEUR, 2009, p. 12).

Les **aromatiques** constituent la fraction la plus importante, entre 40 et 65 % des fractions SARA. Ce sont des liquides visqueux jaune-rouge à température ambiante. Ils sont composés de molécules apolaires où les noyaux aromatiques condensés sont associés à des cycles naphthéniques et à des chaînes aliphatiques⁴. Ces composés contiennent une part importante de carbone et d'hydrogène, ainsi que du soufre (HUNTER et al., 2015, p. 51). Leur masse moléculaire est faible, entre 570 et 980 g/mole (LESUEUR, 2009, p. 12).

Les **saturés** composent 5 à 20 % des fractions SARA. Ils ont l'aspect d'huiles visqueuses incolores ou légèrement blanches à température ambiante. Ils sont essentiellement constitués d'hydrocarbures aliphatiques linéaires ou ramifiés et d'hydrocarbures naphthéniques de nature apolaire. Les éléments les constituant sont de carbone et d'hydrogène, les autres éléments n'étant présents qu'à l'état de trace (HUNTER et al., 2015, p. 51). Leur masse moléculaire est estimée entre 470 et 880 g/mole (LESUEUR, 2009, p. 12).

1.3.3.4 Microstructure du bitume

Le modèle le plus couramment admis pour les bitumes est une structure colloïdale pour laquelle les asphaltènes absorbent la fraction la plus lourde des maltènes, c'est-à-dire les résines (deux composés polaires), et forment des micelles, tandis que les huiles aromatiques et saturées représentent la phase intermicellaire. La première description de cette structure est généralement attribuée à NELLENSTEYN (1924). Un petit rappel historique est fourni par LESUEUR à ce sujet (2009, p. 18).

Si les maltènes contiennent suffisamment de résines pour que les forces d'absorption des asphaltènes soient saturées, les micelles sont alors complètement mobiles au milieu de la phase dispersante. On dit qu'elles sont peptisées. La solution colloïdale est alors à l'état de « sol » et possède les caractéristiques d'un liquide newtonien (Figure 1.11a). Au contraire si les résines ne sont pas en quantité suffisante ou n'ont pas le caractère d'un solvant adéquat pour peptiser les micelles, les asphaltènes sont plus ou moins floculés. Cela conduit à une structure irrégulièrement ouverte de micelles liées ensemble, donc peu mobiles, au milieu de la phase intermicellaire. Cette structure, qui confère

¹ Une molécule est polaire si elle possède des liaisons polarisées et si les positions moyennes des charges partielles positives et négatives ne sont pas confondues. Dans le cas où une des deux conditions n'est pas vérifiée, la molécule est apolaire (non polaire). Deux substances polaires sont très solubles entre elles de même que deux substances apolaires entre elles.

² Hydrocarbures cycliques saturés. Par saturé, on définit un hydrocarbure constitué uniquement de liaisons covalentes simples entre des atomes de carbone.

³ De la nature de l'hétérocycle, composé d'une chaîne fermée comprenant au moins un atome différent du carbone (généralement un hétéroatome).

⁴ Hydrocarbures à chaîne carbonée ouverte (linéaire ou ramifiée).

au bitume des propriétés non newtoniennes, est désignée sous le nom de « gel » (Figure 1.11b). La plupart des bitumes présentent un comportement intermédiaire entre ces deux extrêmes.

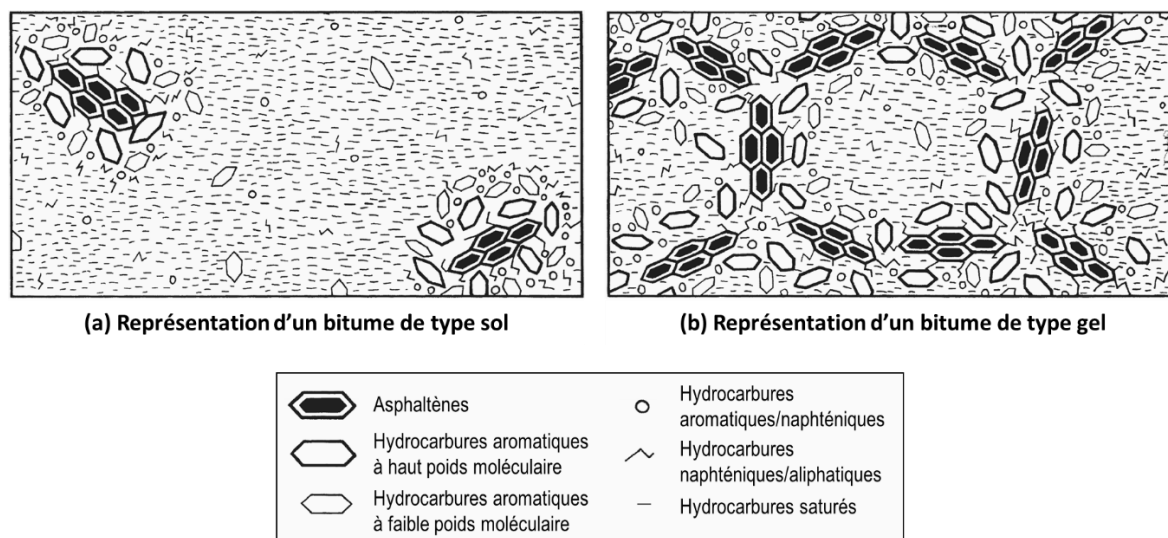


Figure 1.11 Le modèle colloïdal de la structure du bitume (traduit de HUNTER et al., 2015, p. 54-55).

1.3.3.5 Fabrication du bitume

Ce matériau de couleur noire est issu de la distillation du pétrole brut. La fabrication d'un bitume se déroule en deux étapes. Premièrement, la « distillation atmosphérique » consiste à séparer les différents composants d'un mélange liquide en fonction de leur température d'évaporation. Le pétrole brut, chauffé à une température voisine de 340 °C, est injecté dans une grande tour de distillation haute de 60 mètres et large de 8 mètres environ maintenue à la pression atmosphérique. La température diminue graduellement du fond vers la tête de colonne de 340 à 20 °C. La fraction lourde restante au fond de colonne constitue le résidu de distillation. Elle représente 40 % de la quantité du pétrole brut. Celle-ci est recueillie, réchauffée aux alentours de 400 °C et envoyée dans une nouvelle colonne de fractionnement plus petite, dépressurisée à quelques dizaines d'hectopascals, pour subir une seconde distillation, la « distillation sous-vide ». Cette chute de pression permet de récupérer plus facilement les produits lourds dont la température d'ébullition est abaissée. Du bitume est récupéré à la base de la tour sous-vide. Il est possible, dans ce type d'unité, de fabriquer directement toutes les classes de bitumes du grade 20/30 au grade 160/220.

Des traitements ultérieurs permettent ensuite d'obtenir divers autres types de bitumes comme le désalphaltage au solvant (séparation des fractions lubrifiantes et bitumineuses par différence de solubilité vis-à-vis de certains solvants) ou le soufflage à l'air (oxydation partielle d'un bitume par injection d'air comprimé, qui en élève le point de ramollissement).

1.3.3.6 Catégories de bitumes

Suivant les conditions d'emploi et les propriétés recherchées, le bitume peut être utilisé pur ou en association avec d'autres composants. On définit ainsi différentes catégories :

- Les bitumes naturels (ou asphalte) : bitumes très lourds, visqueux ou solides, existant à l'état naturel sous forme de résidu d'anciens gisements de pétrole dont les éléments les plus légers ont été éliminés au cours du temps par une sorte de distillation naturelle. Ils sont extraits soit à ciel ouvert, les gisements se présentent alors comme de véritables lacs (exemple du lac de Trinidad), soit sous forme de filons rocheux en sous-sol.
- Les bitumes purs : bitumes normalisés (NF EN 12591, 2009) obtenus par distillation des pétroles bruts venant principalement du Venezuela ou du Moyen-Orient.
- Les bitumes spéciaux : bitumes fabriqués au moyen de procédés et à partir de bases choisis afin de leur conférer des propriétés particulières les rendant aptes à certaines exigences plus rigoureuses imposées pour des applications routières ou industrielles spécifiques. Parmi ceux-ci, on trouve les bitumes durs, multigrades et pigmentables.
- Les bitumes modifiés : bitumes dont les propriétés rhéologiques ont été modifiées pendant la fabrication par l'emploi d'un ou de plusieurs agents chimiques ou polymères organiques (exemple : bitumes caoutchouc).
- Les bitumes industriels ou oxydés : bitumes obtenus par soufflage à l'air dont la résultante est un point de ramollissement très élevé.
- Les bitumes fluidifiés : bitumes dont la viscosité a été réduite par l'ajout d'un diluant assez volatil (pétrole ou kérosène). Ils sont de ce fait utilisés à des températures assez basses, entre l'ambiante et 100 °C, contrairement aux catégories précédentes qui peuvent être utilisées au-delà de 100 °C.
- Les bitumes fluxés : bitumes dont la viscosité a été réduite par l'ajout d'une huile de fluxage assez peu volatile (huile de houille, huile de pétrole) dont la viscosité est généralement plus élevée que dans la catégorie précédente. Ils peuvent être utilisés à des températures variables mais assez souvent au-delà de 100 °C.
- Les bitumes en émulsion : Une émulsion est un système hétérogène à deux ou plusieurs phases liquides, constitué par une phase liquide continue et au moins une deuxième phase liquide, dispersée dans la première sous forme de fines gouttelettes (NF EN ISO 862, 1995). Les émulsions de bitume sont fabriquées en broyant le bitume en particules microscopiques par apport d'énergie mécanique (moulin colloïdal, turbine) qui sont dispersées dans l'eau au moyen d'un agent tensioactif¹. Les minuscules gouttelettes d'asphalte demeurent uniformément suspendues jusqu'au moment où l'émulsion est utilisée. La composante chimique de l'émulsion de bitume détermine la stabilité du système. Lorsque les émulsions sont utilisées en chantier, le système devient à un certain point instable et pousse la suspension d'asphalte et d'eau à changer. Ce phénomène entraîne l'évaporation de l'eau, laissant derrière l'asphalte résiduel qui couvre et s'accroche aux granulats au moment de l'application sur la route. Ces bitumes peuvent être utilisés à froid ou à tiède, c'est-à-dire à une température inférieure ou égale à 60 °C.
- Les mousses de bitume : liants bitumineux pour enrobés à froid ou à tiède, constitués en phase transitoire de 97 à 98 % de bitume, 1 à 3 % (en masse) de vapeur d'eau et d'additifs. Le mélange est réalisé dans une chambre d'expansion par injection d'eau froide ou tempérée dans le bitume chaud (170 à 180 °C).

¹ Un agent tensioactif (ou agent de surface) est une molécule amphiphile composée d'une partie hydrophile, qui se lie à l'eau, et d'une partie hydrophobe et lipophile, qui se lie aux corps gras.

1.3.3.7 Classement des bitumes purs en laboratoire

Un même pétrole brut peut produire des bitumes purs de grades différents, définis selon la norme NF EN 12591, 2009. Ils sont caractérisés et classés par un ensemble d'essais normalisés qui sont tous empiriques, à l'exception de la mesure de la viscosité. Ces essais sont largement répandus et bénéficient d'une longue expérience les rendant fiables. Voici une liste non exhaustive d'essais usuels :

- La pénétrabilité (NF EN 1426, 2018) : Cet essai classe les bitumes en fonction de leur consistance. La pénétrabilité correspond à la mesure de la pénétration d'une aiguille dans un échantillon de bitume (Figure 1.12a), au bout d'un temps de 5 secondes, dont le poids de l'aiguille avec son support est de 100 g. Elle est exprimée en « x 0,1 mm ». Lorsque la pénétrabilité est inférieure ou égale à 350 (35 mm), elle doit être mesurée à une température 25 °C, sinon 15 °C. Dans la norme NF EN 12591, les grades des bitumes sont définis par les résultats de cet essai (Table 1.1). Ainsi, un bitume de grade 20/30 correspond à un enfoncement de 2 à 3 mm de l'aiguille dans un bitume chauffé à 25 °C. À une température donnée, plus le bitume est dur, plus la valeur de sa pénétrabilité est faible. Ainsi, un bitume 20/30 est plus dur qu'un 35/50. En France, le plus mou est le 160/220 et le bitume pur le plus largement utilisé dans les revêtements routiers est le 35/50.

Les grades de pénétrabilité à 25 °C peuvent être séparés en trois catégories :

- 20/30 et 35/50 → bitumes « durs » ;
- 50/70 et 70/100 → bitumes « semi-durs » ;
- 160/220 → bitumes « mous ».

Un bitume « dur » est généralement très asphalténique, alors qu'un bitume « mou » possède généralement plus de saturés (PFEIFFER & SAAL, 1940 ; TRAXLER, C., 1964).

- Le point de ramollissement bille et anneau (ou TBA pour Température Bille Anneau) (NF EN 1427, 2018) : Les bitumes n'ont pas de point de fusion franc ; leur consistance décroît progressivement lorsque la température s'élève. La méthode de détermination du point de ramollissement permet donc d'obtenir des résultats comparables. Deux billes d'acier de 3,5 g et de 9,5 mm de diamètre sont placées chacune sur un petit disque de bitume moulé dans un anneau de laiton à épaulement de 19 mm de diamètre (Figure 1.12b). L'ensemble est chauffé dans un bain liquide à vitesse constante (5 °C/min) avec une température initiale de 5 °C. Le point de ramollissement est la moyenne des températures auxquelles les deux disques de bitume se ramollissent suffisamment pour que le poids de chaque bille imprime à l'échantillon une déformation verticale de 25 mm. Par exemple, un bitume de grade 35/50 admet à un point de ramollissement de 50 à 58 °C.
- La résistance au durcissement – Méthode RTFOT à 163 °C (NF EN 12607-1, 2014) : Ce test simule le durcissement que subit un liant bitumineux au cours du malaxage dans une centrale d'enrobage. Un film de liant bitumineux en renouvellement permanent est chauffé dans une étuve à une température de référence de 163 °C pendant une période de 75 min en subissant un jet d'air chaud toutes les 4 s (Figure 1.12c). Les effets de la chaleur et de l'air sont déterminés à partir de la variation de masse de l'échantillon et de l'évolution des caractéristiques du liant bitumineux comme la pénétrabilité, le point de ramollissement ou la viscosité dynamique avant et après le passage à l'étuve. La description de cet essai est approfondie en section 1.9.2.1.1.

- Le point de fragilité Fraass (NF EN 12593, 2015) : Cet essai développé par FRAASS (1937) décrit les performances du bitume aux très basses températures. Le bitume est étalé en une couche uniforme de 0,5 mm sur une plaque d'acier flexible de 41 x 20 x 0,15 mm. Le dispositif fléchit la plaque de manière lente et répétée pendant que sa température est abaissée de 1 °C/min (Figure 1.12d). La température pour laquelle apparaît la première fissure est prise comme température de fragilité Fraass. Par exemple, un bitume de grade 35/50 doit avoir un point de fragilité Fraass inférieur à -5 °C.
- La viscosité dynamique à 60 °C (NF EN 12596, 2014) : La viscosité à 60 °C est intéressante pour estimer la consistance des liants bitumineux aux températures de service élevées. Le procédé de sa mesure consiste à déterminer le temps nécessaire à un volume fixé de bitume chauffé à 60 °C pour s'écouler à travers un viscosimètre capillaire en verre par aspiration sous vide et dans des conditions strictement contrôlées de vide et de température (Figure 1.12e). La viscosité est calculée en multipliant le temps d'écoulement en secondes par le facteur d'étalonnage du viscosimètre. Par exemple, un bitume de grade 35/50 doit avoir une viscosité dynamique à 60 °C supérieure à 225 Pa.s.
- La viscosité cinématique à 135 °C (NF EN 12595, 2014) : Le procédé d'estimation de la viscosité est semblable au précédent. La différence réside dans l'appareillage ; le temps d'écoulement du bitume chauffé à 135 °C est mesuré à travers un viscosimètre capillaire en verre sous l'effet de la gravité (Figure 1.12f). La viscosité est calculée en multipliant le temps d'écoulement en secondes par le facteur d'étalonnage du viscosimètre. Par exemple, un bitume de grade 35/50 doit avoir une viscosité cinématique à 135 °C supérieure à 370 mm²/s.

Outre la méthode par écoulement du bitume dans un tube capillaire indiquée dans la norme, la mesure des viscosités dynamique et cinématique peut être réalisée avec d'autres procédés, principalement par cisaillement du liant (entre deux plaques parallèles dont l'une est mobile et l'autre fixe, entre deux cylindres coaxiaux, entre un cône ou un plateau tournant sur lui-même et un plateau fixe) ou par chute d'une sphère dans le liant.

Table 1.1 Spécifications des classes de bitume routier usuel les mieux appropriées en France (NF EN 12591, 2009 – Annexe NA).

Propriétés	Méthode d'essai	Unité	Désignation des classes				
			20/30	35/50	50/70	70/100	160/220
Pénétrabilité à 25 °C	EN 1426	x 0,1 mm	20 - 30	35 - 50	50 - 70	70 - 100	160 - 220
Point de ramollissement	EN 1427	°C	55 - 63	50 - 58	46 - 54	43 - 51	35 - 43
Résistance au durcissement par RTFOT à 163 °C	EN 12607-1						
- Pénétrabilité restante		%	≥ 55	≥ 53	≥ 50	≥ 46	≥ 37
- Augmentation du point de ramollissement – Sévérité 1		°C	≤ 8	≤ 8	≤ 9	≤ 9	≤ 11
- Variation de masse +/- (valeur absolue)		%	≤ 0,5	≤ 0,5	≤ 0,5	≤ 0,8	≤ 1,0
Point d'éclair	EN ISO 2592	°C	≥ 240	≥ 240	≥ 230	≥ 230	≥ 220
Solubilité	EN 12592	%	≥ 99,0	≥ 99,0	≥ 99,0	≥ 99,0	≥ 99,0

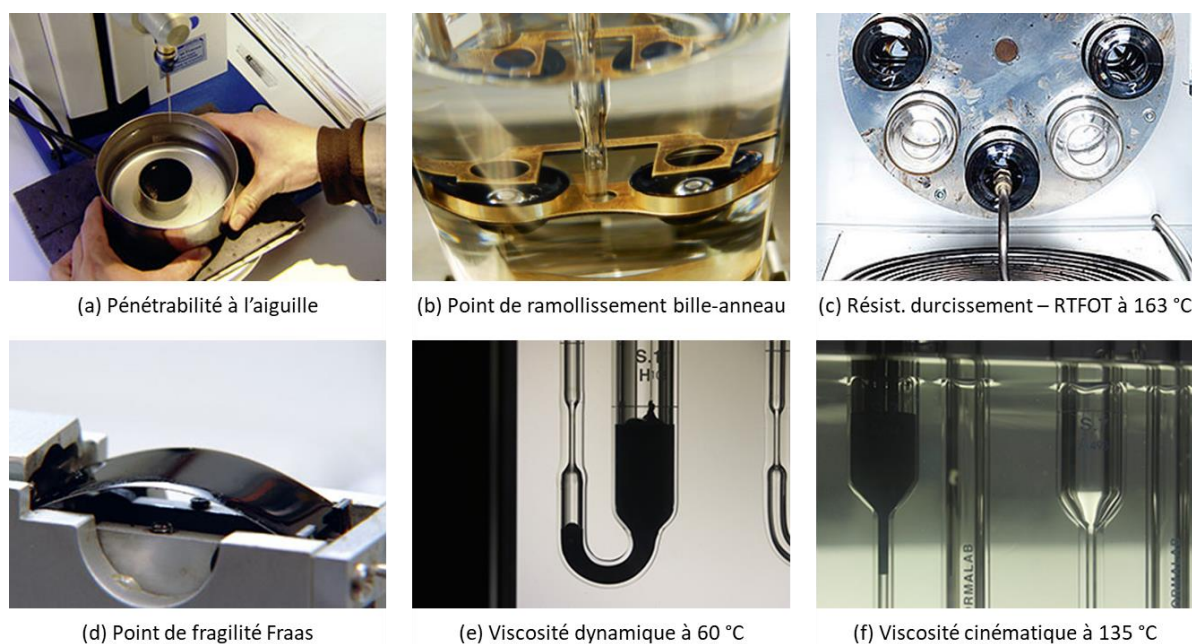


Figure 1.12 Illustration des essais normalisés utilisés dans le classement des bitumes (photos site internet Eurobitume, n.d.).

1.3.4 Vide d'air

La fraction du volume occupé par les matériaux par rapport au volume total s'appelle la compacité, notée C_p . Elle est déterminée en utilisant le rapport de la Masse Volumique Apparente (MVA) et de la Masse Volumique Réelle (MVR) (Équation 1.1). Un enrobé avec une compacité de 100 % est donc dépourvu de vides ; tous les vides intergranulaires étant comblés par le bitume. Or dans la réalité, un pourcentage de vide nul est difficilement réalisable. Cette fraction d'espace occupé par les pores s'appelle la porosité, notée p (Équation 1.2). Puisque la porosité influe sur les caractéristiques mécaniques du mélange (voir section 1.4.3.2.3), il tient lieu de la considérer comme une composante à part entière, bien qu'elle dépende de la formulation de l'enrobé (squelette granulaire, teneur en liant) et des facteurs de mise en œuvre (compactage). La porosité d'un enrobé est souvent comprise entre 5 et 10 %.

$$C_p = \frac{MVA}{MVR} \quad (1.1)$$

$$p = 1 - C_p \quad (1.2)$$

La masse volumique apparente est le quotient de la masse de l'éprouvette par le volume apparent (Équation 1.3). La norme NF EN 12697-6 (2020) indique les méthodes de mesure à privilégier suivant la qualité de surface de l'éprouvette.

$$MVA = \frac{\text{masse enrobé}}{\text{volume (granulats + bitume + vide)}} \quad (1.3)$$

La masse volumique réelle est le quotient de la masse d'une éprouvette par son volume absolu, lequel correspond au volume de la matière solide après exclusion du volume de tous les vides accessibles (Équation 1.4). Elle est déterminée par la norme NF EN 12697-5 (2018).

$$MVR = \frac{\text{masse enrobé}}{\text{volume (granulats + bitume)}} \quad (1.4)$$

1.3.5 Formulation, fabrication et mise en œuvre des enrobés

1.3.5.1 Formulation

1.3.5.1.1 Principe

L'étude de formulation d'un enrobé consiste à définir les dosages de ses divers constituants et les caractéristiques de leur assemblage de sorte qu'il assure au cours de la vie de l'ouvrage réalisé, le maintien à un niveau satisfaisant de ses performances mécaniques. Le bon équilibre doit être trouvé dans le comportement de l'enrobé entre résistance à l'orniérage (enrobé dur) et à la fatigue (enrobé mou). Les caractéristiques de laboratoire du mélange formulé constituent les indicateurs des futures propriétés d'usage (par exemple, méthode de dimensionnement et mise en œuvre du compactage).

En France, à partir des années 1960 ont été établis les principes encore en vigueur de la formulation des enrobés, puis améliorés au fil du temps. Ils se décomposent chronologiquement en trois phases principales : la sélection et l'identification des constituants, la mise au point du mélange, et l'épreuve de formulation. Cette dernière phase consiste à évaluer les propriétés de l'enrobé au moyen de diverses méthodes d'essais (NF EN 13108-20, 2017). La première étape d'évaluation de la formule est l'étude de la compactabilité du mélange à l'aide de la Presse à Cisaillement Giratoire (PCG) (NF EN 12697-31, 2019). Plus la résistance au compactage lors de la mise en œuvre est grande, plus la résistance aux déformations sous trafic est grande. L'étape suivante correspond à l'évaluation de la sensibilité à l'eau du mélange (NF EN 12697-12, 2018, méthode B en compression). La troisième étape concerne la résistance du mélange aux déformations permanentes à l'aide d'un orniéreur (NF EN 12697-22, 2020, grand modèle dans l'air à 60 °C). À l'issue de cette étape, la formule est en principe fixée. La quatrième étape consiste à déterminer sur la formule optimisée les caractéristiques de dimensionnement fournies par le module de rigidité à 15 °C pour 0,02 s et 10 Hz (NF EN 12697-26, 2018, annexes A et E) et la résistance en fatigue à 10 °C et 25 Hz (NF EN 12697-24, 2018, annexe A). Selon l'utilisation prévue de l'enrobé, toutes les vérifications ne sont pas nécessaires.

1.3.5.1.2 Types d'enrobé

Vers la fin du XX^e siècle, de nombreuses formulations d'enrobés bitumineux ont été développées pour couvrir les différents besoins de conception comme l'usage de la chaussée (piéton, vélo, voiture), le type de trafic (faible à rapide), la couche ciblée (surface, liaison ou assise), le type de travaux (construction neuve ou réfection). Cette palette de formulations ne cesse encore aujourd'hui de s'accroître grâce aux travaux des chercheurs motivés par une tendance environnementale (emploi de granulats recyclés, enrobés tièdes). Des articles dédiés à l'incorporation d'agrégats d'enrobés sont d'ailleurs désormais inclus dans les normes européennes de formulation des enrobés.

La Table 1.2 présente une liste non exhaustive des différents types d'enrobé que l'on peut retrouver dans les chaussées françaises selon les couches concernées. Leurs caractéristiques sont détaillées en Annexe B. Il faut noter que depuis le début des années 2000, une homogénéisation des normes au niveau européen est menée, impliquant un changement du nom des produits traditionnels. Ce changement est soit anodin (à une norme nationale correspond une norme européenne), soit compliqué. La norme européenne NF EN 13108-1 regroupe ainsi désormais les produits de six normes françaises NF P sous la dénomination commune d'Enrobé Bitumineux (EB). Par exemple, avant l'homogénéisation, la dénomination « BBSG 0/10 cl. 3 » était utilisée pour désigner un Béton Bitumineux Semi-Grenu de classe granulaire 0/10 mm et de performances mécaniques de classe 3. Depuis l'homogénéisation, la dénomination évolue en « EB 10 roul 35/50 », indiquant un Enrobé

Bitumineux de plus gros granulats de diamètre 10 mm utilisé en couche de roulement avec un bitume pur 35/50. Néanmoins, cette nouvelle dénomination ne tient pas compte des classes de performance utilisées en France. De ce fait, les deux noms sont notés sur les fiches techniques françaises de formulation des enrobés.

Table 1.2 Liste non exhaustive des bétons bitumineux utilisés dans les chaussées françaises.

Couches	Nom de l'enrobé	Abréviation	Ancienne norme NF P	Nouvelle norme NF EN	Température de mise en œuvre
Couche d'assise	Grave-Bitume ¹	GB	NF P98-138	NF EN 13108-1	Chaud
	Sable-Bitume ¹	SB	-	-	Chaud
	Enrobé à Module Élevé ¹	EME	NF P98-140	NF EN 13108-1	Chaud
	Grave-Émulsion	GE	NF P98-121	NF EN 13108-31	Froid
	Enrobé retraité en place		-	-	Froid
Couche de surface épaisse (5 à 9 cm)	Béton Bitumineux Semi-Grenu ¹	BBSG	NF P98-130	NF EN 13108-1	Chaud
	Béton Bitumineux à Module Élevé ¹	BBME	NF P98-141	NF EN 13108-1	Chaud
	Béton Bitumineux Aéronautique ¹	BBA	NF P98-131	NF EN 13108-1	Chaud
	Béton Bitumineux Souple	BBS	NF P98-136	NF EN 13108-3	Chaud
	Hot Rolled Asphalt	HRA	-	NF EN 13108-4	Chaud
	Béton Bitumineux à l'Émulsion ²	BBE	NF P98-139	NF EN 13108-31	Froid
	Enrobé percolé		-	-	Chaud
Couche de surface mince (3 à 5 cm)	Béton Bitumineux Mince ¹	BBM	NF P98-132	NF EN 13108-1	Chaud
	Stone Mastic Asphalt	SMA	-	NF EN 13108-5	Chaud
	Béton Bitumineux Drainant	BBDr	NF P98-134	NF EN 13108-7	Chaud
	Enrobé clouté		NF P98-133	-	Chaud
	Asphalte coulé routier		NF P98-145	NF EN 13108-6	Chaud
Couche de surface très mince (< 3 cm)	Béton Bitumineux Très Mince	BBTM	XP P98-137	NF EN 13108-2	Chaud
	Béton Bitumineux Ultra-Minces	BBUM	-	NF EN 13108-9	Chaud
	Enduits Superficiels d'Usure	ESU	NF P98-160	NF EN 12271	Chaud
	Matériaux Bitumineux Coulés à Froid comprenant : - Coulis Bitumineux - Enrobés Coulés à Froid	MBCF CB ECF	-	NF EN 12273	Froid
	Revêtement Superficiel Combiné (1 couche ESU + 1 couche MBCF)	RSC			Chaud et froid
Entretien localisé des couches de surface	Enrobé à froid stockable				Froid
	Enrobé projeté				Froid

¹ Produits nationaux regroupés depuis 2007 sous la dénomination européenne commune d'Enrobé Bitumineux (EB).

² Anciennement appelés Bétons Bitumineux à Froid dans la version 1994 de la norme NF P98-139.

Dans cette Table 1.2, une distinction est faite entre les enrobés à chaud et à froid. L'enrobé à chaud est un mélange de granulats préchauffés et d'un liant hydrocarboné chaud porté à environ 180 °C et mis en œuvre autour de 150 °C, tandis que l'enrobé à froid est un mélange de granulats et d'un liant froid (émulsion de bitume) pouvant être stocké et dont la mise en œuvre s'effectue à température ambiante (supérieure à 10 °C). Plus durable et résistant aux variations de température, l'enrobé à chaud est principalement utilisé pour la création des chaussées neuves, mais il peut aussi servir pour l'aménagement d'aires de jeux, d'allées de garage et de parking. De son côté, l'enrobé à froid est une

solution économique et facile à appliquer qui le rend notamment très utile pour les petits chantiers et les réparations provisoires tels que le comblement des nids de poule, des fissures et des tranchées, la réparation des dégâts dus au gel, la finition des allées et des trottoirs, la maintenance des voiries et des places de parking, etc. Cependant, certains enrobés à froid sont suffisamment résistants pour être destinés à la confection d'ouvrages neufs, notamment grâce à des procédés de fabrication complémentaires qui font l'objet de nombreux essais par les entreprises (enrobage séquencé, double enrobage utilisant deux émulsions différentes, enrobage à chaud de la fraction sableuse, tiédissement de l'enrobé, ajout de résines). Par exemple, les Bétons Bitumineux à l'Émulsion peuvent servir à la construction de couches de roulement pour des chaussées à trafic modéré.

1.3.5.2 Fabrication

1.3.5.2.1 Fabrication des enrobés à chaud

La fabrication des enrobés à chaud s'est développée de manière industrielle à partir des années 1930. Ceux-ci sont produits dans des centrales d'enrobage ou dans des postes d'enrobage. Les postes d'enrobage sont des systèmes de production fixes et démontables pour des installations éphémères. Un montage de poste d'enrobage demande une à deux semaines de travail. Les centrales d'enrobage ne sont pas démontables mais elles peuvent être fixes ou mobiles. Les centrales fixes sont généralement situées près d'une carrière. Les centrales mobiles montées sur camion sont principalement utilisées lors des grands travaux tels que la construction d'une autoroute et lorsqu'il n'y a pas de centrale à proximité. De plus, il existe deux systèmes différents de production : continue ou discontinue. Dans le cas des centrales discontinues, les enrobés sont produits par gâchée. Elles garantissent une flexibilité appréciée des industriels travaillant pour plusieurs clients en même temps car il est facile de changer de formulation d'enrobé. Dans le cas des centrales continues, l'enrobé est produit sans interruption. Elles permettent un rendement important utile pour les gros chantiers utilisant une même formule d'enrobé. Le changement de formule est plus délicat car il passe obligatoirement par une phase transitoire entre le moment où l'opérateur commande l'arrêt de fabrication de la formule en cours et démarre la fabrication de la nouvelle formule. Les centrales d'enrobage mobiles sont forcément continues.

Prenons l'exemple d'une centrale discontinue à chaud qui est le modèle de centrale le plus répandu à travers le monde (Figure 1.13). La fabrication de l'enrobé commence par le chargement des différentes classes de granulats stockés sur le terrain par une chargeuse à roues dans les **trémies d'alimentation [01]**. Puis ceux-ci sont amenés par tapis roulant jusqu'au **tambour sécheur [02]** où ils sont séchés et chauffés à la température requise pour un bon enrobage (environ 180 °C à 200 °C pour les enrobés classiques). Le tambour sécheur est un cylindre rotatif avec à l'intérieur une série de plaques qui soulèvent et jettent les granulats à travers la flamme du brûleur afin de réaliser le processus de séchage et de chauffage des granulats. Au cours de ce processus, une quantité de poussière, de vapeur d'eau et de gaz de combustion est produite. Tous ces gaz passent à travers une **installation de filtrage [03]**, de sorte qu'uniquement les gaz propres et la vapeur d'eau soient émis par la cheminée. La poussière qui est séparée dans cette installation de filtrage est acheminée à l'aide d'un convoyeur à vis dans le **silo pour filler récupéré [04]**. Cette poussière sera à nouveau dosée dans le processus de production de manière contrôlée. En plus du filler récupéré, il faut souvent ajouter du filler neuf stocké dans le **silo à filler neuf [05]**. À la sortie du tambour sécheur, les granulats (sable et graviers) sont transportés jusqu'au sommet de la tour d'enrobage au moyen de l'**élévateur à godets [06]**. Ils passent alors par le **crible reclasser [07]** qui répartit les granulats dans le **stock à chaud [08]**. Pour

chaque gâchée, les quantités de chaque matière première sont ensuite sélectionnées par mesure de la pesée. Les granulats sont alors envoyés dans le **doseur pondéral des granulats chauds** [09] et le filler dans le **doseur pondéral des pulvérulents** [10]. Le bitume, jusqu'alors stocké dans des **citernes** [11] à une température moyenne d'environ 160°C, est acheminé vers le **bac peseur des liants hydrocarbonés** [12]. Puis, les matériaux sont déchargés dans le **malaxeur** [13]. Le malaxeur est constitué d'une trémie blindée dans laquelle deux bras rotatifs mélangent intensivement les matériaux. Ainsi, à une température moyenne d'environ 165°C, un mélange homogène est produit. Dès que le temps de mélange est écoulé, une vanne s'ouvre au fond du mélangeur pour conduire le mélange bitumineux obtenu dans le **silo à enrobés** [14]. Les camions sont ensuite chargés avec contrôle de leur pesée avant d'aller alimenter un finisseur. Toutes ces étapes sont gérées au niveau du **poste de commande** [15].

Dans le cas d'une centrale d'enrobage continue à chaud, l'enrobé est produit directement dans le Tambour Sécheur Enrobeur (TSE), à la place du simple tambour sécheur [02]. Comme il n'y a pas de tour d'enrobage et d'élévateur, le système est donc considérablement simplifié, avec une réduction conséquente des coûts d'entretien. L'absence du crible rend cependant nécessaire des contrôles précis en amont du cycle de production, c'est-à-dire avant que les granulats soient dans le TSE et déchargés sous forme d'enrobés.

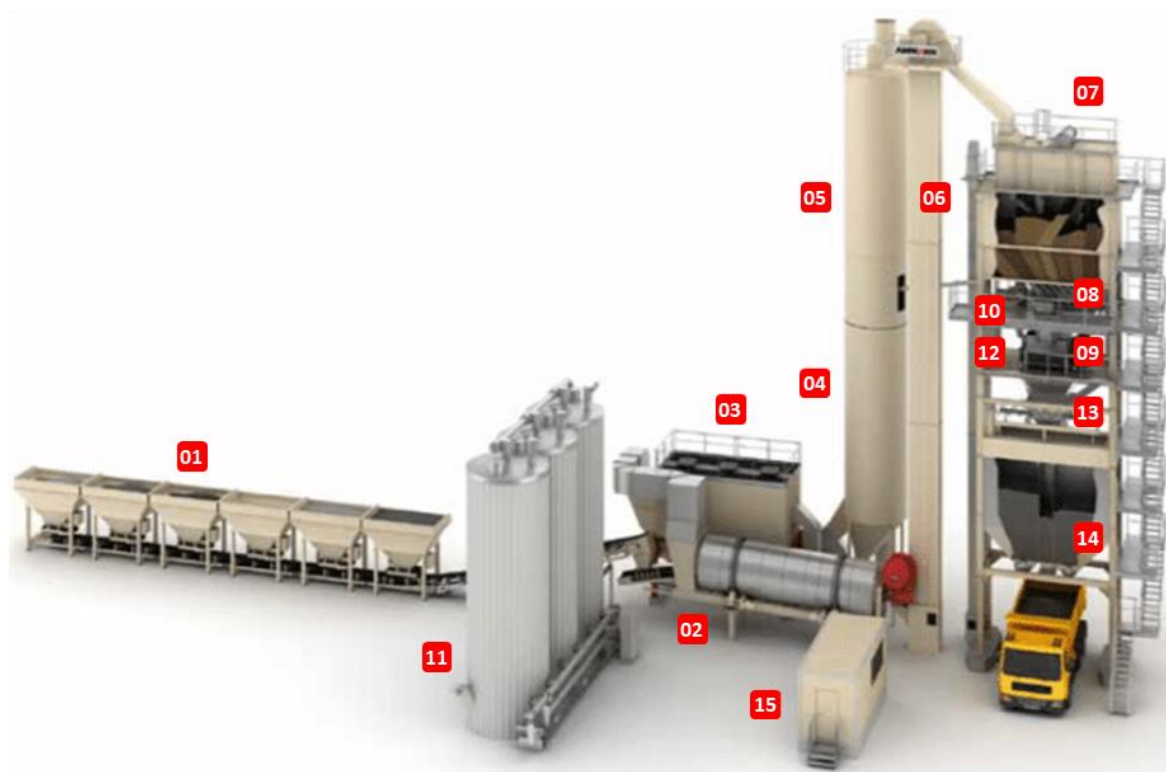


Figure 1.13 Schéma d'une centrale fixe discontinue à chaud (site internet BVA APBE, n.d.).

1.3.5.2.2 Fabrication des enrobés à froid

Le fonctionnement des centrales d'enrobé à froid reste similaire à celui des centrales d'enrobés à chaud, à la différence qu'elles ne nécessitent pas d'équipements lourds pour combattre les nuisances liées à la formation de poussières et au chauffage intensif. Elles nécessitent cependant une unité de production de l'émulsion de bitume. Ces centrales peuvent être également en version fixe ou mobile, continues ou discontinues.

Les procédés de fabrication de l'enrobé à froid divergent selon les procédés développés par les entreprises. L'enrobé peut être simplement obtenu par enrobage des granulats avec un liant bitumineux en émulsion. Les granulats peuvent être éventuellement préenrobés par un liant hydrocarboné à chaud ou une première émulsion. Après l'enrobage, l'enrobé peut être également tiédi à une température de 30 à 60 °C pour faciliter et améliorer sa mise en œuvre.

Les centrales d'enrobage à froid permettent de fabriquer des graves émulsions, des bétons bitumineux à l'émulsion et des enrobés à froid stockables. Les enrobés coulés à froid constituent un cas particulier car la fabrication et la mise en œuvre sont directement effectuées par une même machine. Cette dernière technique est d'ailleurs l'une des plus utilisées pour rénover une chaussée.

1.3.5.2.3 Vers une fabrication plus verte

Depuis le début des années 2000, de nouvelles techniques bitumineuses, dites tièdes, sont apparues. Ces enrobés tièdes sont produits par moussage du bitume ou par l'ajout d'additifs dans des centrales d'enrobage à chaud, dont la température en sortie de malaxeur varie entre 80 °C et 130 °C, selon différents procédés de mélange, tout en respectant les normes européennes en vigueur sur les enrobés à chaud. Cela signifie que les performances mécaniques de ces enrobés tièdes sont strictement identiques à celles des enrobés à chaud ciblés, dès la fin de leur mise en œuvre ou de leur mise en service. La température de fabrication et de répannage constitue un des moyens de classer les produits bitumineux, en mélanges à froid (< 60°C), tièdes ou semi-tièdes (entre 60°C et 130°C), à chaud (> 130°C). Pour les enrobés tièdes, deux familles de produits sont à considérer : les enrobés semi-tièdes élaborés au-dessous de 100°C (température d'évaporation de l'eau) et les enrobés tièdes élaborés au-dessus de 100 °C. La chaleur latente de vaporisation de l'eau constitue une grande partie de l'énergie consommée lors du procédé d'enrobage. Par rapport à la fabrication traditionnelle des enrobés à chaud, le choix des enrobés tièdes permet de réduire l'énergie nécessaire à leur fabrication, de diminuer les émissions de gaz à effet de serre (CO₂) et d'améliorer les conditions de travail, par la diminution de la température des enrobés bitumineux et ainsi, par la suppression des émissions de fumées. De plus, l'enrobé tiède se caractérise par une augmentation de son temps de maniabilité en chantier.

Une autre technique écologique consiste lors du processus de fabrication des enrobés, à réintroduire des agrégats d'enrobés, mélanges de liants bitumineux et de granulats issus essentiellement du fraisage (rabotage) d'anciennes chaussées. Bien que ce procédé soit connu depuis les années 1980, le taux moyen d'incorporation dans une chaussée neuve est à ce jour d'environ seulement 18 % (NOBLE, 2018). Toutefois, les recherches dans ce domaine tendent à s'intensifier ces dernières années dans le but d'améliorer ce taux. Par exemple, le projet national français MURE, dont la restitution a eu lieu le 15 mars 2022, s'était penché sur la question du recyclage et du multi-recyclage (recyclage de couches de chaussées contenant déjà des matériaux recyclés) des enrobés dans les enrobés tièdes par le biais d'une recherche collaborative.

1.3.5.3 Mise en œuvre

La mise en œuvre des couches de chaussées consiste à répandre les enrobés en épaisseur constante, préalablement déterminée, à l'aide d'un finisseur. Le finisseur est une machine lente qui avance à environ 300 m/h, car il assure la mise en œuvre complète de l'enrobé en ne faisant qu'un seul passage (épandage, nivellement, pré-compactage et lissage). Il est alimenté en continu par les camions sortant des centrales d'enrobage qui déversent lentement leur contenu dans la trémie du finisseur en soulevant leur benne (Figure 1.14). L'enrobé est ensuite compacté au moyen de compacteurs à

cylindres ou à pneus. Un enrobé à chaud est livré sur chantier à une température d'environ 160 °C. Sa température minimale de pose est de 120 °C, et celle de compactage de 80 °C.



Figure 1.14 Photo d'un finisseur alimenté par un camion sortant d'une centrale d'enrobage (site internet PME BTP, n.d.).

1.4 VISCOÉLASTICITÉ DES BÉTONS BITUMINEUX

1.4.1 Comportement viscoélastique

1.4.1.1 Milieu homogène

Avec leur structure composite grenue, les enrobés bitumineux sont des matériaux hétérogènes. Néanmoins, leur comportement peut être supposé homogène à l'échelle d'une couche de chaussée à l'exception des couches de surface très minces. En laboratoire, il est admis que cette hypothèse d'homogénéité reste valable lorsque les dimensions des éprouvettes sont au moins cinq fois plus grandes que la taille du plus gros granulat (DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 83). Bien que ce rapport ne soit pas toujours obtenu, comme c'est le cas sur les éprouvettes trapézoïdales utilisés pour les essais de module complexe ou de fatigue en flexion deux points, l'hypothèse d'homogénéité reste malgré tout établie.

1.4.1.2 Isotropie

Le mode de mise en œuvre de l'enrobé sur chaussées (répandage du matériau foisonné par couche et compactage par passages successifs de compacteurs à la surface) confère au matériau une certaine anisotropie due à l'orientation privilégiée des grains par le compactage. De la même façon, les éprouvettes fabriquées en laboratoire présentent ce type de propriété (ALANAZI et al., 2018). Pour minimiser ces effets, les éprouvettes sont prélevées au cœur des plaques produites du matériau et ce dans une même direction. Néanmoins, des essais de module réalisés dans les trois directions ont montré des

variations de rigidité pouvant atteindre 20-25 % (DI BENEDETTO et al., 2016 ; DOUBBANEH, 1995, p. 113). Pour les calculs de dimensionnement routier français, l'hypothèse d'isotropie du matériau est postulée.

1.4.1.3 Viscoélasticité

L'enrobé bitumineux hérite des caractéristiques viscoélastiques du liant qu'il contient. Cette propriété peut être mise en évidence avec une expérience d'effacement des contraintes. Cette expérience consiste à appliquer un créneau de déformation à un matériau. Le corps est viscoélastique si la réponse en contrainte tend vers zéro à l'infini (Figure 1.15). Le module de rigidité de l'enrobé dépend donc de la vitesse de chargement. Lorsque les charges sont appliquées très rapidement, il présente un comportement pratiquement élastique¹. Lorsqu'elles sont appliquées très lentement, son comportement a une forte prédominance visqueuse². Entre ces deux cas extrêmes, il présente un comportement viscoélastique.

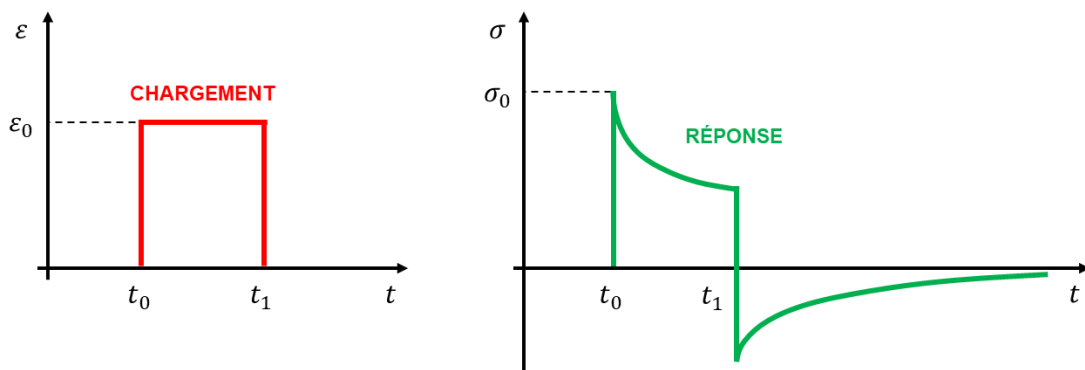


Figure 1.15 Principe de l'expérience d'effacement de contrainte.

1.4.1.4 Influence de la température

Comme le liant qui entre dans sa composition, l'enrobé bitumineux est également un matériau thermosensible. À température basse, il possède sous sollicitation usuelle (trafic routier) une rigidité élevée mais il peut se montrer fragile. À température élevée, il présente un module faible et une déformabilité importante.

1.4.1.5 Linéarité et non-linéarité

Un matériau est défini comme ViscoÉlastique Linéaire (VEL) si la contrainte appliquée est proportionnelle à sa déformation à chaque instant et si le principe de superposition de Boltzmann est vérifié (voir section 1.5.1.1). La validation de ce principe nécessite que la réponse d'un matériau à la somme de sollicitations soit la somme des réponses à chacune de ces sollicitations. Cependant, comme beaucoup de matériaux, les matériaux bitumineux admettent un comportement ViscoÉlastique Non-Linéaire (VENL). Ainsi pour appliquer la théorie VEL, il est important de définir les limites de déformation du domaine en-dessous desquelles le comportement du matériau peut encore être supposé

¹ Capacité du matériau à stocker et restituer de l'énergie : rétablissement rapide de son état initial une fois le chargement retiré.

² Capacité du matériau à dissiper de l'énergie : diminution des vibrations à la suite de la violence d'un choc.

VEL. Selon les recommandations du RILEM¹ TC 182-PEB² (DI BENEDETTO et al., 2001), cette limite de déformation serait de l'ordre de 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ (dit aussi μdef) pour les enrobés bitumineux. Pour de très grandes amplitudes de déformation, de l'ordre de 10 000 $\mu\text{m}/\text{m}$, les bétons bitumineux admettent en outre un comportement viscoplastique.

1.4.2 Caractérisation en laboratoire

1.4.2.1 Catégories d'essais

Pour évaluer la loi de comportement³ d'un matériau, deux catégories d'essais sont à distinguer : les essais homogènes et non homogènes.

Pour les essais homogènes, les états de contrainte et de déformation sont uniformes en chaque point de l'éprouvette (hors plasticité et endommagement). La contrainte est directement calculable à partir des mesures d'efforts, de même pour la déformation avec les mesures de déplacements. Ils donnent ainsi accès à la loi de comportement du matériau sans hypothèses complémentaires que la supposition d'un matériau homogène isotrope. Parmi les essais homogènes, on retrouve l'essai triaxial, l'essai de traction et/ou de compression directe sur cylindres ou sur barreaux ainsi que certains essais de cisaillement.

Pour les essais non homogènes, les états de contrainte et de déformation varient au sein de l'éprouvette. Ils ne permettent pas d'évaluer directement les contraintes et les déformations. Leur analyse passe donc nécessairement par le couplage avec un calcul de structures, voire des méthodes numériques. Ces essais sont principalement utilisés pour caractériser le comportement sous des états de contrainte complexes irréalisables autrement. Parmi les essais non homogènes, on retrouve les essais de flexion de poutre deux points, trois points et quatre points, ainsi que l'essai de compression diamétrale (autrement appelé essai de traction directe ou essai brésilien). Pour les enrobés bitumineux, les essais non homogènes donnent des résultats comparables aux essais homogènes si les matériaux sont testés dans leur domaine supposé viscoélastique linéaire.

1.4.2.2 Types de chargement

Le comportement des matériaux peut être analysé au moyen de trois types de chargement :

- Chargement quasi-statique analysé en fonction du temps tels que les essais de fluage et de relaxation (mode temporel) ;
- Chargement cyclique sinusoïdal analysé en fonction de la fréquence tel que l'essai de module complexe (mode fréquentiel). Ceux-ci font l'objet de cette thèse et seront particulièrement détaillés ;
- Chargement dynamique par impulsion (non sinusoïdal).

¹ Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux.

² *Technical Committee – Performance testing and Evaluation of Bituminous Materials* / Comité technique – Essais de performance et évaluation des bétons bitumineux.

³ En anglais, on emploie plutôt le vocabulaire de relation constitutive ou d'équation constitutive.

1.4.2.3 Essai de fluage (domaine temporel)

Le fluage est l'accroissement de la déformation d'un matériau en fonction du temps sous l'action d'une sollicitation de contrainte maintenue constante. On détermine la fonction de fluage d'un matériau viscoélastique en imposant, à température constante, une contrainte σ_0 à partir d'un temps noté t_0 (Figure 1.16).

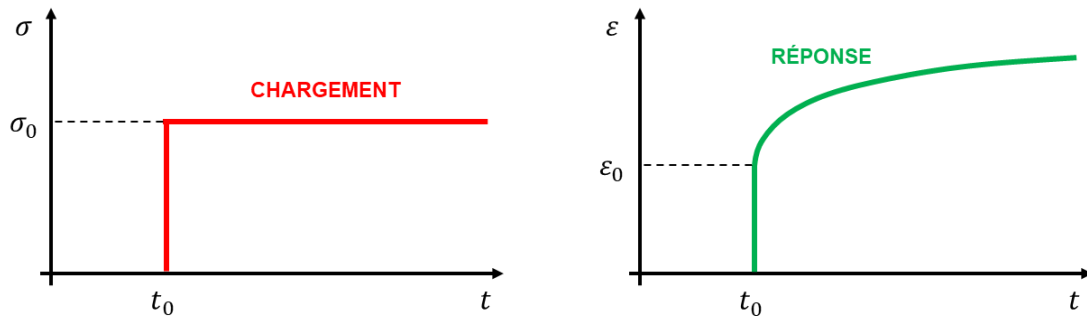


Figure 1.16 Principe de l'essai de fluage d'un matériau viscoélastique.

La contrainte imposée est notée :

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t - t_0) \quad (1.5)$$

Où, $H(t)$ est la fonction d'Heaviside tel que :

$$H(t - t_0) = \begin{cases} 0 & \text{si } t < t_0 \\ \text{indéfini} & \text{si } t = t_0 \\ 1 & \text{si } t > t_0 \end{cases} \quad (1.6)$$

La réponse en déformation est :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 J(t - t_0) \quad (1.7)$$

Où, $J(t)$ est la fonction de fluage ou de retard. Elle correspond à la complaisance D , inverse du module de rigidité E .

1.4.2.4 Essai de relaxation (domaine temporel)

La relaxation est la diminution dans le temps de la contrainte d'un matériau soumis à une sollicitation de déformation maintenue constante. La fonction de relaxation d'un matériau viscoélastique est définie en imposant, à une température fixée, une déformation échelon ε_0 à l'instant t_0 (Figure 1.17).

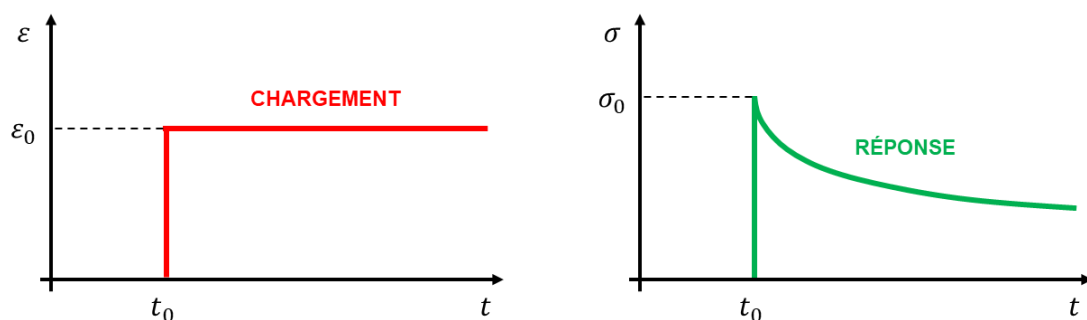


Figure 1.17 Principe de l'essai de relaxation d'un matériau viscoélastique.

La déformation imposée est notée :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 H(t - t_0) \quad (1.8)$$

Où, $H(t)$ est la fonction d'Heaviside.

La réponse en contrainte est :

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 R(t - t_0) \quad (1.9)$$

Où, $R(t)$ est la fonction de relaxation. Elle correspond au module de rigidité E .

1.4.2.5 Essai de module complexe (domaine fréquentiel)

1.4.2.5.1 Principe de l'essai de module complexe

L'essai de module complexe consiste à soumettre un matériau à des sollicitations sinusoïdales de fréquences variées pour évaluer son comportement viscoélastique. Dans le domaine des petites déformations pour lequel l'enrobé se comporte principalement comme un matériau viscoélastique linéaire, la réponse établie à une sollicitation sinusoïdale est aussi sinusoïdale (MANDEL, 1955).

Une déformation sinusoïdale $\varepsilon^*(t)$ d'amplitude ε_0 et de pulsation¹ ω est appliquée à l'éprouvette durant quelques dizaines de cycles. En réponse, le signal sinusoïdal de la contrainte $\sigma^*(t)$ d'amplitude σ_0 est enregistré. Compte tenu du caractère viscoélastique des bétons bitumineux, le signal de la contrainte est en avance sur celui de la déformation se traduisant par un déphasage φ_{E^*} entre les deux signaux (exemple Figure 1.18 avec la contrainte axiale $\sigma_a^*(t)$ et la déformation axiale $\varepsilon_a^*(t)$). La division de $\sigma^*(t)$ par $\varepsilon^*(t)$ permet d'obtenir le module de rigidité complexe E^* (abrégié MRC) (Équations 1.10 à 1.12). On parle ici d'essai à déformation imposée, mais il peut tout aussi bien être mené à contrainte imposée.

$$E^*(\omega) = \frac{\sigma^*(t)}{\varepsilon^*(t)} \quad (1.10)$$

Avec,

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 \cdot e^{i(\omega t + \varphi_{E^*})} \quad (1.11)$$

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 \cdot e^{i\omega t} \quad (1.12)$$

En réduisant l'équation 1.10, le module de rigidité complexe E^* peut également s'écrire en fonction de sa norme $|E^*|$, définie comme le rapport des amplitudes de contrainte et de déformation, et son angle de phase (ou déphasage) φ_{E^*} (Équations 1.13 et 1.14). La norme est couramment appelée « module dynamique ».

$$E^*(\omega) = |E^*| e^{i\varphi_{E^*}} \quad (1.13)$$

Tel que,

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad (1.14)$$

Une autre écriture possible consiste à séparer le module de rigidité complexe E^* en une partie réelle $\text{Re}(E^*)$ (ou noté E_1) et une partie imaginaire $\text{Im}(E^*)$ (ou noté E_2) (Équations 1.15 à 1.17). La partie

¹ Pour rappel, la pulsation ω est égale à la fréquence f multipliée par 2π . Un ratio de fréquences ou de pulsations est donc équivalent.

réelle s'apparente au comportement élastique du matériau (module d'élasticité) et la partie imaginaire au comportement visqueux (module de perte). De cette façon, la norme $|E^*|$ et l'angle de phase φ_{E^*} peuvent également s'écrire en fonction des parties réelle et imaginaire du module (Équations 1.18 et 1.19). Si $\varphi_{E^*} = 0^\circ$ ($\text{Im}(E^*) = 0$), le matériau est parfaitement élastique. Si $\varphi_{E^*} = 90^\circ$ ($\text{Im}(E^*) \gg \text{Re}(E^*)$), le matériau est purement visqueux. Si φ_{E^*} varie entre 0 et 90° , le matériau admet un comportement viscoélastique.

$$E^* = \text{Re}(E^*) + i \cdot \text{Im}(E^*) \quad (1.15)$$

Où,

$$\text{Re}(E^*) = |E^*| \cos \varphi_{E^*} \quad (1.16)$$

$$\text{Im}(E^*) = |E^*| \sin \varphi_{E^*} \quad (1.17)$$

$$|E^*| = \sqrt{\text{Re}(E^*)^2 + \text{Im}(E^*)^2} \quad (1.18)$$

$$\tan \varphi_{E^*} = \frac{\text{Im}(E^*)}{\text{Re}(E^*)} \quad (1.19)$$

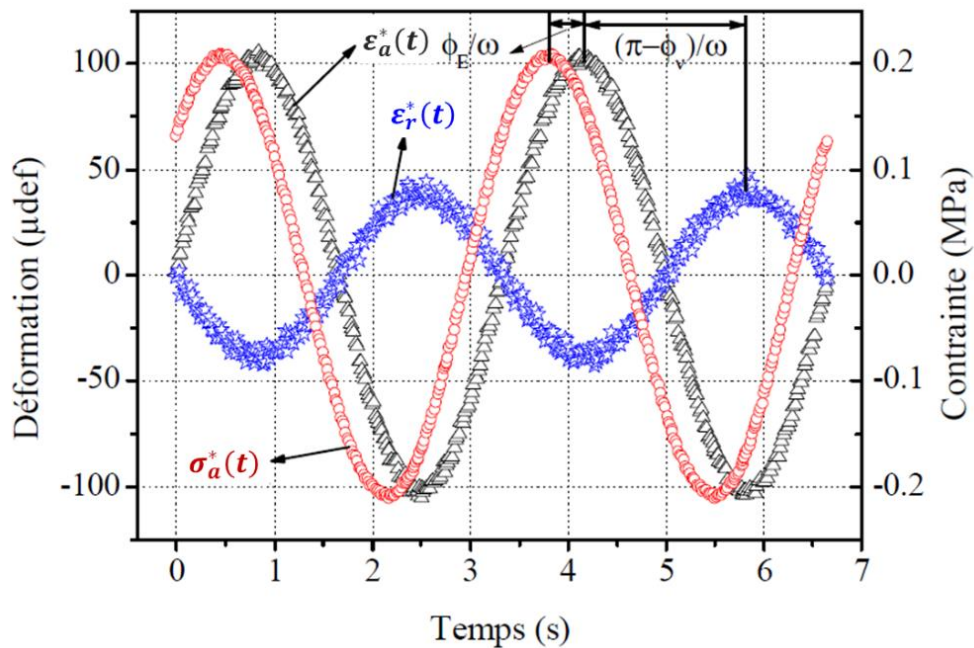


Figure 1.18 Exemple de signaux expérimentaux relevés lors d'un essai de module complexe en traction-compression directe sur éprouvette cylindrique à $100 \mu\text{def}$, $20,8^\circ\text{C}$ et $0,03 \text{ Hz}$: contrainte axiale $\sigma_a^*(t)$, déformation axiale $\varepsilon_a^*(t)$ et déformation radiale $\varepsilon_r^*(t)$ (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 84, éprouvette M2U2).

1.4.2.5.2 Coefficient de Poisson complexe

Dans le cas d'essais en traction-compression directe sur éprouvettes cylindriques ou prismatiques, la déformation sinusoïdale peut être mesurée suivant deux directions : axiale et radiale. Le signal de la déformation radiale $\varepsilon_r^*(t)$ d'amplitude $\varepsilon_{r,0}$ apparaît alors légèrement en retard d'un déphasage φ_{v^*} sur le signal de la déformation axiale $\varepsilon_a^*(t)$ d'amplitude $\varepsilon_{a,0}$ (Figure 1.18). Le rapport négatif de $\varepsilon_r^*(t)$ par $\varepsilon_a^*(t)$ permet de calculer le coefficient de Poisson complexe ν^* (abrégé CPC) (Équations 1.20 à 1.22). Comme pour le module de rigidité complexe, le coefficient de Poisson complexe peut être défini

suivant une norme $|v^*|$ et un angle de phase φ_{v^*} (Équations 1.23 et 1.24) ou selon une partie réelle $\text{Re}(v^*)$ et une partie imaginaire $\text{Im}(v^*)$ (même principe que les Équations 1.15 à 1.19 en remplaçant E^* par v^*).

$$v^*(\omega) = -\frac{\varepsilon_r^*(t)}{\varepsilon_a^*(t)} \quad (1.20)$$

Avec,

$$\varepsilon_r^*(t) = \varepsilon_{r,0} \cdot e^{i(\omega t + \pi - \varphi_{v^*})} \quad (1.21)$$

$$\varepsilon_a^*(t) = \varepsilon_{a,0} \cdot e^{i\omega t} \quad (1.22)$$

$$v^*(\omega) = |v^*| e^{-i\varphi_{v^*}} \quad (1.23)$$

Tel que,

$$|v^*| = \frac{\varepsilon_{r,0}}{\varepsilon_{a,0}} \quad (1.24)$$

1.4.2.5.3 Module de cisaillement complexe

Pour des essais de module complexe réalisés en cisaillement à déformation imposée, le module de cisaillement complexe G^* est défini de la même façon que le module de rigidité complexe E^* à la différence que la contrainte $\sigma^*(t)$ est remplacée par un cisaillement $\tau^*(t)$ et la déformation $\varepsilon^*(t)$ par une distorsion $\gamma^*(t)$ (Équations 1.25 à 1.27).

$$G^*(\omega) = \frac{\tau^*(t)}{\gamma^*(t)} \quad (1.25)$$

Avec,

$$\tau^*(t) = \tau_0 \cdot e^{i(\omega t + \varphi_{G^*})} \quad (1.26)$$

$$\gamma^*(t) = \gamma_0 \cdot e^{i\omega t} \quad (1.27)$$

D'après l'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire isotrope, le module de cisaillement complexe G^* peut être déduit du module de rigidité complexe E^* et du coefficient de Poisson complexe ν^* avec l'équation suivante :

$$G^* = \frac{E^*}{2(1 + \nu^*)} \quad (1.28)$$

1.4.2.5.4 Module de viscosité complexe

Le module de viscosité complexe η^* est obtenu en divisant la contrainte sinusoïdale $\sigma^*(t)$ par le taux de déformation sinusoïdale $\dot{\varepsilon}^*(t)$ (Équation 1.29). En mode fréquentiel, l'écriture complexe d'un signal par la formule d'Euler permet de définir la dérivée $d\varepsilon^*(t)$ en fonction de sa primitive, la déformation sinusoïdale $\varepsilon^*(t)$ (Équation 1.30). Dès lors, il est possible d'écrire le module de viscosité complexe η^* suivant le module de rigidité complexe E^* (Équations 1.31 et 1.32). Il apparaît que la partie imaginaire de E^* devient la partie réelle de η^* , justifiant son assimilation au comportement visqueux.

$$\eta^*(\omega) = \frac{\sigma^*(t)}{\dot{\varepsilon}^*(t)} \quad (1.29)$$

Tel que,

$$\dot{\varepsilon}^*(t) = i\omega \cdot \varepsilon^*(t) \quad (1.30)$$

Ainsi,

$$\eta^*(\omega) = \frac{E^*(\omega)}{i\omega} \quad (1.31)$$

$$\eta^*(\omega) = \frac{\text{Im}(E^*)}{\omega} - i \cdot \frac{\text{Re}(E^*)}{\omega} \quad (1.32)$$

COX et MERZ ont observé qu'il existait une correspondance entre la viscosité apparente de cisaillement $\eta_a(\dot{\gamma})$ obtenu avec un rhéomètre d'extrusion en écoulement continu et la norme de la viscosité complexe $|\eta^*(\omega)|$ obtenu avec un élastoviscosimètre à cylindre concentrique (COX & MERZ, 1958). La grandeur physique $\dot{\gamma}$ représente la vitesse de cisaillement. Kenji YASUDA retrace dans sa thèse l'histoire de ces différentes analogies empiriques (1979, p. 28).

$$\eta_a(\dot{\gamma}) = |\eta^*(\omega = \dot{\gamma})| \quad (1.33)$$

1.4.2.5.5 Déroulement des essais selon la norme NF EN 12697-26 (2018)

L'essai de module complexe sur enrobés bitumineux peut être mené avec différentes formes d'éprouvettes. Ces essais sont encadrés par la norme NF EN 12697-26 (2018). De manière générale, ils sont pilotés à amplitude de déplacement fixe (ou de déformation si essai homogène) par contrôle de la force appliquée (ou de la contrainte si essai homogène) sur le plateau de chargement à une fréquence et une température fixées. Les signaux expérimentaux de force et déplacement relevés sont ensuite approchés sur des tranches de quelques cycles par des fonctions sinusoïdales dont les paramètres sont déterminés en utilisant la méthode des moindres carrés. Puis, la moyenne des paramètres de chaque tranche est calculée. Le passage des valeurs moyennes des signaux de force $F(t)$ et de déplacement $u(t)$ vers les parties réelle et imaginaire du module de rigidité complexe E^* s'effectue à l'aide de deux facteurs définis par des calculs de structure (Équations 1.34 et 1.35) :

- Le facteur de forme γ dépendant des dimensions de l'éprouvette et défini par un calcul de structure ;
- Le facteur de masse μ tenant compte des effets d'inertie liés à la masse M de l'éprouvette en mouvement et à la masse m de l'équipage mobile (casque de fixation, liaison éprouvette et organe moteur, etc.).

$$\text{Re}(E^*) = \gamma \cdot \left(\frac{F_0}{u_0} \cos \varphi_{E^*} + \mu\omega^2 \right) \quad (1.34)$$

$$\text{Im}(E^*) = \gamma \cdot \left(\frac{F_0}{u_0} \sin \varphi_{E^*} \right) \quad (1.35)$$

Où, F_0 et u_0 sont les amplitudes respectives des signaux de force $F(t)$ et de déplacement $u(t)$. Ils sont déphasés d'un angle φ_{E^*} . Le déphasage reste identique que le travail soit effectué en matière de force et déplacement ou en matière de contrainte et déformation.

Pour saisir le comportement viscoélastique linéaire des enrobés, plusieurs essais de module complexe à différentes températures et fréquences doivent être effectués. Habituellement, ils sont menés à une petite amplitude de déformation de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, sur une plage de température pouvant aller de -30 à

60 °C et sur une plage de fréquence pouvant s'étendre de 0,001 Hz à 40 Hz. Pour effectuer les mesures, quelques cycles sont nécessaires à basse fréquence contre quelques dizaines à haute fréquence.

1.4.2.5.6 Types d'essai

Dans ce manuscrit, on se limitera à l'étude de deux types d'essai de la norme NF EN 12697-26 (2018) :

- essai de traction-compression directe sur éprouvette cylindrique (DTC-CY, abrégé de l'anglais *Direct Tension-Compression test on CYlindrical specimen*) (Figure 1.19a). Des sollicitations sinusoïdales axiales de type traction-compression alternée sont appliquées sur la face supérieure du cylindre tandis que la face inférieure est encastrée. L'essai est homogène. Les effets d'inertie sont négligeables sur ce type d'essai pour les conditions classiques de sollicitation (fréquences de 10 Hz ou 25 Hz). Des dimensions courantes sont $H = 150 \text{ mm}$ et $D = 75 \text{ mm}$;
- essai de flexion deux points sur éprouvette trapézoïdale (2PB-TR, pour *2-Point Bending test on TRapezoidal specimen*) (Figure 1.19b). Une sollicitation sinusoïdale horizontale est appliquée au sommet de l'éprouvette trapézoïdale encastrée à sa grande base. Il s'agit d'un essai hétérogène. Les dimensions pour une granulométrie dont la taille des plus gros granulats est inférieure à 16 mm sont $H = 250 \text{ mm}$, $B = 56 \text{ mm}$, $b = 25 \text{ mm}$ et $e = 25 \text{ mm}$.

D'autres types d'essai présents dans la norme NF EN 12697-26 (2018) sont aussi fréquemment rencontrés dans la littérature tels que :

- essais de flexion trois ou quatre points sur éprouvettes prismatiques (3PB-PR ou 4PB-PR, pour *3/4-Point Bending test on PRismatic specimen*). Une poutre est bloquée sur ses extrémités tandis qu'un (3PB-PR) ou deux (4PB-PR) points centraux sont soumis à une flexion périodique dans la direction verticale, perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre ;
- essai de traction indirecte sur éprouvette cylindrique (IT-CY, pour *Indirect Tensile test on CYlindrical specimen*), issu de l'essai de fendage brésilien. Le cylindre placé horizontalement est soumis dans son plan diamétral vertical à des charges sinusoïdales de compression répétées.

Lorsque le domaine VEL est respecté, ces différents essais sont censés donner des valeurs de module complexe comparables à déformation équivalente. Pour les essais non homogènes, la déformation considérée est la déformation maximale ε_{max} subie par la fibre extrême de l'éprouvette. Par exemple pour l'essai 2PB-TR, le chargement est effectué en tête d'éprouvette alors que la fibre la plus sollicitée se situe environ au quart de la hauteur de l'éprouvette sur ses bords. Dans ce cas, la déformation maximale est estimée en multipliant le déplacement u appliqué au plateau de chargement à une constante supplémentaire K_ε . Cette constante est déterminée par le calcul de structures avec l'hypothèse d'un matériau continu, isotrope et appartenant au domaine VEL (Équation 1.36).

$$\varepsilon_{max} = K_\varepsilon \cdot u \quad (1.36)$$

Les liants bitumineux peuvent également être soumis à des essais de module complexe. La procédure de mesure est similaire, bien que les mesures soient généralement effectuées par cisaillement et dépendent d'autres normes. Les types d'essai fréquents sont les suivants :

- essai de traction-compression directe sur éprouvette cylindrique. L'essai est identique au DTC-CY mais adapté à une éprouvette de bitume dix fois plus petite. L'essai est utilisé pour des températures inférieures à 20 °C, lesquelles permettent au bitume de se maintenir en forme ;

- essai de cisaillement annulaire sur éprouvette cylindrique creuse. L'échantillon de bitume est placé entre deux cylindres coaxiaux, où celui de l'intérieur est mobile et celui de l'extérieur est fixe. Cet essai est habituellement utilisé pour des températures supérieures à 20 °C. Le passage du module de cisaillement complexe G^* au module de rigidité complexe E^* s'effectue grâce à l'équation 1.28 en supposant un coefficient de Poisson de 0,50 ;
- essai de cisaillement plan-plan avec un rhéomètre à cisaillement dynamique (DSR pour *Dynamic Shear Rheometer*) (NF EN 14770, 2012). Cet essai consiste à appliquer une sollicitation cyclique en torsion sur un cylindre de matériau placé entre deux plateaux parallèles.

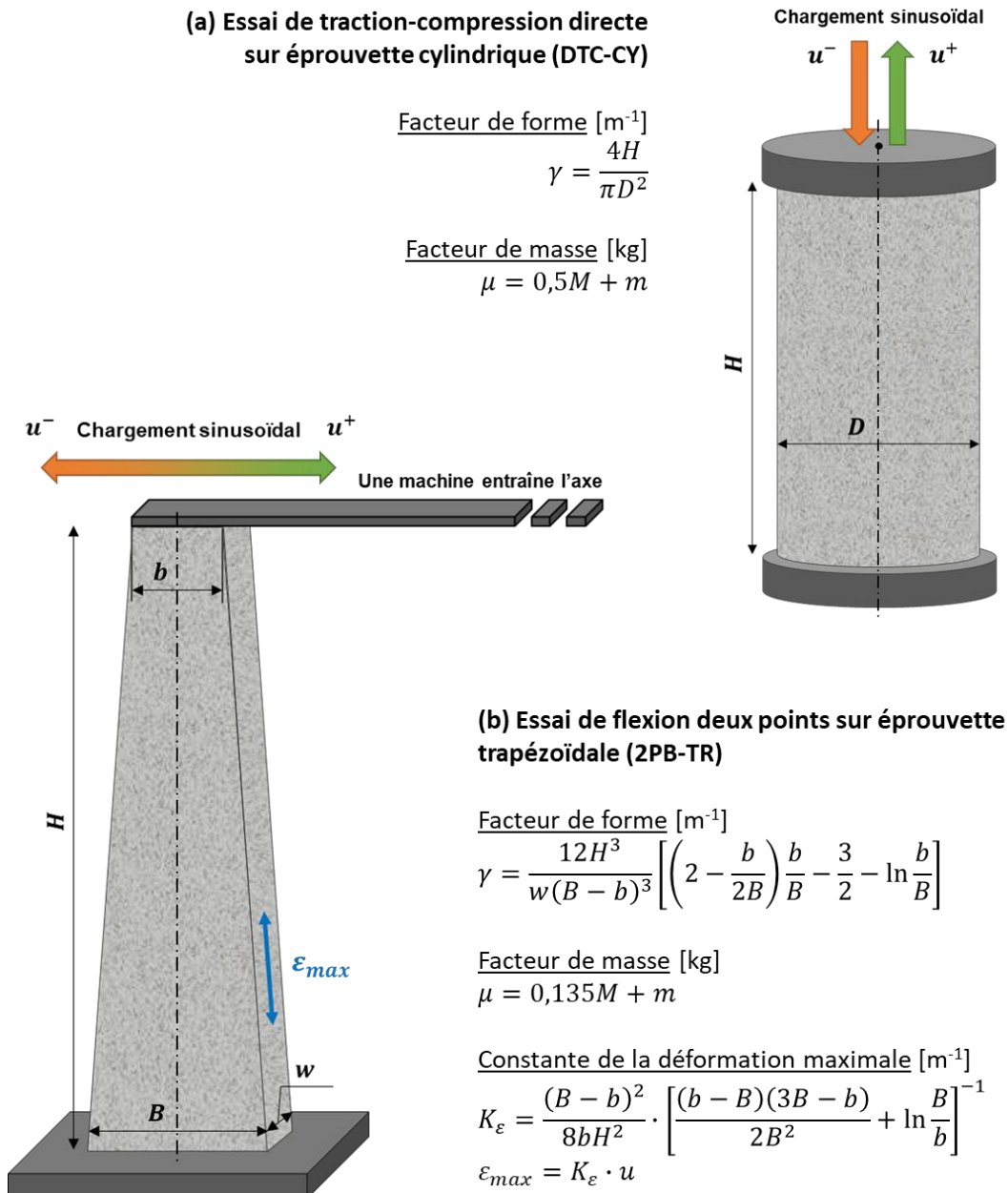


Figure 1.19 Principe de l'essai de module complexe : (a) en traction-compression directe sur éprouvette cylindrique, (b) en flexion deux points sur éprouvette trapézoïdale.

1.4.2.5.7 Exemple de résultats

Les composantes $|E^*|$, φ_{E^*} et $\text{Re}(E^*)$, $\text{Im}(E^*)$ du module de rigidité complexe varient en fonction de la température et de la fréquence. Leurs données expérimentales doivent être représentées graphiquement pour étudier leurs variations. Les représentations graphiques les plus communes sont :

- **Les courbes isothermes :** La norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe et l'angle de phase φ_{E^*} sont tracés en fonction de la fréquence pour chacune des températures d'essais (Figure 1.20a) ;
- **Les courbes isochrones :** Même représentation que pour les courbes isothermes en inversant la température et la fréquence (Figure 1.20b) ;
- **Le plan de Cole-Cole ou plan complexe (COLE & COLE, 1941) :** La partie imaginaire $\text{Im}(E^*)$ du module est tracée en ordonnée et la partie réelle $\text{Re}(E^*)$ en abscisse (Figure 1.20c). Cette représentation met en avant le comportement des matériaux bitumineux à basse température et à haute fréquence ;
- **Le plan de Black :** La norme $|E^*|$ du module est représentée en ordonnée dans une échelle logarithmique en fonction de l'angle de phase φ_{E^*} en abscisse (Figure 1.20d). Cette représentation permet d'observer le comportement des matériaux bitumineux à haute température et à basse fréquence.

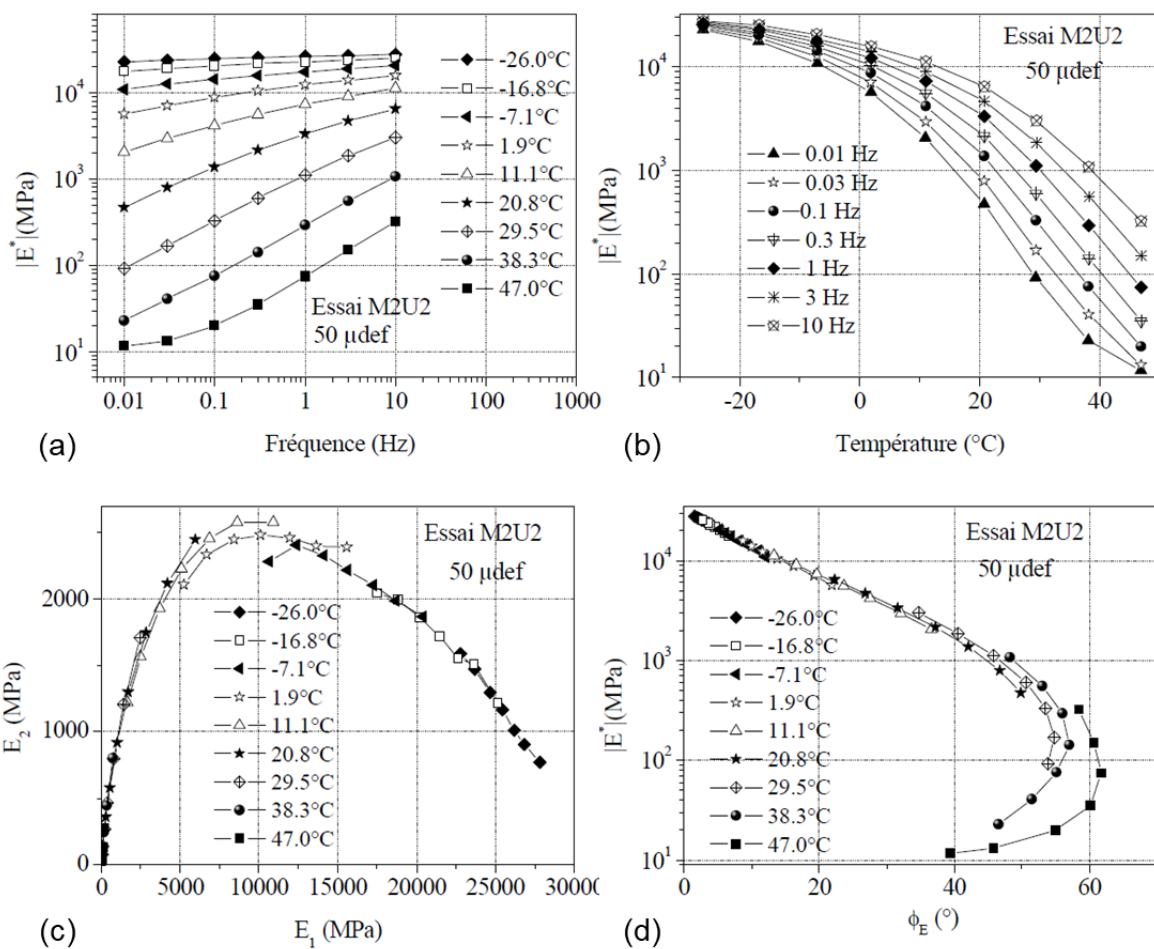


Figure 1.20 Exemple de quatre représentations graphiques du module de rigidité complexe : (a) isothermes, (b) isochrones, (c) plan de Cole-Cole, (d) plan de Black (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 108 et 111, éprouvette M2U2).

Les mêmes types de représentation peuvent également être utilisés pour analyser les variations des composantes $|v^*|$, ϕ_{v^*} et $\text{Re}(v^*)$, $\text{Im}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe (Figure 1.21).

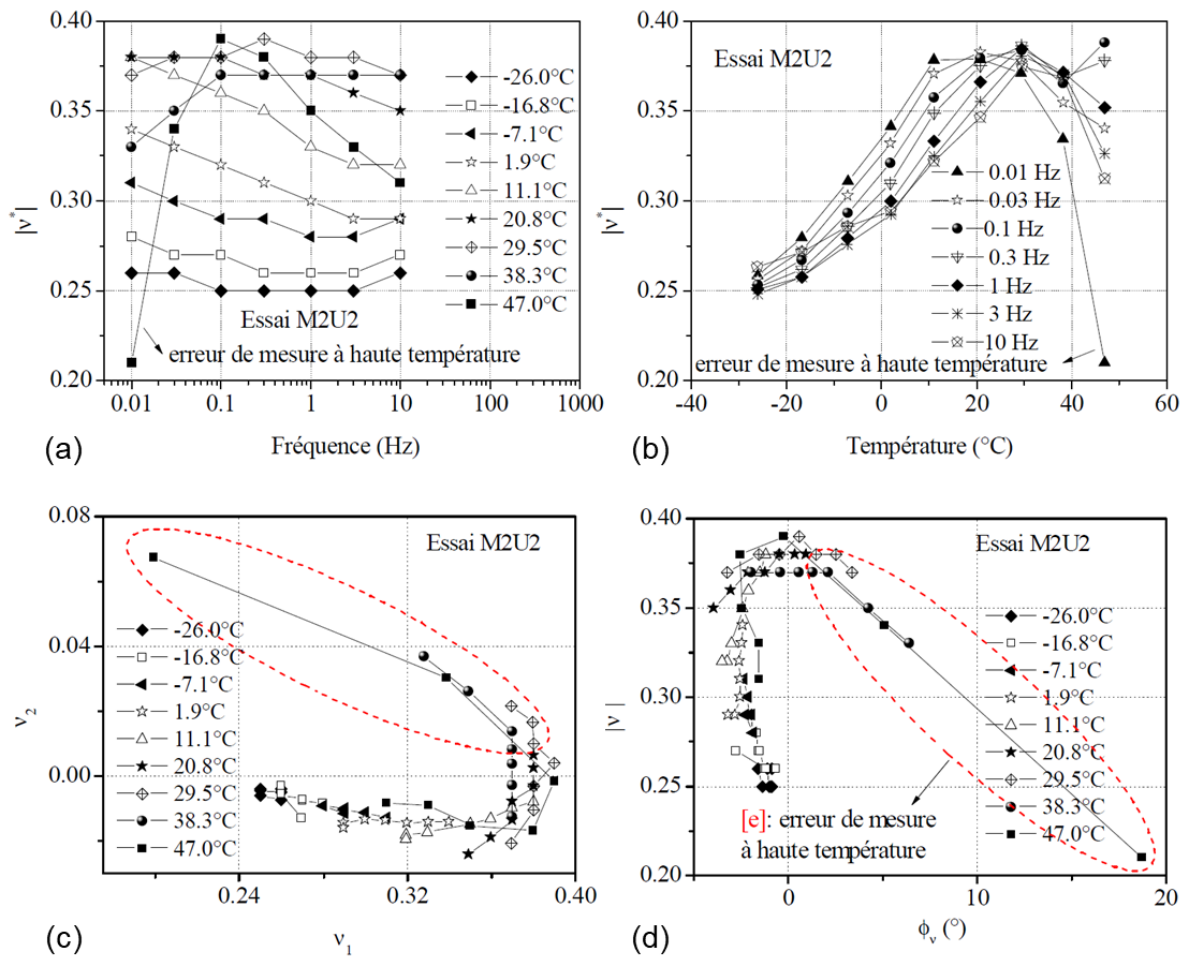


Figure 1.21 Exemple de quatre représentations graphiques du coefficient de Poisson complexe : (a) isothermes, (b) isochrones, (c) plan de Cole-Cole, (d) plan de Black (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 109 et 111, éprouvette M2U2).

Les résultats présentés en Figure 1.20 et en Figure 1.21 ont été obtenus à partir d'un enrobé bitumineux destiné aux couches de roulement, noté M2 (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 68). Cet enrobé a été formulé outre-Atlantique à l'Université d'Illinois à Urbana Champaign aux États-Unis pour l'étude internationale du RILEM TC CAP¹. De ce fait, il se diversifie des normes européennes sur les formulations des enrobés. Le matériau est composé d'une fraction de granulats 0/10 mm, d'une teneur en liant de 5,9 ppc et d'une teneur en vides de 8,8 % pour une MVR de 2 488 kg/m³. Les essais de module ont été réalisés par NGUYEN à 50 $\mu\text{m/m}$ en mode DTC-CY sur l'éprouvette U2 de diamètre 75,1 mm et de hauteur 142,6 mm.

¹ Technical Committee – Cracking in Asphalt Pavements / Comité technique - Fissuration des couches de roulement.

1.4.3 Facteurs influant sur le module complexe

1.4.3.1 Paramètres de sollicitation

1.4.3.1.1 Fréquence et température

La fréquence et la température sont les deux paramètres qui influent le plus sur la valeur du module de rigidité complexe E^* et du coefficient de Poisson complexe ν^* des matériaux bitumineux (DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 104).

Pour une fréquence donnée, plus la température augmente, plus la norme $|E^*|$ du module diminue. L'influence de la température sur la variation relative de $|E^*|$ est plus importante à basse fréquence qu'à haute fréquence. Pour une température fixée, $|E^*|$ augmente avec la fréquence. L'influence de la fréquence sur la variation relative de $|E^*|$ est plus importante à haute température qu'à basse température. À basse température et haute fréquence, la norme $|E^*|$ d'un enrobé 35/50 est généralement proche de 30-35 GPa. Celle du bitume pur est environ dix fois plus petite.

L'angle de phase φ_{E^*} augmente avec la température jusqu'à une température palier proche de 40 °C puis diminue au-delà. L'explication de ce maximum provient de la nature du bitume dans l'enrobé. Au-delà d'une certaine température, le bitume devient suffisamment fluide pour ne plus intervenir dans la rigidité du matériau. Il joue alors le rôle de lubrifiant entre les grains. Le comportement de l'enrobé devient progressivement celui d'un matériau granulaire non lié. Cet effet s'observe également avec $|E^*|$ qui admet un palier inférieur à haute température. Une autre preuve provient des essais de module complexe sur les liants bitumineux. À haute température, la norme tend vers zéro tandis que l'angle de phase tend vers 90°, comportement typique des fluides.

Le coefficient de Poisson semble de nature complexe pour les enrobés bitumineux. Toutefois, sa partie imaginaire est très petite comparée à sa partie réelle. Il pourrait donc être considéré comme un simple nombre réel. Cette partie réelle varie globalement entre 0,20 et 0,45 selon les conditions de fréquence et de température.

1.4.3.1.2 Niveau et nombre de sollicitations

Récemment, plusieurs scientifiques ont tenté de définir à l'aide d'essais cycliques sinusoïdaux la plage d'amplitude de déformation pour laquelle les matériaux bitumineux pouvaient être encore considérés comme VEL. En analysant des données de balayage en déformation pour les liants bitumineux durant le projet SHRP¹ mené aux États-Unis, ANDERSON et al. (1994, p. 24) constatèrent qu'il y avait rarement une distinction claire entre les régions VEL et VENL, mais qu'avec des niveaux de déformation croissants, la norme du module de rigidité complexe diminuait à un rythme toujours plus rapide. Par conséquent, ils ont arbitrairement établi la limite supérieure de la région VEL comme le point à partir duquel la norme diminue à 95 % de sa valeur initiale. En utilisant ce critère, AIREY et al. (2004) constatèrent que la limite de déformation globale du domaine VEL pour les mélanges était de l'ordre de 100 $\mu\text{m/m}$, en accord avec les recommandations du RILEM TC 182-PEB² (DI BENEDETTO et al., 2001).

Néanmoins, cette limite VEL doit être seulement considérée comme une approximation. En effet, la limite VEL de 95 % donne des résultats différents suivant les conditions de température et de

¹ *Strategic Highway Research Program / Programme stratégique de recherche routière*

² *Technical Committee – Performance testing and Evaluation of Bituminous Materials / Comité technique – Essais de performance et évaluation des bétons bitumineux.*

fréquence (AIREY et al., 2004 ; BABADOPULOS et al., 2019a). Plusieurs études expérimentales sur des mélanges bitumineux ont également montré que la norme du module diminuait de façon quasi-linéaire avec l'augmentation des niveaux de déformation aussi bien en dessous qu'au-dessus de la limite VEL (DOUBBANEH, 1995, p. 101 ; PHAN et al., 2017a ; UNDERWOOD & KIM, 2012 ; UZAN & LEVENBERG, 2007). En revanche, l'angle de phase augmente avec l'amplitude de déformation (DOUBBANEH, 1995, p. 103 ; PHAN et al., 2017a ; NGUYEN, Q. T. et al., 2019). Ces variations expliquent pourquoi les essais de module complexe menés par GRAZIANI et al. (2019) sur un enrobé bitumineux 0/11 à trois amplitudes de déformations différentes (15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$) ont conduit à trois courbes distinctes dans les plans de Cole-Cole et de Black.

En outre, en plus de l'effet de non-linéarité durant les essais de balayage en déformation, d'autres effets biaisants peuvent se développer en fonction du niveau d'amplitude de déformation et du nombre de cycles, tels que l'auto-échauffement, la thixotropie¹ et l'endommagement (DI BENEDETTO et al., 2011 ; GAUTHIER et al., 2010 ; MANGIAFICO et al., 2018 ; NGUYEN, Q. T. et al., 2019) (voir section 1.6.5). Or, plus l'amplitude de déformation et le nombre de cycles sont importants, plus la norme du module diminue sous l'élan de ces effets. Ces effets biaisants peuvent ainsi conduire à des conclusions erronées lors de ces essais de balayage en déformation, si aucun temp de récupération n'est appliqué à chaque changement d'amplitude.

En conclusion, dans le cas de comparaison de valeurs de module complexe, notamment entre des essais homogènes et hétérogènes, l'influence de la non-linéarité impose d'appliquer pour l'essai un niveau de déformation le plus faible possible, sans compromettre la qualité des mesures. Il est pareillement recommandé d'appliquer le nombre de cycles le plus faible possible.

La cause de cette non-linéarité selon HADRZYNSKI (1995) pourrait être physique, liée à un changement progressif de microstructure du liant. Pour BAZIN et SAUNIER (1967) ainsi que LINDER (1977), cette non-linéarité serait géométrique, liée à la présence de défauts tels que des vides, des fissures. La perte de rigidité s'expliquerait par une ouverture de fissures sous l'effet d'un facteur local d'intensité de contraintes.

1.4.3.2 Paramètres de composition

1.4.3.2.1 Liant

Le liant bitumineux contrôle le comportement viscoélastique des enrobés, c'est-à-dire la forme des courbes du module complexe dans les plans de Cole-Cole et de Black. En utilisant une procédure de normalisation s'appuyant sur les limites minimale et maximale du module (Équation 1.37), une courbe unique est en effet obtenue pour tout enrobé produit à partir d'un bitume donné (FREIRE, 2020, p. 55 et 142 ; PHAM et al., 2015).

$$E_{normé}^*(\omega) = \frac{E^*(\omega) - E_{min}}{E_{max} - E_{min}} \quad (1.37)$$

Pour des conditions de température et de fréquence fixes, la norme du module de rigidité complexe de l'enrobé augmente avec la dureté du bitume (BAZIN & SAUNIER, 1967 ; FRANCKEN, 1977 ; LA ROCHE (de) et al., 1994 ; LA ROCHE (de) & RIVIÈRE, 1997). La teneur en liant influe également beaucoup sur cette rigidité (HARVEY & TSAI, 1996 ; SOLIMAN, 1976 ; UGÉ et al., 1977). En effet, l'augmentation de la

¹ Diminution de la viscosité sous l'effet d'un cisaillement fini.

teneur en bitume dans la composition des enrobés conduit à une valeur optimale pour laquelle la norme du module est maximale. Au-delà de cette valeur optimale, la norme diminue (MOUTIER, 1991 ; SAID, 1988, p. 2).

1.4.3.2.2 Granulats et fines

Lorsque le liant est suffisamment rigide, la nature minéralogique et la forme des granulats ne semble avoir que peu d'influence sur la valeur du module complexe (SOLIMAN, 1976). En revanche, lorsque le bitume admet un comportement à prédominance visqueuse aux hautes températures et basses fréquences, l'influence des granulats grandit (SAUNIER, 1968 ; UGÉ et al., 1977).

Plus forte est la quantité de fines dont la surface spécifique¹ est grande, plus épais est l'enrobage des granulats par le mastic améliorant les caractéristiques de l'enrobé. Cependant, comme pour le liant, il existe une teneur en fines optimale au-delà de laquelle la tendance s'inverse (SOLIMAN, 1976).

1.4.3.2.3 Porosité

La teneur en vides est corrélée à la teneur en liant et à la composition du squelette granulaire. Lorsque cette teneur diminue, la rigidité des enrobés bitumineux augmente (BAZIN & SAUNIER, 1967 ; HARVEY & TSAI, 1996 ; SAUNIER, 1968 ; SOLIMAN, 1976).

1.4.4 Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT)

1.4.4.1 Définition

Le Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT) suppose l'existence d'une variable unique pour décrire les variations du module avec la température et la fréquence (ou le temps) (FERRY, 1980, chapitre 11, p. 264). Les matériaux possédant cette particularité sont appelés thermorhéologiquement simples. La plupart des enrobés bitumineux dont le liant est un bitume pur possèdent cette particularité. Cette propriété se traduit en analyse fréquentielle par la formation d'une courbe unique dans les plans de Cole-Cole et de Black que ce soit au niveau du module de rigidité complexe ou du coefficient de Poisson complexe. Une même valeur de module du matériau peut donc être obtenue pour différents couples fréquence – température (Équations 1.38).

$$E^*(\omega_1, T_1) = E^*(\omega_2, T_2) \quad (1.38)$$

Par exemple pour le matériau M2U2, le principe d'équivalence temps-température se vérifie bien dans les plans de Cole-Cole et de Black (Figure 1.20cd et Figure 1.21cd), mais semble être moins bien respecté à haute température (Figure 1.20d).

La Figure 1.22 (MRC) et la Figure 1.23 (CPC) montrent au contraire un exemple d'enrobé ne vérifiant pas le principe d'équivalence temps-température notamment à haute température du fait de l'utilisation d'un polymère dans la composition (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 66). Cet enrobé, nommé M1, a été formulé au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC) de Nantes dans le cadre de

¹ Superficie réelle de la surface d'un matériau ou plus rarement d'un objet par opposition à sa surface apparente, mesurée par rapport à sa masse.

l'étude internationale RILEM TC-ATB TG3¹. Il s'agit d'un BBSG 0/14 dont le liant est un bitume modifié par des polymères de type EVA (éthylène-acétate de vinyle). La teneur en liant est de 5,55 % et celle des vides de 1,3 %. La MVR est de 2567 kg/m³. NGUYEN a réalisé les essais de module complexe en mode DTC-CY sur l'éprouvette R1 de diamètre 75,1 mm et de hauteur 140,7 mm.

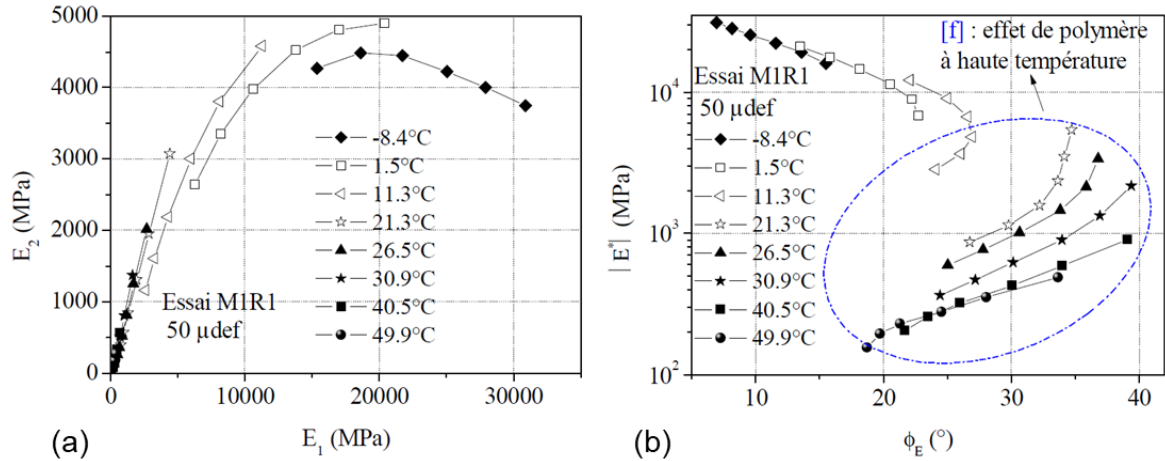


Figure 1.22 Exemple de principe d'équivalence temps-température non vérifié dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b) du module de rigidité complexe (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 110, éprouvette M1R1).

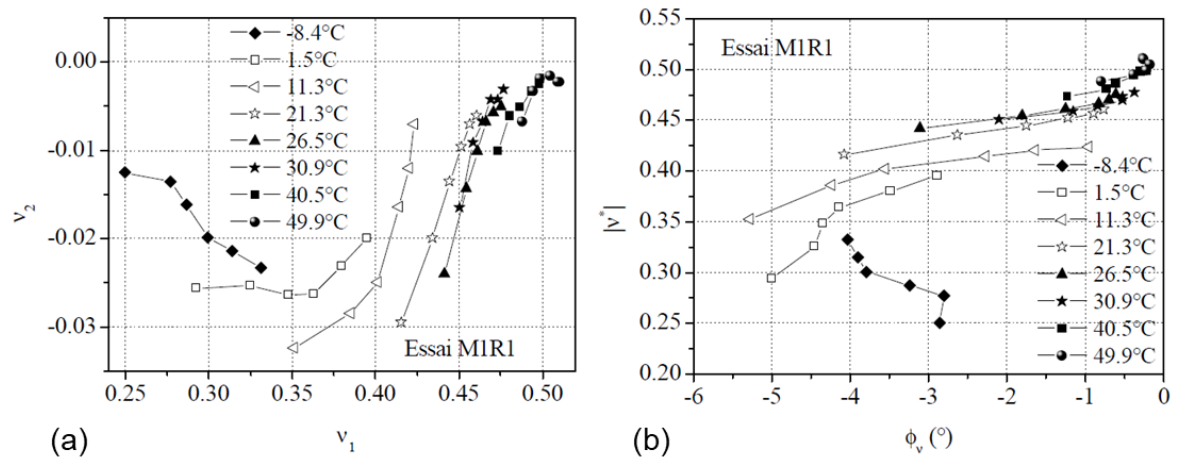


Figure 1.23 Exemple de principe d'équivalence temps-température non vérifié dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b) du coefficient de Poisson complexe (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 110, éprouvette M1R1).

1.4.4.2 Utilisation

En analyse fréquentielle, le paramètre unique associant les effets de fréquence et de température est nommé la fréquence réduite f_{R-T} (ou la pulsation réduite ω_{R-T}). La justification du PETT sur l'enrobé étudié permet la construction de courbes uniques de $|E^*|$ et de ϕ_{E^*} en fonction de la fréquence réduite f_{R-T} pour une température de référence T_{ref} choisie arbitrairement. Ces courbes sont élaborées par translation parallèle à l'axe des fréquences de chaque isotherme par rapport à l'isotherme de référence jusqu'à superposition des points de même ordonnée. Ces courbes obtenues à la température de

¹ Technical Committee – Advanced Testing and characterization of Bituminous materials, Task Group 3 / Comité technique - Essais et caractérisation avancés des matériaux bitumineux, groupe de travail 3.

référence sont appelées les courbes maîtresses du matériau. Elles permettent ainsi d'obtenir des valeurs de module pour des fréquences inaccessibles par l'expérimentation.

Le passage d'un isotherme à l'isotherme de référence s'effectue au moyen du coefficient de translation a_T , fonction de la température. Multiplié à la fréquence, il permet de calculer cette fréquence réduite, variable unique unifiant les isothermes à la température de référence (Équations 1.39 à 1.41). Le coefficient a_T vaut 1 à la température de référence. La Figure 1.24 (MRC) et la Figure 1.25 (CPC) montrent un exemple d'application du PETT sur l'enrobé M2U2 à la température de référence de 11,1 °C (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 112). La Figure 1.24a met bien en évidence les bornes inférieure et supérieure encadrant la norme du MRC. Les valeurs des coefficients $a_T(T)$ restent inchangées pour un même enrobé dont le module a été étudié à plusieurs amplitudes de déformation. Ainsi, le PETT s'applique aussi bien dans le domaine VEL que dans le domaine VENL (GRAZIANI et al., 2019 ; NGUYEN, Q. T. et al., 2015).

$$E^*(\omega, T) = E^*(\omega_{R-T}, T_{ref}) \quad (1.39)$$

Avec,

$$\omega_{R-T} = a_T \cdot \omega \quad (1.40)$$

$$a_T(T) = \frac{f(T)}{f(T_{ref})} \quad (1.41)$$

Les valeurs du coefficient de translation a_T en fonction de la température sont approchées au moyen d'expressions analytiques dont voici les trois plus courantes :

- La relation empirique de Williams, Landel et Ferry (abrégée loi WLF) (WILLIAMS et al., 1955) permet de rendre compte des variations de la viscosité de polymères amorphes¹ en fonction de la température, pour des températures proches de la température de transition vitreuse² T_g (Figure 1.26). La loi WLF est vérifiée dans la plage approximative de température $[T_g, T_g + 100 \text{ °C}]$. La température de transition vitreuse des bitumes est de l'ordre de -50 à -10 °C.

$$\log a_T(T) = \frac{-C_1 \cdot (T - T_{ref})}{C_2 + (T - T_{ref})} \quad (1.42)$$

Où C_1 et C_2 sont des constantes (respectivement [-] et [°C]).

- L'équation de type Arrhenius qui repose sur la loi empirique d'Arrhenius permettant de décrire la cinétique d'une réaction chimique en fonction de la température (ARRHENIUS, 1889).

$$\log a_T(T) = \frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \quad (1.43)$$

Où,

- E_a , énergie d'activation caractéristique du matériau [$\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$] ;
- R , constante universelle des gaz parfaits ($8,314 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$).

¹ Non cristallins.

² La température de transition vitreuse (T_g pour *glass temperature*) d'un matériau caractérise le passage d'un état vitreux (solide élastique) à un état caoutchouteux (solide viscoélastique) du fait de l'affaiblissement de liaisons intermoléculaires.

- La fonction polynomiale de second ordre :

$$\log a_T(T) = aT^2 + bT + c \quad (1.44)$$

Où a , b et c sont des constantes caractéristiques du matériau [-].

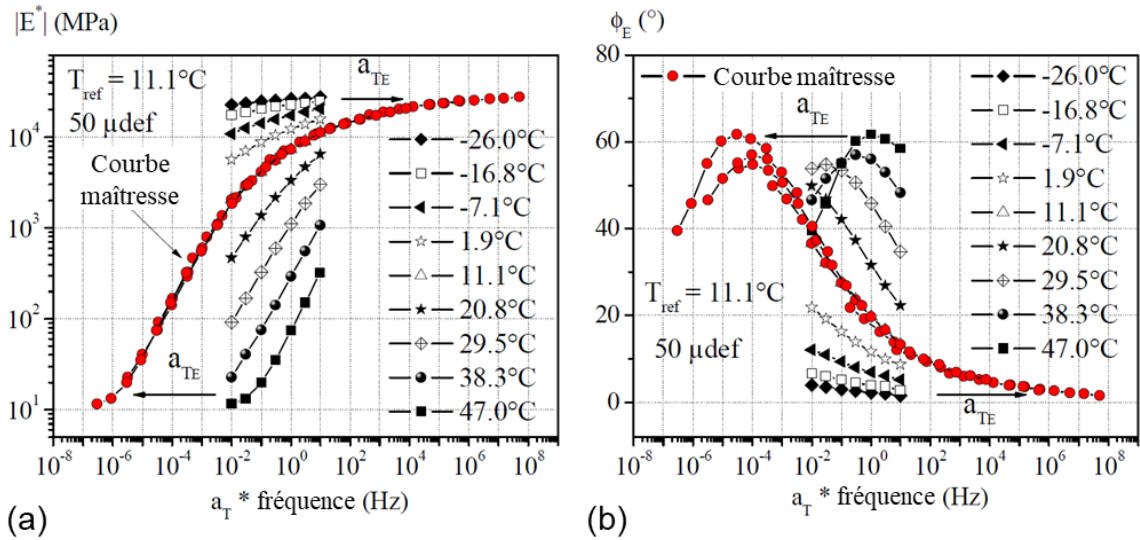


Figure 1.24 Exemple de courbes maîtresses de la norme (a) et de l'angle de phase (b) du module de rigidité complexe obtenues par application du PETT à la température de référence (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 112, éprouvette M2U2).

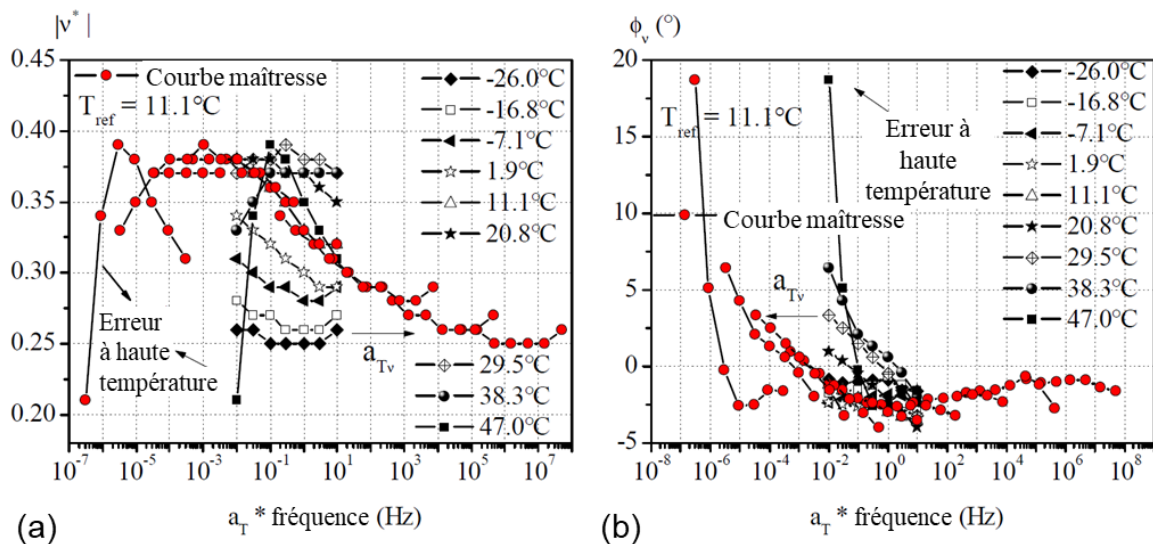


Figure 1.25 Exemple de courbes maîtresses de la norme (a) et de l'angle de phase (b) du coefficient de Poisson complexe obtenues par application du PETT à la température de référence (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 113, éprouvette M2U2).

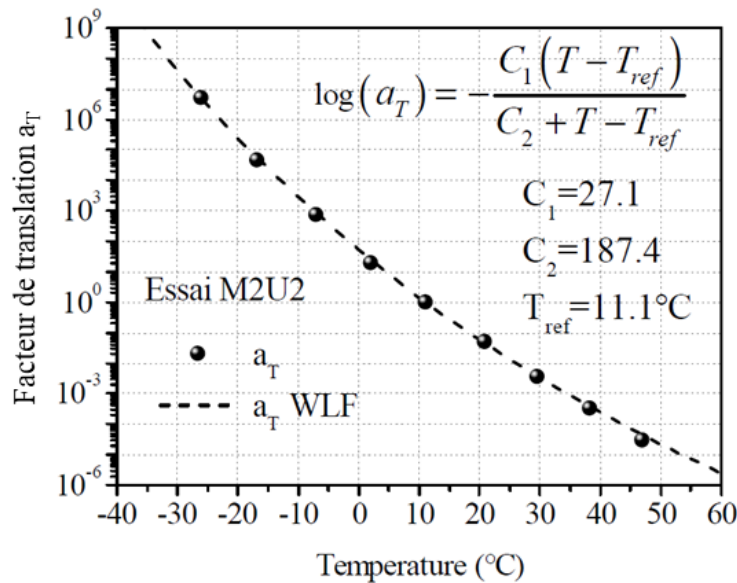


Figure 1.26 Exemple d'évolution du facteur de translation a_T en fonction de la température T calibrée avec une loi WLF (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 114, éprouvette M2U2).

1.5 MODÈLES ANALYTIQUES VISCOÉLASTIQUES

1.5.1 Théorie de la viscoélasticité linéaire

1.5.1.1 Principe de superposition de Boltzmann

Le principe de superposition de Boltzmann stipule qu'un matériau admet un comportement linéaire si sa réponse à une sollicitation composée d'un certain nombre de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations élémentaires (BOLTZMANN, 1876). Par exemple, soit deux sollicitations de fluage élémentaires σ_1 et σ_2 dont les réponses respectives du matériau étudié sont $\varepsilon_1(t)$ et $\varepsilon_2(t)$. Le principe de Boltzmann est respecté si la réponse à $A\sigma_1 + B\sigma_2$, où A et B sont deux coefficients réels, est $A\varepsilon_1(t) + B\varepsilon_2(t)$. Pour un matériau viscoélastique linéaire soumis à une sollicitation de fluage, le passage se traduit en effet par une perte de sa rigidité $E(t)$ dans le temps, qui reste la même peu importe le niveau de sollicitation imposé (Figure 1.27).

Considérons un chargement de contrainte qui varie dans le temps. La notation incrémentale est utilisée dans le cas d'une succession de contraintes (Figure 1.28). Ainsi, pour une variation de contrainte $d\sigma(\tau)$ appliquée à l'instant τ , la variation de déformation $d\varepsilon(t)$ correspondante à l'instant t dépend de la fonction de fluage $J(t - \tau)$ (Équation 1.45).

$$d\varepsilon(t) = J(t - \tau) \cdot d\sigma(\tau) \quad (1.45)$$

Si le matériau admet un comportement linéaire et non-vieillissant (dont les propriétés rhéologiques n'évoluent pas au cours du temps), le principe de superposition de Boltzmann permet d'écrire la réponse de la déformation $\varepsilon(t)$ comme la somme des réponses individuelles de chaque variation de

contrainte élémentaire $d\sigma(\tau)$ (Équation 1.46). L'intégrale obtenue est souvent appelée intégrale héréditaire de Volterra, et sa forme correspond à un produit de convolution noté avec le symbole « * » (Équation 1.47¹). L'intégration par parties de cette intégrale donne l'Équation 1.48, dont le premier terme représente la réponse instantanée, tandis que le second terme représente la réponse différée.

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t J(t - \tau) \cdot d\sigma(\tau) \quad \text{avec } d\sigma(\tau) = \frac{\partial \sigma}{\partial \tau}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.46)$$

$$\varepsilon(t) = J(t) * \frac{D\sigma}{Dt}(t) \quad (1.47)$$

$$\varepsilon(t) = J(0) \cdot \sigma(t) + \int_{t_0}^t \frac{\partial J}{\partial \tau}(t - \tau) \cdot \sigma(\tau) \cdot d\tau \quad (1.48)$$

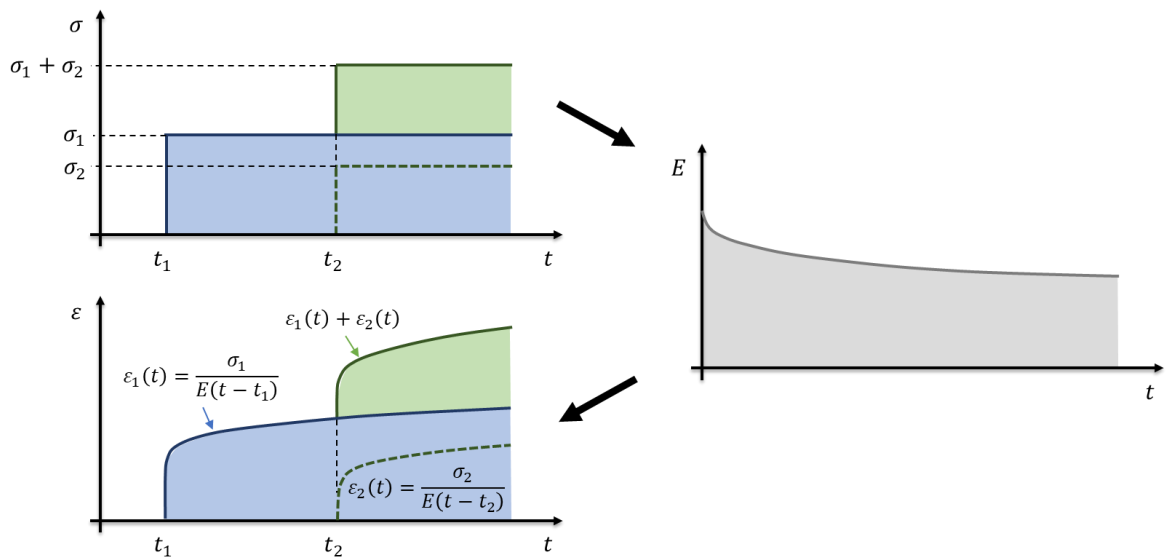


Figure 1.27 Schéma du principe de superposition de Boltzmann.

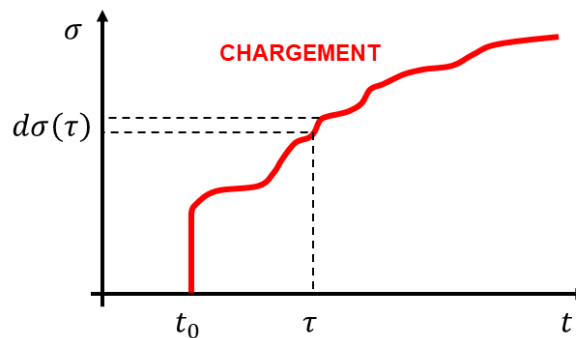


Figure 1.28 Sollicitation à contrainte variable dans le temps.

¹ La notation $D \dots / Dt$ signifie dérivation au sens des distributions mais l'application reste la même que $d \dots / dt$.

Par ailleurs pour une sollicitation à déformation imposée et variable, on peut obtenir une formulation symétrique faisant intervenir à la place de la fonction de fluage $J(t - \tau)$, la fonction de relaxation $R(t - \tau)$ (Équations 1.49 et 1.50).

$$\sigma(t) = \int_{t_0}^t R(t - \tau) \cdot d\varepsilon(\tau) \quad \text{avec } d\varepsilon(\tau) = \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.49)$$

$$\sigma(t) = R(0) \cdot \varepsilon(t) + \int_{t_0}^t \frac{\partial R}{\partial \tau}(t - \tau) \cdot \varepsilon(\tau) \cdot d\tau \quad (1.50)$$

1.5.1.2 Transformée de Laplace-Carson

La transformée de Laplace-Carson associe à une fonction du temps $f(t)$ sa transformée $f^*(p)$ pour tout $t > 0$ (Équation 1.51).

$$f^*(p) = p \int_0^{\infty} f(t) e^{-pt} dt \quad (1.51)$$

Où, p est une variable complexe. On notera, par rapport à la transformation de Laplace classique, la présence du facteur p avant l'intégrale.

Son utilisation permet de ramener les équations de comportement 1.46 et 1.49 aux relations multiplicatives suivantes qui s'apparentent à des lois élastiques (Équations 1.52 et 1.53).

$$\varepsilon^*(p) = J^*(p) \cdot \sigma^*(p) \quad (1.52)$$

$$\sigma^*(p) = R^*(p) \cdot \varepsilon^*(p) \quad (1.53)$$

En remplaçant p par $i\omega$, la valeur de la transformée de Laplace-Carson de la fonction de la relaxation $R^*(i\omega)$ devient égale au module de rigidité complexe $E^*(\omega)$. Celle de la fonction du fluage $J^*(i\omega)$ correspond à la complaisance complexe $D^*(\omega)$, l'inverse du module de rigidité complexe.

1.5.1.3 Viscoélasticité linéaire tridimensionnelle

Les expressions décrivant le comportement monodimensionnel s'étendent au milieu tridimensionnel puisque le principe de superposition de Boltzmann s'applique également aux différentes composantes du tenseur des déformations ou des contraintes. En sommant la contribution de chacune des composantes, la loi héréditaire pour une sollicitation à contrainte imposée s'écrit avec la relation 1.54, tel que $\forall (i, j) \in \{1, 2, 3\}^2$ et $\forall (k, l) \in \{1, 2, 3\}^2$. Le comportement viscoélastique du matériau est modélisé par un tenseur symétrique $S_{ijkl}(t - \tau)$ d'ordre 4 et de dimension 3. Les 21 coefficients de la loi élastique habituelle sont donc à remplacer par 21 fonctions de fluage. Avec la transformée de Laplace-Carson, cette relation se simplifie en Équation 1.55 avec un tenseur $S_{ijkl}^*(p)$ constitué de 21 complaisances complexes.

$$\varepsilon_{ij}(t) = \int_{t_0}^t S_{ijkl}(t - \tau) \cdot d\sigma_{kl}(\tau) \quad (1.54)$$

$$\varepsilon_{ij}^*(p) = S_{ijkl}^*(p) \cdot \sigma_{kl}^*(p) \quad (1.55)$$

La même démarche peut être entreprise pour une sollicitation à déformation imposée en utilisant 21 fonctions de relaxation dans le tenseur $A_{ijkl}(t - \tau)$ et vingt-et-un modules complexes dans le tenseur $A_{ijkl}^*(p)$.

$$\sigma_{ij}(t) = \int_{t_0}^t A_{ijkl}(t - \tau) \cdot d\varepsilon_{kl}(\tau) \quad (1.56)$$

$$\sigma_{ij}^*(p) = A_{ijkl}^*(p) \cdot \varepsilon_{kl}^*(p) \quad (1.57)$$

1.5.1.4 Viscoélasticité linéaire isotrope

Dans le cas isotrope, les équations tridimensionnelles se simplifient et deviennent plus facilement manipulables. La viscoélasticité linéaire isotrope peut ainsi s'écrire de la même façon que la loi élastique linéaire isotrope, en utilisant par exemple l'écriture complexe en transformée de Laplace-Carson (Équations 1.58 à 1.62). Les écritures héréditaires s'écrivent de manière analogue.

$$\varepsilon_{ij}^*(p) = -\frac{\nu^*(p)}{E^*(p)} \sigma_{kk}^*(p) \delta_{ij} + \frac{1 + \nu^*(p)}{E^*(p)} \sigma_{ij}^*(p) \quad \forall (i, j) \in \{1, 2, 3\}^2 \quad (1.58)$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^*(p) \\ \varepsilon_{22}^*(p) \\ \varepsilon_{33}^*(p) \\ \varepsilon_{23}^*(p) \\ \varepsilon_{13}^*(p) \\ \varepsilon_{12}^*(p) \end{bmatrix} = \frac{1}{E^*(p)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -\nu^*(p) & -\nu^*(p) & 0 & 0 & 0 \\ -\nu^*(p) & 1 & -\nu^*(p) & 0 & 0 & 0 \\ -\nu^*(p) & -\nu^*(p) & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 + \nu^*(p) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 + \nu^*(p) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 + \nu^*(p) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{11}^*(p) \\ \sigma_{22}^*(p) \\ \sigma_{33}^*(p) \\ \sigma_{23}^*(p) \\ \sigma_{13}^*(p) \\ \sigma_{12}^*(p) \end{bmatrix} \quad (1.59)$$

Et,

$$\sigma_{ij}^*(p) = \lambda^*(p) \varepsilon_{kk}^*(p) \delta_{ij} + 2\mu^*(p) \varepsilon_{ij}^*(p) \quad \forall (i, j) \in \{1, 2, 3\}^2 \quad (1.60)$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11}^*(p) \\ \sigma_{22}^*(p) \\ \sigma_{33}^*(p) \\ \sigma_{23}^*(p) \\ \sigma_{13}^*(p) \\ \sigma_{12}^*(p) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda^*(p) + 2\mu^*(p) & \lambda^*(p) & \lambda^*(p) & 0 & 0 & 0 \\ \lambda^*(p) & \lambda^*(p) + 2\mu^*(p) & \lambda^*(p) & 0 & 0 & 0 \\ \lambda^*(p) & \lambda^*(p) & \lambda^*(p) + 2\mu^*(p) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2\mu^*(p) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2\mu^*(p) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2\mu^*(p) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^*(p) \\ \varepsilon_{22}^*(p) \\ \varepsilon_{33}^*(p) \\ \varepsilon_{23}^*(p) \\ \varepsilon_{13}^*(p) \\ \varepsilon_{12}^*(p) \end{bmatrix} \quad (1.61)$$

Où, $\lambda^*(p)$ et $\mu^*(p)$ sont respectivement les premier et deuxième coefficients de Lamé. μ^* représente aussi la seconde notation du module de cisaillement complexe G^* (voir section 1.4.2.5.3).

$$\begin{cases} \mu^*(p) = \frac{E^*(p)}{2(1 + \nu^*(p))} \\ \lambda^*(p) = \frac{E^*(p)\nu^*(p)}{(1 + \nu^*(p))(1 - 2\nu^*(p))} \end{cases} \quad (1.62)$$

1.5.2 Modélisation du comportement linéaire

1.5.2.1 Modèles rhéologiques

1.5.2.1.1 Généralités

Depuis plusieurs décennies, de nombreux scientifiques se sont penchés sur la création de nouveaux modèles rhéologiques toujours plus performants afin de reproduire le comportement viscoélastique

linéaire des bétons bitumineux, c'est-à-dire simuler leur réponse à une sollicitation mécanique. Dans le cadre des chargements dynamiques sinusoïdaux, les modèles sont développés pour satisfaire une large gamme de température (-30 à 60 °C) et de fréquences (0,001 à 40 Hz). Les modèles rhéologiques se traduisent par une équation différentielle reliant la contrainte et la déformation combinées avec des paramètres intrinsèques au matériau comme le module de rigidité. Composés d'éléments rhéologiques de base, deux catégories de modèles rhéologiques sont à distinguer : les Modèles à Spectre de Relaxation Discret (MSRD) et les Modèles à Spectre de Relaxation Continu (MSRC). Les différents modèles présentés ci-après sont testés au chapitre 2, section 2.2.4.

1.5.2.1.2 Éléments rhéologiques de base

- **Le ressort linéaire :** (Figure 1.29a). Il représente l'élasticité d'un matériau, c'est à dire sa capacité à stocker et restituer de l'énergie (il retrouve rapidement son état initial une fois la contrainte retirée). Le ressort linéaire représente le solide élastique idéal (verre à température ambiante par exemple). Il est caractérisé par le module de rigidité E (Pa) qui relie proportionnellement la contrainte σ (Pa) à la déformation ε (m/m) (Équation 1.63, loi de Hooke).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (1.63)$$

- **L'amortisseur linéaire :** (Figure 1.29b). Il représente la viscosité d'un matériau, c'est à dire sa capacité à dissiper de l'énergie (diminution des vibrations à la suite de la violence d'un choc par exemple). L'amortisseur linéaire représente le fluide newtonien dont le comportement est purement visqueux (eau par exemple). Il est caractérisé par la viscosité η (Pa.s) qui relie proportionnellement la contrainte σ (Pa) au taux de déformation $\dot{\varepsilon}$ (s^{-1}) (Équation 1.64, loi de Newton).

$$\sigma = \eta \cdot \dot{\varepsilon} \quad (1.64)$$

- **Le patin :** (Figure 1.29c). Il représente la plasticité d'un matériau. Son déplacement ne s'annule pas après relâchement de la force appliquée. Pour activer le déplacement du patin, la contrainte appliquée doit dépasser un seuil σ_p (Équation 1.65). La viscoplasticité des bétons bitumineux n'étant pas étudié dans cette thèse, le patin ne sera pas utilisé dans la suite de ce manuscrit.

$$\dot{\varepsilon} \begin{cases} < 0 & \text{si } \sigma > \sigma_p \\ = 0 & \text{si } |\sigma| \leq \sigma_p \\ > 0 & \text{si } \sigma < \sigma_p \end{cases} \quad (1.65)$$

- **L'élément parabolique (ou amortisseur variable) :** (Figure 1.29d1 ou d2). Il a été introduit par Christian HUET en 1963 en se basant sur une fonction de fluage de forme parabolique d'équation $f(t) = At^\alpha$ (HUET, 1963, p. 107). Cet élément représente un état intermédiaire entre la viscosité η (Pa.s) et l'élasticité E (Pa). Il est caractérisé par un temps de relaxation τ (s) qui relie proportionnellement la contrainte σ (Pa) à la dérivée fractionnaire de la déformation $D^\alpha \varepsilon$ ($s^{-\alpha}$) (Équations 1.66 à 1.68). La dérivée fractionnaire est une dérivation d'un ordre non entier α compris entre 0 et 1. Lorsque $\alpha = 0$, l'élément parabolique se comporte comme un ressort linéaire et lorsque $\alpha = 1$, il se comporte comme un amortisseur linéaire. L'analyse fractionnaire est une branche des mathématiques plutôt compliquée. Les expressions des dérivées fractionnaires des fonctions sont généralement difficiles à déterminer sauf pour les fonctions de forme exponentielle (Équation 1.69). Cette dernière propriété est particulièrement utile pour les signaux sinusoïdaux écrits sous

forme complexe avec la formule d’Euler. Dans (PRONK, 2003), une description complète de l’élément parabolique est donnée.

$$\sigma = E\tau^\alpha \cdot D^\alpha \varepsilon \quad \text{ou} \quad \sigma = \eta\tau^{\alpha-1} \cdot D^\alpha \varepsilon \quad (1.66)$$

Tels que,

$$D^\alpha \varepsilon(t) = \frac{d^\alpha \varepsilon}{dt^\alpha}(t) \quad (1.67)$$

$$\tau = \frac{\eta}{E} \quad (1.68)$$

$$D^\alpha (e^{\lambda x}) = \lambda^\alpha e^{\lambda x} \quad (1.69)$$

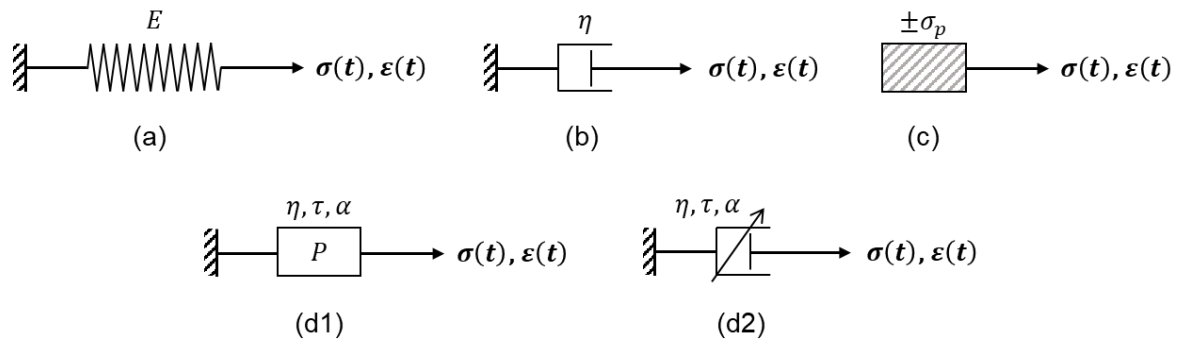


Figure 1.29 Modèles rhéologiques élémentaires : (a) le ressort linéaire, (b) l’amortisseur linéaire, (c) le patin, (d1) l’élément parabolique ou (d2) l’amortisseur variable.

1.5.2.1.3 Modèles à Spectre de Relaxation Discret

- Modèle de Kelvin-Voigt : (Figure 1.30a). Il se compose d’un ressort linéaire et d’un amortisseur linéaire montés en parallèle (Équations 1.70 à 1.74). Il représente le solide viscoélastique. Il décrit le fluage mais pas la relaxation de contrainte.

$$\text{Équation différentielle : } \sigma = E\varepsilon + \eta\dot{\varepsilon} \quad (1.70)$$

$$\text{Fonction de fluage : } J(t) = \frac{1}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) \quad \text{avec } \tau = \frac{\eta}{E} \quad (1.71)$$

$$\text{Fonction de relaxation : } R(t) = E + \eta\delta(t) \quad \text{où } \delta(t), \text{ fonction impulsion de Dirac} \quad (1.72)$$

$$\text{Complaisance complexe : } D^*(\omega) = \frac{E - i\omega\eta}{E^2 + \omega^2\eta^2} \quad (1.73)$$

$$\text{Module complexe : } E^*(\omega) = E + i\omega\eta \quad (1.74)$$

- Modèle de Maxwell : (Figure 1.30b). Il se compose d’un ressort linéaire et d’un amortisseur linéaire montés en série (Équations 1.75 à 1.79). Il représente le liquide viscoélastique. Il ne décrit pas le fluage.

$$\text{Équation différentielle : } \dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} \quad (1.75)$$

$$\text{Fonction de fluage : } J(t) = \frac{1}{\eta}t + \frac{1}{E} \quad (1.76)$$

$$\text{Fonction de relaxation : } R(t) = Ee^{-\frac{t}{\tau}} \quad \text{avec } \tau = \frac{\eta}{E} \quad (1.77)$$

$$\text{Complaisance complexe : } D^*(\omega) = \frac{1}{E} - i\frac{1}{\omega\eta} \quad (1.78)$$

$$\text{Module complexe : } E^*(\omega) = E \cdot \frac{i\omega\tau}{1 + i\omega\tau} = \frac{E\omega^2\eta^2 + iE^2\omega\eta}{E^2 + \omega^2\eta^2} \quad (1.79)$$

- **Modèle de Burgers (représentation de Kelvin) :** (Figure 1.30c). Il se compose d'un modèle de Kelvin-Voigt monté en série avec un modèle de Maxwell (Équations 1.80 à 1.84).

$$\begin{aligned} \text{Équation différentielle : } & \sigma + p_1\dot{\sigma} + p_2\ddot{\sigma} = q_1\dot{\epsilon} + q_2\ddot{\epsilon} \\ \text{où, } & p_1 = \frac{\eta_1}{E_1} + \frac{\eta_2}{E_1} + \frac{\eta_2}{E_2}; p_2 = \frac{\eta_1\eta_2}{E_1E_2}; q_1 = \eta_2; q_2 = \frac{\eta_1\eta_2}{E_1} \end{aligned} \quad (1.80)$$

$$\text{Fonction de fluage : } J(t) = \frac{1}{E_2} + \frac{1}{\eta_2}t + \frac{1}{E_1}\left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_1}}\right) \quad \text{avec } \tau_1 = \frac{\eta_1}{E_1} \quad (1.81)$$

$$\begin{aligned} \text{Fonction de relaxation : } & R(t) = \frac{1}{A} \cdot [(q_1 - q_2r_1)e^{-r_1t} - (q_1 - q_2r_2)e^{-r_2t}] \\ \text{où, } & r_1 = \frac{p_1 - A}{2p_2}; r_2 = \frac{p_1 + A}{2p_2}; A = \sqrt{p_1^2 - 4p_2} \end{aligned} \quad (1.82)$$

$$\text{Complaisance complexe : } D^*(\omega) = \frac{1}{E_2} + \frac{E_1}{E_1^2 + \omega^2\eta_1^2} - i\left(\frac{1}{\omega\eta_2} + \frac{\omega\eta_1}{E_1^2 + \omega^2\eta_1^2}\right) \quad (1.83)$$

$$\text{Module complexe : } E^*(\omega) = \frac{p_1q_1\omega^2 - q_2\omega^2(1 - p_2\omega^2) + i[p_1q_2\omega^3 + q_1\omega(1 - p_2\omega^2)]}{p_1^2\omega^2 + (1 - p_2\omega^2)^2} \quad (1.84)$$

Le modèle de Burgers est l'un des modèles traditionnels utilisé pour la caractérisation du comportement rhéologique des mélanges bitumineux lors de simulations numériques. À une température choisie, ce modèle décrit assez bien la réponse à une charge, mais seulement pour une gamme limitée de fréquences. Si la fréquence d'un chargement sinusoïdale est trop éloignée de la plage adéquate, les paramètres des éléments du modèle de Burgers doivent être modifiés.

- **Modèle de Kelvin-Voigt généralisé :** (Figure 1.30d). Il est constitué d'un nombre fini n de modèles de Kelvin-Voigt montés en série complétés éventuellement d'un ressort linéaire et/ou d'un amortisseur linéaire en série (Équations 1.85 et 1.86). Chacun des éléments est caractérisé par le temps de relaxation $\tau_i = \eta_i/E_i$. La fonction de fluage est une série de Prony.

$$\text{Fonction de fluage : } J(t) = \frac{1}{E_\infty} + \sum_{i=1}^n \frac{1}{E_i} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}}\right) \quad (1.85)$$

$$\text{Module complexe : } E^*(\omega) = \left[\frac{1}{E_\infty} + \frac{1}{i\omega\eta_0} + \sum_{i=1}^n \frac{1}{E_i + i\omega\eta_i} \right]^{-1} \quad (1.86)$$

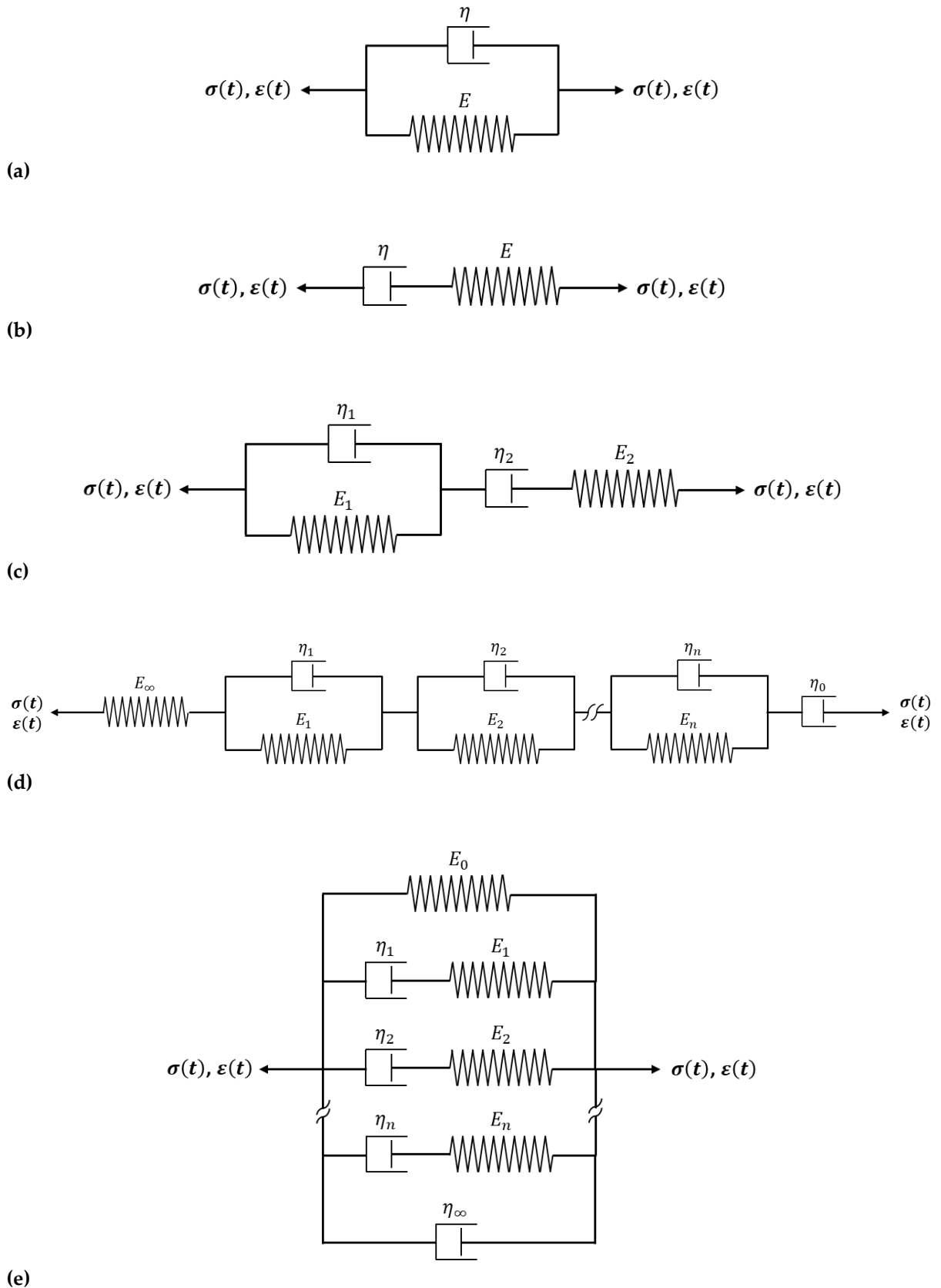


Figure 1.30 Différents modèles rhéologiques à spectre discret : (a) modèle de Kelvin-Voigt, (b) modèle de Maxwell, (c) modèle de Burgers (représentation de Kelvin), (d) modèle de Kelvin-Voigt généralisé, (e) modèle de Maxwell généralisé.

- Modèle de Maxwell généralisé : (Figure 1.30e). Il est constitué d'un nombre fini n de modèles de Maxwell montés en parallèle complétés éventuellement d'un ressort linéaire et/ou d'un amortisseur linéaire en parallèle (Équations 1.87 et 1.88). Chacun des éléments est caractérisé par le temps de relaxation $\tau_i = \eta_i/E_i$. La fonction de relaxation est une série de Prony.

$$\text{Fonction de relaxation : } R(t) = E_0 + \eta_\infty \delta(t) + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (1.87)$$

$$\text{Module complexe : } E^*(\omega) = E_0 + i\omega\eta_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \cdot \frac{i\omega\tau_i}{1 + i\omega\tau_i} \quad (1.88)$$

Les modèles de Kelvin-Voigt généralisé et de Maxwell généralisé peuvent tous les deux approximer le comportement VEL des enrobés pourvu qu'un nombre suffisant d'éléments soit utilisé. Si virtuellement un nombre infini d'éléments est utilisé, un spectre de relaxation continu sera obtenu. Il est important de rappeler que l'effort de calcul requis augmente avec le nombre d'éléments utilisés.

1.5.2.1.4 Modèles à Spectre de Relaxation Continu

Modèle 2S2P1D : (Figure 1.31a). Ce modèle associe en série un ressort 1 de rigidité E_l égal à $E_\infty - E_0$, deux amortisseurs paraboliques 2 et 3 d'ordres non entiers k et h tels que $0 < k < h < 1$ et de paramètres respectifs η_2, τ_2 et η_3, τ_3 ainsi qu'un amortisseur linéaire 4 de viscosité η_4 . Ces éléments sont associés en parallèle avec un ressort 5 de très faible rigidité E_0 comparé à E_l . Son module complexe évolue donc avec la pulsation ω selon l'Équation 1.89. Lorsque ω tend vers 0, la réponse est égale à E_0 et lorsque ω tend vers ∞ , la réponse est égale à E_∞ . Le modèle est alors constitué de neuf paramètres.

$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \frac{E_\infty - E_0}{\eta_2 \tau_2^{k-1} (i\omega)^k} + \frac{E_\infty - E_0}{\eta_3 \tau_3^{h-1} (i\omega)^h} + \frac{E_\infty - E_0}{i\omega \eta_4}} \quad (1.89)$$

Où,

- E_0 , module statique obtenu lorsque ω tend vers 0 (pour les basses fréquences et les hautes températures) [Pa] ;
- E_∞ , module instantané obtenu lorsque ω tend vers ∞ (pour les hautes fréquences et les basses températures) [Pa] ;
- η_2, η_3 et η_4 , des viscosités [Pa.s] ;
- τ_2 et τ_3 , des temps de relaxation [s] ;
- k et h , deux coefficients de puissance tels que $0 < k < h < 1$ [-].

Le modèle peut être simplifié en réduisant le nombre de variables indépendantes. En posant,

$$\delta_2 = \frac{E_\infty - E_0}{\eta_2 \tau_2^{-1}} \quad \text{et} \quad \delta_3 = \frac{E_\infty - E_0}{\eta_3 \tau_3^{-1}} \quad \text{et} \quad \beta_4 = \frac{E_\infty - E_0}{\eta_4} \quad (1.90)$$

L'Équation 1.89 devient alors :

$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta_2 (i\omega \tau_2)^{-k} + \delta_3 (i\omega \tau_3)^{-h} + \beta_4 (i\omega)^{-1}} \quad (1.91)$$

Le paramètre δ_3 est considéré égal à 1, de ce fait δ_2 est renommée δ étant la seule constante de ce type. Un seul temps de relaxation τ est considéré pour les trois amortisseurs modifiant le coefficient β_4 en $1/\beta\tau$. Le fait de poser β au dénominateur conduit néanmoins à la perte d'une certaine symétrie

de l'écriture avec le paramètre δ . À la suite de ces changements, le modèle ne comporte plus que sept paramètres (Figure 1.31b), et l'équation de son module complexe s'écrit :

$$\text{Module complexe : } E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad (1.92)$$

Où,

- δ , une constante [-] ;
- β , une constante reliée à la viscosité newtonienne de l'amortisseur linéaire [-] ;
- τ , une constante de temps [s].

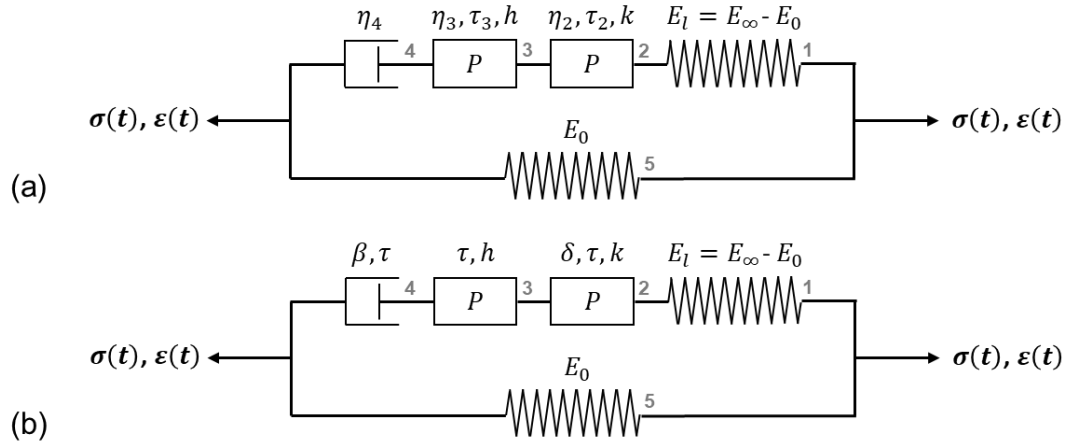


Figure 1.31 Modèle 2S2P1D avant (a) et après (b) simplification.

Le choix a été pris d'appliquer les effets de la température sur la constante de temps τ plutôt que sur la pulsation ω , mais la finalité reste la même (Équation 1.93). Le paramètre τ suit le PETT. Ainsi, l'équation WLF peut être utilisée pour modéliser la susceptibilité à la température du matériau.

$$\tau = a_\tau(T) \cdot \tau_0 \quad (1.93)$$

Où,

- τ_0 , le temps caractéristique à la température de référence T_{ref} [°C] ;
- $a_\tau(T)$, le facteur de translation dépendant de la température T [-].

On doit ce modèle au fruit de trois collaborations successives. La majeure partie du travail revient à Christian HUET qui en 1963, a associé en série le ressort 1 avec les deux amortisseurs paraboliques 2 et 3 (HUET, 1963, modèle de Huet, p. 108). Mais comme le calage n'était pas satisfaisant aux basses fréquences pour lesquelles les enrobés bitumineux possèdent un module statique, SAYEGH l'a amélioré en ajoutant en parallèle le ressort 5 (SAYEGH, 1965, modèle de Huet-Sayegh). Plus récemment, François OLARD a proposé une amélioration du modèle de Huet-Sayegh en introduisant l'amortisseur linéaire 4 en série des deux autres éléments paraboliques (OLARD, 2003, p. 108). Cet amortisseur linéaire a permis d'améliorer une fois de plus le comportement du modèle aux basses fréquences. Il lui a attribué le nom définitif de modèle 2S2P1D en référence aux éléments qui le composent (2 Springs, 2 Parabolic elements, 1 Dashpot / 2 ressorts, 2 éléments paraboliques, 1 amortisseur).

Le modèle 2S2P1D est actuellement le modèle le plus précis de la littérature par rapport au nombre de paramètres qu'il utilise. Toutefois, il est aussi l'un des modèles les plus difficiles à manipuler du fait de la présence de dérivées fractionnaires, notamment dans le cadre d'une

implémentation numérique. Par exemple, la séparation des parties réelle et imaginaire du module complexe nécessite plusieurs transformations mathématiques avant d'y parvenir (exemple de l'utilisation de la complaisance complexe D^* par BENABOUD, 2022, p. 154).

Une variante de ce modèle existe également pour les bitumes purs, avec l'absence du ressort 5 car les bitumes n'ont théoriquement pas de limite inférieure de rigidité. Il est couramment appelé modèle 1S2P1D ou modèle de Huet-Such (SUCH, 1983).

1.5.2.1.5 Coefficient de Poisson complexe

Dans la littérature, très peu de chercheurs se sont penchés sur la modélisation du coefficient de Poisson complexe. Quelques travaux de l'ENTPE depuis les années 2000 fournissent une approximation facile à appliquer. En 2007, DI BENEDETTO et al. ont ainsi proposé de modéliser le CPC à partir de la normalisation $E_{normé}^*$ des valeurs du module complexe modélisé qu'ils ont multiplié à deux paramètres introduits, ν_0 et ν_∞ , lesquels bornent les valeurs de la norme du CPC (Équations 1.94 et 1.95) (DI BENEDETTO et al., 2007).

$$E_{normé}^*(\omega) = \frac{E^*(\omega) - E_0}{E_\infty - E_0} \quad (1.94)$$

$$\nu^*(\omega) = \nu_0 + (\nu_\infty - \nu_0) \cdot E_{normé}^*(\omega) \quad (1.95)$$

Où,

- ν_0 , la valeur maximale du coefficient de Poisson obtenue lorsque ω tend vers 0 dans l'équation (pour les basses fréquences et les hautes températures) [-] ;
- ν_∞ , la valeur minimale du coefficient de Poisson obtenu lorsque ω tend vers ∞ (pour les hautes fréquences et les basses températures) [-].

La modélisation obtenue avec cette méthode est correcte mais présente quelques inconvénients à haute température et basse fréquence. Elle tend vers un palier pour la norme du CPC alors qu'un retour de courbe apparait avec l'expérience, et elle ne permet pas d'obtenir des valeurs positives de son déphasage (Figure 1.32). Des doctorants passés par l'ENTPE avancent néanmoins que ce comportement du CPC à haute température et basse fréquence pourrait s'expliquer, selon leurs termes, par des erreurs de mesure expérimentale (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 121) ou par divers mécanismes interférant dans les mesures radiales (FREIRE, 2020, p. 151), mais ils ne précisent pas lesquels.

Parallèlement, au laboratoire du LCPC, CHAILLEUX et al. (2011) ont relié le CPC ν^* au MRC E^* en supposant un comportement purement élastique du matériau en état de compression isotrope. Ils sont partis de la relation viscoélastique linéaire suivante reliant la déformation à la contrainte :

$$\varepsilon_{ij}^* = \frac{\sigma_{ij}^*}{2\mu^*} + \left[\frac{1}{9K} - \frac{1}{6\mu^*} \right] \sigma_{kk}^* \delta_{ij} \quad (1.96)$$

Où, μ^* est le module de cisaillement complexe (dépendant de la fréquence), et K étant le module d'élasticité isotrope. Lorsque la fréquence tend vers une valeur infinie, la loi 1.96 doit être purement élastique. Ainsi, E_∞ et ν_∞ sont définis tels que :

$$\left\{ \begin{array}{l} K = \frac{E_\infty}{3(1 - 2\nu_\infty)} \\ \mu(\omega \rightarrow \infty) = \frac{E_\infty}{2(1 + \nu_\infty)} \end{array} \right. \quad (1.97)$$

Dans le cas d'un essai de compression cyclique simple, les auteurs de l'article ont abouti à l'expression suivante du CPC :

$$v^*(\omega) = 0,5 + (v_\infty - 0,5) \cdot \frac{E^*(\omega)}{E_\infty} \quad (1.98)$$

Cette équation est très proche de celle définie par l'ENTPE, et présente de fait les mêmes inconvénients à haute température et basse fréquence.

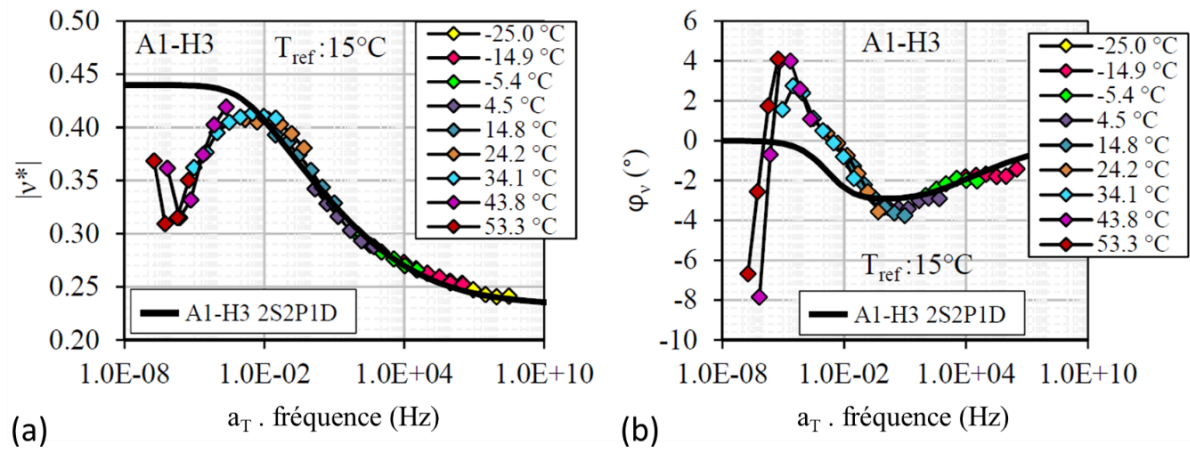


Figure 1.32 Exemple de simulation avec le modèle 2S2P1D des courbes maîtresses de la norme (a) et de l'angle de phase (b) du coefficient de Poisson complexe d'un enrobé (FREIRE, 2020, p. 137, éprouvette A1-H3).

1.5.2.2 Modèles analytiques

Parmi les différents modèles proposés pour décrire le comportement VEL des bétons bitumineux, certains ne sont pas basés sur des équations différentielles comme les modèles rhéologiques mais sur des expressions analytiques.

Modèle CAM : CHRISTENSEN et ANDERSON (1992) ont proposé le modèle CA, composé des initiales de ses auteurs, pour exprimer la norme du module de cisaillement complexe $|G^*|$ et l'angle de phase φ_{G^*} des liants bitumineux en fonction de la fréquence f . Mais ce modèle ne pouvait pas calquer précisément le comportement du bitume sur toute sa gamme de fréquences, MARASTEANU et ANDERSON (1999) ont donc ajouté un paramètre de forme m_e au modèle CA améliorant sa capacité de calibration des données du module G^* (Équations 1.99 et 1.100). Cette modification a conféré au modèle CA le nouveau nom de modèle CAM par l'ajout de l'initiale de MARASTEANU. Dans le modèle CAM, le modèle CA correspond au cas particulier où $m_e = 1$.

$$|G^*(f)| = G_g \left[1 + \left(\frac{f_c}{f} \right)^k \right]^{-\frac{m_e}{k}} \quad (1.99)$$

$$\varphi_{G^*} = 90 m_e \left[1 + \left(\frac{f_c}{f} \right)^k \right]^{-1} \quad (1.100)$$

Où,

- G_g , le module de cisaillement vitreux (à basse température et haute fréquence) [Pa] ;
- f_c , la fréquence de localisation (ou de croisement) définie lorsque la partie réelle de G^* est approximativement égale à la partie imaginaire [Hz] ;

- m_e , un paramètre de forme [-] ;
- k , un paramètre de forme [-].

Une généralisation de ce modèle CAM a ensuite été proposée par ZENG et al. (2001) valable à la fois pour les liants et les enrobés bitumineux. Bien que le modèle fournisse une calibration correcte du module complexe, aucun paramètre commun n'apparaît entre les équations de la norme $|G^*|$ (Équations 1.101 et 1.102, Figure 1.33a) et de l'angle de phase φ_{G^*} (Équations 1.103 et 1.104, Figure 1.33b) alors qu'elles sont pourtant toutes les deux dépendantes des parties réelles et imaginaires du module complexe. L'équation de l'angle de phase est basée sur le paramètre de fréquence de localisation f_d , lequel correspond à un point d'inflexion dans la courbe du déphasage pour les liants bitumineux (présence d'un palier). Mais leurs travaux sont basés sur des liants bitumineux modifiés aux polymères, or un tel point d'inflexion n'existe pas pour des liants bitumineux purs. Toutefois, d'après l'équation 1.104, ce problème semble être contournable en maintenant f_d égal à zéro.

$$|G^*(f)| = G_e + (G_g - G_e) \left[1 + \left(\frac{f_c}{f} \right)^k \right]^{-\frac{m_e}{k}} \quad (1.101)$$

$$f'_c = f_c \left(\frac{G_e}{G_g} \right)^{\frac{1}{m_e}} \quad (1.102)$$

Où,

- G_e , le module de l'asymptote horizontale inférieure lorsque f tend vers 0 [Pa]. Pour les bitumes, $G_e = 0$;
- G_g , le module vitreux de l'asymptote horizontale supérieure lorsque f tend vers ∞ [Pa] ;
- f_c , la fréquence de localisation à l'intersection de la portion linéaire en logarithme et de l'asymptote horizontale supérieure [Hz]. Pour les bitumes, $f'_c = 0$;
- f'_c , la fréquence de localisation à l'intersection de l'asymptote horizontale inférieure et de la portion linéaire en logarithme [Hz] ;
- m_e , la pente de la portion linéaire en logarithme [-] ;
- k , un paramètre de forme [-].

$$\varphi_{G^*} = 90I - (90I - \varphi_m) \left[1 + \left(\frac{\log\left(\frac{f_d}{f}\right)}{R_d} \right)^2 \right]^{-\frac{m_d}{2}} \quad (1.103)$$

$$I = \begin{cases} 0 & \text{pour les enrobés} \\ \begin{cases} 0 & \text{si } f > f_d \\ 1 & \text{si } f \leq f_d \end{cases} & \text{pour les bitumes} \end{cases} \quad (1.104)$$

Où,

- f_d , la fréquence de localisation de l'angle de phase maximum pour les bétons bitumineux ou d'un point d'inflexion dans la courbe du déphasage pour les liants bitumineux [Hz] ;
- φ_m , l'angle de phase correspondant à f_d [°].
- m_d , un paramètre de forme [-] ;
- R_d , un paramètre de forme [-].

L'effet de la température est applicable au modèle CAM en remplaçant la fréquence f par une fréquence réduite f_{R-T} reliée au PETT.

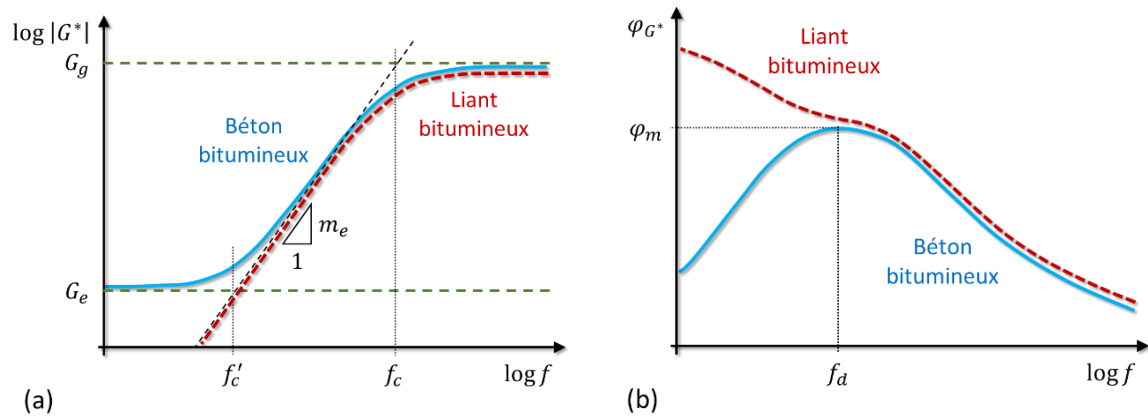


Figure 1.33 Illustration du modèle CAM : (a) norme du module complexe $|G^*|$, (b) angle de phase φ_{G^*} .

1.5.3 Modélisation du comportement non-linéaire

En 1969, Richard SCHAPERY a développé des équations constitutives viscoélastiques non linéaires pour les matériaux d'ingénierie dans le domaine temporel (SCHAPERY, 1969). Il avait remarqué la possibilité de passer d'un niveau de contrainte (ou de déformation) à un autre avec l'utilisation de quatre coefficients : a_σ (ou a_ε), un coefficient de translation pour calculer un temps réduit, g_0 , g_1 , et g_2 (ou h_e , h_1 , et h_2), trois paramètres non linéaires ; tous égaux à 1 lorsque le niveau de la contrainte (ou de la déformation) est suffisamment petit. Menglan ZENG (1997) a utilisé ce modèle pour analyser le comportement non linéaire du béton bitumineux en relaxation de contrainte. Il a obtenu de bons résultats, mais un important travail de calibration a été nécessaire. Il a également remarqué que la dépendance à la température pouvait être ajoutée au modèle en multipliant le facteur de translation a_T du PETT au facteur de translation a_ε de la non-linéarité (ZENG, 1997, p. 46).

En analyse dynamique cyclique, ZENG et al. (2001) ont cette fois-ci utilisé une approche analytique avec le modèle CAM généralisé pour reproduire à différentes amplitudes de déformation le module de rigidité complexe des liants et des mélanges. Ils ont remarqué que les courbes expérimentales $|E^*(f_{R-T})$ et $\varphi_{E^*}(f_{R-T})$ obtenues pour différentes amplitudes de déformation se superposaient en effectuant une translation horizontale. Sur la même base que le PETT, ils ont alors créé un facteur de translation a_γ pour calculer une seconde fréquence réduite et ainsi passer du module complexe d'une amplitude de déformation à une autre. L'équation WLF, habituellement utilisée pour définir le facteur de translation a_T du PETT, a été jugée appropriée pour exprimer les variations de a_γ en fonction de l'amplitude de déformation. Cependant, les résultats expérimentaux montrent également l'existence d'une translation verticale importante au niveau de l'angle de phase que les auteurs n'ont pas considérée. En outre, l'indépendance du coefficient a_γ vis-à-vis de la température n'a pas été prouvée.

D'autres chercheurs ont essayé d'améliorer le modèle 2S2P1D en un modèle non linéaire pour les mélanges bitumineux. NGUYEN, Q. T. et al. (2015) ont proposé le modèle 2S2P1Dnl. Ils ont d'abord fait passer le ressort le plus rigide en série du reste du modèle 2S2P1D (Figure 1.34a). Puis, ils ont divisé le modèle en trois sections : chacun des deux ressorts représente une section et le groupe des éléments paraboliques et de l'amortisseur linéaire représente la troisième. Ils ont enfin appliqué à

chacune de ces sections un comportement non-linéaire, c'est-à-dire qu'ils ont multiplié leur module E (complexe pour le groupe des éléments paraboliques) à une fonction décroissante linéaire dépendante du niveau de leur déformation ε_{01} (Figure 1.34b). Un coefficient directeur a^e ou a^v gère la cinétique de décroissance. Les résultats obtenus sont satisfaisants pour la norme du module de rigidité complexe, par contre les auteurs précisent que la méthode manque de précision pour l'angle de phase (dans l'article, les auteurs n'ont pas présenté les graphiques du déphasage). De leur côté, GRAZIANI et al. (2019) ont testé un même enrobé au moyen d'essais de module complexe pour trois amplitudes de déformation : 15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$. Ils ont ensuite calibré indépendamment le modèle 2S2P1D sur chacun de ces niveaux de déformation. Puis, ils ont proposé des équations empiriques basées sur les variations des paramètres du modèle 2S2P1D en fonction de l'amplitude de déformation. Mais ce processus dépend fortement de la qualité de l'ajustement et des hypothèses faites. Par exemple, ils ont supposé que les limites minimales et maximales du module de rigidité complexe variaient avec l'amplitude de la déformation. Or, la non-linéarité s'estompe à l'approche des basses températures et des hautes fréquences (NGUYEN, Q. T. et al., 2015).

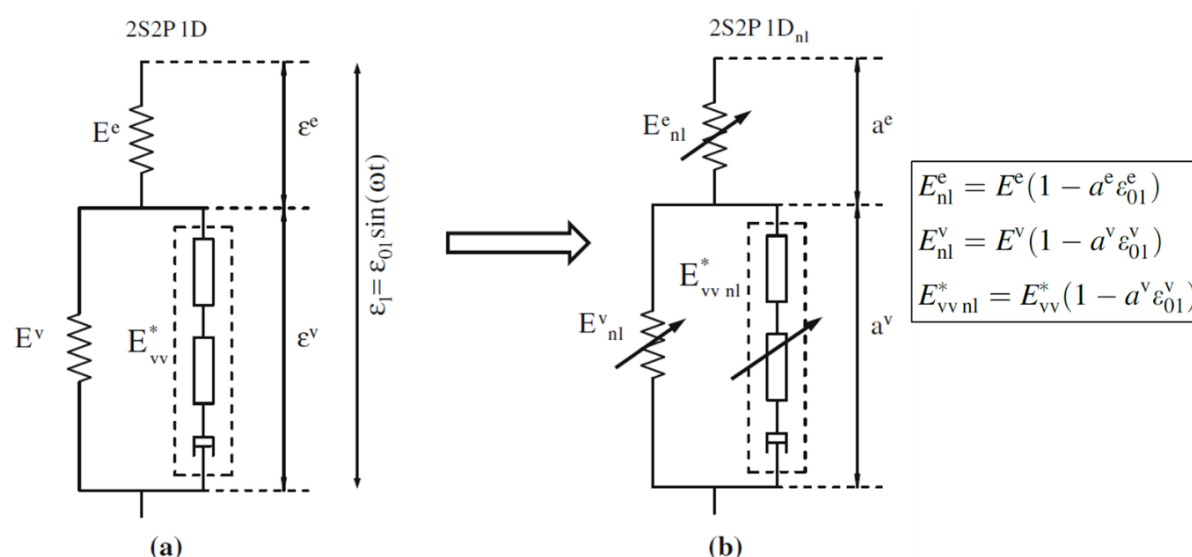


Figure 1.34 Représentation du modèle 2S2P1D (a) et de son amélioration non-linéaire 2S2P1Dnl (b) (NGUYEN, Q. T. et al., 2015, p. 2347). L'exposant e signifie « élastique » et l'exposant v , « viscoélastique ».

1.6 ENDOMMAGEMENT PAR FATIGUE

1.6.1 Manifestation de la fatigue dans les chaussées

Comme déjà mentionné dans la section 1.2.4.2.1, les couches de chaussées sont soumises à des efforts de flexion de courte durée à chaque passage d'essieu de véhicule. Des contraintes de traction répétées se produisent conséquemment à la base des couches. Ces charges sont trop faibles pour produire une rupture immédiate de la couche, mais leur répétition peut aboutir à une propagation de fissure par fatigue. Les couches de chaussées doivent donc être dimensionnées en conséquence pour contrôler la durée de service des routes.

1.6.2 Approche de la fatigue en laboratoire

1.6.2.1 Types d'essais de fatigue

La reproduction du comportement d'une couche de chaussée en fatigue peut être menée au moyen de deux approches distinctes. La première approche à échelle réelle consiste à reproduire ce comportement en soumettant une chaussée expérimentale à des charges de trafic comme pour l'essai routier de l'AASHO¹ mené à Ottawa (Illinois, États-Unis) de 1956 à 1962 ou le manège de fatigue de l'Université Gustave Eiffel à Nantes (France) en activité depuis 1978. La seconde approche à échelle réduite consiste à simuler ce comportement en laboratoire en imposant à l'éprouvette des sollicitations répétées. Le principe des essais de fatigue est le même que celui des essais de module complexe à la différence que les éprouvettes sont sollicitées sur plusieurs centaines de milliers de cycles. Il existe plusieurs types d'essais de fatigue : les essais de flexion (deux, trois et quatre points), les essais de traction-compression (directe et indirecte) et les essais de cisaillement. Les essais de flexion visent à représenter les efforts répétés de traction par flexion provoqués dans la chaussée par le passage de véhicules. Les essais de traction ont pour mission de représenter directement les efforts de traction engendrés à la base de la chaussée par ces flexions. Enfin, les essais de cisaillement prennent en compte les efforts de cisaillement engendrés dans les couches de surface (Figure 1.35). Les essais de flexion et de traction-compression sont normalisés dans la norme NF EN 12697-24 (2018).

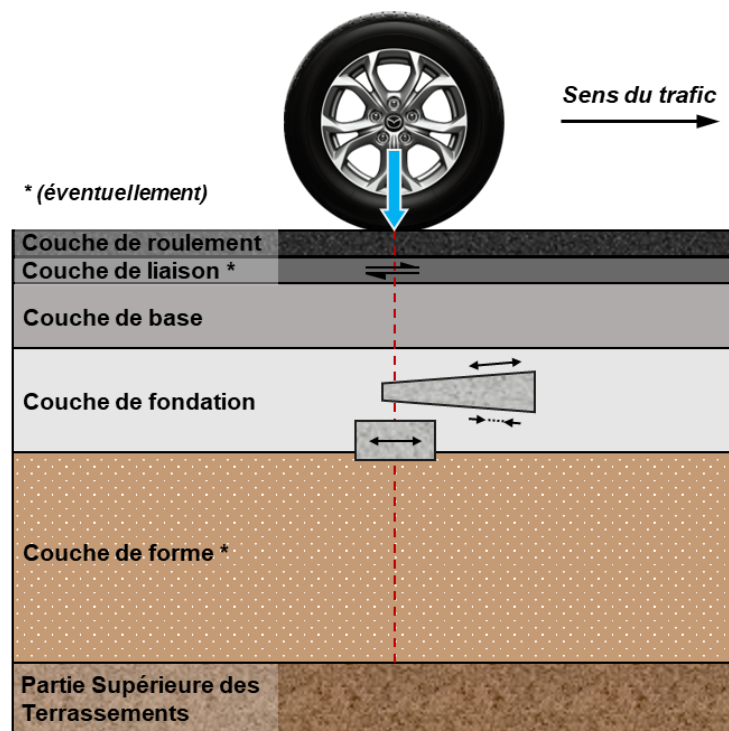


Figure 1.35 Logique des essais de fatigue sur enrobés en laboratoire (adapté de DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 119).

¹ L'essai routier de l'AASHO a été conçu et parrainé par l'*American Association of State Highway and Officials* (AASHO) entre 1956 et 1962. Il consistait en une série d'expériences à taille réelle afin d'étudier les performances des chaussées et des structures de pont de caractéristiques connues sous des charges mobiles et répétées d'une magnitude et d'une fréquence connues. Six boucliers d'essais furent en tout construits.

1.6.2.2 Types de chargement périodique

La Figure 1.36 fournit l'allure des déformations longitudinales et transversales obtenues par des jauges collées à la base des couches (PERRET & DUMONT, 2004, p. 26-29). Bien que des tentatives pour simuler en laboratoire des conditions de chargement réalistes et aléatoires aient été effectuées (FRANCKEN, 1979 ; DOMEQ, 2005a), la plupart du temps les cycles de sollicitation appliqués sont périodiques et ne tiennent pas compte des variations d'amplitude ou de fréquence observées sur chaussées. Ainsi en pratique, dans un souci de simplification, de maîtrise d'essai, de reproductibilité et de comparaison des résultats inter-laboratoires, les essais sont généralement réalisés avec des sollicitations sinusoïdales centrées avec ou sans temps de repos. Il s'agit d'un compromis entre la simplicité de mise en œuvre et d'exploitation et la reproduction de la réalité.

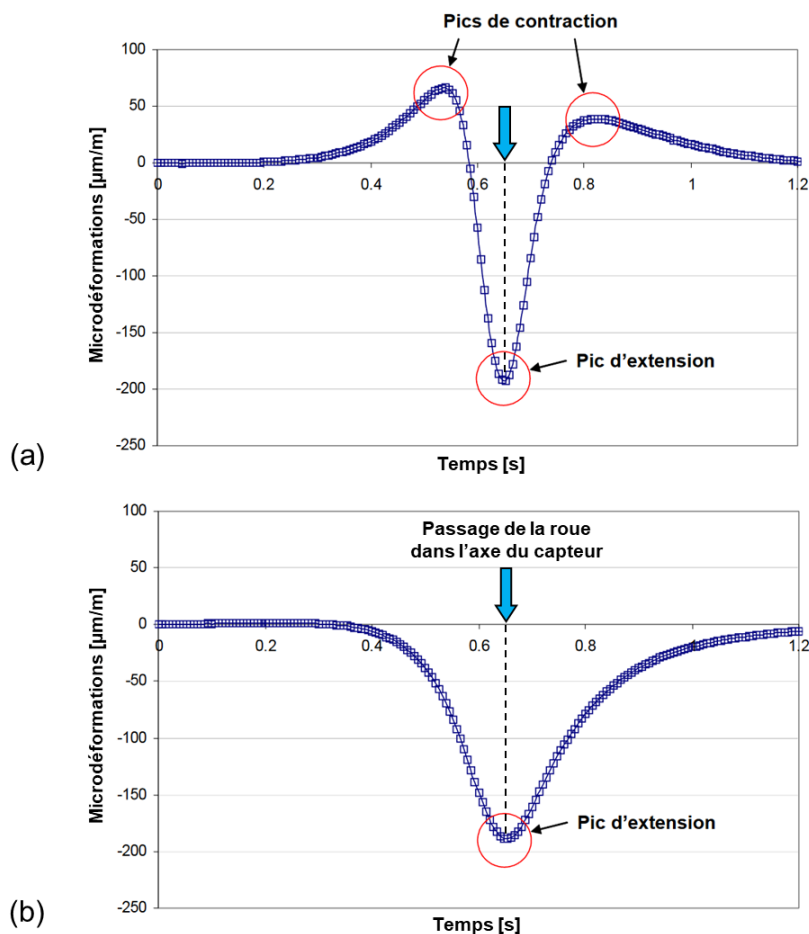


Figure 1.36 Exemple d'allure des signaux des déformations longitudinale (a) et transversale (b) au bas de la couche de base sous l'effet du passage d'un essieu à roues simples de 11,5 tonnes à 30 °C (traction représentée négative). Les mesures ont été effectuées dans l'axe d'une seule roue (PERRET & DUMONT, 2004, p. 28).

En laboratoire, les deux types de chargement principalement utilisés dans les expériences de fatigue sont les suivants :

- Les sollicitations sinusoïdales centrées par contrôle de l'amplitude de déplacement (ou de déformation si l'essai est homogène) (Figure 1.37a) ;
- Les sollicitations sinusoïdales centrées par contrôle de l'amplitude de force (ou de contrainte si l'essai est homogène) (Figure 1.37b).

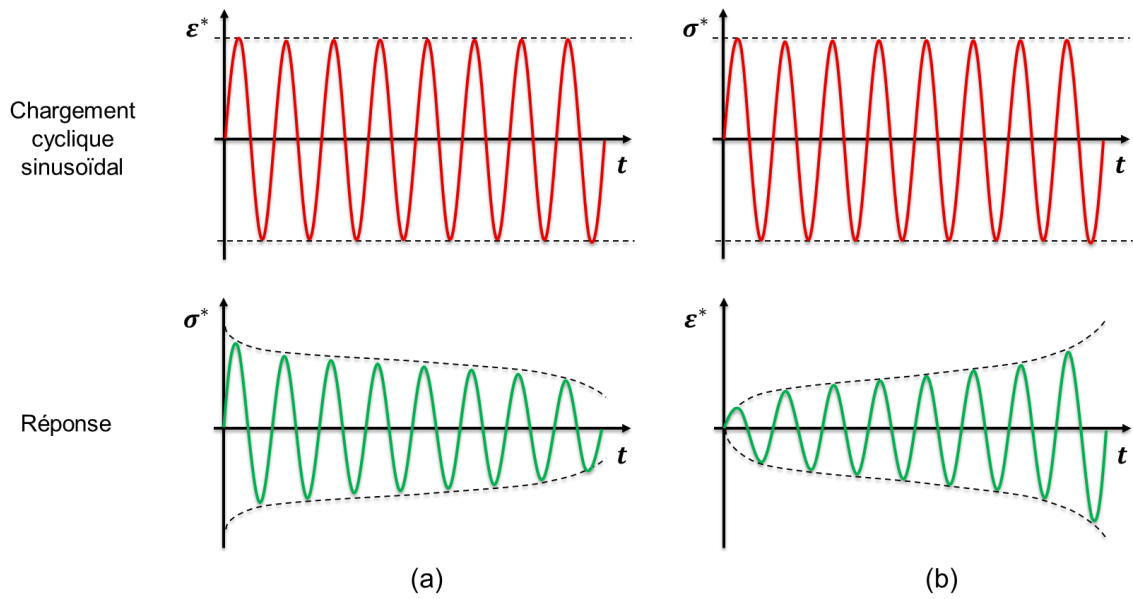


Figure 1.37 Allure des chemins de chargement sinusoidaux centrés en déformation imposée (a) et en contrainte imposée (b) ainsi que leurs réponses.

Mathématiquement, on différencie les signaux centrés des signaux non centrés par un ratio R égal au rapport de la sollicitation minimale S_{min} par la sollicitation maximale S_{max} . Pour les signaux sinusoidaux centrés, ce rapport est donc égal à -1.

$$R_S = \frac{S_{min}}{S_{max}} \quad (1.105)$$

1.6.3 Exploitation des essais de fatigue

1.6.3.1 Allure d'une courbe de fatigue

Le paramètre de sortie principalement exploité lors d'un essai de fatigue est la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$. Tracée en fonction du nombre de cycles, une courbe décroissante caractéristique de la fatigue est obtenue (Figure 1.38).

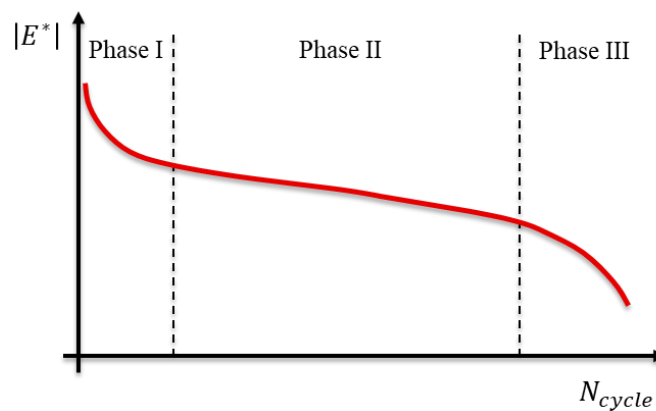


Figure 1.38 Schéma de la courbe caractéristique de perte de rigidité lors d'un essai de fatigue.

Cette courbe peut être décomposée en trois phases (DI BENEDETTO et al., 2004). La phase I est caractérisée par une décroissance rapide du module non pas occasionnée par de l'endommagement mais par des effets biaisants d'auto-échauffement et de thixotropie. En phase II, la décroissance du module est modérée et quasi-linéaire. L'effet de thixotropie ralentit tandis que l'effet d'endommagement devient progressivement majoritaire avec le développement de microfissures. La phase III se traduit par une chute rapide du module occasionnée par la coalescence de microfissures en une macrofissure amenant à la rupture de l'échantillon.

1.6.3.2 Courbe de Wöhler

Chaque essai de fatigue permet de définir un couple (S_0, N_f) où S_0 représente l'amplitude du niveau de la sollicitation appliquée (contrainte ou déformation), et N_f , la durée de vie de l'éprouvette à ce niveau de sollicitation. Différents essais menés pour un même matériau à des conditions de température et de fréquence fixes mais à différentes amplitudes de sollicitation permettent d'obtenir plusieurs couples (S_0, N_f) . La représentation de ces données dans un graphique $\log S_0 = f(\log N_{cycle})$ permet de tracer la droite de fatigue de type Wöhler par régression linéaire (Équations 1.106 ou 1.107, Figure 1.39) (WÖHLER, 1870). Bien que la courbe de Wöhler soit une courbe $S_0 = f(N_{cycle})$, les modèles mathématiques sont plus souvent représentés sous la forme $N_{cycle} = f(S_0)$ car les données d'essai sont ciblées à quelques niveaux S_0 .

$$\log N_{cycle} = a + \left(\frac{1}{b}\right) \log S_0 \quad (1.106)$$

$$S_0 = S_6 \left(\frac{N_{cycle}}{10^6}\right)^{-b} \quad (1.107)$$

Où,

- $1/b$, pente de la droite de fatigue (de l'ordre de 6) ;
- S_6 , la sollicitation admissible pour 10^6 cycles. Elle correspond à l'amplitude de la sollicitation qu'il faudrait appliquer au matériau pour obtenir une durée de vie à l'essai de fatigue de 1 000 000 cycles.

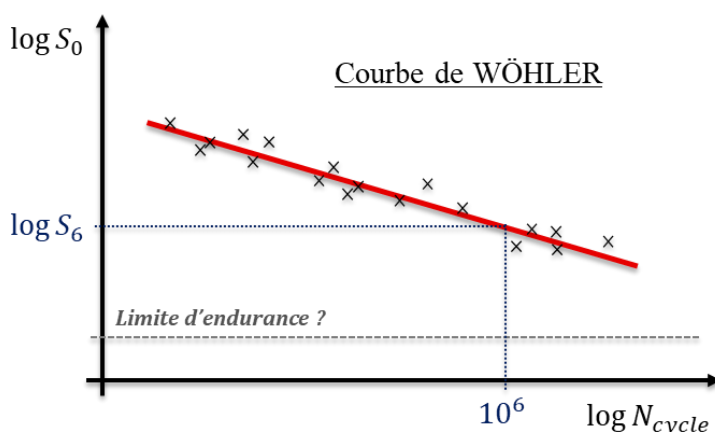


Figure 1.39 Schéma d'une courbe de Wöhler et de la limite d'endurance.

Pour certains matériaux, au-dessous d'un certain seuil de sollicitation, un nombre de cycles infini peut être appliqué sans observer de rupture de l'éprouvette. Cette valeur limite de l'amplitude de

sollicitation est appelée limite de fatigue ou limite d'endurance du matériau. Cependant pour les matériaux bitumineux, aucune limite d'endurance n'a été mise en évidence jusqu'à ce jour.

1.6.3.3 Critères de rupture

1.6.3.3.1 Critère classique

Le critère prescrit par la norme NF EN 12697-24 (2018) est le plus simple. Il correspond à la chute de moitié de la raideur de l'éprouvette, soit :

- $Force_{finale} = 0,5 \cdot Force_{initiale}$, pour les essais à déplacement imposé ;
- $Déplacement_{final} = 2 \cdot Déplacement_{initial}$, pour les essais à force imposée.

Pour les essais à force constante, la rupture se produit très rapidement après l'initiation de la fissuration dans le matériau car la phase de propagation de fissure dans l'éprouvette est très rapide. En revanche, dans les essais à déplacement imposé, l'initiation de la fissuration est suivie par une longue phase de propagation. Les deux modes de sollicitations produisent ainsi des comportements bien différents en fatigue (DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 129-130). De plus, en raison de son côté arbitraire, ce critère ne considère pas les effets biaisants apparaissant lors des essais de fatigue (voir section 1.6.5). Malgré ces limitations, ce critère reste très utilisé.

En France, l'essai de fatigue de laboratoire s'effectue sur des éprouvettes trapézoïdales en flexion deux points à amplitude de flèche constante en tête d'éprouvette. La déformation considérée est la déformation maximale $\varepsilon_{0,max}$ subie par les fibres extrêmes environ au quart de la hauteur de l'éprouvette (voir section 1.4.2.5.5). Les essais sont menés à 10 °C, 25 Hz pour trois niveaux d'amplitudes ε_0 différents. Pour chaque niveau, six éprouvettes doivent être testées. Le nombre de cycles à la rupture est atteint lorsque l'éprouvette a perdu la moitié de sa rigidité (critère classique). Il est noté $N_{f50\%}$. L'équation 1.106 de la droite de Wöhler devient ainsi l'équation 1.108. La norme NF EN 12697-24 (2018) demande que la régression soit faite dans le graphique $\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$ (axes inversés) pour que la pente b corresponde à celle qui a été définie pour l'essai. L'amplitude de déformation ε_6 relevée à 10^6 cycles est ensuite utilisée dans la méthode française de dimensionnement des chaussées (Figure 1.40).

$$\log N_{f50\%} = a + \left(\frac{1}{b}\right) \log \varepsilon_0 \quad (1.108)$$

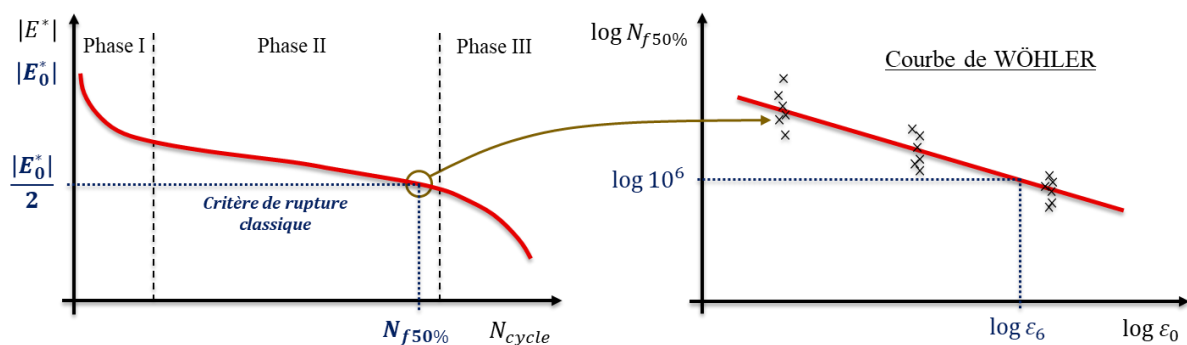


Figure 1.40 Schéma de principe du critère de rupture classique et de la détermination du paramètre de dimensionnement ε_6 .

1.6.3.3.2 Critère énergétique

Ce critère est basé sur l'évolution de l'énergie dissipée par le matériau au cours des cycles de sollicitation. Il utilise le paramètre DER (Dissipated Energy Ratio) qui représente le ratio entre l'accumulation de l'énergie dissipée du premier cycle jusqu'au cycle N et l'énergie dissipée au cycle N (HOPMAN et al., 1989).

$$DER = \frac{\sum_{i=1}^N W_i}{W_N} \quad (1.109)$$

Où,

- N , le numéro de cycle ;
- W_N , l'énergie dissipée au cycle N [J/m³].

Lorsqu'un matériau élastique linéaire est chargé, il stocke de l'énergie qui est ensuite complètement restituée lors du déchargement. Ainsi, les trajectoires de contrainte et de déformation du matériau pendant le chargement et le déchargement coïncident. Dans le cas d'un matériau VEL soumis à des cycles de sollicitation, les courbes de contrainte et de déformation lors du chargement et du déchargement ne se superposent pas et dessinent un chemin fermé. À chaque cycle, une partie de l'énergie injectée dans le matériau au cours du chargement est dissipée, et qui par conséquent n'est pas restituée lors du déchargement. La dissipation d'énergie par cycle et par unité de volume W_N correspond à la surface à l'intérieur de ce chemin fermé (Équation 1.110, intégrale de contour).

$$W_N = \oint \sigma \cdot d\varepsilon \quad (1.110)$$

Si le matériau VEL est soumis à des cycles sinusoïdaux, la trajectoire contrainte-déformation en régime permanent est alors une ellipse (Figure 1.41, Équations 1.111 à 1.113).

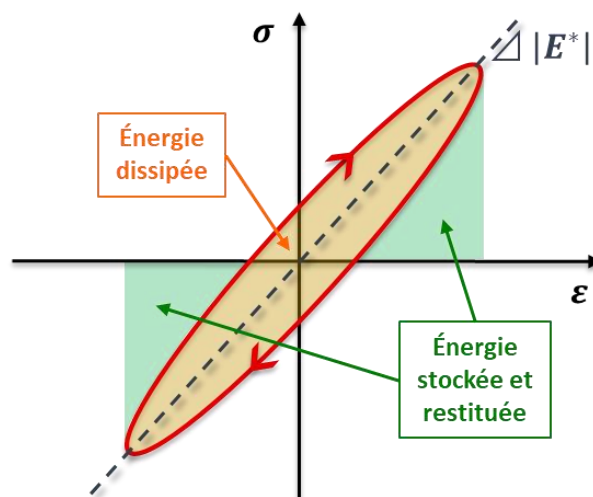


Figure 1.41 Cycle de chargement et déchargement sinusoïdal d'un matériau viscoélastique linéaire.

Pour un chargement sinusoïdal, l'intégrale de contour donne :

$$W_N = \pi \varepsilon_0 \sigma_0 \sin \varphi_{E^*} \quad (1.111)$$

Soit à déplacement imposé,

$$W_N = \pi |E_N^*| \varepsilon_0^2 \sin \varphi_{E^*,N} \quad (1.112)$$

Ou à force imposée,

$$W_N = \pi \frac{\sigma_0^2}{|E_N^*|} \sin \varphi_{E^*,N} \quad (1.113)$$

L'approche de HOPMAN et al. consiste à tracer la valeur du DER en fonction du nombre de cycles. Le nombre de cycles à la rupture N_{fDER} est ensuite déterminé lorsque la tendance évolutive du DER dévie de sa trajectoire initiale, telle que :

- pour les essais à déplacement imposé, N_{fDER} correspond à l'intersection des deux droites tangentes à la première et à la deuxième partie de l'essai (Figure 1.42a) ;
- pour les essais à force imposée, N_{fDER} correspond à l'intersection de la droite tangente à la première partie de l'essai et de la droite horizontale passant par le pic de la courbe (Figure 1.42b).

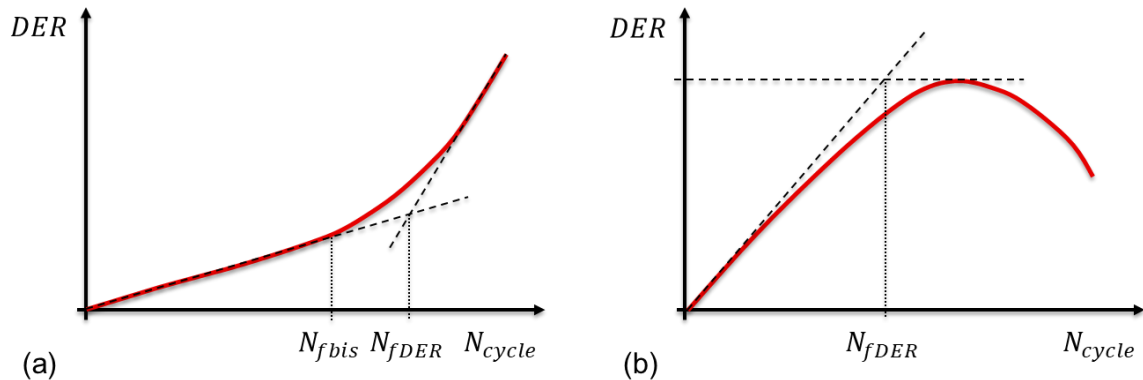


Figure 1.42 Schéma de principe du critère de rupture énergétique DER selon deux modes de sollicitation : (a) essai à déplacement imposé, (b) essai à force imposée.

D'autres variantes de ce critère de rupture N_{fDER} existent. Dans une publication plus récente, PRONK (1995) a constaté que dans le cadre des essais à déplacement imposé, cette démarche pouvait aboutir à une surestimation de la durée de vie puisque parfois la zone de transition entre les deux phases était relativement longue. Il a alors proposé une modification de sa méthode consistant à prendre le point de bifurcation entre la courbe et la première tangente comme la durée de vie de l'éprouvette (Figure 1.42a, critère N_{fbis}). Dans le cadre des essais à force imposée, ROWE et BOULDIN (2000) ont quant à eux simplifié la méthode de calcul du DER. Ils ont suggéré de remplacer au numérateur de l'équation 1.109, la somme des énergies par l'énergie du premier cycle multiplié par le nombre de cycles réalisés (Équation 1.114). Pour les essais à déplacement imposé, ils ont défini le même critère de rupture que N_{fbis} . Et pour les essais à force imposée, ils ont suggéré de prendre le pic de la courbe. La méthode est résumée dans la thèse de BAAJ (2002, p. 64-67).

$$DER = \frac{N \cdot W_0}{W_N} \quad (1.114)$$

Où,

- N , le numéro de cycle ;
- W_0 et W_N , les énergies dissipées aux cycles 0 et N [J/m^3].

Cette méthode présente également des limitations. L'énergie dissipée par viscosité, telle qu'exprimée dans les formules précédentes, n'a pas nécessairement de rapport avec l'énergie nécessaire à la rupture des liaisons. Elle est surtout dissipée par chaleur. D'autre part, la viscosité est reliée au module de perte. Ce qui signifie que pour les matériaux quasi-parfaitement élastiques, ce critère devient difficile à appliquer.

1.6.3.3 Critère basé sur l'angle de phase

Ce critère est basé sur l'évolution de l'angle de phase du module complexe en fatigue. Au cours de la phase I, il augmente rapidement, puis en phase II, il ralentit mais augmente toujours de façon quasi-linéaire, et en phase III, il chute ou augmente brutalement (Figure 1.43). Dans l'annexe C de la thèse de FREIRE (2021) qui a travaillé avec des essais DTC-CY, ces deux comportements en phase III sont observables. La position des fissures vis-à-vis des capteurs de mesure semble donc être en cause. Une proposition de critère de rupture en fatigue consiste à utiliser dans le cas d'une chute en phase III, l'abscisse de la valeur maximale de l'angle de phase comme le nombre de cycle à la rupture $N_{f\varphi}$. Une autre proposition consiste à s'appuyer sur le changement de pente en phase III.

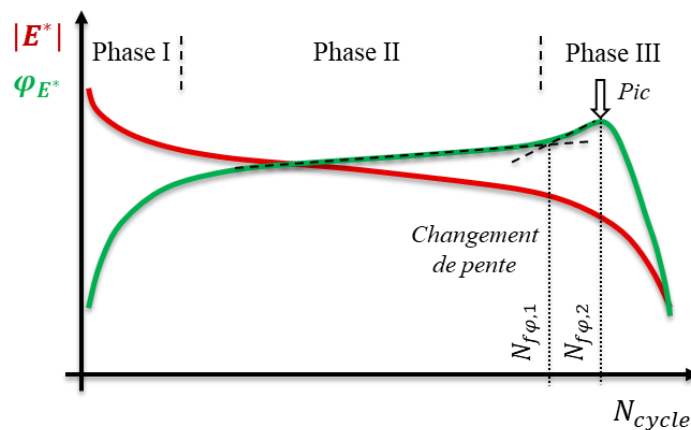


Figure 1.43 Schéma de principe des deux critères de rupture basés sur l'évolution de l'angle de phase.

KIM et al. (2003) ont identifié deux points d'inflexion sur la courbe de fatigue $|E^*| = f(N_{cycle})$: le premier situé au milieu de la phase II et le second juste après le début de la phase III. Ils ont remarqué que le deuxième point d'inflexion, associé à une réduction d'environ 70 à 80 % du module dynamique, correspondait au pic de l'angle de phase en fonction du nombre de cycles pour un matériau spécifique. Ils ont défini cette observation comme une définition raisonnable de la rupture par fatigue. La Figure 1.44 montre un exemple d'application de leurs observations sur des évolutions de module dynamique normalisé et d'angle de phase obtenues en analysant le mortier AAD-1 en fatigue. Ce mortier était constitué d'un liant AAD-1 de grade AR-4000 de la classification SHRP (États-Unis) et

d'un sable Ottawa de granulométrie uniforme. La teneur en liant était de 8 ppc. Les essais cycliques ont été menés par cisaillement en torsion et par contrôle de la déformation sur des éprouvettes cylindriques de diamètre 12 mm et de hauteur 50 mm. Les conditions d'essais étaient fixées à 25 °C et 10 Hz pour trois niveaux de déformation 0,20, 0,28 et 0,40 %.

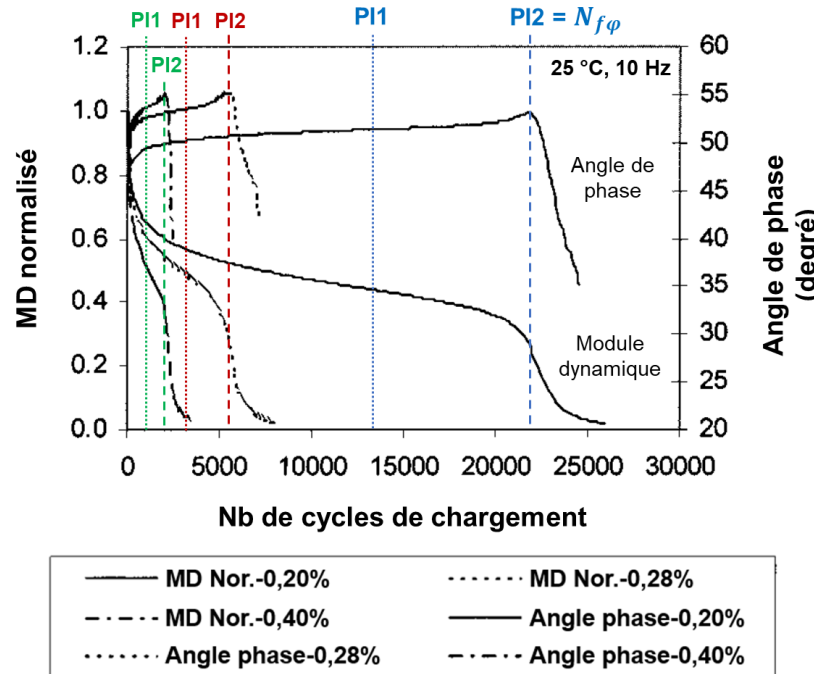


Figure 1.44 Exemple de critères de rupture basés sur le pic de l'angle de phase (traduit et adapté de KIM et al., 2003, p. 80, mortier AAD-1). PI1 est le premier point d'inflexion et PI2 est le second point d'inflexion.

1.6.4 Facteurs influant sur la durée de vie

1.6.4.1 Paramètres de sollicitation

1.6.4.1.1 Niveau de sollicitation

Il est aujourd'hui bien connu que plus le niveau de sollicitation augmente, plus la durée de vie en fatigue des matériaux bitumineux diminue à déplacement imposé et à force imposée.

1.6.4.1.2 Température

L'influence de la température sur la durée de vie en fatigue des matériaux bitumineux donne des résultats différents suivant le mode de sollicitation imposé (déformation ou contrainte).

Pour les essais à déplacement imposé réalisés entre 10 °C et 30 °C, la durée de vie augmente généralement avec la température, et ce quel que soit le type d'essai (*mortiers* : PELLIS et al., 1961, torsion sur barre cylindrique / *enrobés* : BODIN et al., 2010, 2PB-TR ; PHAN et al., 2017a, DTC-CY ; TAYEBALI et al., 1994, 4PB-PR). Hors de cet intervalle d'étude, la littérature est malheureusement moins bien fournie. D'autres campagnes d'essais réalisés en flexion deux points sur des éprouvettes trapézoïdales d'enrobés pour des températures variant de -10 à 30 °C ont montré qu'en considérant le critère de rupture classique, la durée de vie en fatigue admettait une allure parabolique en fonction

de la température (Figure 1.45) (BODIN et al., 2010 ; DOMEQ et al., 2005 ; MOUTIER, 1991). Le paramètre ε_6 est minimal entre 0 et 10 °C et augmente pour des températures plus petites et plus grandes. Ce type de variation est contre-intuitif parce que le matériau bitumineux est censé être d'autant plus fragile que la température est basse. Cette parabole met en évidence deux mécanismes d'endommagement en compétition.

Pour les essais à force imposée, la durée de vie diminue lorsque la température augmente (*bitumes* : ROCHLANI et al., 2021, cisaillement plan-plan / *mortiers* : PELLIS et al., 1961, 2PB sur barre cylindrique / *enrobés* : DOAN, 1976, 2PB-TR).

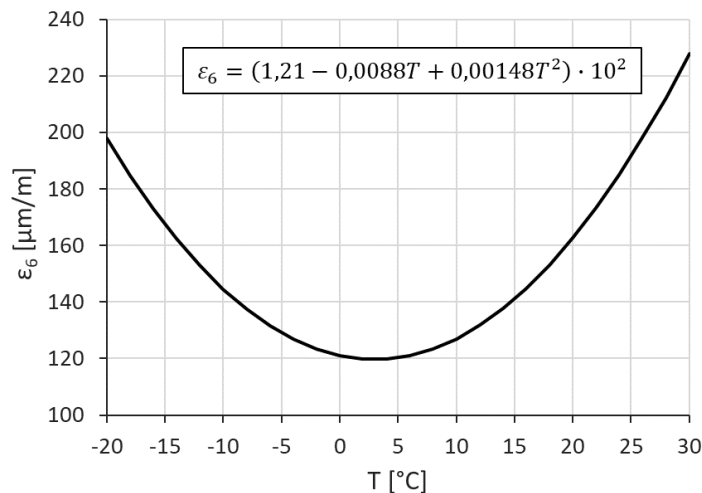


Figure 1.45 Variation parabolique du paramètre de durée de vie ε_6 suivant la température pour des essais de flexion deux points à déplacement imposé à 25 Hz sur des enrobés composés du bitume "60/70 Shell Berre 1980" dosé à 5,4 % (d'après MOUTIER, 1991, p. 39).

Le PETT semble s'appliquer à la durée de vie en fatigue pour des essais DTC-CY (PHAN et al., 2017a). Des essais de rupture en traction directe ont montré que le PETT restait vérifiable à des niveaux élevés d'endommagement (CHEHAB et al., 2002).

1.6.4.1.3 Fréquence

L'influence de la fréquence sur la durée de vie en fatigue a été moins étudiée que celle de la température. Elle reste néanmoins symétrique à l'effet de la température, les deux agissant sur le module de rigidité complexe. Ainsi lorsque la fréquence augmente, une diminution de la durée de vie à déplacement imposé est obtenue, tandis qu'elle s'accroît à force imposée (*bitumes* : ROCHLANI et al., 2021, cisaillement plan-plan / *enrobés* : LIU, C. et al., 2020, traction directe sur éprouvette prismatique).

1.6.4.1.4 Type d'essai

Pour une amplitude de déplacement (ou de force) imposée, les essais de fatigue hétérogènes par flexion sur poutre (2PB-TR, 3PB-PR et 4PB-PR) fournissent des durées de vie plus longues que les essais homogènes DTC-CY (AGUIRE et al., 1981 ; DI BENEDETTO et al., 2004). Cette différence s'explique par l'influence de la forme de l'échantillon. Pour les essais hétérogènes, les valeurs de contrainte (ou de déformation) réparties au sein de l'éprouvette en réponse aux sollicitations varient de zéro à un maximum. Alors que pour les essais homogènes, ces valeurs sont toujours égales au maximum dans tout l'échantillon.

En comparant la durée de vie des enrobés entre les essais hétérogènes de flexion listés précédemment, la flexion 3PB-PR apparaît la moins contraignante des trois (DI BENEDETTO et al., 2004 ; LA ROCHE (de), 1994). Les résultats entre flexion 2PB-TR et 4PB-PR sont en revanche sensiblement équivalents, mais les durées de vie semblent quand même légèrement plus courtes en flexion 2PB-TR (DI BENEDETTO et al., 1997 ; DI BENEDETTO et al., 2004).

1.6.4.1.5 Effet d'échelle de la géométrie d'éprouvette

Les résultats obtenus lors des essais inter-laboratoires réalisés dans le cadre de la RILEM ont montré que pour un même type d'essai de flexion, la taille de l'éprouvette pouvait également avoir une incidence sur la valeur de la déformation ε_6 (DI BENEDETTO et al., 2004). Cependant, cette observation est à nuancer car les procédures expérimentales propres à chaque laboratoire ont pu exercer une influence.

BODIN et al. (2011) ont examiné de près cet effet d'échelle sur la durée de vie en fatigue d'enrobé soumis à des essais 2PB-TR. L'étude a été réalisée sur trois tailles différentes d'éprouvette trapézoïdale avec des facteurs d'échelle de 0,5, 1 et 2 par rapport à la géométrie normalisée (NF EN 12697-24, 2018), sauf l'épaisseur qui a été maintenue constante. Les résultats de l'étude montrent que la pente de la droite de fatigue ne semble pas dépendre des facteurs d'échelle de la géométrie. En revanche, les durées de vie ε_6 diminuent avec l'augmentation de la taille de l'éprouvette.

De leur côté, LI, N. et al. (2012) ont étudié cet effet d'échelle en fatigue avec des essais DTC-CY. Ils ont appliqué à la géométrie cylindrique des facteurs d'échelle de 0,5, 1 et 1,5. Après expérimentation, ils ont obtenu une unique droite de fatigue. La géométrie de l'éprouvette n'interfère donc pas avec la durée de vie en fatigue des enrobés pour des essais homogènes. En comparant cette étude à l'étude précédente, l'hétérogénéité de l'essai apparaît comme la cause de cet effet d'échelle.

1.6.4.1.6 Temps de repos

Sur les chaussées, il existe des intervalles de temps durant lesquels les couches de matériau ne sont pas sollicitées. Ces intervalles correspondent aux interruptions de charge entre le passage des essieux d'un même véhicule (période courte) et entre le départ du véhicule et l'arrivée du suivant (période plus ou moins longue). Dans le but de mieux représenter ces sollicitations *in situ*, des essais avec temps de repos ont été mis au point au sein des laboratoires. Deux types d'essais sont à distinguer :

- les essais avec salves de sollicitation qui alternent périodes de sollicitation continue et périodes de repos (Figure 1.46b) ;
- les essais en impulsions (ou intermittents) pour lesquels chaque cycle de sollicitation est suivi d'un temps de repos (Figure 1.46c).

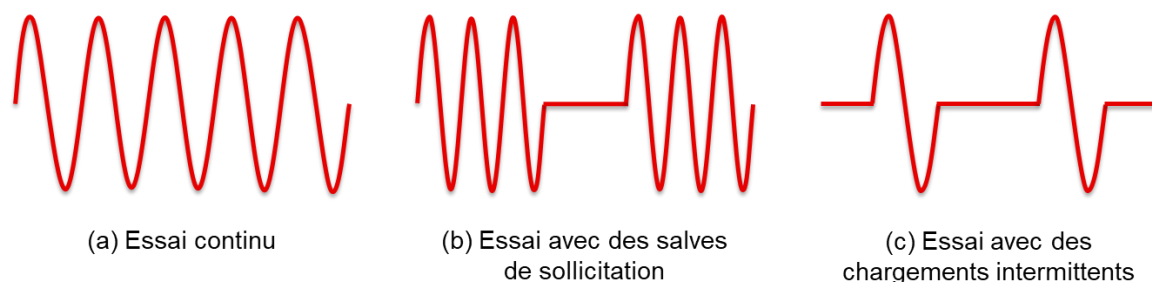


Figure 1.46 Différents types de sollicitation avec ou sans périodes de repos.

Les différentes études réalisées sur le sujet, avec les deux types d'essais, montrent que les éprouvettes sollicitées de façon discontinue présentent une durée de vie plus longue en nombre de cycles, que celles sollicitées de façon continue (BAAJ et al., 2018 ; BONNAURE et al., 1983 ; CASTRO & SÁNCHEZ, 2006 ; DOAN, 1970 ; HSU & TSENG, 1996).

Plus les éprouvettes subissent de dommages lors des périodes de sollicitation, moins elles récupèrent durant les périodes de repos (BREYSSE et al., 2003).

Les études faites avec des chargements intermittents montrent que le gain est d'autant plus important que le temps de repos est grand. Cependant au-delà d'une certaine limite, l'allongement des temps de repos n'augmente plus la durée de vie (BAZIN & SAUNIER, 1967 ; BONNAURE et al., 1983 ; HSU & TSENG, 1996 ; RIVIÈRE, 1996). Cette limite est souvent considérée autour d'un facteur dix entre les durées des périodes de repos et les périodes de sollicitation (DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 138).

La température affecte également le gain de durée de vie. RAITHBY & STERLING (1972) ont effectué des essais continus et des essais intermittents à 10, 25 et 40 °C. Les essais intermittents à 10 et 25 °C ont fourni des durées de vie 25 fois plus importantes que les essais continus. Ce gain diminue à un facteur 5 à 40 °C. BAAJ (2002, p. 225) a effectué des essais continus et avec des périodes de repos à 10 °C. Pour chacune des périodes de repos, il a modifié la température d'essai à 0, 10 ou 20 °C. Le gain obtenu était important à 10 et 20 °C, mais équivalent (respectivement 203 % et 207 % à 100 µm/m). En revanche, il était beaucoup plus faible à 0 °C (121 % à 100 µm/m).

De même, le gain en durée de vie semble dépendre du niveau de la sollicitation. BAAJ a obtenu un gain un peu plus important pour les niveaux de sollicitation les plus élevés (à 10 °C, 203 % à 100 µm/m contre 181 % à 80 µm/m).

L'allongement de la durée de vie des enrobés par suite de l'introduction de périodes de repos en fatigue met en évidence un phénomène d'autoréparation des enrobés. La cicatrisation proviendrait du caractère collant du liant selon LA ROCHE (de) et MARSAC (1996). Et cette récupération du mélange serait d'autant plus importante dans le cas d'un bitume plus mou (BONNAURE et al., 1983 ; FRANCKEN & CLAUWAERT, 1987).

1.6.4.1.7 Mode de sollicitation : force ou déplacement

La Table 1.3 synthétise les tendances et différences observées entre les effets en fatigue des deux modes de sollicitation (TANGELLA et al., 1990, p. 17 ; DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 139). La durée de vie à déformation imposée peut être jusqu'à dix fois plus importante comparée à un essai à force imposée partant du même niveau de déformation initiale (SAID, 1988, p. 26). D'après DOAN (1976), cette différence peut s'expliquer par des taux de dommage plus faibles et des temps de propagation de fissures plus importants que pour les essais à force imposée.

1.6.4.2 Paramètres de composition

1.6.4.2.1 Liant

Il existe une valeur optimale de la teneur en liant pour laquelle la durée de vie en fatigue des enrobés est maximale, à force et à déplacement imposés. Au-delà de cette valeur, la résistance à la fatigue décroît (EPPS & MONISMITH, 1969 ; SAID, 1988, p. 2). Cette teneur optimale se situerait autour de 7 % de la masse des granulats. Les teneurs en liant utilisées sur le réseau routier français sont inférieures à 7 % (couramment proches de 4-5 %). MOUTIER (1991) a donc étudié une plage de teneur allant de

3,5 à 6% à déformation imposée. Ses résultats ont confirmé l'augmentation de la durée de vie en fatigue, plus la teneur de la plage étudiée était importante.

La nature du bitume joue également un rôle très important. Pour des essais à force imposée, la résistance en fatigue augmente avec la dureté du grade du bitume. À déformation imposée, le bitume plus dur permet de prolonger la durée de vie de l'enrobé uniquement à des niveaux de déformation faibles, de l'ordre de 10^{-4} μ def (BAZIN & SAUNIER, 1967 ; SAID, 1988, p. 7-8). De même dans une même classe de pénétration, les variations de provenance du bitume peuvent conduire à de très fortes variations de durée de vie (MOUTIER, 1991).

Table 1.3 Comparaison des résultats de fatigue à force et à déplacement imposés.

Variables	Essai à force imposée	Essai à déplacement imposé
Évolution pendant l'essai	Augmentation du déplacement	Diminution de la force
Critère de rupture usuel	Rupture de l'éprouvette	Perte de la moitié de la force initiale
Durée de vie	Faible	Forte
Dispersion des résultats	Faible	Forte
Augmentation du module de rigidité	Augmentation de la durée de vie	Diminution de la durée de vie
Augmentation niveau de sollicitation	Diminution de la durée de vie	Diminution de la durée de vie
Augmentation de la température d'essai (> 0°C)	Diminution de la durée de vie	Augmentation de la durée de vie
Augmentation de la fréquence d'essai	Augmentation de la durée de vie	Diminution de la durée de vie
Taux de dissipation de l'énergie	Rapide	Lent
Taux de propagation de la fissure	Rapide	Lent

1.6.4.2.2 Granulats et fines

La forme des granulats concassés ne semble pas impacter la résistance en fatigue des matériaux (BUCHANAN, 2000). Toutefois, la nature minéralogique du granulat apporte un effet significatif sur la tenue en fatigue des enrobés en raison de la solidité et des propriétés d'adhérence qu'elle confère aux granulats (BAZIN & SAUNIER, 1967 ; CARSWELL et al., 1990 ; JÚNIOR et al., 2020 ; KIM et al., 1992). Ainsi pour KIM et al., les mélanges bitumineux composés de granulats ayant une forme angulaire et une texture de surface rugueuse conduisent à une meilleure résistance à la fatigue et à la déformation permanente. Parmi les différents types de granulats testés, le granite et la diorite procurent à l'enrobé une meilleure résistance à la fatigue (CARSWELL et al., 1990 ; JÚNIOR et al., 2019). Cependant toutes les études ne convergent pas sur les mêmes conclusions. En effet pour EPPS et MONISMITH (1969), l'effet du type de granulat n'est pas clair, tandis que pour PELL et TAYLOR (1969), l'effet est négligeable.

D'après son analyse de la littérature, SAID (1988, p. 10) en a conclu que l'effet des granulats est difficile à étudier car les changements souhaités dans la granulométrie ou le type de granulat entraînent des changements associés dans d'autres variables. Par exemple, une modification de la granulométrie des granulats entraîne une modification de la teneur en vides d'air et de la teneur optimale en bitume, lesquelles ont un effet dominant sur le module de rigidité et la résistance à la fatigue des mélanges.

Il existe également une teneur en fines optimale pour laquelle la résistance en fatigue est maximale (SOLIMAN, 1976 ; SAID, 1988, p. 14). Celle-ci dépend du type d'enrobé, mais on peut la situer entre 8 et 12 % du poids des granulats. Les fines assurent le remplissage des vides entre les granulats.

1.6.4.2.3 Porosité

De manière générale, lorsque la porosité diminue, les résultats de fatigue sont généralement meilleurs et moins dispersés (BAZIN et SAUNIER, 1967). Mais ce constat est à nuancer suivant le type de matériau testé et le mode de sollicitation imposé. En effet, à déformation imposée, pour les enrobés denses, une meilleure compacité conduit à un accroissement du module mais à une diminution de la durée de vie. En revanche, pour les matériaux de type grave-bitume dont la teneur en liant est plus faible, la résistance en fatigue augmente avec la compacité (DOAN, 1976). À contrainte imposée, la durée de vie semble toujours augmenter avec la compacité (SAID, 1988, p. 17).

1.6.5 Effets biaisants

1.6.5.1 Généralités

Il est désormais reconnu que la perte de rigidité lors d'un essai de fatigue n'est pas seulement dû à des dommages irréversibles. Des effets biaisants se développent parallèlement à l'effet d'endommagement, dont leur intensité dépend de la procédure d'essai utilisé. Leur existence est justifiée par leur caractère réversible. Les bétons bitumineux possèdent la capacité de recouvrer une partie de leurs propriétés mécaniques après l'arrêt de l'essai. Les observations expérimentales sur l'endommagement en fatigue peuvent donc être altérées menant à de fausses conclusions. Les effets biaisant les plus communs s'expriment lors des essais de fatigue sont l'auto-échauffement et la thixotropie. La non-linéarité peut aussi être considérée comme un effet biaisant puisqu'elle induit une baisse de rigidité lors de la montée en amplitude de sollicitation jusqu'à celle fixée.

Le caractère réversible des effets biaisants permet de mesurer expérimentalement leur impact en fatigue. Le principe consiste à effectuer des essais de fatigue discontinus durant lesquels des périodes de sollicitation d'un certain nombre de cycles alternent avec des périodes de repos d'une durée suffisante pour permettre la récupération du module. Lors de ces périodes de repos, des essais de module complexe sont menés sur quelques cycles à intervalles réguliers pour effectuer des mesures du module. L'amplitude de sollicitation et le nombre de cycles doivent être suffisamment petits pour ne pas trop perturber la récupération du module complexe. La comparaison entre la perte du module lors des phases de fatigue et le module récupéré lors des périodes de repos permet de définir la partie du module non récupéré. Cette dernière partie est assimilée à l'endommagement (Figure 1.47). Ces périodes de repos permettent ainsi de séparer les effets biaisants de l'endommagement. Toutefois, si de l'autoréparation a lieu durant les périodes de repos, il est difficile de la séparer des effets biaisants.

1.6.5.2 Auto-échauffement

Les matériaux bitumineux, du fait de leur comportement viscoélastique, présentent un caractère dissipatif généré par leur partie visqueuse. Lors d'essais réalisés en continu, l'énergie dissipée par viscosité conduit tout d'abord à une augmentation de la température au sein de l'éprouvette. Puis, elle est diffusée dans le volume de l'éprouvette par conduction. La surface de l'éprouvette devient alors plus chaude que l'air qui l'entoure, et des échanges de température par convection se développent. La température dans l'éprouvette augmente jusqu'à ce qu'un équilibre énergétique soit trouvé entre l'énergie dissipée et l'énergie transférée au milieu extérieur. La Figure 1.48 montre que pour un essai de fatigue 2PB-TR, l'auto-échauffement débute sur les bords de l'éprouvette, là où les sollicitations sont maximales. Puis, avec l'apparition de fissures macroscopiques, l'auto-échauffement devient localisé en pointe de fissure.

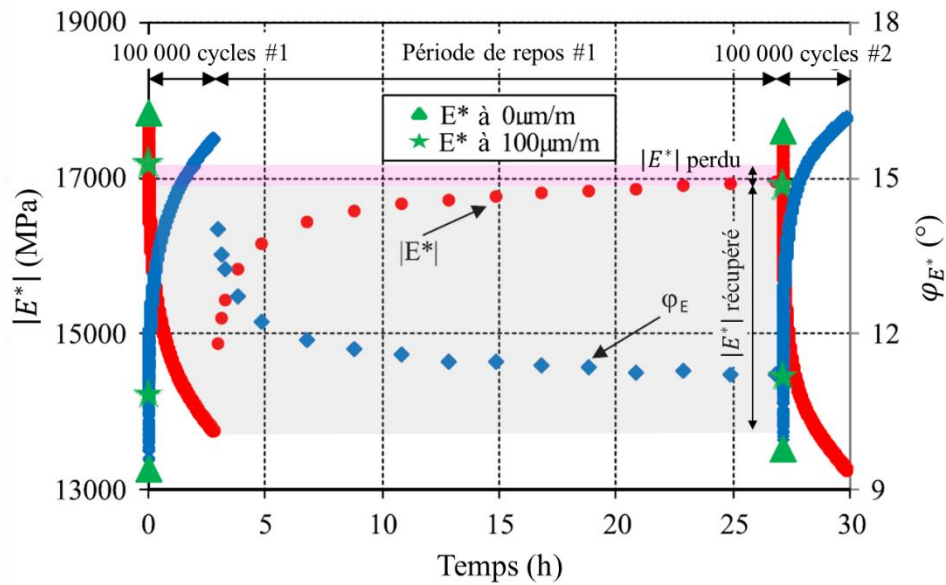


Figure 1.47 Exemple de quantification de la part d'endommagement d'un enrobé après avoir été soumis à une phase de fatigue, suivie d'une période de repos (traduit et adapté de PHAN et al., 2017a, p. 8, éprouvette E3550-5.1-0-6).

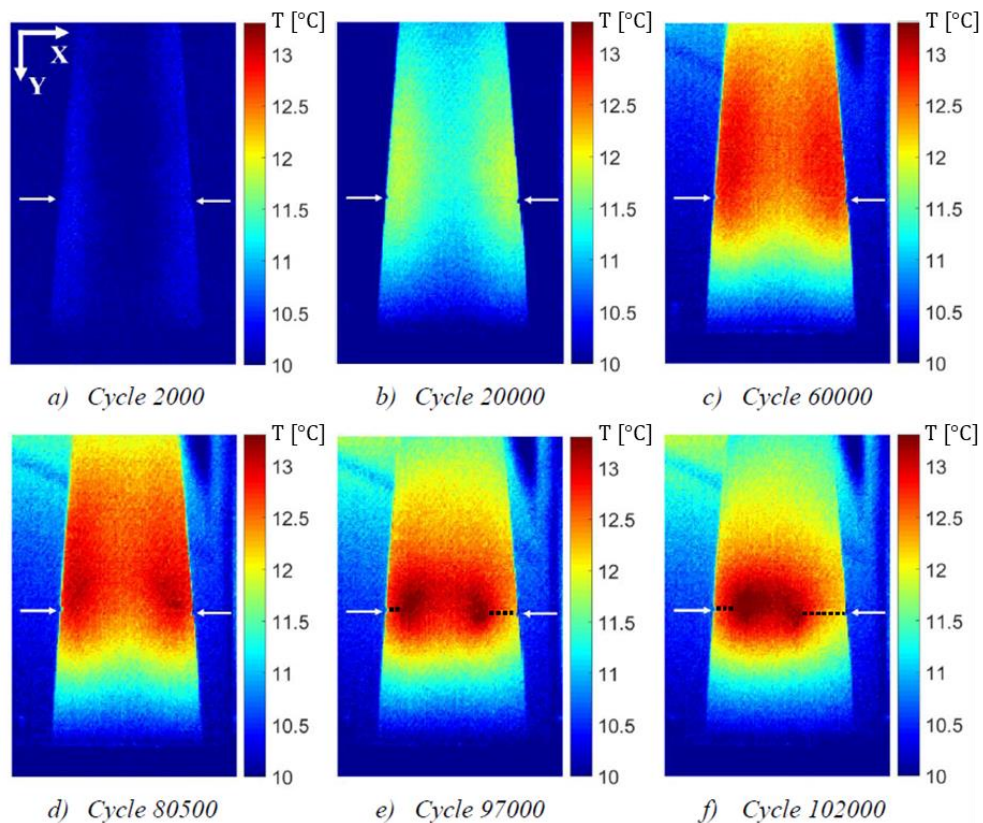


Figure 1.48 Évolution du champ de température à la surface d'une éprouvette trapézoïdale de sable bitume entaillée lors d'un essai de fatigue en flexion deux points à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C et 25 Hz (SANTOS, 2020, p. 80).

Cette augmentation de température en fatigue a été mise en évidence et quantifiée grâce à des mesures de thermographie infrarouge (LA ROCHE (de) & MARSAC, 1996) et des mesures ponctuelles grâce à des capteurs en surface de l'éprouvette et/ou une sonde à l'intérieur de l'éprouvette (ASHAYER

SOLTANI, 1998 ; ISAILOVIĆ et al., 2017 ; PHAN et al., 2017a). Ces mesures mettent en évidence une montée en température lors de la phase I d'un essai de fatigue, puis la température se stabilise en phase II avant de décroître en phase III avec l'apparition de macro-fissures. L'auto-échauffement se produit ainsi en phase I.

L'enrobé bitumineux étant un matériau viscoélastique thermosensible, la rigidité de l'éprouvette diminue lorsque la température augmente. Une augmentation de 1 °C pour un essai de fatigue DTC-CY à 10 °C et 10 Hz conduit à une diminution de module d'environ 5-6 % (NGUYEN, Q. T., 2011, p. 52). Ce phénomène parasite interagit donc avec le critère de rupture en fatigue. Le caractère réversible de l'auto-échauffement s'explique simplement par le refroidissement de l'éprouvette au repos.

L'intensité de l'auto-échauffement dépend fortement de la nature du matériau étudié, des conditions d'essais, du mode de sollicitation et de la géométrie de l'éprouvette. Premièrement, il sera plus important sur des bitumes que sur des enrobés. Deuxièmement, la montée en température est plus importante dans les zones les plus sollicitées de l'éprouvette du fait que l'énergie dissipée augmente avec le carré de l'amplitude de déformation (Équation 1.112). L'échauffement augmente aussi avec la fréquence de sollicitations car l'équilibre énergétique est plus long à atteindre. Troisièmement, des mesures locales réalisées à l'aide de sondes platines collées à la surface d'éprouvettes trapézoïdales par RIVIÈRE (1996) ont montré que pour un même matériau, les échauffements sont supérieurs lors des essais de fatigue à force imposée par rapport aux essais à déplacement imposé. Ce phénomène s'explique par le fait que pour maintenir une force constante avec la décroissance du module, il est nécessaire d'augmenter l'amplitude de déplacement. Quatrièmement, plus une éprouvette est massive, c'est-à-dire plus le volume de matériau est important par rapport à sa surface d'échange thermique avec l'extérieur, plus la montée en température jusqu'à l'équilibre énergétique sera élevée. L'auto-échauffement est ainsi plus important lors d'essais DTC-CY que 2PB-TR.

1.6.5.3 Thixotropie

Selon l'Union Internationale de Chimie Pure et Appliquée (IUPAC, 1997), la thixotropie est définie comme :

L'application d'un cisaillement fini à un système après un long repos peut entraîner une diminution de la viscosité ou de la consistance. Si la diminution persiste après l'arrêt du cisaillement, ce comportement est appelé ramollissement par travail (ou rupture par cisaillement), tandis que si la viscosité ou la consistance d'origine est retrouvée, ce comportement est appelé thixotropie.

Une large revue de la thixotropie est proposée par MEWIS & WAGNER (2009). Les auteurs résument les mécanismes de la thixotropie par l'existence de forces d'attraction faibles entre les particules qui entraînent la formation d'un réseau de flocs. Au cours de l'écoulement, ces forces sont assez faibles pour être brisées par les contraintes mécaniques. Le réseau se décompose en flocs séparés, dont la taille diminue encore lorsque le taux de cisaillement augmente. La réduction du taux de cisaillement peut provoquer une croissance des flocs et l'arrêt de l'écoulement permettra au réseau de particules de se reconstruire.

En analyse dynamique cyclique, la thixotropie se manifeste par une perte de rigidité du matériau au cours des cycles de chargement, récupérable après une phase de repos. La preuve de la thixotropie dans les liants bitumineux a été démontrée à plusieurs reprises (BABADOPULOS et al., 2019b ; MOUILLET et al., 2012 ; PÉREZ-JIMÉNEZ et al., 2012 ; SHAN et al., 2011). Sur les deux dernières décennies,

plusieurs auteurs ont aussi cherché à quantifier les effets de thixotropie se développant lors des essais de fatigue sur bétons bitumineux (SOLTANI & ANDERSON, 2005 ; BOTELLA et al., 2020 ; DI BENEDETTO et al., 2011 ; MANGIAFICO et al., 2015 ; PHAN et al., 2017a ; RIAHI et al., 2017). De ces études, il ressort que lors d'essais de fatigue, sous l'effet de la thixotropie, le module décroît rapidement en phase I, puis de plus en plus lentement d'allure exponentielle en phase II. De manière générale, l'effet de la thixotropie sur le module est beaucoup plus important que celui de l'auto-échauffement, et ce même parfois en phase I suivant les conditions d'essais.

En superposant les résultats d'essais de fatigue à ceux des essais de module complexe du même matériau dans le plan de Cole-Cole, PHAN et al. ont montré que les valeurs de l'essai de fatigue suivaient l'allure de la courbe du module complexe dans le sens d'une augmentation de température, avant de s'en dissocier lors de la phase III. Ils démontrent ainsi que les effets de thixotropie et d'auto-échauffement sont bien reliés au caractère viscoélastique du matériau.

Bien qu'au niveau macroscopique, le comportement des matériaux bitumineux soit en adéquation avec la définition de l'IUPAC, la thixotropie est toujours considérée comme une hypothèse car les mécanismes en jeu au sein de la microstructure sont encore très mal connus. Récemment, NAHAR et LEEGWATER (2021) ont apporté de nouveaux éléments sur le sujet. Ils ont chargé en traction des substrats de bitumes purs 70/100 et 160/220 jusqu'à une déformation de 10 %, qu'ils ont ensuite déchargé et laissé au repos. Lors de ces phases de chargement et de déchargement, le bitume a été observé avec un microscope à force atomique (AFM pour *Atomic Force Microscopy*) afin d'obtenir des images de topographie et de phase de la microstructure et d'en étudier ses mutations. Cette microstructure est un assemblage de molécules qui sont reliées par des forces faibles pouvant être brisées et reformées. À l'état initial, les images AFM révèlent une morphologie des bitumes à deux phases apparentes : une phase continue appelée « phase matricielle » et une phase dispersée appelée « phase du domaine » dans l'article (Figure 1.49a). Ainsi, sous chargement mécanique, des fragmentations apparaissent au sein de la phase du domaine occasionnant une diminution de la viscosité (Figure 1.49b). Au repos, le mouvement brownien permet lentement à la microstructure de se réarranger et d'initier le processus de récupération, ce qui aura pour effet de faire remonter la viscosité (Figure 1.49c). Le processus de récupération prend du temps car il nécessite de la diffusion au niveau moléculaire, mais une augmentation de la température permet d'accélérer la cinétique de récupération (Figure 1.49d). Ils en ont conclu que cette réversibilité pouvait expliquer le phénomène de thixotropie au sein de la microstructure. Avec l'augmentation de la température de 25 °C à 90 °C, il faut noter que la phase du domaine commence à fondre, tandis que la phase matricielle tend à se ramollir, le bitume se transforme finalement en une seule phase continue avec une baisse de sa viscosité (NAHAR et al., 2013 ; 2021).

1.6.5.4 Autoréparation

Ce phénomène correspond à celui observable à la surface des chaussées à la suite des périodes chaudes où les fissures existant sur certaines voies lentes d'autoroutes dues aux charges importantes exercées par les poids lourds se sont « cicatrisées ». L'autoréparation des matériaux bitumineux a été mise en évidence en laboratoire par SAUNIER (1968). Des éprouvettes ont été sollicitées en traction jusqu'à leur rupture, puis les deux parties ont été remises en contact et maintenues par pression sous le poids d'une masse. Après une période de repos, les éprouvettes sont recollées et elles présentent des résistances à la traction entre 80 et 100 % des valeurs initiales obtenues (avant le repos). La contrainte permanente exercée pendant le repos par la masse joue une grande influence sur les valeurs de résistance à la traction. Il n'est pas évident de dire si c'est le bitume lui-même qui se reconstitue

ou si ce sont les liaisons entre le bitume et les agrégats qui se régénèrent ou si les deux phénomènes agissent simultanément.

VARMA et al. (2021) ont réalisé un état de l'art des essais mécaniques et des approches d'analyse utilisés pour identifier et quantifier les phénomènes d'autoréparation. L'une de ces approches de quantification est basée sur le recouvrement du module après une période de repos. Pendant la période de repos, la récupération est supposée se produire en raison de l'effet combiné des réponses viscoélastiques du matériau (thixotropie) et de l'autoréparation. Cependant, il existe des études qui évaluent l'autoréparation sur la base de la valeur totale de récupération du module. Les auteurs insistent sur cette distinction entre recouvrement viscoélastique et autoréparation. Ce manque de discernement prouve que le phénomène d'autoréparation reste encore à maîtriser.

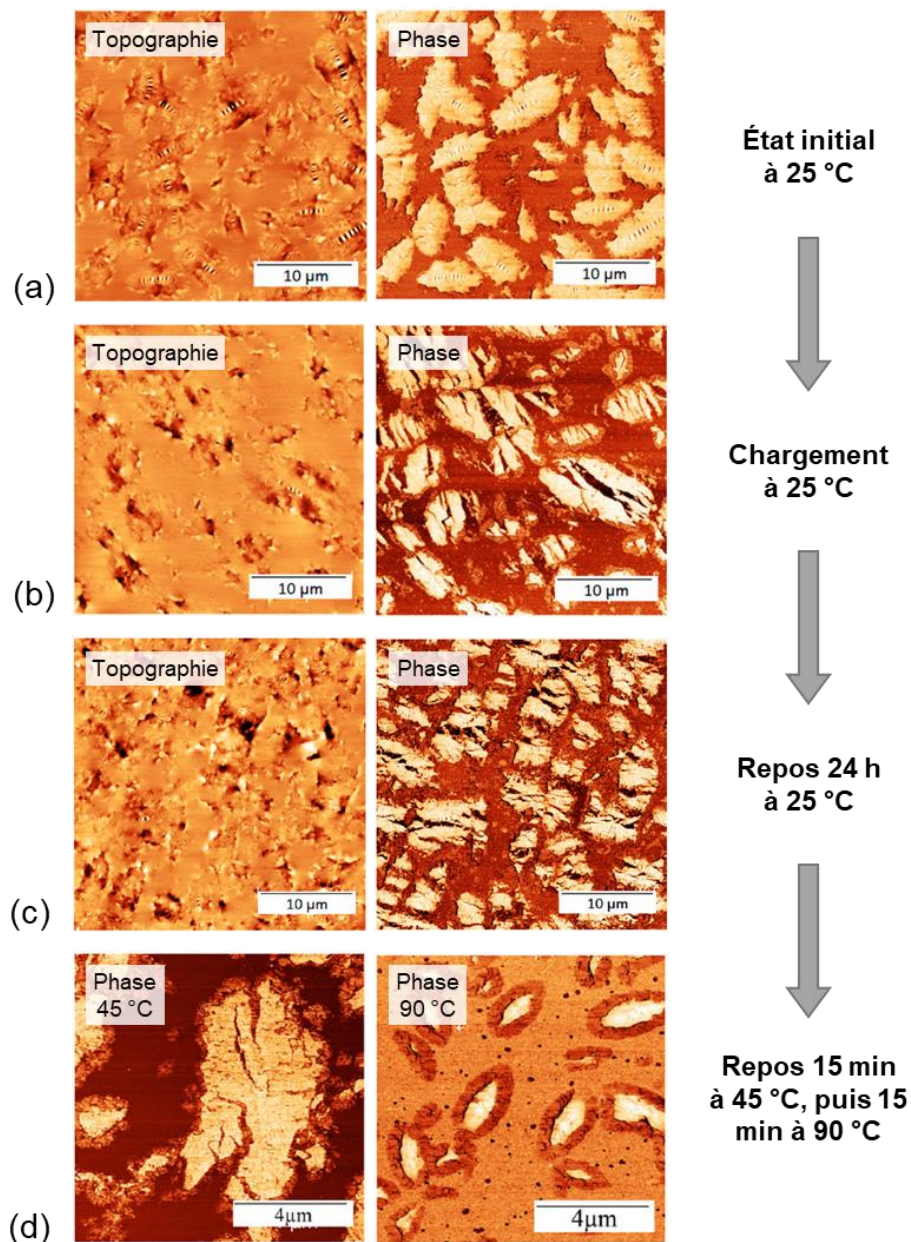


Figure 1.49 Mutations de la microstructure d'un bitume pur 160/220 après une phase de chargement et de repos. Images de topographie et de phase d'AFM (adapté de NAHAR & LEEGWATER, 2021, p. 291 et 293).

1.6.6 Mécanismes d'endommagement

L'objectif de cette partie est de comprendre de manière générale comment se propagent les fissures par fatigue au sein des matériaux et de pointer les spécificités liées aux bétons bitumineux.

Les premières études fondamentales du phénomène de fatigue en laboratoire ont été entreprises en 1852 par WÖHLER sur les métaux. À ce jour, les métaux sont les matériaux pour lesquels on dispose des connaissances les plus étendues sur le sujet (BRAND et al., 1999). La Figure 1.50 présente le faciès de rupture par fatigue d'un essieu arrière de voiture (SCHIJVE, 2009, p. 33). Les mécanismes amenant à la rupture de l'essieu peuvent être séparés en trois phases : amorçage de la fissuration, propagation des fissures et rupture brutale.

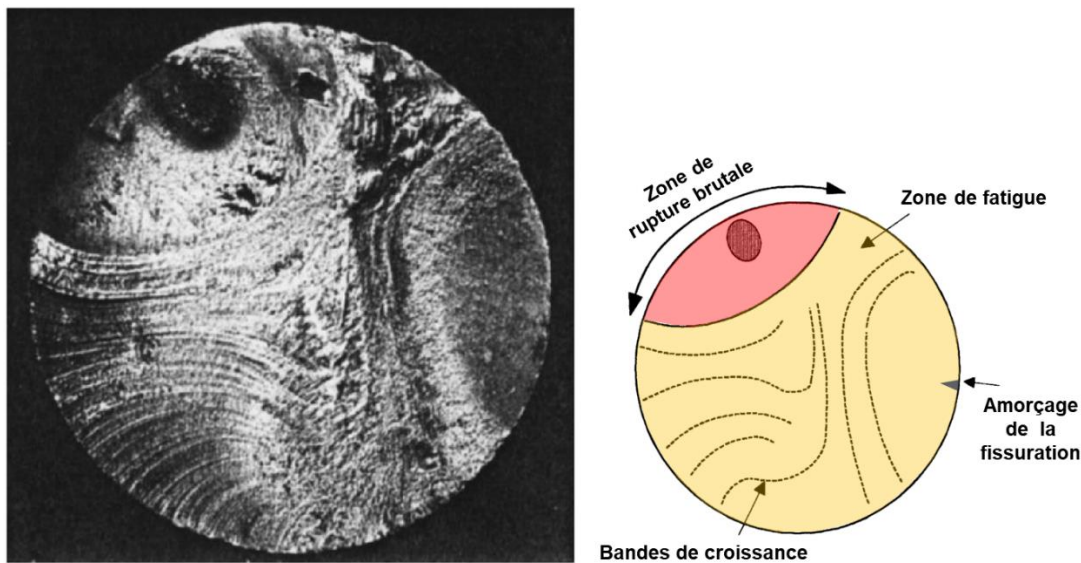


Figure 1.50 Faciès de rupture par fatigue d'un essieu arrière de diamètre 20 mm d'une voiture. La rupture par fatigue a commencé par une seule fissure de fatigue dominante (traduit de SCHIJVE, 2009, p. 33).

La fissuration débute donc avec une phase d'amorçage (ou d'initiation) qui peut être interne ou externe (en surface) à la pièce. L'amorçage interne découle généralement de défauts de fabrication (inclusion, vide d'air). L'amorçage externe résulte d'angles vifs, de stries d'usinage, de marquages (coups de pointeau, chiffres, etc.), de criques de rectification, de coups d'outils ou de défauts de fabrication débouchants.

Bien que le niveau des sollicitations en fatigue soit en-dessous de la contrainte limite de rupture, la force transmise en pointe de fissure s'applique sur une petite surface générant une contrainte élevée qui répétée par à-coups conduit à un accroissement des défauts initiaux en une macrofissure. Dans notre exemple, les sollicitations répétées peuvent être les secousses occasionnées par la voiture en mouvement et les imperfections de la route. Le développement de la macrofissure s'accompagne généralement de microfissures en amont du front de fissure qui finiront soit par rejoindre la macrofissure, soit par développer de nouvelles ramifications à la macrofissure, soit par arrêter de se propager. On parle également d'amorçage du front de fissure (exemples Figure 1.51 et Figure 1.52). Sur le faciès de rupture en Figure 1.50, cette propagation du front de fissure est représentée par des bandes de croissance, visibles à l'œil nu, correspondant à un arrêt momentané de la progression de la fissure. Leur aspect nous informe sur les types de sollicitations rencontrées (traction et torsion par exemple)

et dont les différentes tailles permettent de déterminer si la pièce a subi des charges importantes ou pas. Ces bandes composent la zone de fatigue distinguée par son faciès plus ou moins lisse et brillant. Lorsqu'elles sont examinées au microscope à balayage, la surface de rupture présente des microreliefs caractéristiques appelés stries. Quand un faciès de rupture présente des stries, il est certain que l'on a affaire à une fissuration par fatigue.

Au fur et à mesure de la propagation de la fissure, la section intacte de la pièce assurant sa continuité rétrécit, la contrainte augmente donc à chaque nouveau cycle jusqu'à dépasser la limite de rupture du matériau. La pièce casse au dernier cycle de sollicitation. Cette zone de rupture brutale se distingue par une zone mate et grenue.

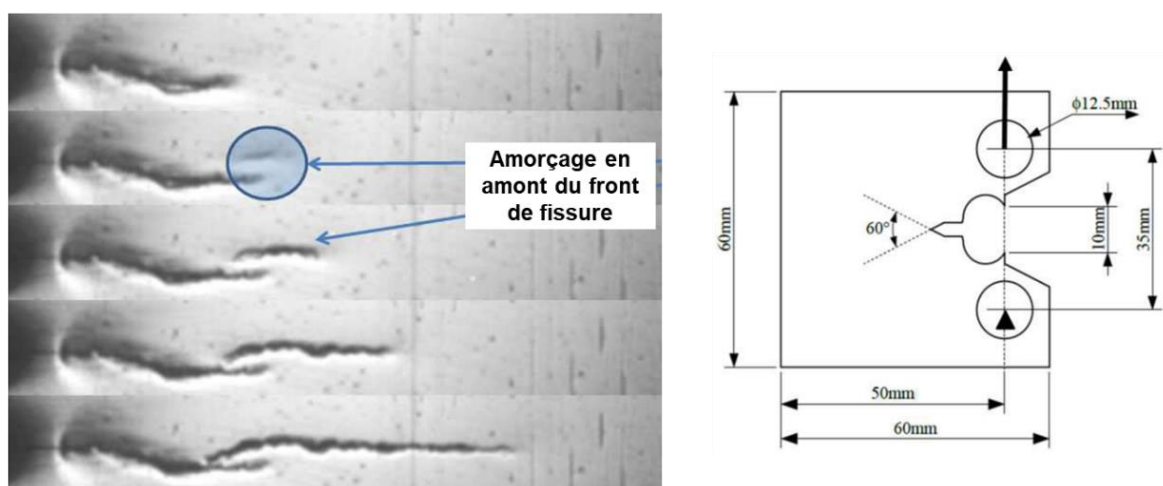


Figure 1.51 Exemple 1 d'amorçage en amont du front de fissure. Essai de propagation de fissure sur une éprouvette CT (*Compact Tension / traction compacte*) en acier de cuve d'épaisseur 15 mm et sollicitée en traction à -100 °C à déplacement imposé de 0,4 mm/min (BOUSQUET, 2014, éprouvette CT 520RX-AT, p. 80 et 141).

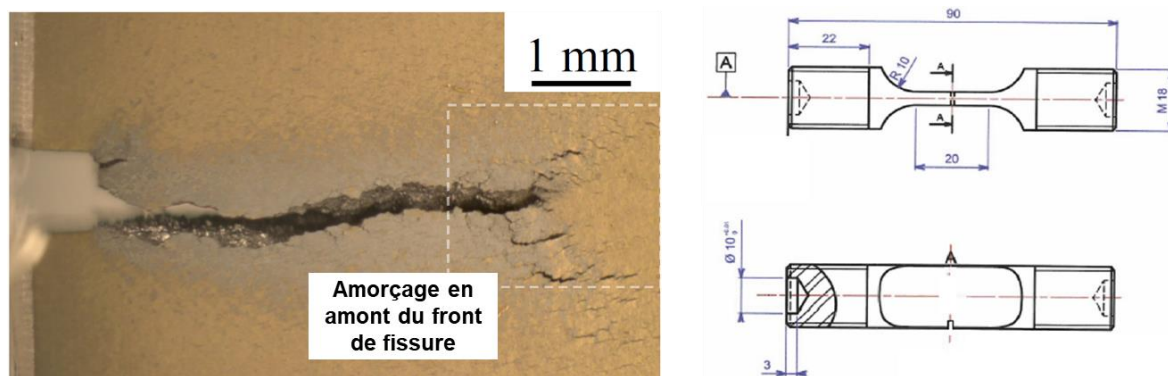


Figure 1.52 Exemple 2 d'amorçage en amont du front de fissure. Essai de propagation de fissure sur une éprouvette SENT (*Single Edge Notched Tension / traction à entaille latérale unique*) en superalliage à base de cobalt d'épaisseur 4 mm et sollicitée en fatigue à déformation imposée aux conditions suivantes : déf. 0,25 % (ratio R=0), 900 °C, 0,1 Hz (MAUREL et al., 2017, p. 187 et 189).

Concernant les mélanges bitumineux, le processus de propagation de fissure est similaire. Une phase d'amorçage en front de fissure apparaît également (Figure 1.53). Toutefois en raison des obstacles que constituent les granulats, le trajet de la fissure n'est pas plan (Figure 1.54). Ces blocages peuvent générer des retards d'évolution de la fissure dus au blocage sur un grain nécessitant le contournement

de ce dernier. La propagation des fissures se produit ainsi soit dans le mastic (appelé parfois décohésion), soit à l'interface entre les granulats et le liant (appelé parfois désadhésion), soit dans le granulat. Les expériences montrent que pour les mélanges bitumineux, la propagation dans le mastic paraît être le phénomène prépondérant par rapport à la rupture à l'interface. En effet, des échantillons d'enrobés endommagés prélevés sur chaussées ou en laboratoire laissent apparaître des granulats qui sont recouverts d'un film de liant, à l'exception de quelques-uns qui se rompent (DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 173-174).

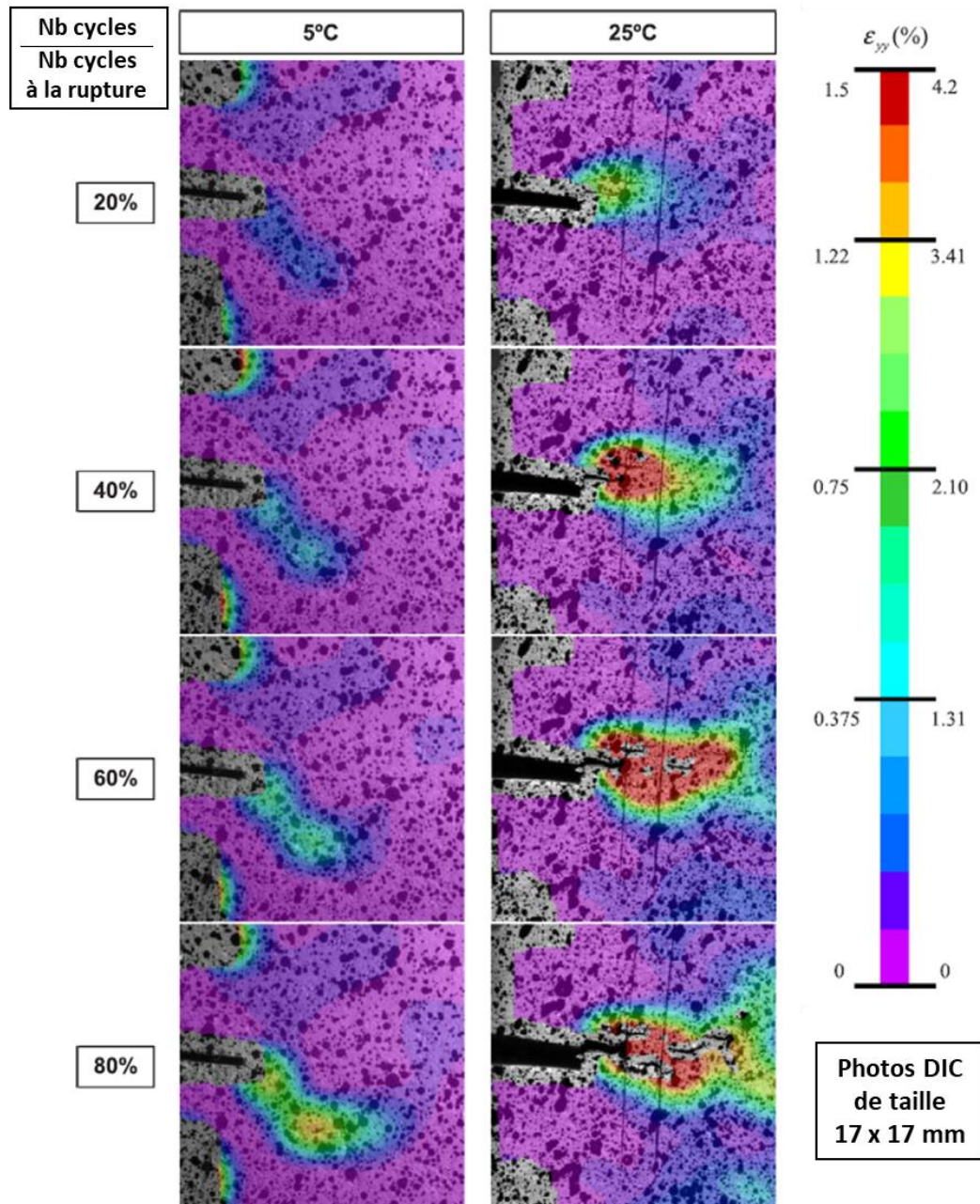


Figure 1.53 Cartographie de la déformation longitudinale ϵ_{yy} par corrélation d'images numériques (*Digital Image Correlation*, DIC) de deux éprouvettes DCT (*Disk-shaped Compact Tension* / traction sur disque) d'enrobé Hot Mix Asphalt au cours de leur fissuration par fatigue. Les essais de fatigue DCT ont été menés à force contrôlée pour deux jeux conditions : 900 N (ratio R=0,1), 5 °C, 0,1 Hz et 90 N (ratio R=0,1), 25 °C, 0,1 Hz (traduit de STEWART & GARCIA, 2019, p. 261).

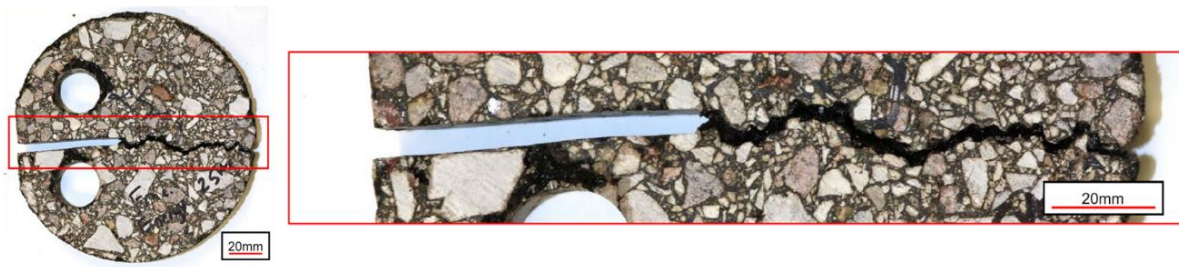


Figure 1.54 Photographie de la fissure macroscopique ayant amené à la rupture d'une éprouvette DCT composée d'un enrobé Hot Mix Asphalt et sollicitée en fatigue à force contrôlée aux conditions suivantes : 900 N (ratio $R=0,1$), 5 °C, 0,1 Hz (STEWART & GARCIA, 2019, p. 263, éprouvette F5-2).

1.7 MÉCANIQUE DE LA RUPTURE

1.7.1 Définition de la mécanique de la rupture

Jusqu'au début du XX^e siècle, il était considéré que la résistance à la rupture des matériaux dépendait de valeurs extrêmes de la contrainte. On parlait ainsi de résistance en traction ou de résistance en compression. Mais cette conception fut progressivement mise en défaut avec deux observations majeures. D'abord à partir de la moitié du XIX^e siècle, plusieurs ruptures d'essieux de train se produisirent, comme celle qui causa en 1842, la grande catastrophe ferroviaire de Meudon en France. William RANKINE, ingénieur et physicien écossais, fut l'un des premiers à affirmer que la ruine des essieux de train trouvait son origine dans l'apparition et la croissance de fissures par fatigue, c'est-à-dire en dessous de leur limite de résistance. Vers 1920, l'ingénieur anglais Alan Arnold GRIFFITH chercha à concilier deux faits contradictoires : la contrainte nécessaire pour rompre un verre industriel était d'environ 100 MPa alors que la contrainte théorique nécessaire à la rupture des liaisons atomiques dudit matériau était d'environ 10 000 MPa. En outre, les expérimentations sur les fibres de verre, que GRIFFITH lui-même mena, montrèrent que la contrainte de rupture augmentait d'autant plus que le diamètre des fibres était petit. Il suggéra ainsi que dans tous les matériaux, il existait des défauts plus ou moins petits qui impliquaient des concentrations locales de contrainte (GRIFFITH, 1920). Pour vérifier l'hypothèse de défauts préexistants, GRIFFITH introduisit une discontinuité artificielle dans ses échantillons expérimentaux. La discontinuité artificielle était une forme de fissure débouchante plus importante que les autres discontinuités supposées préexistantes dans l'échantillon. Les expériences montrèrent que le produit de la contrainte à la rupture σ_f et de la racine carrée de la longueur du défaut a était à peu près constant (Équation 1.115). Il prouva ainsi l'influence de la longueur des défauts sur la contrainte de rupture.

$$\sigma_f \sqrt{a} \approx \text{constant} \quad (1.115)$$

De ce constat est née la Mécanique de la Rupture qui s'intéresse à la croissance des défauts et plus particulièrement aux concentrations de contraintes qui leur sont associées. Deux types de rupture sont à distinguer. La rupture fragile est caractérisée par l'absence de déformation plastique macroscopique, et donc par la propagation très rapide des fissures. La rupture ductile présente une déformation plastique avant la rupture qui ralentit la propagation des fissures.

L'objectif des deux paragraphes suivants 1.7.2 et 1.7.3 n'est pas de fournir une description détaillée de la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR) et de la Mécanique Non Linéaire de la Rupture (MNLR) mais de donner une introduction générale de ces théories. Des développements plus fournis peuvent être obtenus dans des ouvrages de la littérature (DOWLING, 2012 ; WANG, 1996 ; ZEGHLOUL, 2016), lesquels ont servi à la rédaction de cette section.

1.7.2 Introduction à la Mécanique Linéaire de la Rupture

1.7.2.1 Hypothèses d'utilisation

Les hypothèses d'utilisation de la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR) sont les suivantes :

- Le matériau est supposé homogène avec un comportement élastique linéaire et isotrope ;
- La fissure est plane et possède un front rectiligne ;
- On se restreint à un problème bidimensionnel. Quatre cas peuvent être considérés : contrainte plane¹, déformation plane², déformation antiplane³ et état axisymétrique⁴.

1.7.2.2 Modes d'ouverture de fissure

Les champs de contrainte près des pointes de fissure peuvent être définis comme la superposition de trois types de base, chacun associé à un mode de propagation de fissure (Figure 1.55) :

- Le mode I, mode par ouverture. Les surfaces de la fissure se déplacent dans des directions opposées et perpendiculairement au plan de fissure ;
- Le mode II, mode de cisaillement plan. Les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction perpendiculaire au front de fissure ;
- Le mode III, mode de cisaillement antiplan. Les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction parallèle au front de fissure.

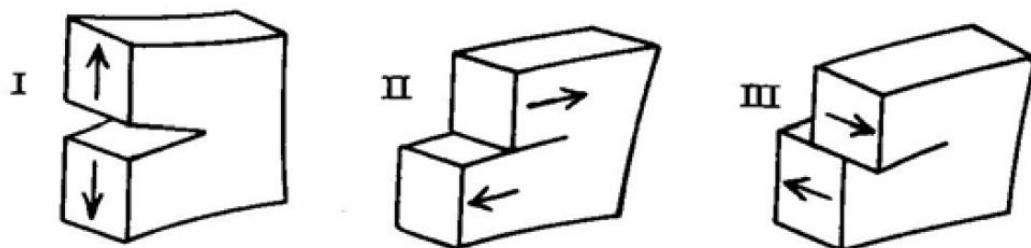


Figure 1.55 Les trois modes de propagation de fissure.

¹ L'hypothèse de contraintes planes est valide lorsqu'une des contraintes principales est tellement petite par rapport aux deux autres qu'elle peut être négligée. Par exemple, une plaque mince chargée uniquement dans son plan.

² La condition de déformations planes est valide lorsqu'une des dimensions est beaucoup plus grande que les deux autres et que les forces dans le plan de coupe transversal ne varient pas le long de cette grande dimension. Les forces agissant dans la direction normale au plan de coupe doivent être négligeables. Par exemple, un barrage-poids.

³ La déformation antiplane (ou cisaillement antiplan) est un état particulier de déformation dans un corps qui est atteint lorsque les déplacements dans le plan sont nuls mais pas dans la direction perpendiculaire au plan.

⁴ L'état axisymétrique se rencontre lorsque la géométrie, les propriétés du matériau, les chargements, les déplacements imposés et les conditions de contact ont une symétrie en rotation par rapport à un axe. Par exemple, l'essai DTC-CY.

1.7.2.3 Approche énergétique de la rupture

1.7.2.3.1 Définition de l'énergie de Griffith

La différence entre un corps fissuré et un corps non fissuré est la surface supplémentaire associée à une fissure. La création de nouvelles surfaces fissurées consomme de l'énergie. L'approche énergétique est basée sur le postulat que l'extension d'une fissure conduisant à la rupture se produit lorsque l'énergie fournie est suffisante pour vaincre la résistance du matériau. Cette résistance se compose de l'énergie de création de surface et de l'énergie de plastification de l'extrémité de la fissure. GRIFFITH a été le premier à proposer un critère d'énergie pour la rupture des matériaux fragiles pour lesquels la plastification est négligeable (GRIFFITH, 1920).

Pour illustrer ce point, d'après WANG (1996, p. 10-11), considérons un corps élastique C contenant une fissure interne de longueur $2a$, soumis à des charges appliquées à la limite extérieure S (Figure 1.56).

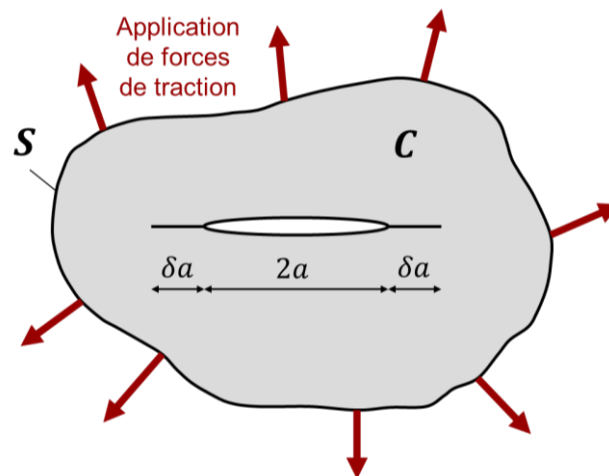


Figure 1.56 Corps élastique fissuré soumis à des forces de traction (adapté de WANG, 2016 p. 10).

Selon la loi de conservation de l'énergie, le travail effectué par unité de temps par les charges appliquées \dot{W}_{ext} doit être égal à la somme des taux de variation de l'énergie élastique interne $\dot{U}_{élast.}$, de l'énergie plastique $\dot{U}_{plast.}$, de l'énergie cinétique du corps \dot{K} et de l'énergie dissipée $\dot{\Gamma}$ pour augmenter la surface de la fissure (Équation 1.116).

$$\dot{W}_{ext} = \dot{U}_{élast.} + \dot{U}_{plast.} + \dot{K} + \dot{\Gamma} \quad (1.116)$$

En supposant que la fissure se développe lentement, l'énergie cinétique \dot{K} devient négligeable et peut être omise de l'équation du bilan énergétique. Ainsi les taux de variations des énergies restantes par rapport au temps deviennent tous causés par les variations de la taille de la fissure (Équation 1.117). Pour le système présenté en Figure 1.56, on définit la surface fissurée A égale à la multiplication de la longueur de fissure $2a$ et de l'épaisseur e du système.

$$\frac{\partial}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial A} \cdot \frac{\partial A}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial A} \cdot \dot{A} \quad (1.117)$$

Ainsi, l'Équation 1.116 peut être réécrite en l'Équation 1.118 en considérant Π comme l'énergie potentielle du système (Équation 1.119). L'Équation 1.118 indique que la réduction de l'énergie potentielle est égale à l'énergie dissipée dans la plastification de la matière et dans la création de surface fissurée.

$$-\frac{\partial \Pi}{\partial A} = \frac{\partial U_{plast.}}{\partial A} + \frac{\partial \Gamma}{\partial A} \quad (1.118)$$

$$\Pi = U_{élast.} - W_{ext} \quad (1.119)$$

Puisque la théorie initiale de GRIFFITH s'applique aux matériaux fragiles idéal, l'énergie dissipée dans la déformation plastique est donc négligeable (Équation 1.120).

$$-\frac{\partial \Pi}{\partial A} = \frac{\partial \Gamma}{\partial A} \quad (1.120)$$

En général, pour un corps élastique contenant une fissure, on définit l'énergie de Griffith G comme l'énergie potentielle emmagasinée pour l'accroissement de la fissure (Équation 1.121, Figure 1.57).

$$G = -\frac{\partial \Pi}{\partial A} \quad (1.121)$$

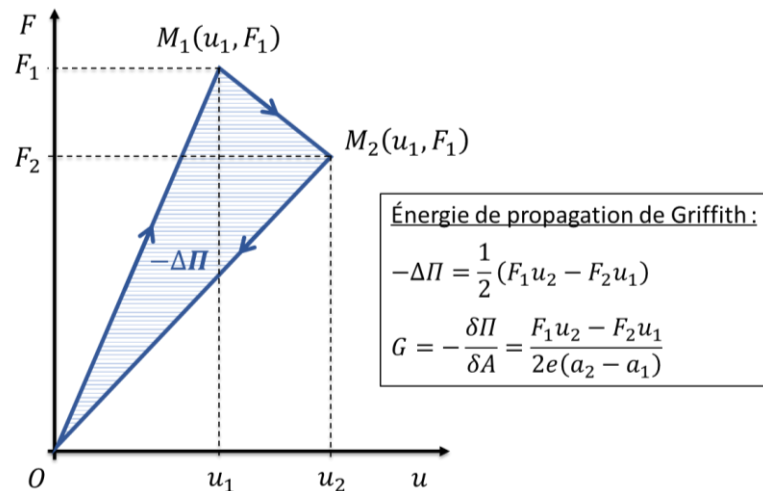


Figure 1.57 Diagramme force-déplacement lors de la propagation d'une fissure de longueur initiale a_1 vers une longueur a_2 .

1.7.2.3.2 Énergie critique de Griffith

La fissure se propage lorsque l'énergie de Griffith G atteint une valeur critique G_c indépendante de la taille de la fissure (Équations 1.122 et 1.123). Cette valeur critique G_c est une caractéristique de la capacité d'un matériau à résister à la propagation brutale des fissures. Elle est dépendante du mode de fissuration α ; G_c devient $G_{\alpha c}$.

$$G \geq G_c \quad (1.122)$$

$$G_c = 2\gamma_s \quad (1.123)$$

Où, γ_s représente l'énergie spécifique de création de surface. Il s'agit de l'énergie requise pour former une nouvelle unité de surface dans le matériau. Le facteur deux dans l'équation fait référence aux deux nouvelles surfaces formées de chaque côté de la fissure lors de sa croissance.

Lorsque G est supérieur à G_c , une partie seulement de l'énergie sert à propager la fissure, l'excédent est transformé en énergie cinétique. On dit que la propagation est instable.

1.7.2.4 Approche utilisant le facteur d'intensité de contrainte

1.7.2.4.1 Définition du facteur d'intensité de contrainte

En 1939, WESTERGAARD a proposé des expressions des champs de contraintes au voisinage d'une fissure en élasticité (WESTERGAARD, 1939). En 1957, s'appuyant sur les travaux de WESTERGAARD, IRWIN a découvert que ces champs de contraintes autour d'une fissure pouvaient être exprimés proportionnellement à un paramètre qu'il a appelé Facteur d'Intensité de Contrainte (FIC) (IRWIN, 1957). Ce facteur, désignée par le symbole K , caractérise la magnitude des contraintes au voisinage d'une pointe de fissure idéalement nette dans un matériau élastique linéaire et isotrope (Équation 1.124). Il dépend de la géométrie de l'éprouvette, du type de chargement, de la taille et de la position de la fissure, et est proportionnel au niveau de chargement appliqué.

$$K_\alpha = \sigma\sqrt{\pi a} \cdot f(a/b) \quad (1.124)$$

Où,

- α , les indices I, II ou III selon le mode de fissuration considéré ;
- K_α , le facteur d'intensité des contraintes du mode α [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{0.5}$] ;
- σ , la contrainte appliquée [Pa] ;
- a , la longueur de la fissure [m] ;
- b , la largeur de l'échantillon [m] ;
- $f(a/b)$, fonction tenant compte de la géométrie de l'éprouvette (poutre, plaque, cylindre, etc.), du type de chargement (traction, flexion pure, etc.), de la taille et de la position de la fissure (centrée, sur un bord ou deux, etc.) [-]. Les ouvrages généraux de la MLR fournissent les différentes formulations de cette fonction, définies par calcul analytique ou approche numérique (TADA et al., 2000).

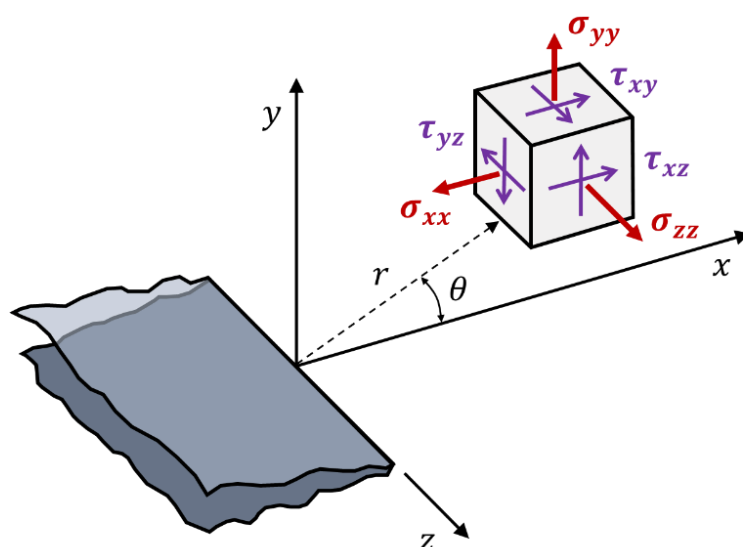


Figure 1.58 Système de coordonnées tridimensionnelles pour la région de la pointe d'une fissure (adapté de TADA et al., 2000, p. 3).

1.7.2.4.2 Champs de contrainte et de déplacement à l'extrémité d'une fissure

La Figure 1.58 présente un système de coordonnées permettant de décrire les contraintes au voisinage d'une fissure. Les coordonnées polaires r et θ se trouvent dans le plan x-y, qui est normal au plan de la fissure, et la direction z est parallèle au bord d'attaque de la fissure. Dans un matériau dont le comportement est élastique et linéaire, les formes générales du champ de contrainte σ_{ij} et du champ de déplacement u_i au voisinage de l'extrémité d'une fissure sont respectivement décrites par les Équations 1.125 et 1.126. On constate que les composantes de contrainte non nulles de l'Équation 1.125 s'approchent toutes de l'infini lorsque r s'approche de zéro, c'est-à-dire à l'approche de la pointe de la fissure, créant une singularité mathématique.

$$\sigma_{ij} = \frac{K_\alpha}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{ij}^\alpha(\theta) + \dots \quad (1.125)$$

$$u_i = \frac{K_\alpha}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot g_i^\alpha(\theta, \nu) + \dots \quad (1.126)$$

Où,

- K_α , le facteur d'intensité de contrainte du mode α [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{0.5}$];
- E , module d'élasticité (ou module d'Young) [Pa];
- $f_{ij}^\alpha(\theta)$, une fonction de l'angle θ [-];
- $g_i^\alpha(\theta, \nu)$, une fonction de l'angle θ et du coefficient de Poisson ν [-];
- + ... , termes d'ordre supérieur. Ces termes sont omis car lorsque r devient petit, ces termes d'ordre supérieur deviennent négligeables par rapport au premier terme $1/\sqrt{r}$ (TADA et al., 2000, p. 4).

Dans le cas des chargements en mode I, II et III, les champs de contrainte σ_{ij} et de déplacement u_i à proximité de la pointe de fissure s'écrivent avec les équations de la Table 1.4. Si l'élément fissuré est relativement mince dans la direction z, une contrainte plane ($\sigma_{zz} = 0$) s'applique. Cependant, s'il est relativement épais, une hypothèse plus raisonnable peut être une déformation plane ($\varepsilon_{zz} = 0$), auquel cas la loi de Hooke exige que σ_{zz} dépende des autres contraintes et du coefficient de Poisson ν .

1.7.2.4.3 Facteur critique d'intensité des contraintes - Ténacité

Il y a propagation de la fissure lorsque le facteur d'intensité des contraintes atteint une valeur critique notée K_c , indépendante de la longueur de la fissure (Équations 1.127). Cette valeur critique qui caractérise la capacité d'un matériau à résister à la propagation brutale d'une fissure est appelée ténacité. Comme le mode d'ouverture (mode I) est le plus endommageant, c'est la valeur critique K_{IC} qui est généralement retenue pour caractériser la ténacité. La ténacité est déterminée expérimentalement à l'aide d'essais de propagation de fissures comme l'essai CT (*Compact Tension*, voir exemple Figure 1.51). Ces essais consistent à appliquer un effort de traction à une éprouvette préentaillée de longueur connue. Le diagramme force-déplacement est enregistré au cours de l'essai. Son exploitation fournit l'effort à rupture à prendre en compte pour la détermination de K_{IC} . Ces essais font l'objet d'une normalisation.

$$K \geq K_c \quad (1.127)$$

Table 1.4 Champs de contrainte et de déplacement autour de la pointe d'une fissure pour les modes de propagation de fissure I, II et III.

	Mode I	Mode II	Mode III
σ_{xx}	$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$	$-\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \left[2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right]$	0
σ_{yy}	$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$	$\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$	0
σ_{zz}	$\begin{cases} 0 & \text{contrainte plane} \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) & \text{déformation plane} \end{cases}$	$\begin{cases} 0 & \text{contrainte plane} \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) & \text{déformation plane} \end{cases}$	0
τ_{xy}	$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$	$\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$	0
τ_{xz}	0	0	$-\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin \frac{\theta}{2}$
τ_{yz}	0	0	$\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2}$
u_x	$\frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[\chi - 1 + 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]$	$\frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \left[\chi + 1 + 2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]$	0
u_y	$\frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \left[\chi + 1 - 2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]$	$-\frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[\chi - 1 - 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]$	0
u_z	$\begin{cases} \frac{-\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})}{E} \cdot z & \text{contrainte plane} \\ 0 & \text{déformation plane} \end{cases}$	$\begin{cases} \frac{-\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})}{E} \cdot z & \text{contrainte plane} \\ 0 & \text{déformation plane} \end{cases}$	$\frac{2K_{III}}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \sin \frac{\theta}{2}$

Où,

- μ , le module de cisaillement aussi appelé le second coefficient de Lamé [Pa].

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (1.128)$$

- χ , un coefficient [-].

$$\chi = \begin{cases} \frac{3 - \nu}{1 + \nu} & \text{en contraintes planes} \\ \frac{3 - 4\nu}{3 - 4\nu} & \text{en déformations planes} \end{cases} \quad (1.129)$$

1.7.2.5 Principe de superposition

Considérons par exemple une fissure sollicitée en mode I par trois chargements différents $\sigma^{(1)}$, $\sigma^{(2)}$ et $\sigma^{(3)}$. Le principe de superposition permet d'écrire le FIC total comme la somme des trois FIC de chaque chargement (Équation 1.130). Toutefois, si la même fissure est sollicitée simultanément en mode I, II et III, le FIC total n'est en aucun cas la somme des trois FIC de chaque mode (Équation 1.131). En revanche, le taux total d'énergie dissipée dans la combinaison de plusieurs modes de fissuration peut être obtenu en additionnant les énergies des différents modes (Équation 1.132).

$$K_I^{(total)} = K_I^{(1)} + K_I^{(2)} + K_I^{(3)} \quad (1.130)$$

$$K^{(total)} \neq K_I + K_{II} + K_{III} \quad (1.131)$$

$$G^{(total)} = G_I + G_{II} + G_{III} \quad (1.132)$$

1.7.2.6 Relation entre les deux approches

IRWIN (1957) a établi une équivalence entre l'approche utilisant le facteur d'intensité de contrainte K et l'approche utilisant l'énergie de propagation G , données par l'équation 1.133. Du point de vue de la thermodynamique, il est donc possible de relier la propagation de fissure au taux de restitution d'énergie.

$$G^{(total)} = \begin{cases} \frac{K_I^2 + K_{II}^2}{E} + \frac{K_{III}^2(1 + \nu)}{E} & \text{en contraintes planes} \\ \frac{(K_I^2 + K_{II}^2)(1 - \nu^2)}{E} + \frac{K_{III}^2(1 + \nu)}{E} & \text{en déformations planes} \end{cases} \quad (1.133)$$

1.7.2.7 Application de la MLR aux enrobés

L'application de la MLR aux bétons bitumineux ne fournit qu'une modélisation très approchée de la rupture en raison de nombreux écarts avec les hypothèses d'application de la MLR. Premièrement, la taille des hétérogénéités est grande par rapport aux dimensions de la fissure. La fissure ne se développe donc pas de manière régulière comme dans un milieu continu. Ensuite, le comportement du matériau est non linéaire notamment dans la zone située en pointe de fissure où les niveaux de sollicitation sont très importants. De plus, il existe une zone endommagée de microfissuration en pointe de fissure. Enfin, les bétons bitumineux sont viscoélastiques avec une composante visqueuse très marquée sauf à basse température.

1.7.3 Introduction à la Mécanique Non Linéaire de la Rupture

1.7.3.1 Hypothèses d'utilisation

La théorie de GRIFFITH concorde parfaitement avec les données expérimentales sur des matériaux fragiles tels que le verre, mais pour les matériaux ductiles comme l'acier, bien que l'Équation 1.115 soit toujours valable, le calcul de l'énergie spécifique de création de surface γ_s donne des valeurs irréalistes. IRWIN en a conclu en 1948 que la plasticité devait jouer un rôle important dans la rupture des matériaux ductiles (ZEGHLOUL, 2016, p. 3). Il a alors défini l'énergie critique de Griffith comme la somme de $2\gamma_s$ et de la dissipation plastique critique $G_{p,c}$.

$$G_c = 2\gamma_s + G_{p,c} \quad (1.134)$$

Dans les matériaux ductiles, tels que de nombreux métaux, de grandes déformations plastiques se produisent effectivement à proximité de la pointe de la fissure dès que la contrainte dépasse la limite d'élasticité du matériau. Cette région est appelée la zone plastique. La déformation intense à l'extrémité de la fissure a pour conséquence l'émoussage de la pointe de la figure d'un rayon faible, mais néanmoins non nul. Par conséquent, la contrainte n'est plus théoriquement infinie. Dans d'autres types de matériaux, des comportements différents se produisent mais avec un effet similaire de soulagement de la contrainte par modification de la pointe de la fissure. Dans certains polymères, une région contenant des vides allongés se développe en amont de la pointe de la fissure, telle une structure fibreuse pontant la fissure, appelée zone de fissuration. Dans les matériaux fragiles tels que les céramiques, une région contenant une forte densité de petites fissures peut se développer à la pointe de la fissure (Figure 1.59, DOWLING, 2012, p. 338).

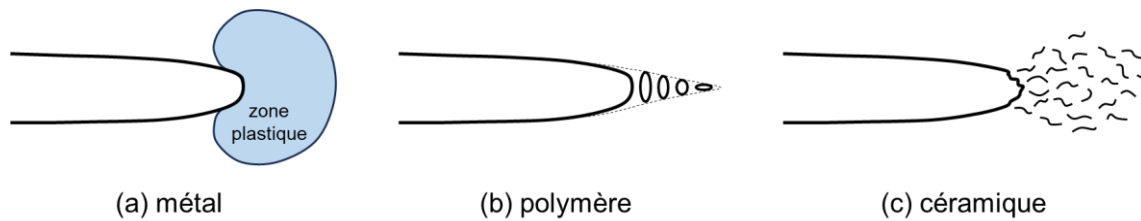


Figure 1.59 Différents cas de soulagement de la contrainte en pointe de fissure suivant le matériau étudié : (a) plasticité, (b) fissuration avec fibres, (c) microfissuration (adapté de DOWLING, 2012, p. 338).

La Mécanique Non Linéaire de la Rupture (MNLr) s'applique ainsi aux matériaux ductiles pour lesquels la déformation plastique accompagne la propagation de fissure. La MLR reste néanmoins valable en régime de plasticité confinée, c'est-à-dire lorsqu'il se développe dans une structure globalement élastique, une faible zone de plastification près des pointes de fissure. C'est le cas pour les matériaux à haute résistance ayant généralement une faible ténacité. Cependant, les matériaux à faible résistance et faible limite d'élasticité ont une ténacité élevée, ce qui signifie que la taille de la zone plastifiée est très grande par rapport à la taille de la fissure. Dans ce cas, d'autres modèles et paramètres doivent être utilisés pour étudier la rupture de ces matériaux. Ils sont présentés dans cette section à partir des descriptions de WANG (1996) et de ZEGHLOUL (2016).

1.7.3.2 Modèles de la MNLr

1.7.3.2.1 Modèle d'Irwin et son approche corrective

D'après les solutions élastiques, une singularité de contrainte existerait à la pointe de la fissure (voir section 1.7.2.4.2). Or cet état est impossible car en pratique les matériaux présentent une limite d'élasticité au-dessus de laquelle ils se déforment plastiquement. Donc à la pointe de la fissure, l'état de contrainte est fini dû à un comportement plastique. IRWIN a suggéré en première approximation que le contour de la zone plastique correspondait à l'emplacement où les contraintes atteignaient la limite d'élasticité du matériau. Pour illustrer ce point en mode I, considérons la contrainte de traction σ_{yy} de la MLR agissant dans le plan de la fissure ($\theta = 0$) (Table 1.4). Le matériau est supposé élastique, parfaitement plastique, de limite d'élasticité σ_e en traction simple. Pour des conditions de contraintes planes, la limite d'élasticité se produit lorsque σ_{yy} atteint σ_e .

$$\sigma_{yy}(r, \theta = 0) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} = \sigma_e \quad (1.135)$$

La distance r en avant de la pointe de la fissure pour laquelle cette condition se produit est nommée r_e . La zone plastifiée est supposée de forme circulaire avec pour diamètre cette distance r_e (Figure 1.60, répartition élastique).

$$r_e = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (1.136)$$

Cependant, cette approche ne tient pas compte des forces représentées par la région ADC de la Figure 1.60. Pour en tenir compte, il convient d'assurer l'équilibre entre les deux répartition élastique et élastoplastique des contraintes. La force supportée par la distribution des contraintes élastiques est supposée la même avant et après la déformation plastique. Concrètement, la courbe élastoplastique

est obtenue par translation de la courbe élastique d'une distance à déterminer, et les deux courbes ont les mêmes aires délimitées par les points AB et CDEF.

$$\sigma_e r_p = \int_0^{r_e} \sigma_{yy} dr \quad (1.137)$$

La résolution de cette égalité permet ainsi d'obtenir la distance r_p , diamètre de la zone plastifiée corrigée. Le calcul fournit une distance r_p égale à deux fois la distance r_e .

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (1.138)$$

En déformations planes, il suffit de remplacer σ_e par $\sigma_e/(1 - 2\nu)$ (démontrable avec le critère de plasticité de Von Mises).

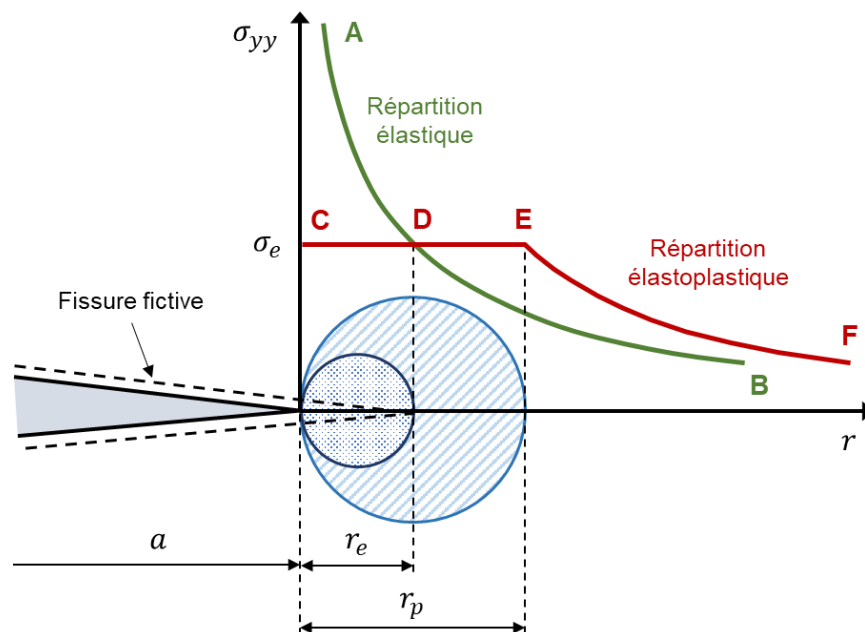


Figure 1.60 Évolution de la contrainte normale au plan de fissure le long de l'axe r et zone plastique du modèle d'Irwin.

La fissure initiale se comporte comme si elle était plus longue du fait de l'écoulement plastique à fond de fissure. Elle peut être remplacée par une fissure fictive s'étendant jusqu'au centre de la zone plastique, donc de longueur $a + 0,5r_p$. Elle permet ainsi de définir un facteur d'intensité de contrainte effectif K_{eff} tenant compte de l'effet de la plasticité.

$$K_{eff} = \sigma \sqrt{\pi(a + 0,5r_p)} \cdot f(a/b) \quad (1.139)$$

1.7.3.2.2 Forme de la zone plastifiée en mode I

La première approche d'IRWIN donne l'estimation de la taille de la zone plastique r_e en mode I pour le cas particulier $\theta = 0$. Pour déterminer $r_e(\theta)$ selon les valeurs de l'angle θ , le critère de plasticité de Von Mises peut être utilisé (Équation 1.140). La zone plastique est estimée en injectant les équations

du champ de contrainte élastique en mode I de la section 1.7.2.4.2 et la limite d'élasticité σ_e du matériau en traction simple au sein du critère.

$$\frac{1}{2} [(\sigma_{xx}^2 - \sigma_{yy}^2) + (\sigma_{yy}^2 - \sigma_{zz}^2) + (\sigma_{zz}^2 - \sigma_{xx}^2) + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)] = \sigma_e^2 \quad (1.140)$$

L'équation obtenue est résolue en isolant le rayon plastique $r_e(\theta)$ (Équations 1.141 et 1.142). La forme de la zone plastifiée du fait du rayon plastique est représentée en Figure 1.61. Cette figure souligne les étendues des zones plastiques pour les états de déformations planes et de contraintes planes. Les écarts s'expliquent par la forte triaxialité qui règne en déformations planes, au cœur de la structure, qui tend donc à diminuer la zone plastique à la différence du cas en contraintes planes, c'est-à-dire à proximité de la surface.

$$r_e(\theta) = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \cdot f(\theta) \quad (1.141)$$

Où,

$$f(\theta) = \begin{cases} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) & \text{en contraintes planes} \\ \cos^2 \frac{\theta}{2} \left[(1 - 2\nu)^2 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] & \text{en déformations planes} \end{cases} \quad (1.142)$$

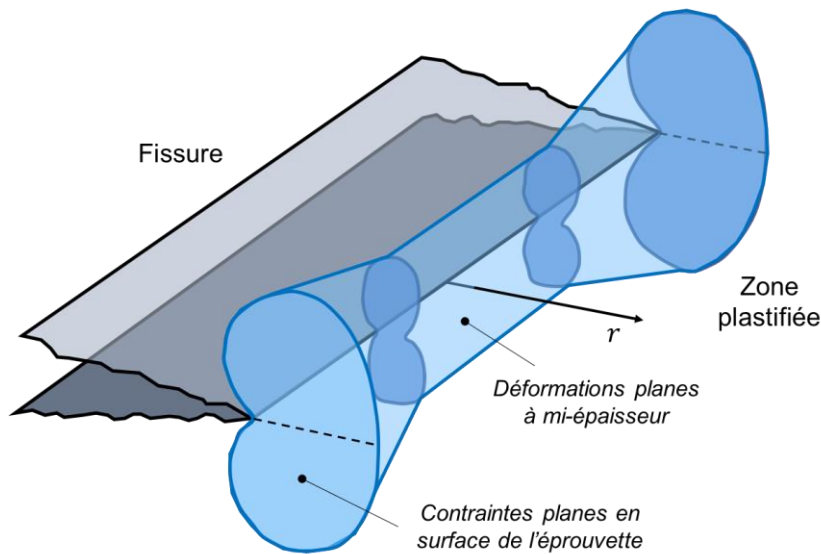


Figure 1.61 Étendue de la zone plastifiée en mode I à cœur et en surface d'une éprouvette fissurée sur son toute son épaisseur.

Comme pour la section 1.7.3.2.1, l'approche d'Irwin peut être corrigée en doublant simplement $r_e(\theta)$ à l'équation 1.141 pour obtenir $r_p(\theta)$.

$$r_p(\theta) = 2r_e(\theta) \quad (1.143)$$

1.7.3.2.3 Modèle de Dugdale-Barenblatt

Une approche différente du modèle d'Irwin a été proposée par DUGDALE et BARENBLATT pour définir l'étendue de la zone plastique (BARENBLATT, 1962 ; DUGDALE, 1960). Le modèle traite le cas d'une

fissure de longueur $2a$ dans une plaque infinie soumise à une contrainte de traction uniforme σ en contraintes planes (Figure 1.62a). Une zone plastique de longueur ρ prolonge la fissure à chaque extrémité. L'idée de base est que l'aptitude à la déformation plastique du matériau lui permet de s'opposer à la progression de la fissure en retenant les lèvres sur l'étendue de la zone plastique. La plasticité s'oppose à l'apparition de contraintes singulières. Le problème peut ainsi être traité différemment en considérant une fissure effective de longueur $2a + 2\rho$ (Figure 1.62b). La plasticité est modélisée par des efforts élémentaires par unité de surface, égaux à la limite d'élasticité σ_e du matériau supposé élastique, plastique parfait. Ces efforts s'appliquent sur une longueur ρ (Figure 1.62c).

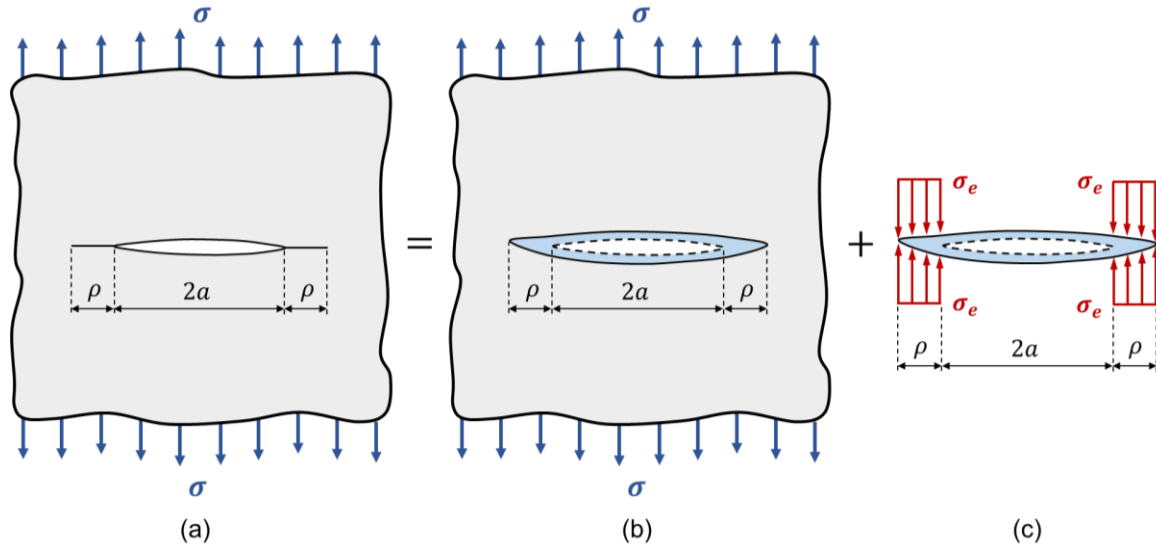


Figure 1.62 Principe du modèle de Dugdale-Barenblatt.

La dimension de ρ est choisie de manière que la singularité de la contrainte disparaisse à la fin de la fissure effective. Ainsi,

$$K_\sigma + K_\rho = 0 \quad (1.144)$$

Le FIC K_σ dû à la contrainte de traction σ à distance (Figure 1.62b) est défini par la relation suivante :

$$K_\sigma = \sigma \sqrt{\pi(a + \rho)} \quad (1.145)$$

Le FIC K_ρ dû à la contrainte de fermeture σ_e (Figure 1.62c) peut être estimé grâce au théorème de superposition. Considérons d'abord le cas d'une force normale de traction P appliquée à la fissure à une distance x du centre de la fissure (Figure 1.63). Les FIC résultants de P aux deux extrémités A et B de la fissure sont :

$$K_A = \frac{P}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a+x}{a-x}} \quad (1.146)$$

$$K_B = \frac{P}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a-x}{a+x}} \quad (1.147)$$

Or la force de fermeture P en un point situé dans la zone de limite d'élasticité est égale à :

$$P = -\sigma_e dx \quad (1.148)$$

En appliquant le principe de superposition et en remplaçant a par $a + \rho$, le FIC K_ρ résultant des contraintes de fermeture σ_e est ainsi défini par l'expression :

$$K_\rho = -\frac{\sigma_e}{\sqrt{\pi(a+\rho)}} \int_a^{a+\rho} \left(\sqrt{\frac{a+\rho+x}{a+\rho-x}} + \sqrt{\frac{a+\rho-x}{a+\rho+x}} \right) dx \quad (1.149)$$

Soit après réduction de l'équation,

$$K_\rho = -\frac{2\sigma_e(a+\rho)}{\sqrt{\pi}} \int_a^{a+\rho} \frac{dx}{\sqrt{(a+\rho)^2 - x^2}} \quad (1.150)$$

$$K_\rho = -\frac{2}{\pi} \sigma_e \sqrt{\pi(a+\rho)} \arccos\left(\frac{a}{a+\rho}\right) \quad (1.151)$$

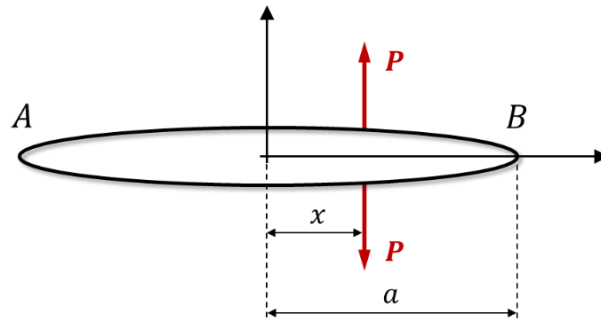


Figure 1.63 Cas d'une fissure soumise à une force normale de traction.

L'égalité $K_\sigma = K_\rho$ issue de l'Équation 1.144 fournit :

$$\frac{a}{a+\rho} = \cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_e}\right) \quad (1.152)$$

Le ratio σ/σ_e est supposé très petit. Le cosinus de x peut donc être approché par le premier terme de son développement limité au voisinage de zéro, soit $1 - x^2/2$. L'expression devient alors :

$$\frac{a}{a+\rho} \approx 1 - \frac{\pi^2\sigma^2}{8\sigma_e^2} \quad (1.153)$$

$$\rho \approx \frac{\pi^2\sigma^2 a}{8\sigma_e^2 - \pi^2\sigma^2} \approx \frac{\pi^2\sigma^2 a}{8\sigma_e^2} \quad (1.154)$$

Le diamètre ρ de la zone de plasticité apparaît finalement assez proche du modèle d'Irwin, plus grand d'un facteur 1,23.

$$\rho \approx \frac{\pi K_I^2}{8\sigma_e^2} \quad (1.155)$$

En déformations planes, il suffit de remplacer σ_e par $\sigma_e/(1-2\nu)$.

1.7.3.3 Paramètres de plasticité

1.7.3.3.1 Intégrale de contour J

L'intégrale de contour J a été proposée de façon indépendante par CHEREPANOV en 1967, puis par RICE en 1968 pour tenir compte de l'accroissement de l'énergie de plastification lors de la propagation d'une fissure (Figure 1.64) (CHEREPANOV, 1967 ; RICE, 1968). Elle est définie à partir de l'intégrale de contour suivante :

$$J = \oint_{\Gamma} \left(W dy - \vec{t} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \right) \quad (1.156)$$

Où,

- Γ , le contour d'intégration entourant l'extrémité de la fissure dans le sens inverse des aiguilles d'une montre ;
- W , la densité d'énergie de déformation (élastique) ;
- \vec{t} , le vecteur traction en un point du contour tel que $\vec{t} = \vec{n} \cdot \sigma_{ij}$;
- \vec{u} , le vecteur déplacement en un point du contour tel que $\vec{u} = \vec{n} \cdot u_i$;
- ds , l'élément de longueur sur Γ .

La densité d'énergie de déformation W est formulée par la relation :

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (1.157)$$

Où σ_{ij} et ε_{ij} sont les composantes des tenseurs de contraintes et de déformations au point courant sur le contour Γ .

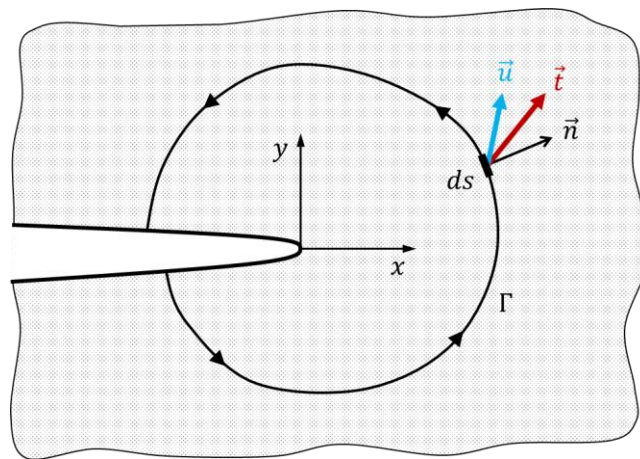


Figure 1.64 Représentation du contour de l'intégrale J .

RICE a montré que l'intégrale J était indépendante du contour choisi. Elle peut aussi bien être calculée à partir des conditions aux limites sur la structure (contour Γ lointain), qu'à partir des contraintes et déformations au voisinage de la fissure (contour Γ proche). Elle est nulle pour un contour fermé. Elle se confond avec l'énergie de Griffith dans le cas de matériaux fragiles.

HUTCHINSON, RICE et ROSENGREN ont utilisé l'intégrale de contour J pour exprimer les champs de contraintes et de déformations à l'extrémité d'une fissure dans un matériau non linéaire (HUTCHINSON, 1968 ; RICE & ROSENGREN, 1968). Ils sont connus sous le nom de champs HRR.

Quelques chercheurs se sont également intéressés à l'écriture des intégrales invariantes de type contour J ou de type surface $G\theta$ pour des matériaux au comportement viscoélastique (SCHAPERY, 1984 ; DUBOIS, 2003). Alors que SCHAPERY s'est basé sur un principe d'équivalence élastique-viscoélastique, DUBOIS a proposé une forme d'intégrale tenant compte de la partition d'énergie restituée et dissipée par le matériau. Dans le processus de fissuration des matériaux viscoélastiques, le bilan énergétique met en effet en cause non seulement une dissipation énergétique provoquée par l'avancée du front de fissure mais également une dissipation par frottement visqueux dans le matériau.

1.7.3.3.2 Ouverture du fond de fissure

Pour les matériaux ductiles, en raison de la déformation plastique à la pointe de la fissure, le fond de la fissure s'étire (émoussement plastique) avant de se propager de nouveau lorsqu'une certaine déformation plastique critique est atteinte. Ce phénomène est appelé « ouverture du fond de fissure » (CTOD pour *Crack Tip Opening Displacement*, ou encore parfois appelé COD). L'émoussement de l'extrémité des fissures a été prouvé expérimentalement par WELLS en 1961 (WELLS, 1961).

L'essai associé à ce concept consiste à mesurer l'écartement maximal admissible du fond de fissure d'une éprouvette pré-entallée soumise à un effort de traction avant l'extension de l'entaille. On nomme cette valeur le CTOD critique. Dans le cas des matériaux à basse ténacité, ce critère est équivalent aux critères K_{1c} et G_{1c} .

Le CTOD peut être estimé à partir du modèle d'Irwin corrigé en utilisant la méthode de la fissure fictive. Le CTOD est pris égal à l'ouverture de la fissure fictive δ à la distance $r_p/2$ en amont de son extrémité (Figure 1.65a). Le déplacement u_y à cette distance est estimé d'après la MLR en mode I, avec un angle θ de 180° (Table 1.4) :

$$u_y(r, \theta = 180) = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r_p}{4\pi}} \cdot (\chi + 1) \quad (1.158)$$

Or, le rayon de la zone plastifiée calculé d'après l'approche corrigée d'Irwin est le suivant :

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma'_e} \right)^2 \quad (1.159)$$

En combinant les deux relations, on obtient le CTOD :

$$\delta = 2u_y = \frac{4K_I^2}{\pi E' \sigma'_e} \quad (1.160)$$

Avec,

$$E' = \begin{cases} E \\ \frac{E}{1-\nu^2} \end{cases} \quad \text{et} \quad \sigma'_e = \begin{cases} \sigma_e & \text{en contraintes planes} \\ \frac{\sigma_e}{1-2\nu} & \text{en déformations planes} \end{cases} \quad (1.161)$$

Le modèle de Dugdale-Barenblatt peut aussi être utilisé pour estimer le CTOD. L'ouverture de la fissure δ au début de la zone où les contraintes de compression σ_e s'exercent correspond au CTOD (Figure 1.65b). Il s'exprime par :

$$\delta = -\frac{8\sigma_e' a}{\pi E'} \log\left(\cos\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_e'}\right)\right) \quad (1.162)$$

Comme en section 1.7.3.2.3, le ratio σ/σ_e' est supposé très petit. Le cosinus de x peut donc être approché par le premier terme de son développement limité au voisinage de zéro. L'expression du CTOD se simplifie.

$$\delta \approx \frac{K_I^2}{E'\sigma_e'} \quad (1.163)$$

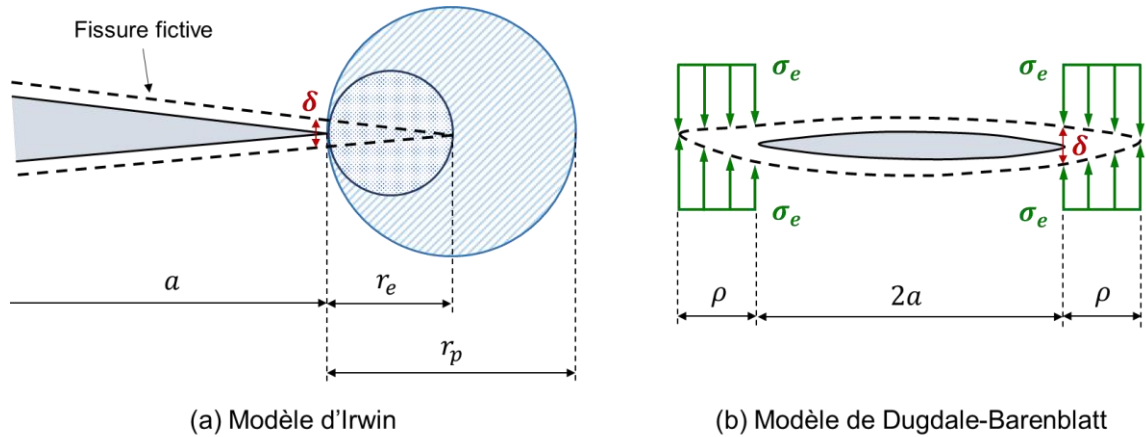


Figure 1.65 Estimation du CTOD δ à l'aide des méthodes d'Irwin et de Dugdale-Barenblatt.

1.7.4 Mécanique de la rupture en fatigue

1.7.4.1 Application de la MLR à la fatigue

Dans le cas d'une structure fissurée soumise à un chargement cyclique, le paramètre pertinent permettant de décrire l'avancée de la fissure en MLR est encore le facteur d'intensité de contrainte. Les lois de propagation de fissure en fatigue relient ainsi son accroissement par cycle da/dN à l'amplitude de variation du FIC ΔK . Ces lois sont habituellement utilisées pour des fissures sollicitées en mode I. Par convention, le FIC est donc souvent représenté par la lettre K sans indication du mode, mais signifiant de manière implicite K_I . L'amplitude du FIC varie entre une valeur maximale K_{max} et une valeur minimale K_{min} (Équations 1.164 à 1.166). La propagation est étudiée pour un ratio de contraintes R ciblé (Équation 1.167).

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (1.164)$$

$$K_{max} = \sigma_{max} \sqrt{\pi a} \cdot f(a/b) \quad (1.165)$$

$$K_{min} = \sigma_{min} \sqrt{\pi a} \cdot f(a/b) \quad (1.166)$$

$$R = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad (1.167)$$

1.7.4.2 Accroissement des fissures longues

La Figure 1.66 représente pour un acier, une évolution typique du taux de propagation da/dN d'une fissure longue sollicitée en mode I suivant l'amplitude ΔK dans un graphique log-log. La courbe peut être divisée en trois phases (a), (b), (c).

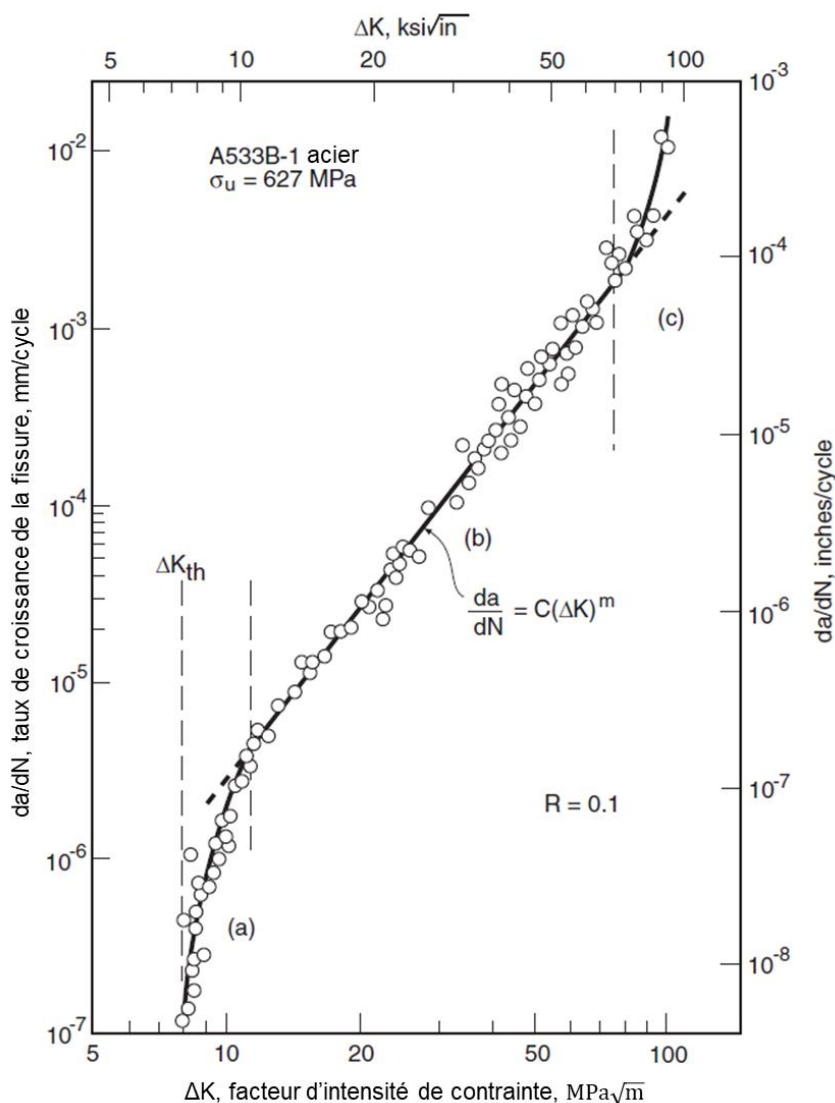


Figure 1.66 Exemple d'évolution du taux de croissance d'une fissure sollicitée en mode I en fonction du facteur d'intensité de contrainte d'un acier ductile pour réservoir sous pression. Trois régions de comportement sont indiquées : (a) croissance rapide près du seuil K_{th} , (b) région intermédiaire suivant une équation de puissance, et (c) croissance rapide instable (traduit de DOWLING, 2012, p. 565, tracé d'après les données de PARIS et al., 1972).

En phase (a), aux basses valeurs de ΔK , la courbe évolue de façon prononcée et semble s'approcher d'une asymptote verticale, notée ΔK_{th} , qui est appelée le seuil de croissance de la fissure de fatigue. Cette quantité est interprétée comme une valeur limite inférieure du FIC en dessous de laquelle la croissance des fissures ne se produit pas habituellement.

En phase (b), aux valeurs intermédiaires de ΔK , la courbe évolue suivant une loi de puissance. Cette phase (b) est couramment appelée « domaine de Paris » en raison des travaux de ce dernier

(voir section 1.7.4.4). Le chargement de fatigue provoque une propagation stable de la fissure, cycle après cycle. Pour les matériaux granulaires, cette phase (b) n'est pas aussi linéaire que pour les métaux, le taux de propagation a tendance à osciller entre accélération et décélération en raison des obstacles de la microstructure (STEWART & GARCIA, 2019).

Enfin, en phase (c), la courbe évolue de nouveau fortement en raison d'une croissance rapide et instable des fissures juste avant la rupture finale de l'éprouvette. Un tel comportement peut se produire lorsque la zone plastique est petite, auquel cas la courbe se rapproche d'une asymptote verticale correspondant à $K_{max} = K_c$, la ténacité à la rupture pour le matériau et l'épaisseur concernés. Parfois, une croissance rapide et instable aux valeurs élevées de ΔK implique une déformation entièrement plastique. Dans de tels cas, l'utilisation du FIC pour cette partie de la courbe est inappropriée, car les limites théoriques du concept de FIC sont dépassées (DOWLING, 2012, p. 565-566).

Lorsque l'on observe le faciès de rupture d'une pièce rompue par fatigue au microscope électronique à balayage, certains matériaux tels que les aciers ou des polymères laissent apparaître très visiblement des stries de fatigue créées au cours de la phase (b) (Figure 1.67a, PELLOUX, 1969). LAIRD explique ce phénomène en invoquant des émoussesments successifs à l'extrémité de la fissure qui se produisent lors des phases d'ouverture de la fissure (LAIRD, 1967). La Figure 1.67b illustre ce mécanisme de propagation. La fissure, sollicitée en mode I, s'ouvre sous l'effet des contraintes appliquées (1-2), et s'émousse au fur et à mesure que le niveau de contrainte augmente (2-3). L'émoussement plastique correspond à un allongement dans la direction normale au plan de la fissure et une contraction dans la direction de propagation. Lors de la décharge, la fissure se referme (4). Comme les champs semi-lointains sont élastiques, à charge nulle, la déformation imposée à la zone plastique est aussi nulle. L'extrémité de la fissure subit donc une déformation plastique en retour (4-5). Cependant cette déformation plastique en retour se produit en bas du cycle de fatigue lorsque la fissure est presque refermée et ne peut pas compenser exactement la déformation plastique à l'aller qui s'était produite lorsque la fissure était largement ouverte. La fissure s'est donc propagée d'une longueur approximativement égale au rayon d'émoussement (5) (MALESYS & POMMIER, 2009). Le pas entre deux stries de fatigue correspond ainsi à une avancée de la fissure par cycle.

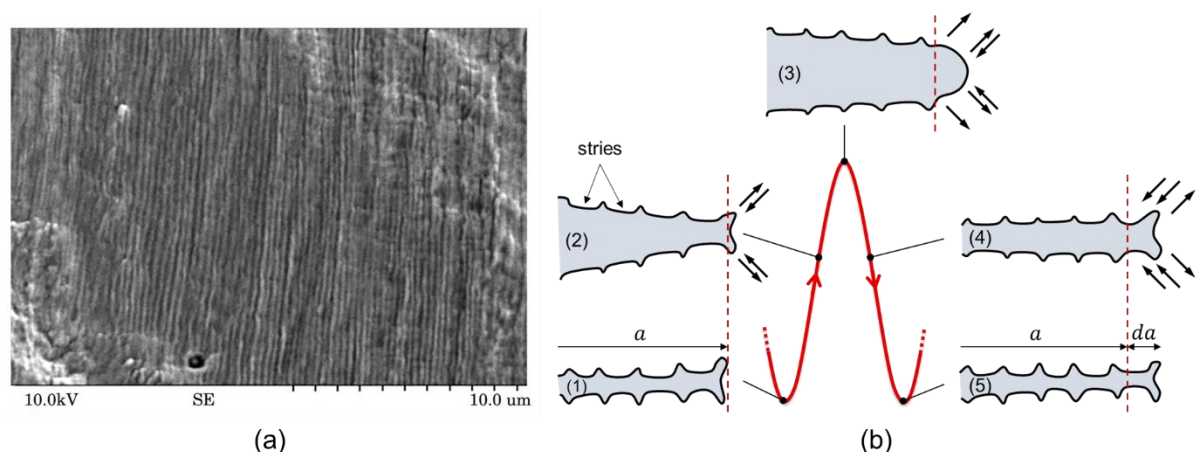


Figure 1.67 (a) Faciès de rupture d'un acier inoxydable laissant apparaître les stries de fatigue (PELLOUX, 1969). (b) Mécanisme de formation des stries de fatigue par émoussement plastique en mode I (adapté de LAIRD, 1967).

1.7.4.3 Le phénomène des fissures courtes

De nombreux auteurs, parmi lesquels PEARSON pour les premières observations (PEARSON, 1975), rapportent l'observation de fissures très courtes se propageant avec une vitesse supérieure ou égale à celles de fissures longues, et ce pour des valeurs inférieures au seuil de croissance ΔK_{th} (Figure 1.68). En effet, si une fissure est si petite que toutes ses dimensions sont semblables ou inférieures aux caractéristiques microstructurelles du matériau, sa croissance dans cette région est susceptible d'être beaucoup plus rapide que celle de la courbe habituelle da/dN en fonction de ΔK . Le mécanisme de propagation des fissures courtes est très différent de celui des fissures longues puisqu'il est fortement influencé par la microstructure du matériau. Dans les matériaux métalliques, la fissure se propage généralement sur des plans privilégiés selon l'orientation cristalline des grains (NEUMANN, 1969).

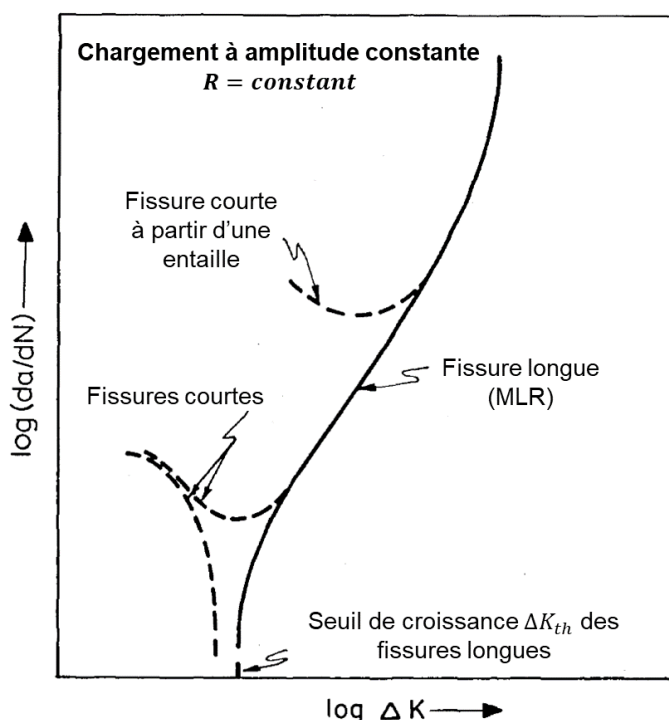


Figure 1.68 Allure caractéristique des taux de propagation en fatigue des fissures courtes et longues en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte (traduit de SURESH & RITCHIE, 1984, p. 448).

1.7.4.4 Loi de Paris

La loi de propagation la plus simple et la plus utilisée est la loi de Paris qui représente la croissance d'une fissure longue sollicitée en mode I dans la région linéaire du tracé log-log (phase b) (Équation 1.168) (PARIS & ERDOGAN, 1963). Les paramètres de la loi peuvent être déterminés à partir du nombre de cycles nécessaires à la rupture totale de l'éprouvette ou par la mesure expérimentale de la propagation de fissure.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1.168)$$

Où,

- da/dN , le taux d'accroissement de la fissure [m/cycle] ;
- ΔK , l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte [$MPa\sqrt{m}$] ;

- C , la constante d'interception avec l'axe des ordonnées $da/dN \left[\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m} \right]$;
- m , la pente de la droite dans le repère log-log [-].

Une étude complète des paramètres C et m de la loi de Paris estimés au moyen de mesures COD est proposée par JACOBS pour différents types d'enrobés denses et *stone mastic asphalts* (JACOBS, 1995, chapitre 7, p. 171). Les valeurs obtenues pour les paramètres C sont comprises entre quelques 10^{-12} et $10^{-6} \frac{mm/cycle}{(MPa\sqrt{mm})^m}$, avec une majorité entre 10^{-9} et 10^{-7} . La plage de variation pour l'exposant m est de 2 à 7, dont une forte proportion de valeurs entre 3 et 5.

Remarque : Lorsque l'on souhaite comparer les valeurs des constantes C et m obtenues expérimentalement ou en modélisation avec celles de la littérature, il est important de vérifier pour C la concordance des unités, sinon des différences de plusieurs puissances de dix peuvent être obtenues. Par exemple, certains auteurs préfèrent utiliser comme unité de longueur, les mètres dans la loi de Paris tandis que d'autres utilisent les millimètres. Or cette unité est à la racine carrée puissance m .

1.7.4.5 Limitations de la loi de Paris

La principale limitation de la loi de Paris est son incapacité à tenir compte de l'influence du ratio R . Lorsque le ratio R augmente, le taux de croissance des fissures au sein d'un matériau augmente également, et *vice versa* (Figure 1.69a). Faire varier R revient à translater les courbes de propagation de fissures parallèlement à l'axe des abscisses ΔK (Figure 1.69b). En effet R n'a aucun effet sur la puissance m mais affecte la constante d'interception C . Cet effet du ratio R est pris en considération par l'équation de Walker (WALKER, 1970).

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_0}{(1-R)^{m(1-\gamma)}} (\Delta K)^m \quad (1.169)$$

Où,

- C_0 , la constante d'interception dans le cas où $R = 0 \left[\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m} \right]$;
- γ , la constante indiquant l'influence du ratio R sur le taux de progression des fissures da/dN [-].

L'ensemble des courbes de propagation de fissures obtenues pour différents ratios R peuvent être réunies en une seule et même courbe en les traçant suivant l'amplitude du FIC réduit $\overline{\Delta K}$ (Équation 1.170) (Figure 1.69b). Le FIC réduit correspond au FIC du ratio $R = 0$ car pour ce ratio $\overline{\Delta K} = \Delta K$.

$$\overline{\Delta K} = \frac{\Delta K}{(1-R)^{(1-\gamma)}} \quad (1.170)$$

Dans le cas de charges cycliques impliquant une compression, c'est-à-dire un ratio négatif, il peut être supposé que la partie compressive du cycle n'apporte aucun effet sur la propagation de fissure. Cette hypothèse est appliquée dans l'équation de Walker en appliquant $\gamma = 0$ lorsque $R < 0$, de sorte que $\Delta K = K_{max}$. Cette hypothèse est raisonnable si l'on part du principe que la fissure se referme à charge nulle et ne se comporte plus comme une fissure en-dessous de cette charge. Cependant dans les métaux plus ductiles, la partie compressive de la charge peut contribuer à la croissance, de sorte que cette approche n'est pas universellement applicable (DOWLING, 2012, p. 576-577).

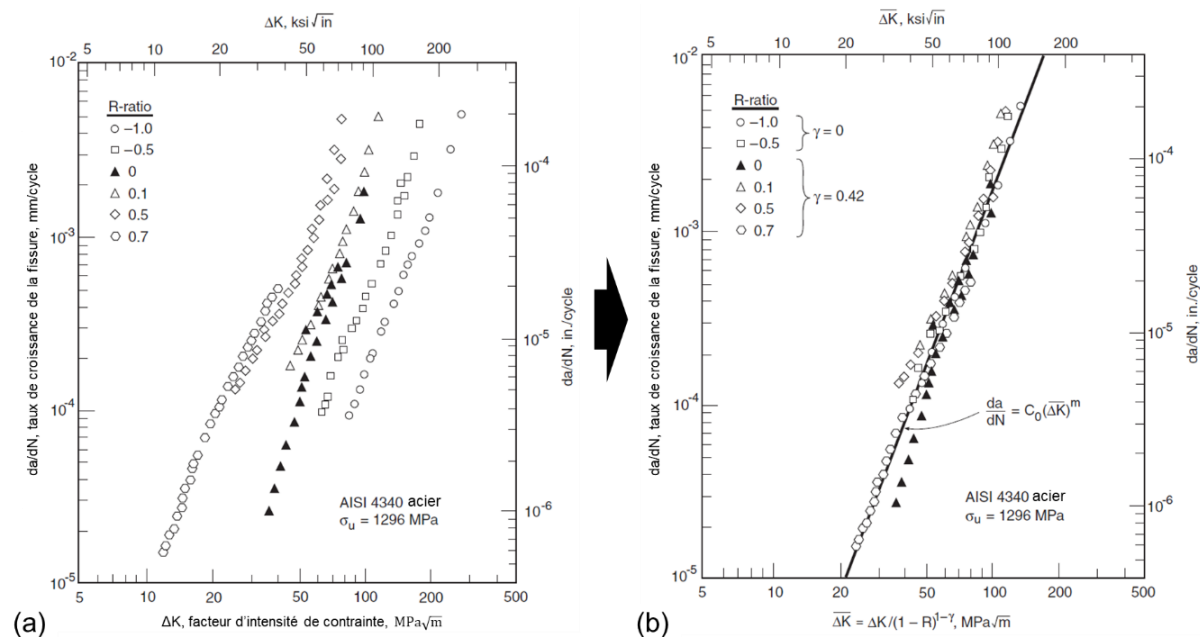


Figure 1.69 (a) Effet du ratio R sur le taux de croissance des fissures sollicitées en mode I pour un acier allié. (b) Application de l'équation de Walker. (traduit de DOWLING, 2012, p. 566 et 577, tracé d'après les données de DENNIS, 1986).

Il existe une multitude d'autres lois modifiées de Paris. L'une des plus connues est la loi de Forman (FORMAN et al., 1967). Elle est une amélioration de la loi de Walker puisqu'en plus de l'effet du ratio de charge, elle rend compte de l'évolution asymptotique de la partie supérieure de la courbe de propagation lorsque K_{max} tend vers K_c . Une autre loi évoquée par RITCHIE consiste à multiplier la loi de Paris au paramètre K_{max} élevé à la puissance n (Équation 1.171, RITCHIE, 1999). Il explique que dans le cas de métaux, le paramètre ΔK guide le taux de propagation ($n \ll m$), tandis que dans le cas de céramiques, c'est le paramètre K_{max} qui prédomine ($n \gg m$).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m (K_{max})^n \quad (1.171)$$

La température est également citée par DOWLING comme un effet majeur impactant la propagation des fissures des aciers, une température plus élevée entraînant souvent une croissance plus rapide (2012, p. 587-589). Tout comme le ratio de charge, la température ne semble pas impacter l'exposant m , mais seulement le paramètre C de la loi de Paris. Cependant, une tendance opposée peut se produire dans les métaux à structure Cubique Centrée (CC) en raison du mécanisme de clivage¹ qui contribue à la croissance des fissures de fatigue à basse température. L'effet de ce clivage dans les métaux CC peut avoir un effet important sur l'exposant m de croissance des fissures de fatigue.

Cet effet de la température se retrouve aussi chez les bétons bitumineux. Une température plus élevée semble néanmoins ralentir la croissance des fissures. Les paramètres C et m de la loi de Paris semblent tous les deux impactés (d'après figure 11, p. 262, STEWART & GARCIA, 2019).

¹ Le clivage est l'aptitude de certains cristaux à se fracturer selon des surfaces planes dans des directions privilégiées lorsqu'ils sont soumis à un effort mécanique.

1.7.4.6 Loi de Paris plastique

Nous avons vu en section 1.7.4.2 que la propagation d'une fissure en fatigue s'accompagnait d'un émoussement plastique de son extrémité à chaque nouveau cycle. Cette plasticité témoigne du cadre de la MNLR. Or la loi de Paris classique, qui dépend pourtant du FIC, reste majoritairement utilisée pour modéliser la propagation des fissures par sa simplicité. Plusieurs scientifiques ont néanmoins tenté de développer un critère tenant compte de cette plasticité.

Lorsqu'une fissure de fatigue se propage, elle entraîne avec elle la zone plastifiée qui se forme à son extrémité. Il se forme ainsi au fur et à mesure que la fissure progresse, un sillage plastique autour de la fissure. Au cours d'un cycle de chargement, la décharge élastique du matériau entraîne des contraintes de compression sur le sillage plastique. ELBER a été l'un des premiers à observer ce phénomène de fermeture induit par la plastification (ELBER, 1971). La fissure reste ensuite fermée pendant toute une partie du bas de cycle jusqu'à ce que la prochaine contrainte de traction soit suffisante pour l'ouvrir de nouveau. Elle est appelée contrainte d'ouverture σ_{ouv} , telle que $\sigma_{min} < \sigma_{ouv} < \sigma_{max}$. Comme l'intensité de contrainte n'est pas transmise à l'extrémité de la fissure tant que celle-ci reste fermée, c'est l'amplitude de contrainte $\Delta\sigma_{eff}$ qui contribue à la propagation (ZEGHLOUL, 2016, p. 138-139), telle que :

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{ouv} \quad (1.172)$$

Autrement dit,

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv} \quad (1.173)$$

ELBER a ainsi proposé de décrire le taux de propagation des fissures dans le domaine de Paris en fonction de ΔK_{eff} :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m \quad (1.174)$$

DOWLING et BEGLEY (1976) ont de leur côté suggéré de remplacer dans la loi de Paris, l'amplitude du FIC ΔK par celle de l'intégrale de contour ΔJ afin de décrire le taux de croissance des fissures de fatigue en présence de déformations plastiques.

$$\frac{da}{dN} = C_j(\Delta J)^{m_j} \quad (1.175)$$

Où,

- ΔJ , l'amplitude de l'intégrale de contour J représentant le taux de restitution de l'énergie de déformation par unité de surface de fissure [J/m^2];
- C_j , la constante d'interception avec l'axe des ordonnées $da/dN \left[\frac{m/cycle}{(J/m^2)^m} \right]$;
- m_j , la pente de la droite dans le repère log-log [-].

1.8 MODÈLES ANALYTIQUES DE FATIGUE

1.8.1 Types de modèles d'endommagement.

Les modèles d'endommagement développés pour les enrobés bitumineux en fatigue peuvent être classés selon trois approches :

- L'approche par la Mécanique Linéaire de la Rupture basée sur la loi de Paris ;
- L'approche par la variable d'endommagement D conceptualisant de manière globale la rupture progressive des liaisons au sein de la microstructure ;
- L'approche de Schapery basée sur le potentiel thermodynamique.

1.8.2 Approche par la Mécanique Linéaire de la Rupture (loi de Paris)

La loi de Paris est formulée pour décrire la propagation d'une fissure unique dans le matériau. L'utilisation de cette loi dans l'élaboration d'un modèle d'endommagement présente donc l'inconvénient d'être tributaire de l'incorporation d'une fissure initiale que l'on ne sait pas relier à la formulation du matériau. Malgré tout, cette loi a été utilisée pour la simulation d'essais de fatigue à déformation imposée d'enrobés bitumineux par quelques auteurs. Par exemple, NGUYEN, M. L. et al. (2020), puis SANTOS (2020, p. 118-119) ont supposé que le cadre d'application de la loi de Paris et du FIC pouvaient s'étendre à la viscoélasticité en remplaçant le module d'élasticité par la norme du module de rigidité complexe. Ils ont déterminé le FIC aux éléments finis à partir de l'énergie de Griffith en contraintes planes (Équation 1.133).

Si les modélisations par la MLR permettent de générer les phases II et III des courbes de fatigue des enrobés bitumineux, elles sont en revanche incapables de rendre compte de l'évolution rapide de la phase I. SANTOS a supposé que la chute initiale du module était entièrement due à l'auto-échauffement par dissipation visqueuse (SANTOS, 2020, figure 4.5, p. 118). Il a utilisé l'équation de la chaleur pour calculer cet auto-échauffement (chapitre 4, p. 109). Il est également allé plus loin en ajoutant dans son modèle l'effet de la non-linéarité sur le module (p. 141-142). Pour cela, il a supposé une évolution linéaire de la norme et de l'angle de phase du module en fonction de l'amplitude de déformation en se basant sur les travaux de l'ENTPE (MANGIAFICO et al., 2018 ; NGUYEN, Q. T. et al., 2019). Le FIC dépendant de la norme du module de rigidité complexe varie ainsi suivant les variations de température et d'amplitude de déformation. SANTOS a ainsi réalisé un couplage thermomécanique entre la loi de Paris et l'auto-échauffement. Néanmoins, il a trouvé que ses résultats en fatigue étaient trop sensibles aux variations de module à cause de l'effet de l'auto-échauffement qu'il avait modélisé. En effet, il obtenait des durées de vie plus longues plus l'amplitude de déformation était importante (SANTOS, 2020, figure 5.2, p. 145). Plus le niveau de sollicitations était élevé, plus l'effet de l'auto-échauffement était important et donc plus le module diminuait, tout comme le taux de propagation des fissures. SANTOS a donc préféré utiliser un pseudo-FIC lié à la déformation en pointe de fissure dans la loi de Paris (p. 145-146).

1.8.3 Approche par la variable d'endommagement D

1.8.3.1 Variable d'endommagement D

En 1958, KACHANOV a introduit une variable de continuité structurelle ψ pour décrire la rupture des métaux sous conditions de fluage à haute température (KACHANOV, 1999, traduction de l'article de 1958). Cette variable est égale à 1 pour un matériau sans dommages, et à 0 pour un matériau en rupture. Comme le relate LEMAÎTRE dans son ouvrage « *A course on damage mechanics* » (LEMAÎTRE, 1996, p. VII), ce concept a été pratiquement ignoré pendant une quinzaine d'années jusqu'à ce que la notion de variable d'endommagement D émerge, définie par $D = 1 - \psi$. Cette variable d'état interne décrit le processus de détérioration progressive des matériaux dans leur globalité. Cette approche est aussi appelée mécanique de l'endommagement continu.

Concrètement, en un point du matériau soumis à des efforts de sollicitation, la présence de microfissures contribue à la diminution de la surface résistante \tilde{S} . En considérant la surface saine S , la variable d'endommagement D peut être extraite de la relation 1.176. Ainsi défini, l'endommagement D prend des valeurs comprises entre 0 et 1. Il est égal à 0 pour le matériau vierge et tend vers 1 pour le matériau ne pouvant plus transmettre d'effort, ce qui signifie sa rupture.

$$\tilde{S} = (1 - D) \cdot S \quad (1.176)$$

On introduit la notion de contrainte effective $\tilde{\sigma}$ comme celle s'appliquant sur la surface saine restante du matériau. Dans le cas unidimensionnel, par exemple d'un essai de traction de force F exercée sur l'éprouvette, la contrainte effective est alors définie par la relation 1.177. Cette relation est généralisable au tenseur des contraintes dans le cas tridimensionnel pour un endommagement supposé isotrope et donc représenté par un scalaire. Un endommagement anisotrope peut être aussi bien construit en associant une grandeur tensorielle.

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{S}} = \frac{F}{(1 - D) \cdot S} = \frac{\sigma}{(1 - D)} \quad (1.177)$$

La loi de comportement du matériau endommagé est supposée la même que celle du matériau non endommagé. La contrainte usuelle est donc remplacée par la contrainte effective. Dans le cas d'une loi de comportement élastique, on obtient ainsi la relation 1.178 ce qui revient à écrire l'équation selon le module du matériau endommagé (Équation 1.179).

$$\tilde{\sigma} = E \cdot \varepsilon \quad (1.178)$$

Ou bien,

$$\sigma = \tilde{E} \cdot \varepsilon \quad \text{avec } \tilde{E} = (1 - D) \cdot E \quad (1.179)$$

1.8.3.2 Application aux modèles de fatigue sur enrobés bitumineux

1.8.3.2.1 Généralités

Dans le cadre d'essais de fatigue sur matériaux viscoélastiques effectués à une fréquence et une température fixées, la variable d'endommagement D caractérise la perte relative de norme du module de

rigidité complexe entre l'état initial et l'état du matériau au cycle N si l'on exclut l'influence des effets biaisants (Équation 1.180).

$$D(N_{cycle}) = \frac{|E_0^*| - |E_N^*|}{|E_0^*|} \quad (1.180)$$

Les lois de dommage en fatigue sont basées sur la variation de l'endommagement ΔD entre deux cycles successifs (Équation 1.181). Cette variation est dépendante du niveau d'endommagement D du matériau et de la sollicitation P , appliquée au cours du cycle. Les modèles obtenus permettent de décrire avec la même loi aussi bien des essais à force imposée qu'à déplacement imposé.

$$\Delta D = f(D) \cdot g(P) \quad (1.181)$$

1.8.3.2.2 Modèle d'endommagement du LCPC

Parmi les nombreux modèles d'endommagement, PIAU et ROUSSET ont proposé en 1983 une loi du taux de variation de l'endommagement dans le cas d'un état de déformation uniaxial dont la forme est donnée par l'Équation 1.182 (PIAU & ROUSSET, 1983). Ce modèle a ensuite été généralisé au cas multiaxial en remplaçant la déformation $\varepsilon_{0,xx}$ par une fonction scalaire du tenseur des déformations $\bar{\varepsilon}_0$, avec une hypothèse d'endommagement isotrope (PIAU, 1989). Cette loi admet une dépendance à la température car le coefficient B doit être diminué d'environ 7 % pour une élévation de température de 10 °C. PIAU a également considéré l'auto-échauffement en appliquant la loi de diffusion thermique. Il a supposé que la chute initiale du module (phase I de la fatigue) était entièrement due à l'augmentation de la température. Après calibration, sa loi permet de retrouver la courbe de diminution de raideur de l'éprouvette au cours d'essais de fatigue 2PB-TR pour des amplitudes de déplacement imposées en tête d'éprouvette de 0,39 à 0,81 mm et des températures de 5 à 15 °C. Les recherches de PIAU ont inspiré d'autres auteurs dans l'élaboration de leur modèle (ALIMANI, 1987 ; BODIN, 2002). Une description détaillée du modèle de Bodin est proposée en section 1.8.3.3.

$$\frac{\partial D}{\partial N} = B(T) \cdot (\varepsilon_{0,xx})^\beta \cdot I(D) \quad (1.182)$$

$$I(D) = \begin{cases} 1 & \text{si } D < 1 \\ 0 & \text{si } D \geq 1 \end{cases} \quad (1.183)$$

Où,

- $B(T)$, réel positif dépendant de la température T [-] ;
- β , réel positif correspondant à la pente de la droite de Wöhler [-] ;
- $\varepsilon_{0,xx}$, amplitude de déformation uniaxiale [m/m].

1.8.3.2.3 Modèle d'endommagement de l'ENTPE

L'ENTPE a développé dans les années 2000 une méthode d'analyse pour déterminer le « vrai » taux d'endommagement par cycle corrigé des effets biaisants (auto-échauffement, thixotropie, etc.) (ASHAYER SOLTANI, 1998 ; DI BENEDETTO et al., 1996 ; 1997). Cette méthode porte le nom de « méthode DGCB », du nom du laboratoire de l'ENTPE à cette époque. Elle est basée sur les résultats expérimentaux d'essais de traction-compression à déformation et contrainte imposées. La méthode est cependant limitée au cadre de la phase II.

La définition de la variable d'endommagement repose sur les variations du module du matériau entre l'état initial et le cycle N . La variable d'endommagement expérimentale D_{exp} à corriger des effets biaisants est ainsi défini par l'équation suivante :

$$D_{exp} = \frac{E_0 - E_N}{E_0} \quad (1.184)$$

Tels que,

- E_0 , module de rigidité initial [Pa] ;
- E_N , module de rigidité au cycle N [Pa].

La méthode suppose une variation linéaire de la décroissance du module avec le nombre de cycles dans des intervalles i bien choisis. Sur chacun de ces intervalles est calculée la pente expérimentale a_T à corriger.

$$a_T = D_{exp} \cdot \frac{E_0}{E_{00i}} \quad (1.185)$$

Où E_{00i} est le module de rigidité initial de l'intervalle i obtenu par extrapolation linéaire au premier cycle de chargement [Pa].

Cette pente expérimentale a_T peut être décomposée entre la pente de la « vraie » fatigue a_F et la pente des effets biaisants a_B .

$$a_T = a_F + a_B \quad (1.186)$$

Sur chacun des intervalles i , une correction forfaitaire des effets biaisants est introduite en supposant leur évolution proportionnelle à l'énergie dissipée. Le matériau est alors caractérisé par sa « vraie » pente de fatigue a_F , obtenue à partir de la pente expérimentale a_T corrigée des effets biaisants. Cette approche permet de définir un comportement en fatigue intrinsèque du matériau car les essais à force et à déplacement imposés réalisés à la même valeur de déformation moyenne fournissent des valeurs de pente a_F très proches sur les intervalles étudiés (DI BENEDETTO et al., 2004).

$$a_F = a_T + a_W \frac{C_i \cdot (E_0 - E_{00i})}{E_{00i}} \quad (1.187)$$

Où sur l'intervalle i étudié,

- a_W , pente de l'énergie dissipée par cycle et normalisé par le paramètre obtenu par extrapolation linéaire de l'énergie dissipée au premier cycle de chargement [-] ;
- C_i , coefficient prenant en compte l'évolution non-linéaire de l'endommagement, laquelle apparait principalement en phase I de la fatigue [-] ;

La pente de fatigue a_F représente également le taux de variation de la valeur du module E_{cor} corrigé des effets biaisants et normalisé par E_{00i} .

$$a_F = \frac{1}{E_{00i}} \cdot \frac{dE_{cor}}{dN} \quad (1.188)$$

La pente expérimentale a_T représente le taux de variation de la valeur expérimentale du module E_{exp} normalisé aussi par E_{00i} .

$$a_T = \frac{1}{E_{00i}} \cdot \frac{dE_{exp}}{dN} \quad (1.189)$$

La méthode du DGCB introduit la définition du module de fatigue E_F . Ce module E_F représente le module initial de l'essai corrigé des effets biaisants. La valeur de E_F doit être unique et ne dépend pas de l'intervalle choisi, ainsi :

$$E_0 - E_F \approx C_1(E_0 - E_{001}) \approx C_2(E_0 - E_{002}) \approx C_3(E_0 - E_{003}) \quad (1.190)$$

En remplaçant les valeurs de l'équation 1.187 par celles des équations 1.188, 1.189 et 1.190, il vient :

$$\frac{dE_{cor}}{dN} = \frac{dE_{exp}}{dN} + a_W(E_0 - E_F) \quad (1.191)$$

L'intégration de cette équation donne la relation de correction des valeurs du module :

$$E_{cor} = E_{exp} + a_W(E_0 - E_F)N \quad (1.192)$$

La valeur du module initial corrigé E_F et du module au cycle N corrigé E_{cor} permettent d'estimer le vrai paramètre d'endommagement D débarrassé de l'influence des effets biaisants.

$$D = \frac{E_F - E_{cor}}{E_F} \quad (1.193)$$

Les valeurs de a_F obtenues sont différentes pour chaque intervalle. Ces variations de a_F indiquent donc une évolution non-linéaire de l'endommagement. BAAJ (2002, p. 243-246) a développé une loi d'endommagement uniaxiale tenant compte de cette description non-linéaire en considérant une fonction y de la forme :

$$y = 1 - D = \frac{1}{N_0^B} (N + N_0)^B \quad (1.194)$$

Après dérivation de sa fonction, il a obtenu une équation exprimant le taux d'endommagement par cycle de chargement en fonction du dommage D subi par l'éprouvette et de l'amplitude de la déformation ε_0 . Une simulation à l'aide de ce modèle est présentée en exemple en Figure 1.70.

$$\frac{dD}{dN} = -\frac{B}{N_0} \cdot (1 - D)^{\frac{B-1}{B}} \quad (1.195)$$

Où, B et N_0 sont des fonctions linéaires de l'amplitude de déformation ε_0 correspondante au cycle N .

1.8.3.2.4 Modèle d'endommagement énergétique

Une autre méthode consiste à formuler l'incrément d'endommagement par cycle à partir du taux de restitution d'énergie, comme l'a appliqué BENABOUD (2022, p. 158). S'inspirant des travaux de PIAU et de BODIN, il a également couplé son modèle d'endommagement à l'effet d'auto-échauffement à partir du taux de dissipation d'énergie.

$$\frac{dD}{dN} = \left(\frac{Y^{pic}}{Y_c^{fat}} \right)^{p_1} \cdot (1 - D)^{p_2} \quad (1.196)$$

Où,

- Y^{pic} , taux de restitution d'énergie au cycle N [J/m^3] ;
- Y_c^{fat} , taux de restitution d'énergie critique de fatigue (paramètre) [J/m^3] ;
- p_1 et p_2 , paramètres du modèle [-].

Dans sa thèse, BENABOUD a utilisé le modèle rhéologique 2S2P1D comme modèle viscoélastique. Pour séparer les parties réelle et imaginaire du modèle, il a utilisé la complaisance complexe D^* qu'il a appelé impédance mécanique complexe Z^* faisant le parallèle avec l'impédance électrique. Il a exprimé à déformation imposée les taux de restitution Y^{pic} et de dissipation ϕ^{cycle} d'énergie par cycle en fonction de l'inverse de cette impédance complexe.

$$Y^{pic} = \frac{1}{2} \operatorname{Re}(Z^{*-1}) \cdot \varepsilon_0^2 = \frac{1}{2} \operatorname{Re}(E^*) \cdot \varepsilon_0^2 \quad (1.197)$$

$$\phi^{cycle} = \pi \cdot \operatorname{Im}(Z^{*-1}) \cdot \varepsilon_0^2 = \pi \cdot \operatorname{Im}(E^*) \cdot \varepsilon_0^2 \quad (1.198)$$

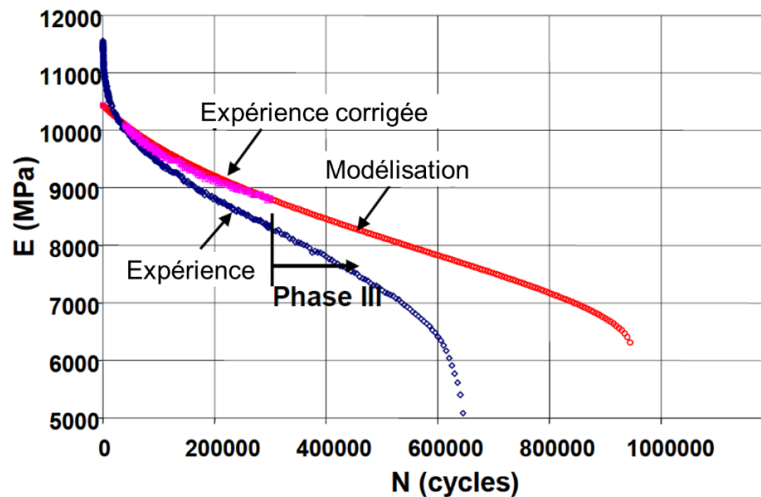


Figure 1.70 Comparaison modélisation-expérience pour un essai en contrainte imposée (0,9 MPa). La courbe expérimentale est corrigée des effets biaisants et la phase III qui correspond à une propagation de fissure n'est pas considérée (traduit de DI BENEDETTO et al., 2004, p. 211).

1.8.3.3 Exemple du modèle de Bodin

Le modèle mathématique utilisé par Didier BODIN pour décrire l'endommagement mécanique en fatigue est une loi d'endommagement isotrope basée sur l'élasticité et qui s'exprime en fonction de la déformation équivalente locale engendrée uniquement par les contraintes de traction (BODIN, 2002, p. 49-54 ; BODIN et al., 2004).

$$\dot{D} = f(D) \tilde{\varepsilon}^\beta \langle \dot{\tilde{\varepsilon}} \rangle \quad (1.199)$$

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\sum_{i=1}^3 \left(\frac{\langle \sigma_i \rangle}{(1-D)E} \right)^2} \quad (1.200)$$

Où,

- σ_i , valeurs principales du tenseur des contraintes [Pa] ;
- E , module d'Young du matériau sain [Pa] ;
- $\tilde{\varepsilon}$, déformation équivalente [m/m] ;
- $\langle \dots \rangle$, crochet de Macaulay indiquant que seules les valeurs positives sont considérées ;
- β , coefficient de non-linéarité dont BODIN démontre que $-(\beta + 1)$ correspond à la pente de la courbe de Wöhler [-] ;
- $f(D)$, fonction exprimant l'évolution de l'endommagement D [-].

Pour définir la forme de l'endommagement explicite $D(N)$, BODIN (2002, p. 54-55) a considéré le cas d'un chargement sinusoïdal uniaxial à amplitude de déformation constante. Dans cette configuration simple, le champ de déformation est homogène et la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$ est égale à la déformation axiale ε_a dans tout l'échantillon. La loi d'évolution de l'endommagement s'écrit alors :

$$\dot{D} = f(D)\varepsilon_a^\beta \langle \dot{\varepsilon}_a \rangle \quad (1.201)$$

Lors du chargement sinusoïdal d'amplitude $\varepsilon_{0,a}$, l'intégration directe de la loi d'évolution de l'endommagement permet d'obtenir l'expression vérifiée par l'endommagement D après N cycles de sollicitation :

$$F(D) = \int \frac{dD}{f(D)} = \frac{\varepsilon_{0,a}^{\beta+1}}{\beta+1} N = N^*(N, \varepsilon_{0,a}) \quad (1.202)$$

Où la fonction $F(D)$ définit la relation entre l'endommagement D et la fonction N^* du nombre de cycles N et du niveau de sollicitation $\varepsilon_{0,a}$.

La fonction $f(D)$ peut être directement reliée à la fonction $F(D)$ par cette relation :

$$f(D) = \frac{1}{F'(D)} \quad (1.203)$$

Les mesures d'endommagement par l'expérimentation permettent de déterminer la forme de la fonction $F(D_{exp})$. BODIN a proposé deux formes de loi différentes (2002, p. 58-60). La première, la Loi à 2 Régimes (L2R), décrit les phases I et II de la fatigue. Il est parti de la fonction $f(D)$ déjà présente dans la littérature pour en déduire la fonction $F(D)$, laquelle permet de calculer les relations de l'endommagement $D(N)$ et du taux d'endommagement $\delta D / \delta N$ (Équations 1.204 à 1.207). La seconde, la Loi à 3 Régimes (L3R), ajoute la description de la phase III (Équations 1.208 à 1.211). BODIN a lui-même défini la forme de la fonction $F(D)$.

Loi à deux régimes (L2R)

$$f(D) = C \cdot D^\alpha \quad (1.204)$$

$$F(D) = \frac{1}{C(1-\alpha)} \cdot D^{1-\alpha} \quad (1.205)$$

$$D(N) = \left(\frac{C(1-\alpha)}{\beta+1} \varepsilon_a^{\beta+1} N \right)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (1.206)$$

$$\frac{\delta D}{\delta N} = D^\alpha \frac{C}{\beta+1} \varepsilon_a^{\beta+1} \quad (1.207)$$

Où,

- α , coefficient pilotant la cinétique d'endommagement [-] ;
- C , un paramètre [-].

Loi à trois régimes (L3R)

$$F(D) = \alpha_1 [1 - e^{-(D/\alpha_2)^{\alpha_3}}] \quad (1.208)$$

$$f(D) = \frac{\alpha_2}{\alpha_1 \alpha_3} \left(\frac{D}{\alpha_2} \right)^{1-\alpha_3} e^{(D/\alpha_2)^{\alpha_3}} \quad (1.209)$$

$$D(N) = -\alpha_2 \ln \left(1 - \frac{\varepsilon_a^{\beta+1}}{\alpha_1(\beta+1)} N \right)^{\frac{1}{\alpha_3}} \quad (1.210)$$

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \frac{\alpha_2}{\alpha_1 \alpha_3} \frac{\varepsilon_a^{\beta+1} \ln \left(1 - \frac{\varepsilon_a^{\beta+1}}{\alpha_1(\beta+1)} N \right)^{\frac{1}{\alpha_3}-1}}{(\beta+1) \left(1 - \frac{\varepsilon_a^{\beta+1}}{\alpha_1(\beta+1)} N \right)} \quad (1.211)$$

Où,

- α_I , coefficient contrôlant la durée de vie [-] ;
- α_{II} , coefficient contrôlant la durée de la phase II [-] ;
- α_{III} , coefficient pilotant la cinétique d'endommagement durant les phases I et III [-].

BODIN a ensuite intégré son modèle d'endommagement dans un code aux éléments finis. Il a proposé une formulation non locale du modèle pour prendre en compte un champ de contraintes hétérogène. Il a en effet remplacé la valeur de la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$ dans les équations précédentes par la moyenne pondérée de la déformation équivalente locale prise sur une région autour du point considéré. Il a appelé cette moyenne, la déformation équivalente non locale $\bar{\varepsilon}$ (2002, p. 68-69). BODIN a également défini une procédure de saut de cycle dont l'erreur relative à l'approximation peut être réduite en adaptant la taille des sauts en fonction de la vitesse d'endommagement, lui permettant de simuler un grand nombre de cycles (2002, p. 78-82). Le modèle numérique permet, avec un jeu unique de paramètres pour un matériau donné dans des conditions établies de fréquence et de température, de décrire plus ou moins bien des essais en traction-compression (DTC-CY) et en flexion deux points (2PB-TR) à déplacement ou à force imposée, et de prédire la courbe de Wöhler complète du matériau pour ce type d'essai (Figure 1.71).

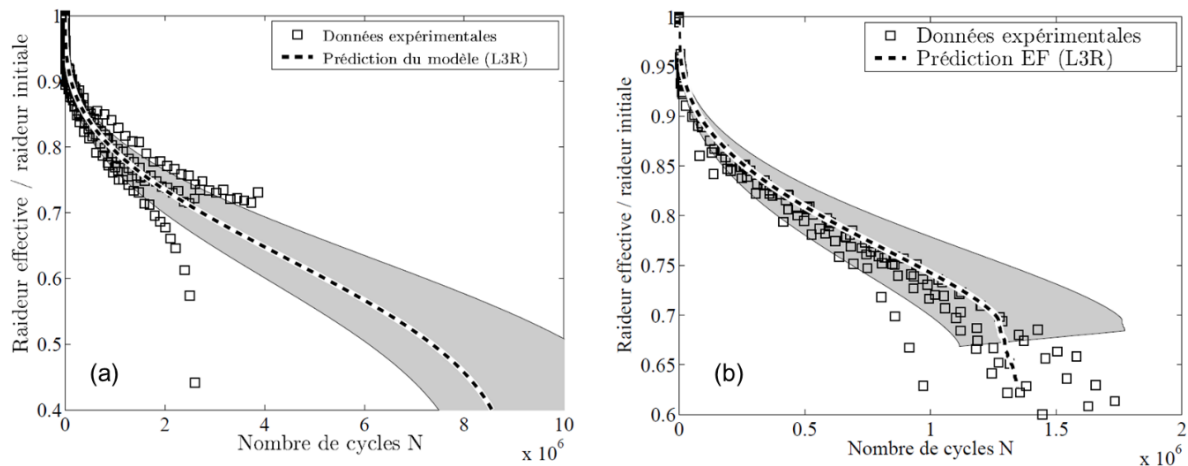


Figure 1.71 Modélisation aux éléments finis d'essais de fatigue (a) DTC-CY et (b) 2PB-TR pour un jeu de paramètres identiques en régime L3R (pour le calage moyen en pointillés : $\alpha_1 = 5,58$, $\alpha_2 = 0,42$, et $\alpha_3 = 3,00$). Le fuseau grisé correspond aux calages extrêmes englobant les données expérimentales les plus éloignées du calage moyen. Et comparaison avec les données expérimentales obtenues sur un béton bitumineux 50/70, de granularité 0/6 mm, à déformation imposée 80 μdef (DTC-CY) ou 140 μdef (2PB-TR) et à 10 °C, 10 Hz. (BODIN, 2002, p. 127 et 128).

S'inspirant des travaux de PIAU (1989), BODIN a également modélisé l'auto-échauffement de l'éprouvette en utilisant l'équation de la chaleur dans son code aux éléments finis (2002, p. 104-115). Il a réalisé des simulations thermomécaniques sans endommagement pour évaluer au moyen du coefficient c_{th} , la décroissance relative de raideur due aux effets thermiques (Équation 1.212). Il a ainsi proposé de corriger les courbes expérimentales de perte de raideur en ôtant cet effet biaisant, ce qui revient à isoler l'endommagement $D_{macro}(N)$ dans l'Équation 1.213. En conséquence, la courbe de Wöhler corrigée des effets thermiques a une pente plus faible que la droite calculée à partir des données brutes expérimentales.

$$c_{th}(N) = \frac{K_0 - K_{th}(N)}{K_0} \quad (1.212)$$

$$\frac{K_{exp}(N)}{K_0} = (1 - c_{th}(N))(1 - D_{macro}(N)) \quad (1.213)$$

Où,

- $c_{th}(N)$, facteur lié à l'effet thermique macroscopique au cycle N [-]
- $D_{macro}(N)$, facteur d'endommagement macroscopique de l'éprouvette au cycle N [-] ;
- $K_{th}(N)$, raideur macroscopique calculée par le modèle thermomécanique sans endommagement au cycle N [N/m] ;
- K_0 , raideur macroscopique initiale expérimentale [N/m] ;
- $K_{exp}(N)$, raideur macroscopique expérimentale mesurée au cycle N [N/m].

1.8.4 Approche par la théorie du *work potential* de SCHAPERY

1.8.4.1 Travaux de SCHAPERY

La dégradation des matériaux bitumineux est aussi abordée à partir de modèles viscoélastiques développés par SCHAPERY (1975a, b, c, 1984, 1987, 1990 et 1999). L'ensemble est connu sous le nom de théorie constitutive viscoélastique non-linéaire¹ de Schapery pour les matériaux à dommages distribués ou de *Work Potential Theory* (WPT, théorie du potentiel de travail). L'approche est basée sur les concepts classiques de la thermodynamique des processus irréversibles, du principe de correspondance « élastique-viscoélastique » et d'une loi d'évolution de l'endommagement. Ci-après, l'approche est expliquée pour un cas uniaxial, mais elle est aussi généralisable à un cas tridimensionnel. Les relations constitutives uniaxiales de la contrainte et de la déformation des matériaux VEL sont généralement exprimées sous la forme d'intégrales de convolution (Équations 1.214 et 1.215) (voir section 1.5.1).

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t - \tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.214)$$

$$\varepsilon(t) = \int_0^t D(t - \tau) \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial \tau}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.215)$$

Où, la fonctions $E(t - \tau)$ correspond au module de relaxation et la fonction $D(t - \tau)$ au module de complaisance.

¹ Non-linéarité due à l'endommagement.

SCHAPERY a suggéré un principe de correspondance « élastique-viscoélastique » qui stipule que les problèmes viscoélastiques peuvent être résolus avec des solutions élastiques lorsque les déformations physiques sont remplacées par des pseudo-déformations. En utilisant une pseudo-déformation ε^R à la place de la déformation physique (Équation 1.216), la relation constitutive uniaxiale présentée dans l'équation 1.214 peut ainsi être réécrite sous la forme d'une loi élastique (Équation 1.217).

$$\varepsilon^R(t) = \frac{1}{E^R} \int_0^t E(t - \tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.216)$$

$$\sigma(t) = E_R \cdot \varepsilon^R(t) \quad (1.217)$$

Où, E_R est un module de référence particulier, généralement pris égal à un.

Le WPT spécifie une variable d'état interne S pour quantifier les dommages. Cette variable d'état interne quantifie tous les changements microstructuraux qui entraînent la réduction de la rigidité observée. Elle varie de 0 (matériau intact) à l'infini. La réduction de la rigidité est définie par le module de pseudo-rigidité sécant C , dépendant de l'endommagement S . Cette fonction est caractéristique du matériau et indépendante des conditions de chargement. Ces considérations permettent d'écrire la relation constitutive non linéaire de la contrainte uniaxiale, et par conséquent de la déformation uniaxiale à partir de la relation 1.216 (Équations 1.218 et 1.219). La variable d'endommagement S du modèle de SCHAPERY est à différencier de la variable d'endommagement D au sens de KACHANOV. Néanmoins, les deux théories sont rapprochables (BODIN, 2002, p. 36-38).

$$\sigma(t) = C(S) \cdot \varepsilon^R(t) \quad (1.218)$$

$$\varepsilon(t) = E^R \int_0^t D(t - \tau) \cdot \frac{\partial \left(\frac{\sigma(\tau)}{C(S)} \right)}{\partial \tau} \cdot d\tau \quad (1.219)$$

L'hypothèse de départ consiste à postuler l'existence d'une pseudo-énergie potentielle thermodynamique W_d^R dépendante de la pseudo-déformation ε^R et de la pseudo-rigidité endommagée $C(S)$. Pour un cas uniaxial, elle est donnée par l'Équation 1.220. La loi d'évolution de l'endommagement S est alors inspirée des lois de propagation de fissure en mécanique de la rupture, en loi puissance de coefficient α , du type loi de Paris généralisée (Équation 1.221).

$$W_d^R = \frac{1}{2} C(S) (\varepsilon^R)^2 \quad (1.220)$$

$$\frac{dS}{dt} = \left(-\frac{\partial W_d^R}{\partial S} \right)^\alpha \quad (1.221)$$

1.8.4.2 Application aux enrobés bitumineux

La théorie de Schapery a d'abord été appliquée aux enrobés bitumineux par des chercheurs de l'Université A&M du Texas afin de décrire le comportement du sable bitumineux sous chargement cyclique à déformation contrôlée (KIM & LITTLE, 1990). Puis d'autres recherches ont montré que cette théorie pouvait également décrire le comportement des enrobés sous chargement cyclique à déformation et à contrainte contrôlées (LEE, 1996 ; LEE & KIM, 1998a, 1998b). Des recherches ultérieures ont finalement dévoilé que la réduction de l'intégrité de l'enrobé pouvait être décrite au fur et à mesure de l'augmentation des dommages dans l'échantillon avec une seule courbe caractéristique quelles

que soient les conditions de chargement appliquées (cyclique ou monotone, amplitude de déformation, vitesse de déformation, fréquence, température) (DANIEL & KIM, 2002). Par ailleurs, la vérification du PETT à des niveaux élevés d'endommagement est une découverte tout aussi importante (CHEHAB et al., 2002). Ces deux résultats ont réduit considérablement le protocole d'essai requis tout en élargissant le champ d'application du modèle. Les travaux de CHEHAB et al. utilisent la théorie de SCHAPERLY ainsi que la décomposition des déformations pour tenir compte des déformations viscoélastiques et viscoplastiques (CHEHAB et al., 2003). Cette théorie a été appliquée à des enrobés testés à l'échelle 1:1 avec la machine ALF¹ de la FHWA² à McLean, Virginie (UNDERWOOD et al., 2006). Les principes de modélisation se sont révélés aussi bien applicables aux enrobés modifiés que non modifiés. L'ensemble de ce dernier travail est détaillé dans un long rapport (KIM et al., 2009). Il fournit une description du modèle MVEPCD (*Multiaxial ViscoElastoPlastic Continuum Damage / Endommagement dans un milieu viscoélastoplastique multiaxial*), élaboré progressivement depuis 1990.

1.8.5 Couplage des effets biaisants

La simulation des essais de fatigue se présente comme un problème couplé faisant intervenir à tout instant un problème mécanique viscoélastique et des problèmes thermiques, thixotropiques et de non-linéarité des amplitudes de chargement. Le module complexe dépend effectivement de ces effets biaisants, dont la répartition généralement hétérogène au sein d'une éprouvette induit une distribution hétérogène des valeurs du module. Il tient donc lieu de les considérer.

Sous chargement sinusoïdal, les variations de température T dans l'éprouvette peuvent être décomposées en deux échelles de temps, dites lente et rapide. La composante rapide T_{rapide} est due aux variations cycliques et est par conséquent de forme sinusoïdale. Elle est négligeable par rapport à la composante lente T_{lente} correspondant à l'auto-échauffement. L'auto-échauffement est l'effet biaisant le plus souvent modélisé (exemples : PIAU, 1989 ; RIAHI et al., 2017 ; SANTOS, 2020, p. 113-117). Sa modélisation proposée par PIAU comprend l'équation de diffusion de la chaleur (Équation 1.222), la donnée d'une température initiale (éprouvette généralement à la même température que le milieu extérieur) ainsi que des conditions aux limites du type « échange linéaire » entre l'éprouvette et le milieu extérieur (Équation 1.223).

Équation de diffusion de la chaleur :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) - \text{div}[\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T(x, y, z, t)] = \omega |E^*| \sin \varphi w_{el} \quad (1.222)$$

Où,

- $T(x, y, z, t)$, la température en un point de l'éprouvette de coordonnées x, y, z à l'instant t [K] ;
- ρ , la masse volumique de l'enrobé [kg/m³] ;
- C_p , la chaleur spécifique de l'enrobé à pression constante [J.kg⁻¹.K⁻¹] ;
- λ , la conductivité thermique de l'enrobé [W.m⁻¹.K⁻¹] ;
- $w_{el} = 0,5 \cdot E_1 \cdot \varepsilon(t)^2$, la densité d'énergie de déformation élastique pour un module unitaire ($E_1 = 1$) [J/m³].

¹ *Accelerated Loading Facility / Dispositif de chargement accéléré utilisé pour simuler le trafic de véhicules lourds sur les structures de chaussée dans des conditions contrôlées.*

² *Federal Highway Administration / Administration fédérale des routes.*

Échange linéaire avec le milieu extérieur :

$$\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T(x, y, z, t) \cdot \vec{n} = h \cdot [T_{ext} - T(x, y, z, t)] \quad (1.223)$$

Où,

- \vec{n} , le vecteur normal extérieur à la face de l'éprouvette [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$] ;
- h , le coefficient de transfert thermique surfacique dont la valeur dépend de la surface considérée de l'éprouvette [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$] ;
- T_{ext} , la température du milieu extérieur [$^{\circ}\text{C}$ ou K].

Bien qu'elle soit l'effet biaisant le plus important au cours d'essais de fatigue, la thixotropie est jusqu'à ce jour, pas ou très peu modélisée pour les enrobés bitumineux. De plus, son effet a tendance à être trop souvent sous-estimé en phase I au profit de l'auto-échauffement (voir section 1.6.5.3). Les recherches sur la thixotropie menées dans le domaine des systèmes colloïdaux¹ montrent un phénomène complexe et difficile à modéliser (LARSON & WEI, 2019 ; MEWIS & WAGNER, 2009 ; ROUSSEL, 2006 ; SOUZA MENDES, 2009). Selon MEWIS et WAGNER, il existe trois types d'approche de modélisation. D'une part, les modèles phénoménologiques en comptent deux. La première classe est basée sur la mécanique des milieux continus dont les modèles associés décrivent généralement les effets du temps au moyen de fonctions héréditaires mettant en relation la contrainte et la déformation. La seconde classe utilise un paramètre interne ou dit de « structure », noté λ , qui exprime de façon macroscopique l'arrangement de la microstructure du matériau. Généralement, ce paramètre varie entre les valeurs de 0 pour la structure totalement déstructurée et 1 pour la structure entièrement développée, mais des valeurs qui divergent vers l'infini sont aussi parfois utilisées. Ces modèles associent une réponse rhéologique à l'état structural du matériau, tandis que la dépendance temporelle est exprimée par une équation cinétique de l'évolution du paramètre de structure λ . D'autre part, d'un point de vue scientifique, il existe un besoin de modèles de la microstructure pouvant prédire le comportement thixotropique basé sur la nature des composants, les mécanismes sous-jacents et les lois physiques qui les gouvernent. Mais compte tenu des modifications complexes induites par l'écoulement, des simplifications importantes sont souvent nécessaires. Les modèles phénoménologiques qui utilisent un paramètre de structure λ peuvent être considérés comme des modèles microstructuraux extrêmement simplifiés.

L'effet de la non-linéarité en fatigue se retrouve lors de la montée du niveau de sollicitation, lors d'essais non homogènes, et lors de la comparaison entre des résultats obtenus avec différents niveaux de sollicitation. Les quelques modélisations existantes sont décrites en section 1.5.3. Dans la littérature, rare sont les modélisations en fatigue prenant en compte l'effet du niveau de chargement sur les valeurs du module complexe. SANTOS (2020, p. 141-142) a utilisé une approche linéaire de la variation de la norme du module et de l'angle de phase en fonction de l'amplitude de déformation.

¹ D'après l'IUPAC (1997), le terme désigne un état de subdivision impliquant des molécules ou particules polymoléculaires dispersées dans un milieu et dont la taille est comprise entre 1 nm et 1 μm dans au moins une direction, ou impliquant dans un système, des discontinuités de cet ordre de grandeur. Par exemple, aérosols, gels, lait, mayonnaise, peinture.

1.9 VIEILLISSEMENT CHIMIQUE

1.9.1 Généralités

Le liant d'un enrobé fabriqué à chaud subit au cours de sa vie deux types de vieillissement chimique successifs : un vieillissement rapide lors de la fabrication et de la mise en œuvre et un vieillissement lent lors de la mise en service de la chaussée. On considère que le bitume durcit d'un grade de pénétration après les opérations de malaxage et de pose de l'enrobé (CORTÉ, DI BENEDETTO, et al. 2005, p. 122). Ce vieillissement des liants entraîne une rigidification de l'enrobé. Bien qu'avantageuse à l'égard de l'orniérage car elle améliore la capacité portante et la résistance à la déformation permanente des chaussées, la rigidification conduit en contrepartie à une augmentation de la fragilité des enrobés et par conséquent de leur potentiel de fissuration, réduisant leur durabilité en fatigue. À l'origine de ce phénomène de vieillissement chimique existe une combinaison de plusieurs mécanismes. Les quatre plus reconnus sont l'oxydation, la perte de composants volatils par évaporation et par exsudation d'huile, et le durcissement stérique (ou dit physique) (AIREY, 2003 ; HUNTER et al., 2015, p. 574 ; TAUSTE et al., 2018). Les deux derniers phénomènes se produisent exclusivement lors de la mise en service de la chaussée. À cette liste, on peut également ajouter l'effet des ultraviolets, qui revient assez régulièrement dans la littérature, mais leur effet se limite à la surface des chaussées (AIREY, 2003).

L'oxydation est considérée comme la principale cause du vieillissement des bitumes (HUNTER et al., 2015, p. 75 et 575). À l'enrobage, l'oxydation chimique est violente car l'apport énergétique est intense (température et oxygène de l'air). Dans la chaussée, le bitume s'oxyde lentement en présence d'oxygène issu de l'air atmosphérique. Au niveau de sa microstructure, la concentration des groupes fonctionnels¹ polaires augmente produisant un nombre excessif d'agglomérats moléculaires (micelles) par association polaire. Le nombre élevé d'agglomérats conduit à une perte de leur mobilité dans leurs déplacements les uns par rapport aux autres sous l'effet d'une contrainte thermique ou mécanique (voir section 1.3.3.4). La fragilisation de l'asphalte qui en résulte le rend susceptible à la fissuration et à la fracturation, et résistant à la cicatrisation (PETERSEN, 2009, p. 21). Le taux d'oxydation des bitumes est fortement accéléré lorsque la température et la surface de contact augmentent. Au niveau des enrobés, une plus grande porosité favorise donc l'accès de l'oxygène (MORIAN et al., 2013 ; HUNTER et al., 2015, p. 75).

L'évaporation des composants volatils dépend principalement de la température et des conditions d'exposition du bitume. Le taux d'évaporation est contrôlé par le taux de diffusion et par la longueur du chemin de diffusion. Un enrobé compact aura ainsi un processus de diffusion lent en comparaison d'un enrobé poreux. Cela dit, les bitumes de revêtement sont relativement peu volatils, et par conséquent, le durcissement qui en résulte assez faible (HUNTER et al., 2015, p. 575).

Le durcissement exsudatif résulte du mouvement des composants huileux qui exsudent du bitume dans l'agrégat minéral (VAN GOOSWILLIGEN et al., 1989). Il s'ensuit une plus forte concentration de molécules polaires et donc de micelles. Ce type de durcissement est fonction de la tendance à l'exsudation du bitume et de la porosité des granulats.

¹ En chimie, les composés organiques peuvent être considérés comme constitués d'un squelette relativement peu réactif et d'un ou plusieurs groupes fonctionnels. Le groupe fonctionnel est un atome, ou un groupe d'atomes, qui confère une réactivité propre à la molécule qui le contient.

Le durcissement stérique est généralement attribué à un réarrangement du système colloïdal du bitume lors du refroidissement de la chaussée après application de l'enrobé (TRAXLER & SCHWEYER, 1936). Il se traduit par un déplacement très lent (plusieurs mois) de l'équilibre vers des agglomérats de molécules de taille plus grande. Cet effet pourrait également être lié à la présence de composés cristallisables, comme les paraffines (PLANCHE et al., 1997). Ce phénomène est néanmoins réversible car lorsque la température est ramenée à l'ambiante après une élévation, les propriétés initiales du bitume sont récupérées.

1.9.2 Procédures de vieillissement en laboratoire

Sur les quatre-vingts dernières années, des procédures de vieillissement artificiel accéléré ont été mises au point dans les laboratoires afin de reproduire les phases de vieillissement à court et long terme des bitumes. Certaines s'appliquent à l'échelle du bitume et d'autres à l'échelle de l'enrobé. Un grand nombre de ces processus a été recensé par AIREY (2003). Ces procédures se concentrent principalement sur le phénomène d'oxydation et la perte de composants volatils par évaporation. L'accélération des processus est obtenue par une augmentation de la température, par un flux d'air ou d'oxygène ou en favorisant la diffusion de l'oxygène dans le liant (pression, mélange, film mince).

1.9.2.1 Pour bitumes

Les essais normalisés les plus couramment utilisés pour simuler le vieillissement à court terme des bitumes sont le TFOT (*Thin Film Oven Test* / essai d'un film fin à l'étuve), le RTFOT et le RFT (*Rotating Flask Test* / essai au ballon rotatif) (AIREY, 2003). Ces essais ne sont cependant pas adaptés pour modéliser le vieillissement à long terme en raison de leurs températures d'essai trop élevées (163 ou 165 °C). Il est considéré qu'une simulation pertinente ne peut être obtenue que par des essais accélérés réalisés à une température inférieure à 100 °C. Parmi ces différents essais, les principaux sont le PAV et le RCAT (*Rotating Cylinder Ageing Test* / méthode du cylindre tournant) (CORTÉ, DI BENEDETTO et al., 2005, p. 125-126). Nous nous concentrerons ici sur le RTFOT et le PAV qui ont été utilisés dans le cadre du projet MOVEDVDC.

1.9.2.1.1 Rolling Thin-Film Oven Test

La méthode RTFOT (*Rolling Thin-Film Oven Test* / essai d'un film mince en rotation à l'étuve) a été développée par la *California Division of Highways* (division californienne des autoroutes) pour simuler le vieillissement oxydatif du bitume en centrale d'enrobage (HVEEM et al., 1963). Elle consiste à faire tourner huit bouteilles en verre contenant chacune 35 g de bitume non modifié dans une étagère tournante verticale (la sole) d'une étuve chauffée à 163 °C (Figure 1.72). La sole est entraînée mécaniquement à une vitesse de 15 tours par minute pendant 75 min. Un injecteur d'air souffle de l'air chaud à un débit de 4000 ml/min dans chaque récipient au point le plus bas de leur course, soit un jet toutes les 4 s. Au cours de l'essai, le bitume s'écoule en continu autour de la surface intérieure de chaque récipient en films relativement minces de 1,25 mm. La méthode garantit que tout le bitume est exposé à la chaleur et à l'air et le mouvement continu garantit qu'aucune peau ne se développe pour protéger le bitume. L'essai RTFOT a été normalisé en Europe sous le code NF EN 12607-1, 2014.

La norme précise cependant que la méthode RTFOT pourrait ne pas convenir à certains liants modifiés ou de viscosité trop élevée car ils ne permettraient pas un renouvellement du film. En effet la température référentielle de 163 °C du RTFOT n'est pas représentative de la température utilisée dans les centrales d'enrobage lors du malaxage des granulats et du liant modifié, habituellement

portée entre 163 et 180 °C pour surmonter ce problème de viscosité. Pour cette raison, il est préférable d'appliquer la méthode RTFOT à 175 °C pour les liants modifiés (MOUILLET & DUMAS, 2008).

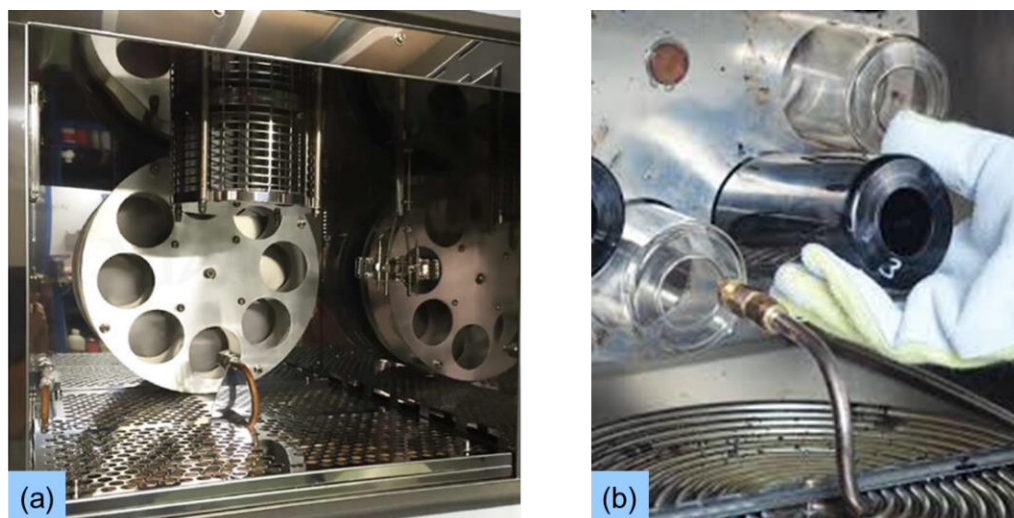


Figure 1.72 (a) Vue intérieure d'un équipement RTFOT avec la sole tournante non chargée (site Vialab, 2023). (b) Récipients en verre vides ou remplis avec un bitume chargés dans la sole (site Eurobitume, n.d.).

1.9.2.1.2 Pressure Aging Vessel

La méthode PAV (*Pressure Aging Vessel* / récipient de vieillissement sous pression) a été mise au point par l'équipe de recherche SHRP-A-002A (projet américain) pour simuler le vieillissement oxydatif du bitume en service sur le terrain (CHRISTENSEN & ANDERSON, 1992 ; PETERSEN et al., 1994, chapitre 4, p. 39). Le procédé consiste à faire vieillir une quantité de 50 g de bitume, déjà vieilli au RTFOT, dans une coupelle en acier inoxydable de 140 mm de diamètre, ce qui correspond à un film de liant d'environ 3,2 mm d'épaisseur (Figure 1.73a). La coupelle est placée sur une étagère qui est à son tour déposée à l'intérieur d'une cuve (Figure 1.73b). Celle-ci est pressurisée avec de l'air à 2,07 MPa et est chauffée à des températures comprises entre 90 et 110 °C pendant 20 h. En fonction de l'environnement général dans lequel la chaussée sera construite, différentes températures peuvent être utilisées : 90 °C pour un climat froid, 100 °C pour un climat modéré, et 110 °C pour un climat chaud, comme les zones désertiques. L'essai PAV a été normalisé en Europe sous le code NF EN 14769, 2013.

MIGLIORI et CORTE (1999) ont étudié la possibilité de simuler la méthode RTFOT et le procédé RTFOT + PAV simplement au moyen d'essais PAV pour des bitumes non modifiés. Ils ont constaté que 5 heures de vieillissement PAV à 100 °C et 2,07 MPa étaient équivalentes au vieillissement RTFOT standard, et que 25 heures de vieillissement PAV à 100 °C et 2,07 MPa étaient équivalentes au vieillissement RTFOT + PAV standard. Récemment, toujours pour des bitumes non modifiés, AL-AZRI et al. (2006) ont trouvé qu'un vieillissement RTFOT + 20 h PAV correspondait approximativement à un vieillissement en centrale d'enrobage, suivi de quatre années en chaussée. Dans le cas des liants modifiés, il n'existe pas encore de correspondance claire (MOUILLET & DUMAS, 2008).

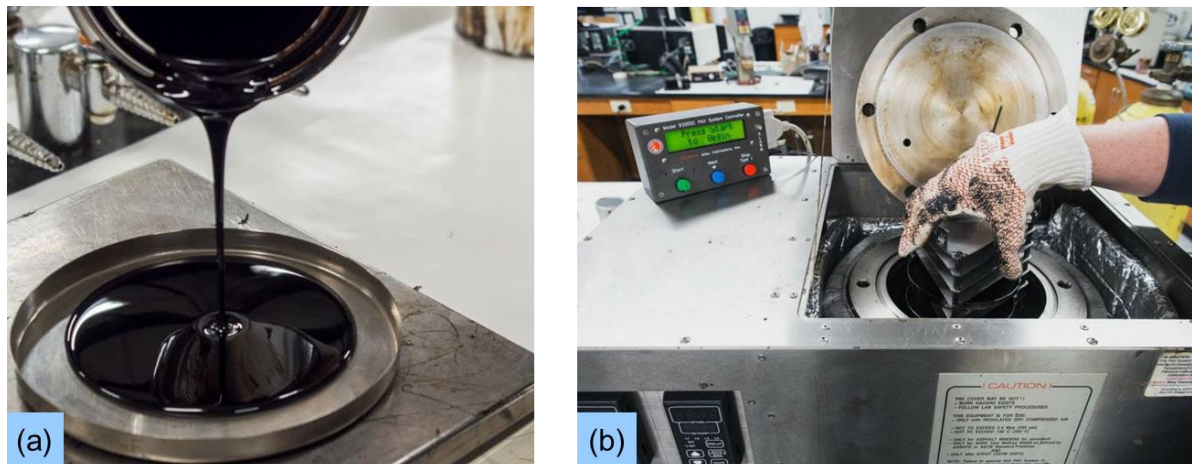


Figure 1.73 (a) Préparation d'un échantillon de bitume de 50 g dans une coupelle en acier (TURNER, n.d.). (b) Placement de l'étagère chargée de coupelles dans la cuve pressurisée de l'équipement PAV (TURNER, n.d.).

1.9.2.2 Pour enrobés

Bien que le vieillissement concerne les liants bitumineux, il est utile de l'appliquer aussi aux enrobés afin d'évaluer l'influence de l'interaction granulats-bitume sur le vieillissement. Néanmoins, les procédures de vieillissement des enrobés en laboratoire sont encore peu nombreuses à avoir été normalisées. Il s'agit encore pour la plupart de recommandations. Aux problématiques rencontrées sur les bitumes, s'ajoute également le choix d'appliquer le vieillissement à l'enrobé compacté ou foisonné, avec leurs avantages et inconvénients.

La première approche consiste à utiliser des échantillons de laboratoire compactés comme sur le terrain, puis à les vieillir indépendamment des conditions réelles. Cette méthode convient bien pour déterminer les caractéristiques finales des mélanges d'asphalte sur la route. Cependant, le processus nécessite du temps en raison du taux d'oxydation considérablement faible. Il existe en effet des gradients de vieillissement de la périphérie vers le centre de l'éprouvette. De plus, l'exposition à des températures élevées et éventuellement à la pression, selon la procédure, peut compromettre l'intégrité de l'échantillon (déformation, porosité) (ELWARDANY et al., 2017).

La deuxième approche consiste à vieillir directement l'enrobé foisonné (agrégats d'enrobés non compactés), et à le compacter ensuite. Cette méthode est plus homogène en matière de vieillissement du mélange. Cependant, elle ne permet pas de maintenir la continuité des échantillons car à chaque nouvelle étape de vieillissement, l'échantillon compacté sera différent. De plus, elle ne garantit pas une cohésion suffisante des granulats lors du compactage, et l'augmentation de l'énergie nécessaire pour les compacter peut dégrader leur structure (ELWARDANY et al., 2017).

Le protocole de vieillissement défini par le comité technique RILEM TC 206-ATB TG5 (PARTL et al., 2013, p. 378-379) privilégie la simplicité et l'efficacité. Il s'applique aux enrobés foisonnés afin de garantir un vieillissement homogène. Il consiste à chauffer un mélange bitumineux dans un four, afin d'oxyder le matériau : 4 h à 135 °C pour le vieillissement à court terme, et 9 jours à 85 °C pour le vieillissement à long terme. Le vieillissement par ultraviolets n'a pas été pris en compte car il n'affecte qu'une très fine section de la couche de surface. De même, les flux d'air/oxygène n'ont pas été considérés afin de se conformer autant que possible aux installations des fours de laboratoire.

1.9.3 Marqueurs du vieillissement

1.9.3.1 Marqueurs chimiques

1.9.3.1.1 Fractions SARA

Les fractions SARA du bitume évoluent au fur et à mesure de son vieillissement. Selon le schéma de séparation de CORBETT (1969), les quatre fractions produites dans l'ordre de leur polarité moléculaire croissante sont les saturés, les aromatiques naphthéniques, les aromatiques polaires et les asphaltènes. En raison de leur faible réactivité chimique, les saturés sont très résistants à l'oxydation dans l'air ambiant et leur fraction reste stable. Pour les trois autres fractions de CORBETT, lors de l'oxydation, un mouvement des composants des fractions les moins polaires vers les fractions les plus polaires s'opère à mesure que des groupes fonctionnels contenant de l'oxygène sont formés dans les molécules d'asphalte. Comme les diverses fractions ont des réactivités différentes vis-à-vis de l'oxydation, le résultat est généralement une perte nette des composés aromatiques naphthéniques, éventuellement une diminution des composés aromatiques polaires, et une augmentation de la fraction des asphaltènes (PETERSEN, 2009, p. 3). Cependant, selon les pourcentages obtenus par CORBETT pour chacune de ses fractions, les aromatiques polaires semblent à la fois contenir une part de la fraction des aromatiques et la fraction des résines, telles qu'elles sont définies par les schémas de séparation plus récents. On enregistre en effet aujourd'hui plus généralement une perte nette de la fraction des aromatiques et une augmentation de la fraction des résines (ISACSSON & ZENG, 1997 ; MIRWALD et al., 2020).

On l'aura donc constaté, la décomposition des fractions SARA reflète la classe de solubilité du solvant utilisé. Sans la création d'une décomposition générique et facilement reproductible, il n'est pas possible de comparer les résultats entre laboratoires.

1.9.3.1.2 Analyse par spectroscopie infrarouge

Le principe de la spectroscopie InfraRouge (IR) repose sur la théorie selon laquelle une liaison chimique entre deux atomes absorbe la lumière infrarouge lorsque son rayonnement correspond à l'un de ses modes de résonance : vibration d'élongation ν (longueur des liaisons), vibration de déformation δ (déformation angulaire). Avec un spectromètre, l'absorbance du rayonnement infrarouge d'un matériau est mesurée en fonction du nombre d'ondes. Le résultat est un spectre fournissant une empreinte chimique distincte dudit matériau. Ce spectre permet d'en reconstituer sa nature chimique par identification des composés aux diverses bandes d'absorption, grâce à une bibliothèque fournie par l'expérience. La spectroscopie peut-être de nature qualitative (repérage des composés) ou quantitative (mesure des concentrations de ces composés avec la loi de Beer-Lambert par exemple).

La plupart des spectromètres IR fonctionnent aujourd'hui par Transformée de Fourier (TF), et non plus par mesures dispersives. On parle alors de spectroscopie IRTF. Une source continue générale de la lumière infrarouge sur un large éventail de longueurs d'onde. La lumière infrarouge passe ensuite par un interféromètre, puis est dirigée vers l'échantillon. Après avoir traversé (ou réfléchi sur) l'échantillon, le signal mesuré est un interférogramme. Traité par une transformée de Fourier, il est converti en un spectre.

Pour les bitumes, la mesure de la lumière infrarouge absorbée se fait couramment en mode de transmission. L'échantillon est alors préparé en dilution dans du solvant ou directement en un film suffisamment fin pour laisser passer la lumière. Le procédé de spectroscopie IRTF est fort intéressant pour les bitumes car il permet de suivre leur niveau d'oxydation grâce aux mesures d'absorbance des groupes fonctionnels carbonyle et sulfinyle en vibration d'élongation, respectivement vers les nombres d'ondes 1700 cm^{-1} et 1030 cm^{-1} (exemple Figure 1.74).

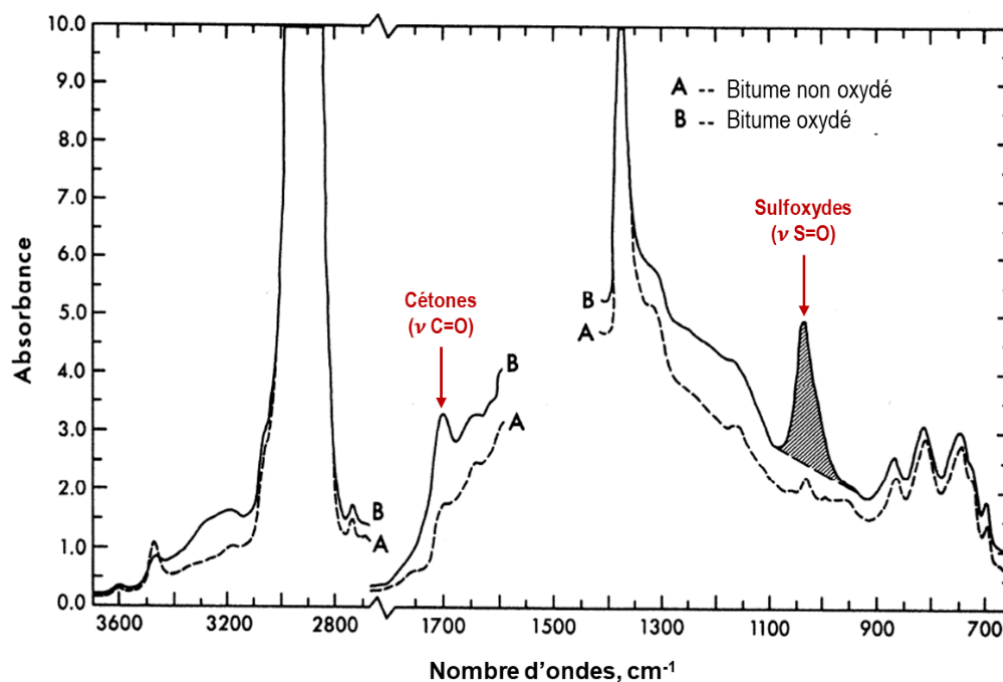


Figure 1.74 Exemple de spectre infrarouge d'une solution de bitume dilué dans du disulfure de carbone (CS_2), avant et après l'oxydation du bitume (traduit de PETERSEN, 1986, p. 3). Entre 1600 et 1400 cm^{-1} , le spectre est annulé pour la zone d'absorption du solvant. Entre 2700 et 1900 cm^{-1} , le spectre n'est pas représenté car il n'y a pas de bandes d'absorption significatives pour les bitumes.

Le groupe carbonyle est constitué d'un atome d'oxygène et d'un atome de carbone entre lesquels existe une double liaison ($\text{C}=\text{O}$). Au sein des bitumes, la région d'absorption infrarouge autour de 1700 cm^{-1} est principalement constituée des cétones, composé organique dans lequel le groupe carbonyle est inséré entre deux carbones de la chaîne carbonée. Il a été suggéré que la formation des groupes fonctionnels carbonyle modifiait suffisamment la polarité, et donc la solubilité, des chaînes organiques associées dans la fraction dite des aromatiques polaires, selon la séparation de type Corbett, pour qu'elles s'agglomèrent et migrent vers la fraction des asphaltènes (PETERSEN et al., 1996). Une relation linéaire a été observée entre l'augmentation de la viscosité logarithmique et la formation des cétones pendant l'oxydation (LAU et al., 1992 ; PETERSEN et al., 1993).

Le groupe sulfinyle est constitué d'un atome d'oxygène et d'un atome de soufre entre lesquels existe une double liaison ($\text{S}=\text{O}$). Dans les bitumes, la bande d'absorption infrarouge vers 1030 cm^{-1} est principalement formée des sulfoxydes, composés organiques dans lesquels l'atome de soufre est relié à deux chaînes carbonées. Ils sont souvent produits en quantités plus importantes que les cétones, particulièrement dans les bitumes à haute teneur en soufre (PETERSEN, 1998a ; PETERSEN & HARNSBERGER, 1998b). Dans le passé, la concentration en sulfoxydes n'était pas perçue comme un indicateur fiable du vieillissement en raison de leur décomposition thermique aux hautes températures

employées lors des anciennes procédures de vieillissement oxydatif. De plus, les sulfoxydes n'ont qu'un faible effet sur l'augmentation de la viscosité (PETERSEN, 1998a ; PETERSEN & HARNBERGER, 1998b). Néanmoins, la formation des sulfoxydes reste un facteur important dans la compréhension des mécanismes du durcissement oxydatif.

En effet, lors de la réaction du vieillissement à long terme, les cétones et les sulfoxydes sont produits à partir du même précurseur hydroperoxyde¹. Lorsque des cétones sont produites, toute production de sulfoxydes qui les accompagne est aussi associée à la formation d'alcools benzyliques. Comme les cétones, la production de ces alcools contribue aussi à l'augmentation de la viscosité, mais de façon plus prononcée. Lorsque tous les sulfures réactifs sont épuisés, la production de sulfoxydes cesse et la production de cétones augmente conséquemment. La courbe d'augmentation de la viscosité ralentit alors jusqu'à une allure constante en fonction de la production de cétones (Figure 1.75) (PETERSEN & GLASER, 2011).

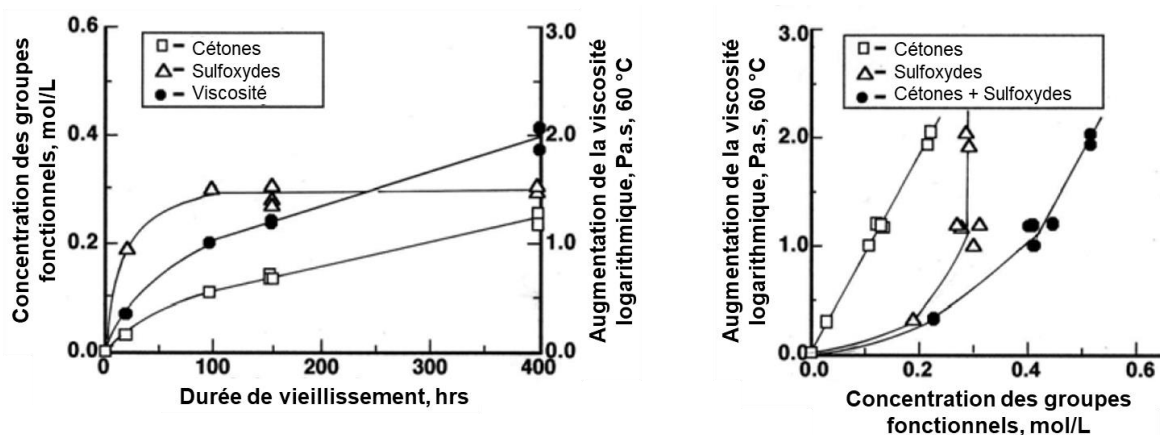


Figure 1.75 Évolution de la viscosité et de la concentration en cétones et sulfoxydes au cours d'un vieillissement PAV à 80 °C sur le bitume SHRP AAF-1 contenant 3,4 % de soufre (traduit de PETERSEN & GLASER, 2011, p. 815).

Le procédé IRTF est un outil pratique et efficace pour suivre le vieillissement oxydatif des bitumes. En revanche, comme pour les fractions SARA, il souffre de l'absence de cadre normatif pour les bitumes entraînant des divergences de procédures entre les laboratoires qui peut aller de procédures simples, telles que la préparation de l'échantillon et le format des données brutes, à la méthode de calcul utilisée pour extraire les informations pertinentes du spectre du bitume (DONY et al., 2016).

1.9.3.1.3 Analyse par calorimétrie différentielle à balayage

La calorimétrie différentielle à balayage (DSC pour *Differential Scanning Calorimetry*) est une technique d'analyse thermique servant à mesurer la quantité de chaleur libérée ou absorbée par un échantillon pendant son chauffage ou son refroidissement sur une plage de températures. L'analyse des résultats permet de caractériser les propriétés thermiques d'un matériau, mais aussi de déterminer la température à laquelle certaines transitions de phase surviennent, notamment la température de transition vitreuse, ainsi que les événements de fusion et de cristallisation. Au cours du vieillissement, la matrice du bitume subit des modifications qui peuvent être suivies avec cette technique.

¹ Composé organique ou minéral ayant un hydroxyle lié à un autre atome d'oxygène, HO-O[•] ou HO-OR.

La température de transition vitreuse (T_g pour *glass temperature*) d'un matériau caractérise le passage d'un état vitreux (solide élastique) à un état caoutchouteux (solide viscoélastique) du fait de l'affaiblissement de liaisons intermoléculaires. Elle correspond à un point d'inflexion du flux thermique dans la plage de températures. Cette température T_g semble augmenter avec le vieillissement. Il a été démontré que la température de transition vitreuse augmente linéairement avec la perte de poids dans des échantillons de bitume soumis à l'évaporation et l'oxydation (KRIZ et al., 2008). Ces mêmes auteurs alertent cependant sur la dépendance de la température T_g avec les conditions expérimentales (taux de chauffage, °C/min, par exemple).

1.9.3.2 Marqueurs physiques

Le niveau de vieillissement des bitumes peut être suivi à partir des résultats des essais ou à partir des paramètres des modèles rhéologique et analytiques.

1.9.3.2.1 Essais empiriques normalisés

Les essais empiriques et normalisés de caractérisation des bitumes, tels que la pénétrabilité et le point de ramollissement bille et anneau (voir section 1.3.3.7), sont employés depuis des décennies comme indices pour suivre leur vieillissement. Il est connu que le vieillissement d'un bitume entraîne une diminution de la pénétration et une augmentation de la valeur du point de ramollissement au fil du temps (POULIKALOS et al., 2019 ; KOŁODZIEJ et al., 2021).

1.9.3.2.2 Essais de viscosité

Comme on a pu le constater en section 1.9.3.1.2, la viscosité du bitume augmente avec son vieillissement. Ainsi, le ratio de la viscosité du matériau vieilli par la viscosité du matériau non vieilli peut servir de marqueur du vieillissement (HUNTER et al., 2015, p. 60-61).

1.9.3.2.3 Essais de module complexe

Le vieillissement du bitume gagne en efficacité plus la température devient élevée et/ou la fréquence petite, se traduisant par une augmentation du module de rigidité complexe et une diminution de l'angle de phase de plus en plus prononcées (voir par exemple Figure 1.76, MOLENAAR et al., 2010). Ces variations indiquent que le matériau admet un comportement de plus en plus élastique et fragile, autrement dit de moins en moins visqueux et déformable. L'effet du vieillissement semble au contraire s'estomper aux basses températures et/ou hautes fréquences. Cependant, la majorité des articles sur ce sujet ne présentent que les courbes de la norme et de l'angle de phase du module complexe en fonction de la pulsation dans un repère logarithmique. Or à basse température et haute fréquence, le repère logarithmique occulte pleinement l'observation d'un quelconque effet du vieillissement. Une représentation complémentaire dans le plan de Cole-Cole serait la bienvenue.

1.9.3.2.4 Paramètres des modèles rhéologiques et analytiques

Les modèles rhéologiques et analytiques sont capables de reproduire le comportement viscoélastique des bitumes et des enrobés vieillis. En revanche, une recalibration de leurs paramètres est nécessaire après chaque nouvel état de vieillissement, comme cela a été constaté sur le modèle rhéologique 2S2P1D ou le modèle analytique CAM (YUSOFF et al., 2010). Les variations des paramètres peuvent ainsi servir de marqueurs de vieillissement. D'autres auteurs ont préféré chercher à relier les variations des paramètres des modèles à celles des concentrations en cétones ou sulfoxydes mesurées par

IRTF dans l'idée de créer des modèles prédisant l'impact du vieillissement sur les propriétés rhéologiques du matériau (PEREZ-MARTINEZ et al., 2016). Cependant, ces deux procédés restent approximatifs en raison du fort couplage pouvant exister entre paramètres, notamment sur les modèles rhéologiques.

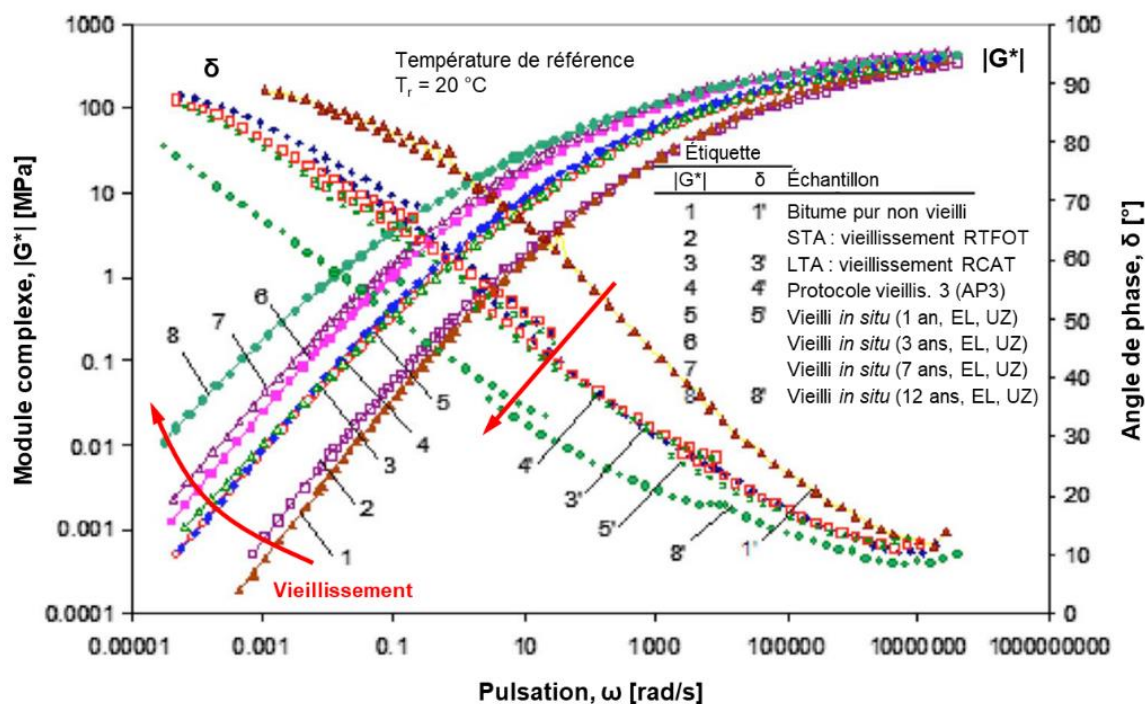


Figure 1.76 Exemple de l'effet du vieillissement sur la norme du module de cisaillement complexe $|G^*|$ et sur le déphasage δ . Ces données ont été obtenues à partir d'essais DSR menés sur un même bitume pur à différents états de vieillissement : vieilli en laboratoire (1 à 3), extrait d'un enrobé vieilli en laboratoire (4) ou extrait d'un enrobé prélevé *in situ* (5 à 8) (traduit de MOLENAAR et al., 2010, p. 785).

1.9.4 Effet du vieillissement sur la fatigue

Le vieillissement des enrobés entraîne une diminution de leur durée de vie en fatigue, comme il a été démontré avec des essais de traction indirecte IT-CY à force imposée (ARTAMENDI et al., 2009) et de flexion deux-points 2PB-TR à déplacement imposé (FERNÁNDEZ-GÓMEZ et al., 2016). FERNÁNDEZ-GÓMEZ et al. ont également exposé que le vieillissement conduisait à une diminution du paramètre ϵ_0 et une augmentation de la pente b de la droite de fatigue de type Wöhler (voir section 1.6.3.3.1).

Pourtant, une large étude menée sur des bitumes au moyen d'essais de cisaillement DSR a révélé que leur durée de vie en fatigue augmentait avec le vieillissement (JING et al., 2020). Cette observation a d'autant plus été vérifiée avec deux modes de contrôle différents : contrainte et déformation (Figure 1.77). Conscient que cette tendance entraine en contradiction avec l'opinion commune selon laquelle une chaussée devient sensible à la fissuration par fatigue en raison du vieillissement, les auteurs ont avancé comme raison que le dommage par fatigue d'une chaussée dû au vieillissement ne serait pas seulement dû au dommage cohésif à l'intérieur du bitume mais aussi à la perte d'adhérence entre le granulat et le bitume. Le vieillissement augmenterait ainsi la durée de vie en fatigue du bitume lui-même, mais il réduirait aussi sa force de liaison adhésive avec les granulats.

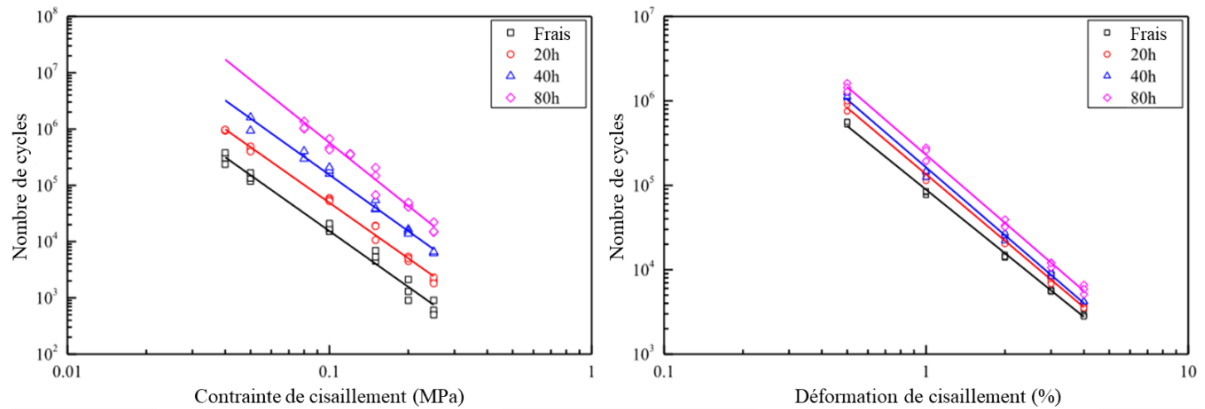


Figure 1.77 Résultats d'essais de fatigue par cisaillement DSR sur bitume à différents niveaux de vieillissement obtenus au four à 100 °C : mode de contrôle par contrainte (à gauche) et par déformation (à droite) (traduit de JING et al., 2020, p. 1028).

1.10 MODÈLES NUMÉRIQUES AUX ÉLÉMENTS DISCRETS

1.10.1 Échelles de modélisation

Les essais de laboratoire permettent d'identifier les propriétés mécaniques des matériaux à une échelle macroscopique, mais plus difficilement à une échelle locale. Avec l'amélioration continue des puissances de calcul, les modélisations numériques sont aujourd'hui amplement utilisées pour approcher les essais de laboratoire et analyser les comportements mécaniques à différentes échelles (Figure 1.78). Il n'existe pas de séparation nette entre les différentes échelles. Celles-ci dépendent du domaine d'étude. Généralement, la première échelle est celle de la structure, du composant (pour l'enrobé : la chaussée, l'éprouvette en laboratoire). Cette première échelle est dissociable en Volumes Élémentaires Représentatifs (VER) suffisamment grands pour ne pas être influencé par la taille des constituants de la matière. Ils constituent l'échelle macroscopique (une portion de l'éprouvette). L'échelle mésoscopique s'intéresse aux différents constituants de la matière (granulats, bitume, porosité). L'échelle microscopique s'intéresse à la structure des constituants (interaction fines-bitume, minéraux du granulat). L'échelle nanoscopique s'intéresse aux échelles atomique et moléculaire (agglomérat de molécules d'asphalte dans les maltènes).

1.10.2 Types de modélisation numérique

1.10.2.1 Domaine d'application des approches continues et discrètes

Parmi les méthodes numériques, deux familles sont à distinguer entre les approches dites « continues » et les approches dites « discontinues » (ou « discrètes »).

Les approches continues (par exemple, la méthode des éléments finis, Figure 1.79a) sont essentiellement utilisées pour des milieux supposés continus, c'est-à-dire homogènes avec une microfissuration négligeable. Elles sont en effet plus performantes utilisées dans ce cadre. Leur utilisation s'oriente donc vers l'échelle macroscopique. Ces approches sont très répandues dans le domaine du

Génie Civil pour le dimensionnement des ouvrages, ainsi que dans le domaine de l'industrie pour l'étude des pièces mécaniques composant les machines ou les moyens de locomotion. En lien avec le sujet de cette thèse, elles sont aussi utilisées pour modéliser le comportement des éprouvettes d'enrobés à l'échelle macroscopique (BODIN, 2002), et parfois à l'échelle mésoscopique malgré l'allongement des temps de calculs (EL HALOUI et al., 2018).

Les approches discrètes (par exemple, la dynamique des contacts, Figure 1.79b) sont principalement utilisées pour modéliser des phénomènes où les échelles mésoscopique et inférieures sont celles qui décrivent avec le plus de simplicité le comportement du matériau. On peut par exemple modéliser un écoulement granulaire avec des éléments finis, par contre, la description du matériau sera soit approximative, soit très complexe. Les approches discrètes apparaissent préférables dans ce cas. Elles sont ainsi habituellement utilisées pour des milieux discontinus, c'est-à-dire présentant des phénomènes locaux importants dus à l'hétérogénéité du matériau ou à la présence de multiples fissures. Outre l'écoulement granulaire, ces approches sont notamment appliquées dans l'étude du comportement de roches fracturées, de bétons bitumineux et cimentaires sous chargement, de l'impact d'un projectile, etc. Les approches discrètes nécessitent toutefois des temps de calculs beaucoup plus longs que les approches continues, du moins dans leurs domaines d'application respectifs.

Des couplages sont envisageables entre les deux approches pour permettre une modélisation multi-échelle avec une optimisation des temps de calculs. Par exemple, pour l'étude de l'éboulement de roches, le terrain peut être modélisé aux éléments finis et les roches éboulées aux éléments discrets. Autre exemple avec la chute d'un corps sur une dalle en béton, la dalle est modélisée aux éléments finis et la zone d'impact aux éléments discrets.

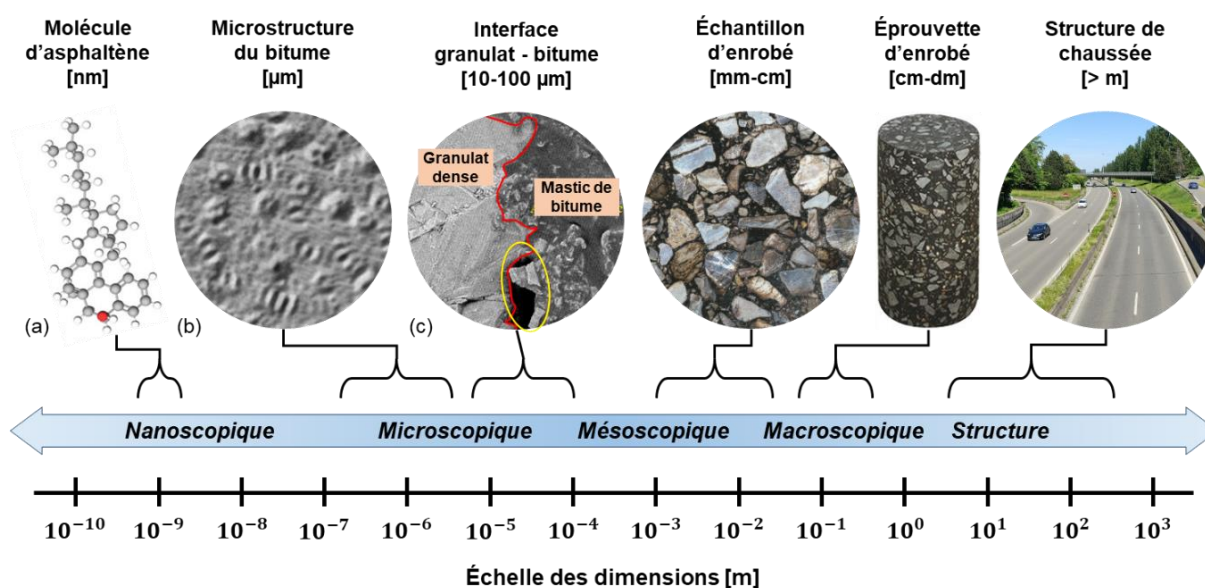


Figure 1.78 Échelles d'étude du comportement des enrobés bitumineux. (a) Représentation de la structure moléculaire générale de l'asphaltène (HUSIN et al., 2019, p. 2). (b) Image de topographie par CLSM¹ d'un bitume paraffinique (BLOM et al., 2021, p. 3). (c) Image BSE² par SEM³ d'une interface granulat de calcaire - mastic (HUANG et al., 2020, p. 14).

¹ CLSM : Confocal Laser Scanning Microscopy / Microscope confocal à balayage laser.

² BSE : BackScattered Electron / Électrons rétrodiffusés.

³ SEM : Scanning Electron Microscopy / Microscope à balayage électronique.

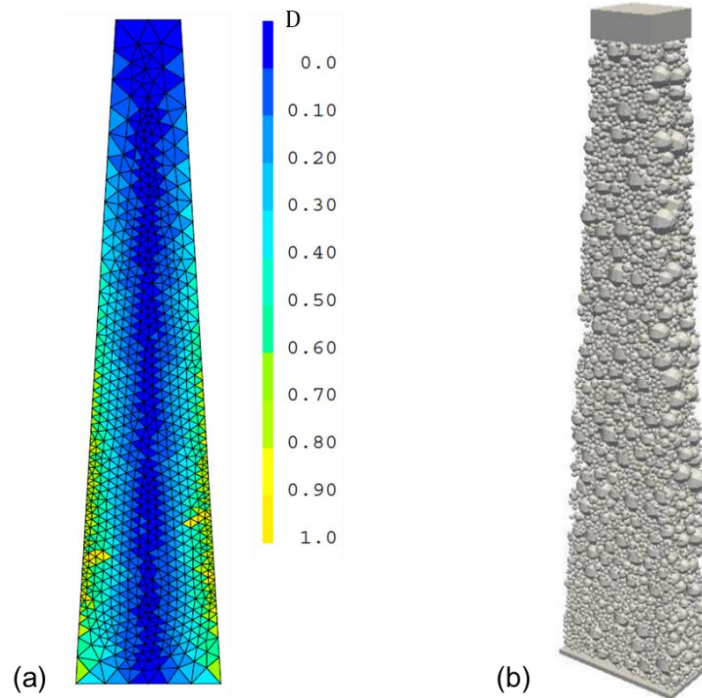


Figure 1.79 Exemples de modélisations numériques d'éprouvettes 2PB-TR d'enrobés bitumineux : (a) Approche continue (méthode des éléments finis) – Cartographie de l'endommagement D après un essai de fatigue (BODIN, 2002, p. 90), (b) Approche discrète (dynamique des contacts) – Visuel de l'éprouvette après conception avec des éléments sphériques (QUEZADA & CHAZALLON, 2021, p. 7).

1.10.2.2 Principe des méthodes continues

La méthode continue la plus populaire est la méthode aux éléments finis (dite FEM pour *Finite Element Method*) dont l'origine remonterait entre les années 1940 et 1960 (d'après BATHE, 1996, p. 1-2). Cette méthode est très utilisée en mécanique des matériaux pour définir les champs de déplacements et de contraintes au sein d'un objet obéissant à une loi de comportement et soumis à des sollicitations externes. Elle permet de prédire numériquement une solution approchée d'une Équation aux Dérivées Partielles (EDP) sur un domaine continu avec conditions aux bords et/ou à l'intérieur du domaine. Le principe consiste à discrétiser le milieu continu (linéique, surfacique ou spatial) en sous-domaines, appelés éléments finis ou mailles. Chacun de ces éléments est ensuite discrétisé par une fonction de forme (linéaire, quadratique, cubique). Sur chacun de ces éléments finis, l'EDP est approchée par un système d'équations linéaires pouvant s'écrire sous une forme matricielle, dite élémentaire. Ce système met en relation les forces et déplacements aux points nodaux de l'élément selon la loi constitutive du matériau. Toutefois, les conditions aux frontières de chaque élément fini dépendent des éléments autour. Seules les conditions de frontières du système global sont indépendantes. Les matrices élémentaires sont donc assemblées au sein d'une matrice globale, dont le système d'équations linéaires global est résolu par ordinateur. Une solution de l'EDP globale est ainsi approchée, décrite par rapport aux nœuds du maillage. Plus ce dernier est fin ou plus le degré des fonctions de forme est important, et plus les résultats sont précis mais plus les temps de calculs s'allongent. Néanmoins, basée sur la Mécanique des Milieux Continus, la FEM est plus difficilement applicable en présence de milieux discontinus, de multi-fissuration et d'impact par projectile. De nombreuses variantes font donc l'objet de développements spécifiques pour tenter de reproduire les phénomènes de fissuration et de fragmentation des structures telles que la méthode des éléments finis étendus (XFEM pour *eXtended Finite Element Method*) ou la méthode sans maillage (*meshfree method*).

1.10.2.3 Principe des méthodes discrètes

Les méthodes discrètes consistent en des assemblages d'éléments distincts, de formes géométriquement simples, déformables ou non, interagissant entre elles selon des lois de comportement relativement simples. Le champ de déplacement du système est ainsi décrit à partir d'un nombre fini de points, usuellement à partir du centre de gravité des éléments. Si à chaque pas de temps, les forces de contact agissant sur chaque élément sont connues, l'équation du mouvement de chaque élément est déduite du principe fondamental de la dynamique (deuxième loi de Newton). Résultant de l'interaction des différents éléments entre eux, le comportement global d'un modèle discret peut ainsi obéir à une loi constitutive complexe obtenue par des lois simples à une échelle inférieure.

Il existe différentes méthodes discrètes suivant les besoins de modélisation :

- La dynamique moléculaire (MD pour *Molecular Dynamics*) : Cette technique de simulation a été développée dans les années 1950 par les physiciens pour analyser les mouvements physiques des atomes et des molécules au cours du temps (voir méthode RAPAPORT, 2004). La méthode est principalement appliquée en physique-chimie, en biochimie, en science des matériaux et dans les branches de l'ingénierie.
- La méthode des éléments sur réseau (LEM pour *Lattice Element Method*) : Les premiers développements de cette méthode remonteraient aux travaux de HRENNIKOFF en 1941 (HRENNIKOFF, 1941) (d'après NIKOLIĆ et al., 2017). Elle consiste à partitionner un milieu par un réseau de points interconnectés entre eux. Ces liens sont dans la version la plus simple des barres ne pouvant transmettre qu'une force axiale élastique. Le réseau est régulier ou non, et la résolution numérique peut être statique ou dynamique (dans ce dernier cas, des masses doivent être attribuées aux nœuds de jonction entre les barres). La possibilité de supprimer/désactiver une barre lorsqu'elle se rompt permet le développement de fissures diffuses ou concentrées. Néanmoins, une dépendance au maillage persiste.
- La méthode des éléments discrets (DEM pour *Discrete Element Method*) : Elle a été initialement développée par Peter CUNDALL en 1971 sous le nom de méthode des éléments distincts pour des applications sur les blocs rocheux et les matériaux granulaires (CUNDALL, 1971 ; CUNDALL & STRACK, 1979). La méthode affecte un rayon à chacun des points partitionnant l'espace qui est ainsi constitué d'éléments sphériques attribués d'une masse. Ces particules sont libres de se déplacer dans les trois directions de l'espace et de tourner sur elles-mêmes. Elles interagissent entre elles par des lois de cohésion et de contact plus ou moins complexes (élasticité, amortissement, friction). La déformation des particules est décrite à l'échelle des contacts (particules indéformables pouvant s'interpénétrer). La méthode de résolution de la dynamique est explicite¹.
- La dynamique des contacts (CD pour *Contact Dynamics*) : La méthode a été introduite par MOREAU en 1984 (MOREAU, 1988) (d'après DUBOIS et al., 2017). Lorsque des corps solides supposés rigides rentrent en contact, des sauts de vitesse sont causés par les chocs et le frottement sec. La dynamique est dite non régulière. La formulation s'inspire ainsi d'une formulation du contact unilatéral (aucune interpénétration n'est autorisée entre les particules), des lois de choc, et du frottement de Coulomb. Une extension de la méthode CD aux corps déformables a été proposée

¹ La méthode explicite consiste à déterminer la solution à $t + \Delta t$ en fonction de la valeur de la fonction en t (exemple : méthode d'Euler, méthode du saute-mouton ou *leap frog*).

par JEAN sous le nom de *Non-Smooth Contact Dynamics* (NSCD pour dynamique des contacts non régulière) (JEAN, 1999). La méthode de résolution de la dynamique est implicite¹.

Ces différentes méthodes continuent à faire l'objet de développements, tant sur le plan de la représentativité du modèle par l'introduction d'éléments discrets avec des géométries plus réalistes (autre que des sphères), que sur celui de la performance des logiciels par des optimisations de code et leur parallélisation. Néanmoins, les méthodes tendent aujourd'hui à se confondre au sein des codes des logiciels de modélisation discrète, en particulier les méthodes LEM et DEM. La LEM s'apparente à une version simplifiée de la DEM.

1.10.2.4 Outils logiciels des méthodes discrètes

- La méthode des éléments discrets : Historiquement, BALL et TRUBAL ont été les premiers logiciels développés pour appliquer la DEM (CUNDALL et STRACK). Aujourd'hui, il existe de nombreux logiciels commerciaux : PFC, UDEC et 3DEC (Itasca, entreprise dont CUNDALL est un membre fondateur), EDEM (Altair), RockyDEM (Rocky), Becker3D (Becker3D), etc. Ainsi que des logiciels libres : Yade (lab. 3S-R, Univ. Grenoble Alpes, France), ESyS-Particle (Univ. Queensland, Australie), LIGGGHTS (Sandia Labs, États-Unis), ProjectChrono (Univ. Parme, Italie et Univ. Wisconsin-Madison, États-Unis), etc.
- La dynamique des contacts : La méthode CD a été historiquement intégrée dans le logiciel LMGC90 (JEAN, MOREAU, lab. LMGC, Univ. Montpellier, France), lequel est toujours en perpétuel développement et libre. Il existe aussi d'autres logiciels libres : Siconos (lab. INRIA, Univ. Grenoble Alpes, France), ProjectChrono (supporte DEM et CD), etc.

1.10.3 Choix de la méthode de modélisation dans cette thèse

Dans cette thèse, le choix s'est porté sur la Méthode des Éléments Discrets. Il a été décidé de modéliser les éprouvettes d'enrobé avec des particules représentant un VER de l'enrobé. Bien que l'enrobé soit un matériau discontinu, il est donc ici modélisé de manière macroscopique. Néanmoins, les méthodes aux éléments finis n'ont pas été retenues car la modélisation de la fatigue amène à une multi-fissuration progressive du milieu. De plus, la DEM est retenue par sa simplicité à introduire des lois de comportement des contacts relativement complexes. Afin de réduire la durée des calculs, les modélisations ont été effectuées en deux dimensions.

1.10.4 Procédure numérique de la Méthode des Éléments Discrets

Le procédé général de l'algorithme de calcul de cette méthode est décrit dans les parties suivantes pour un cas simple composé de particules sphériques 2D interagissant entre elles selon une loi élastique. La Figure 1.80 résume ce procédé qui se compose d'une initialisation du modèle, puis de cycles de calcul répétant loi de force-déplacement et loi de mouvement.

¹ La méthode implicite consiste à déterminer la solution à $t + \Delta t$ en résolvant une équation prenant en compte la valeur de la fonction en t et en $t + \Delta t$ (exemple : méthode d'Euler implicite, méthodes de Runge-Kutta).

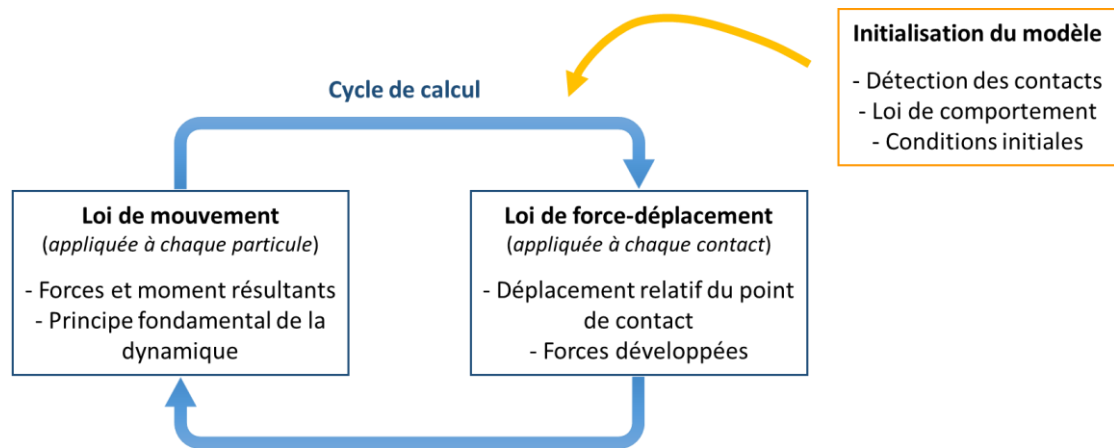


Figure 1.80 Principe du déroulement des calculs en DEM.

1.10.4.1 Détection des contacts

Un contact est détecté dès lors que l'espace g entre les bords de deux particules est inférieur à l'espace de référence g_r (Figure 1.81). La déformation du milieu est décrite par une interpénétration apparente à l'échelle des contacts. L'utilisation du procédé de détection des contacts dépend uniquement des choix du programmeur. Celui-ci peut décider d'activer la détection des contacts seulement lors de la conception du modèle ou également lors des cycles de calcul. Il peut aussi décider qu'un contact une fois créé reste actif même si $g > g_r$. Dans ce cas, lorsque $g > g_r$, le contact travaille en traction, et lorsque $g < g_r$, le contact travaille en compression.

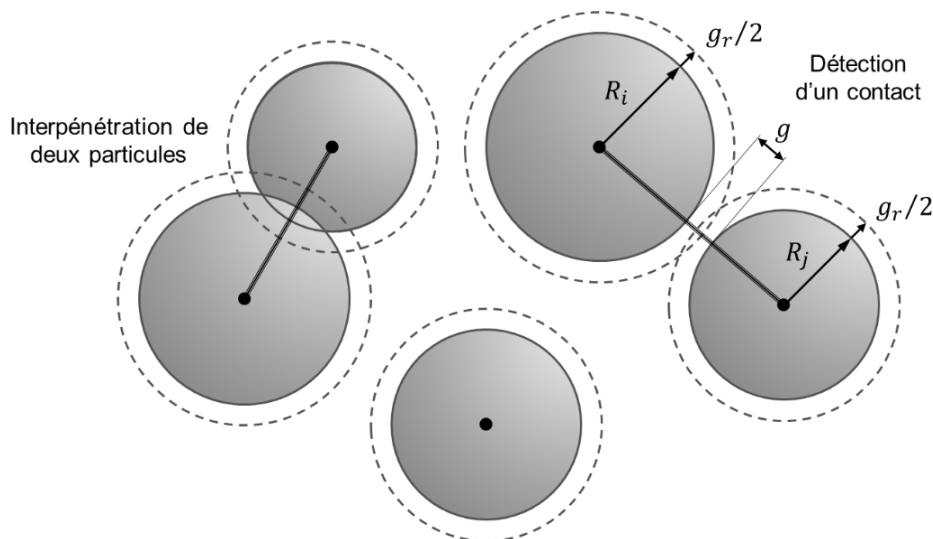


Figure 1.81 Représentation de la détection des contacts en DEM.

1.10.4.2 Lois de cohésion et de contact

La Figure 1.82a illustre un contact nouvellement créé entre deux particules i et j de rayons respectifs R_i et R_j ainsi que de masses m_i et m_j . À l'état initial, $g = g_r$, les centres des deux particules sont alors exactement séparés d'une distance $l_{ij,0}$ et le travail sur le contact est nul. Dans le repère local du contact, chacune des particules est libre de se déplacer suivant une composante normale \vec{n}_{ij} et une

composante tangentielle¹ \vec{s}_{ij} ainsi que de tourner autour de son centre. Le mouvement des deux particules génère donc des déplacements relatifs normal δ_n et tangentiel δ_s au niveau du contact. Des forces normale F_n et tangentielle F_s sont par conséquent générées en fonction de la loi de comportement envisagée. La Figure 1.82b représente un exemple simple de loi de comportement élastique associée au modèle, de raideur k_n dans la direction normale et de raideur k_s dans la direction tangentielle, identique en traction et en compression. La convention de signe adoptée pour la traction est positive, et pour la compression, négative. La loi admet une limite de résistance R_{crit} conduisant à la rupture du contact.

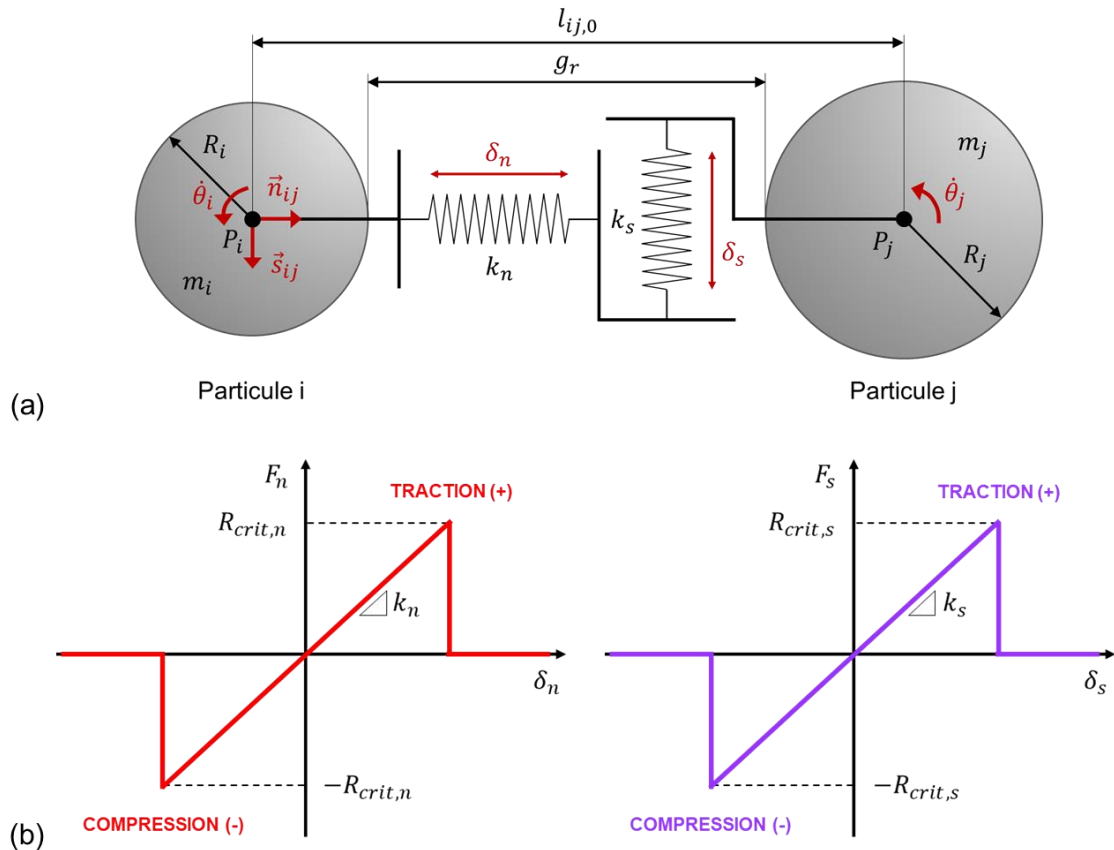


Figure 1.82 (a) Représentation d'un contact élastique entre deux particules en DEM, à l'état initial. (b) Un exemple de loi de comportement élastique associée au modèle avec résistance limite, identique en traction et en compression.

1.10.4.2.1 Volume du matériau associé au contact

La loi de comportement du contact (raideurs k_n et k_s) peut être représentée comme la résultante de l'assemblage en série des lois de comportement de chacun des deux corps solides i et j (raideurs $k_{n,i}$, $k_{s,i}$ et $k_{n,j}$, $k_{s,j}$) (Figure 1.83, Équation 1.224). En attribuant un volume au contact, les propriétés du contact peuvent être déduites des propriétés du matériau. Prenons l'exemple de la particule i représentant un matériau de rigidité E_i et de coefficient de Poisson ν_i . La raideur normale $k_{n,i}$ est déterminée en attribuant au demi-contact une géométrie relative représentée par un cylindre (c'est-à-dire un rectangle en 2D) de longueur $R_i + g_r/2$ et de rayon r égal au minimum des rayons des deux particules

¹ La lettre s de l'anglais « shear » est préférée à la lettre t de « tangentiel » car cette dernière est déjà utilisée pour représenter le temps.

encadrant le contact (Équation 1.225). En DEM, la modélisation du coefficient de Poisson dépend exclusivement du rapport entre k_n et k_s . En première approche, la raideur tangentielle $k_{s,i}$ peut donc être approximée en considérant le rapport qui relie le module de cisaillement au module de rigidité (Équation 1.225). Les raideurs de chaque demi-contact permettent ainsi de trouver les raideurs du contact k_n et k_s (Équations 1.226 et 1.227). Cette procédure se simplifie lorsque les deux particules représentent le même matériau de rigidité E et de coefficient de Poisson ν (Équation 1.228 et 1.229).

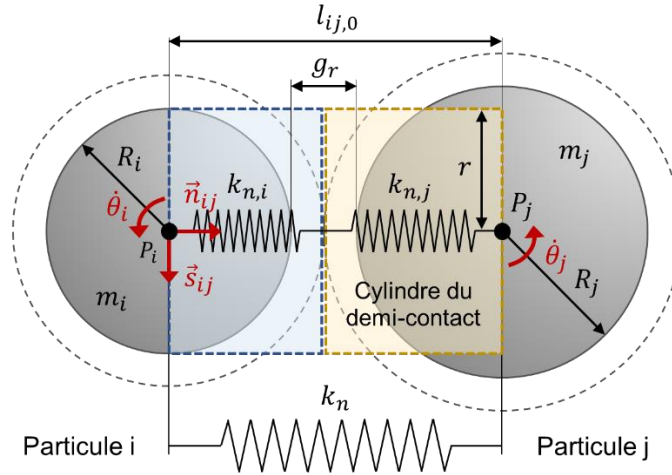


Figure 1.83 Représentation de la surface associée à un contact entre deux particules en DEM.

$$\frac{1}{k_n} = \frac{1}{k_{n,i}} + \frac{1}{k_{n,j}} \quad \& \quad \frac{1}{k_s} = \frac{1}{k_{s,i}} + \frac{1}{k_{s,j}} \quad (1.224)$$

$$\begin{cases} k_{n,i} = \frac{2r}{R_i + \frac{g_r}{2}} \cdot E_i \\ k_{n,j} = \frac{2r}{R_j + \frac{g_r}{2}} \cdot E_j \end{cases} \quad \& \quad \begin{cases} k_{s,i} = \frac{k_{n,i}}{2(1 + \nu_i)} \\ k_{s,j} = \frac{k_{n,j}}{2(1 + \nu_j)} \end{cases} \quad (1.225)$$

$$k_n = \frac{2r \cdot E_i E_j}{E_i \left(R_j + \frac{g_r}{2} \right) + E_j \left(R_i + \frac{g_r}{2} \right)} \quad (1.226)$$

$$k_s = \frac{2r \cdot E_i E_j}{2E_i(1 + \nu_j) \left(R_j + \frac{g_r}{2} \right) + 2E_j(1 + \nu_i) \left(R_i + \frac{g_r}{2} \right)} \quad (1.227)$$

Lorsque les deux particules représentent le même matériau :

$$k_n = \frac{2r}{l_{ij,0}} \cdot E \quad (1.228)$$

$$k_s = \frac{k_n}{2(1 + \nu)} \quad (1.229)$$

1.10.4.3 Loi de force-déplacement

1.10.4.3.1 Méthode incrémentale

Le procédé de calcul des forces et déplacements est présenté dans cette section pour les deux particules sphériques i et j de la section précédente, d'après les travaux de CUNDALL & STRACK, 1979 (Figure 1.84). Dans le repère global, les coordonnées cartésiennes des centres des deux particules sont représentées par les vecteurs $\vec{P}_{i,g} = (x_i; y_i)$ et $\vec{P}_{j,g} = (x_j; y_j)$, où l'indice g réfère à l'expression des coordonnées du vecteur dans le repère global. Les vecteurs des vitesses des particules i et j sont donc $\vec{P}_{i,g} = (\dot{x}_i; \dot{y}_i)$ et $\vec{P}_{j,g} = (\dot{x}_j; \dot{y}_j)$. Leurs vitesses angulaires $\dot{\theta}_i$ et $\dot{\theta}_j$ sont considérées positives dans le sens inverse des aiguilles d'une montre. Les points A_i et A_j sont définis respectivement comme les points d'intersection des périmètres des espaces de référence $g_r/2$ des particules i et j avec la ligne de contact les connectant. Et le point C_{ij} correspond au point de contact des deux particules.

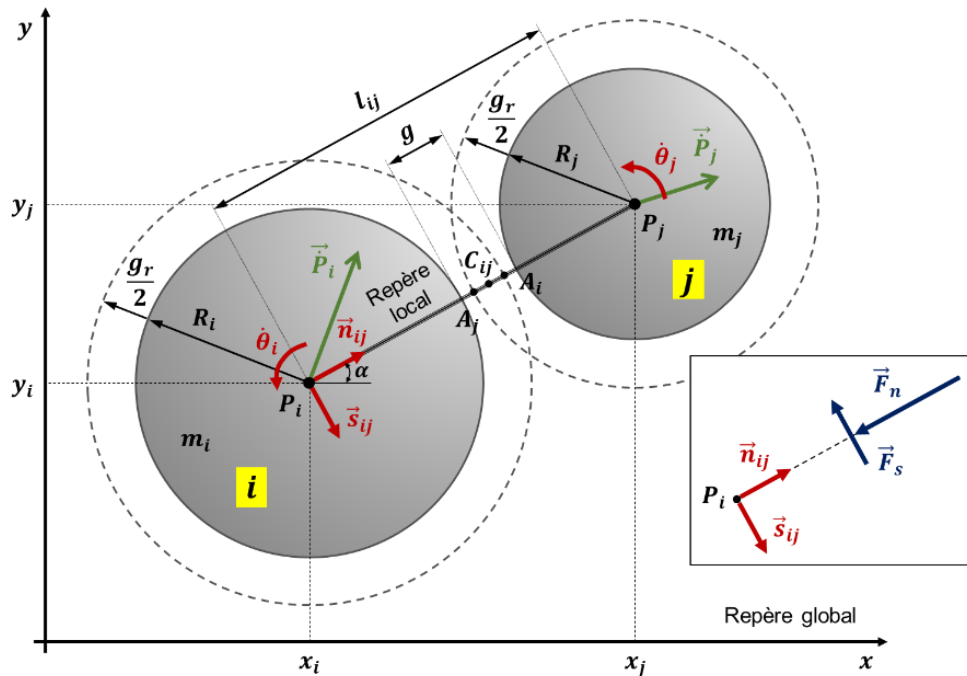


Figure 1.84 Représentation de la loi force-déplacement (adapté de CUNDALL & STRACK, 1979, p. 51 et 52).

La distance l_{ij} séparant les centres des particules i et j est calculée à partir de leurs coordonnées cartésiennes (Équation 1.230). La connaissance de l_{ij} permet d'en déduire l'espace g entre les bords des deux particules (Équation 1.231).

$$l_{ij} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_j - y_i)^2} \quad (1.230)$$

$$g = l_{ij} - R_i - R_j \quad (1.231)$$

Le vecteur unitaire normal \vec{n}_{ij} est introduit comme pointant du centre de la particule i vers le centre de la particule j (Équation 1.232). Le vecteur unitaire tangentiels \vec{s}_{ij} est obtenu par une rotation de \vec{n}_{ij} de 90° dans le sens des aiguilles d'une montre (Équation 1.233). Ces deux vecteurs unitaires forment le repère local du contact.

$$\vec{n}_{ij,g} = \frac{\vec{P}_{j,g} - \vec{P}_{i,g}}{l_{ij}} = (\cos \alpha ; \sin \alpha) \quad (1.232)$$

$$\vec{s}_{ij,g} = (\sin \alpha ; -\cos \alpha) \quad (1.233)$$

Soit la vitesse relative \vec{U}_{ij} définie comme la vitesse du point A_i par rapport à celle du point A_j (Équation 1.234). Les composantes normale δ_n et tangentielle δ_s sont les projections du vecteur de la vitesse relative $\vec{U}_{ij,g}$ dans le repère local (Équations 1.235 et 1.236). On note $\vec{U}_{ij,l} = (\delta_n; \delta_s)$, où l'indice l réfère à l'expression des coordonnées du vecteur dans le repère local.

$$\vec{U}_{ij,g} = (\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) - \left[\dot{\theta}_i \left(R_i + \frac{g}{2} \right) + \dot{\theta}_j \left(R_j + \frac{g}{2} \right) \right] \vec{s}_{ij,g} \quad (1.234)$$

$$\delta_n = \vec{U}_{ij,g} \cdot \vec{n}_{ij,g} = (\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) \cdot \vec{n}_{ij,g} \quad (1.235)$$

$$\delta_s = \vec{U}_{ij,g} \cdot \vec{s}_{ij,g} = (\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) \cdot \vec{s}_{ij,g} - \left[\dot{\theta}_i \left(R_i + \frac{g}{2} \right) + \dot{\theta}_j \left(R_j + \frac{g}{2} \right) \right] \quad (1.236)$$

L'intégration des composantes de la vitesse relative par rapport au temps t donne les composantes $\Delta\delta_n$ et $\Delta\delta_s$ de l'incrément du déplacement relatif (Équations 1.237 et 1.238).

$$\Delta\delta_n = \delta_n \cdot \Delta t = (\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) \cdot \vec{n}_{ij,g} \cdot \Delta t \quad (1.237)$$

$$\Delta\delta_s = \delta_s \cdot \Delta t = \left[(\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) \cdot \vec{s}_{ij,g} - \left[\dot{\theta}_i \left(R_i + \frac{g}{2} \right) + \dot{\theta}_j \left(R_j + \frac{g}{2} \right) \right] \right] \cdot \Delta t \quad (1.238)$$

Les composantes de l'incrément du déplacement relatif permettent de calculer les incréments des forces normale ΔF_n et tangentielle ΔF_s du contact (Équations 1.239 et 1.240). Ces équations correspondent à la loi de force-déplacement.

$$\Delta F_n = k_n \cdot \Delta\delta_n = k_n \cdot (\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) \cdot \vec{n}_{ij,g} \cdot \Delta t \quad (1.239)$$

$$\Delta F_s = k_s \cdot \Delta\delta_s = k_s \cdot \left[(\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g}) \cdot \vec{s}_{ij,g} - \left[\dot{\theta}_i \left(R_i + \frac{g}{2} \right) + \dot{\theta}_j \left(R_j + \frac{g}{2} \right) \right] \right] \cdot \Delta t \quad (1.240)$$

À chaque nouveau pas de temps Δt , les incréments des forces normale ΔF_n et tangentielle ΔF_s sont ajoutés à la somme de tous les incréments des forces normale F_n et tangentielle F_s (Équations 1.241 et 1.242). Les indices N et $N - 1$ réfèrent aux temps t_N et t_{N-1} tels que $t_N - t_{N-1} = \Delta t$. Les forces F_n et F_s agissant sur la particule i sont considérées positives dans les directions opposées à \vec{n}_{ij} et \vec{s}_{ij} (Figure 1.84).

$$(F_n)_N = (F_n)_{N-1} + \Delta F_n \quad (1.241)$$

$$(F_s)_N = (F_s)_{N-1} + \Delta F_s \quad (1.242)$$

1.10.4.3.2 Méthode absolue

La force de contact normale peut également être estimée à partir de la méthode absolue. Elle n'est cependant pas applicable à la direction tangentielle qui ne s'emploie qu'avec la méthode incrémentale. À chaque nouveau pas de temps, la composante normale δ_n du déplacement relatif au point de

contact C_{ij} est déduite de la différence entre la distance l_{ij} à l'instant t et la distance initiale $l_{ij,0}$ (Équation 1.243). La force normale F_n est ainsi continuellement actualisée en multipliant la raideur k_n à δ_n (Équation 1.244).

$$\delta_n = l_{ij} - l_{ij,0} \quad (1.243)$$

$$(F_n)_N = k_n \cdot \delta_n \quad (1.244)$$

Avec la méthode absolue, la raideur est sécante en ce sens qu'elle met en relation le déplacement et la force totale. Avec la méthode incrémentale, la raideur est tangente en ce sens qu'elle relie le déplacement et la force incrémentale (Figure 1.85).

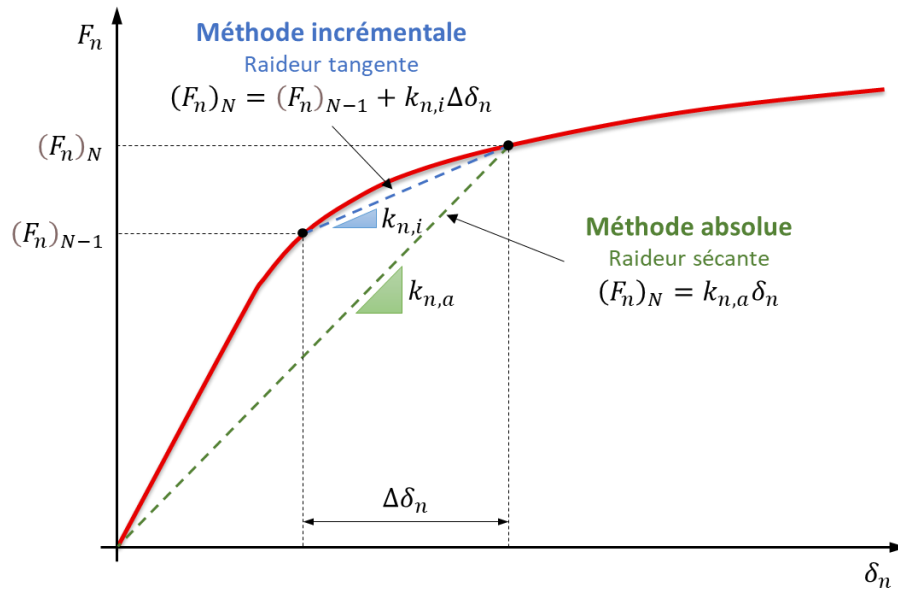


Figure 1.85 Principe des méthodes incrémentale et absolue.

Dans le logiciel PFC, le choix de la méthode pour la direction normale est laissé à l'utilisateur. Avec la méthode absolue, le calcul de la force de contact normale à partir de la seule géométrie rend le code moins sujet à la dérive numérique et permet de gérer le placement arbitraire des particules et les changements de rayon des particules après le début d'une simulation (utilisé dans l'algorithme de compactage du logiciel, voir manuel d'utilisation). La méthode peut aussi s'avérer plus facile à manipuler pour les modélisations avec variation de la rigidité du matériau au cours du temps.

1.10.4.4 Loi de mouvement

Les vitesses \dot{P}_i et $\dot{\theta}_i$ utilisées dans la loi de force-déplacement (Équations 1.239 et 1.229) sont obtenues avec la procédure suivante. L'exemple est mené sur la particule i , mais la procédure est à appliquer pour chaque particule.

En réitérant le processus de la section 1.10.4.3.1 pour chacun des contacts c reliés à la particule i , la somme des composantes x , puis y , des vecteurs des forces normales $\vec{F}_{n,i,c,g}$ et tangentielles $\vec{F}_{s,i,c,g}$ donnent les forces résultantes $\Sigma F_{i,x}$ et $\Sigma F_{i,y}$ à l'instant t_N (Équation 1.245). Celles-ci composent la force

résultante $\Sigma \vec{F}_{i,g} = (\Sigma F_{i,x}; \Sigma F_{i,y})$. L'indice k réfère à la composante x ou y du vecteur, l'indice m représente le nombre total de contacts liés à la particule i , et l'indice c identifie chacun de ces contacts.

$$\Sigma (F_{i,k})_N = \sum_{c=1}^m \left[(F_{n,i,c,k})_N + (F_{s,i,c,k})_N \right] \quad (1.245)$$

Le moment résultant ΣM_i agissant sur la particule i est calculé à partir de la somme des moments engendrés par chacun des contacts c , calculés en multipliant la force tangentielle $F_{s,i,c}$ à la distance séparant le centre P_i de la particule i au point de contact C_{ij} (Équation 1.246). Le moment est considéré positif lorsqu'il agit dans le sens inverse des aiguilles d'une montre.

$$\Sigma (M_i)_N = \sum_{c=1}^m \left[(F_{s,i,c})_N \cdot \left(R_i + \frac{g}{2} \right) \right] \quad (1.246)$$

La force résultante ΣF_i et le moment résultant ΣM_i au temps t_N sont supposés agir sur la particule i au cours de l'intervalle Δt s'étendant de $t_{N-\frac{1}{2}}$ à $t_{N+\frac{1}{2}}$. La seconde loi de Newton est appliquée à la particule i pour déterminer les nouvelles accélérations \vec{P}_i et $\vec{\theta}_i$ (Équations 1.247 et 1.229).

$$m_i \cdot \vec{P}_{i,g} = \Sigma \vec{F}_{i,g} \quad (1.247)$$

$$I_i \cdot \vec{\theta}_i = \Sigma M_i \quad (1.248)$$

Où, I_i représente le moment d'inertie de la particule i autour de son centre (Équation 1.229 pour un disque).

$$I_i = \frac{1}{2} m_i R_i^2 \quad (1.249)$$

En considérant \vec{P}_i et $\vec{\theta}_i$ constants sur le pas de temps Δt , les expressions des vitesses \dot{P}_i et $\dot{\theta}_i$ à l'instant $t_{N+\frac{1}{2}}$ sont déterminées par intégration des accélérations (Équations 1.250 et 1.251). Il s'agit là du schéma explicite de la méthode du saute-mouton (YOUNG, 2014). Ces nouvelles valeurs pour les vitesses peuvent désormais être utilisées dans la loi de force-déplacement et le cycle est ainsi répété pour un nouvel incrément de temps.

$$\left(\vec{P}_{i,g} \right)_{N+\frac{1}{2}} = \left(\vec{P}_{i,g} \right)_{N-\frac{1}{2}} + \left(\frac{\Sigma \vec{F}_{i,g}}{m_i} \right)_N \cdot \Delta t \quad (1.250)$$

$$\left(\dot{\theta}_i \right)_{N+\frac{1}{2}} = \left(\dot{\theta}_i \right)_{N-\frac{1}{2}} + \left(\frac{\Sigma M_i}{I_i} \right)_N \cdot \Delta t \quad (1.251)$$

Ces nouvelles valeurs des vitesses sont réutilisées pour mettre à jour les positions et rotations des particules par une intégration numérique supplémentaire (Équations 1.252 et 1.253).

$$\left(\vec{P}_{i,g} \right)_{N+1} = \left(\vec{P}_{i,g} \right)_N + \left(\dot{P}_{i,g} \right)_{N+\frac{1}{2}} \cdot \Delta t \quad (1.252)$$

$$\left(\theta_i \right)_{N+1} = \left(\theta_i \right)_N + \left(\dot{\theta}_i \right)_{N+\frac{1}{2}} \cdot \Delta t \quad (1.253)$$

1.10.4.5 Autres effets : gravité et amortissements

Les calculs précédents peuvent être complexifiés en ajoutant d'autres effets tels que la gravité et l'amortissement par friction ou par viscosité au niveau du contact et du modèle numérique.

Des effets gravitationnels peuvent être ajoutés aux particules en additionnant le terme $m_i \cdot \vec{G}_g$ au vecteur de la force résultante $\Sigma \vec{F}_{i,g}$ dans les Équations 1.247 et 1.250. Le vecteur $\vec{G}_g = (G_x; G_y)$ représente les deux composantes de l'accélération due à la gravité.

Une loi de friction de type Coulomb peut être incorporée en calculant la valeur maximale de la force tangentielle $(F_s)_{max}$ à l'instant t_N (Équation 1.254), où φ est l'angle de frottement interne et c la cohésion du matériau. Si la valeur absolue de $(F_s)_N$ est plus grande que $(F_s)_{max}$, alors $(F_s)_N$ est fixée égale à $(F_s)_{max}$, en préservant le signe obtenu à l'Équation 1.242. L'amortissement par frottement se produit au cours du glissement lorsque la valeur absolue de la force tangentielle du contact est $(F_s)_{max}$.

$$(F_s)_{max,N} = (F_n)_N \cdot \tan \varphi + c \quad (1.254)$$

L'amortissement visqueux au niveau du contact agit sur les vitesses relatives normale δ_n et tangentielle δ_s du vecteur $\vec{U}_{ij,l}$. Il peut être imaginé comme deux amortisseurs agissant pour l'un dans la direction normale et pour l'autre dans la direction tangentielle (Figure 1.86). Les coefficients d'amortissement sont alors respectivement représentés par les grandeurs c_n et c_s . À l'instant t_N , les forces d'amortissement normale D_n et tangentielle D_s sont obtenues en multipliant ces coefficients à leurs vitesses relatives respectives du point de contact (Équations 1.255 et 1.256). L'erreur d'un demi pas de temps dans ces équations est négligeable. Si l'amortissement visqueux est pris en compte au niveau du contact, les forces d'amortissement D_i agissant sur la particule i doivent être ajoutées à la somme des forces élastiques dans les Équations 1.245 à 1.251 (calcul du moment compris). L'amortissement visqueux ne peut pas s'appliquer dans la direction tangentielle lorsque du glissement se produit ; seul l'amortissement par friction agit alors.

$$(D_n)_N = c_n \cdot \delta_n = c_n \cdot \left(\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g} \right)_{N-\frac{1}{2}} \vec{n}_{ij,g} \quad (1.255)$$

$$(D_s)_N = c_s \cdot \delta_s = c_s \cdot \left[\left(\vec{P}_{i,g} - \vec{P}_{j,g} \right)_{N-\frac{1}{2}} \vec{s}_{ij,g} - \left[\dot{\theta}_i \left(R_i + \frac{g_r}{2} \right) + \dot{\theta}_j \left(R_j + \frac{g_r}{2} \right) \right]_{N-\frac{1}{2}} \right] \quad (1.256)$$

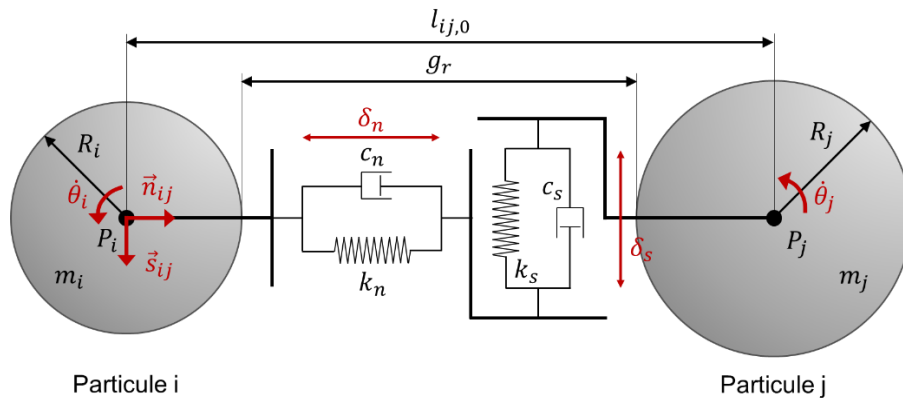


Figure 1.86 Représentation d'un contact viscoélastique entre deux particules en DEM, à l'état initial. Utilisation du modèle de Kelvin-Voigt.

L'amortissement global, c'est-à-dire au niveau du modèle, agit sur les vitesses absolues des particules (normale, tangentielle et rotationnelle). Il peut être considéré comme l'effet d'amortisseurs connectant chaque particule au sol. Il est introduit dans les lois de calcul du mouvement (Équations 1.257 et 1.258), où C et C^* sont les coefficients de l'amortissement global opérant sur \vec{P}_i et $\dot{\theta}_i$.

$$m_i \cdot \vec{P}_{i,g} = \Sigma(\vec{F}_{i,g} + \vec{D}_{i,g}) - C \cdot \vec{P}_{i,g} \quad (1.257)$$

$$I_i \cdot \ddot{\theta}_i = \Sigma M_i - C^* \cdot \dot{\theta}_i \quad (1.258)$$

1.10.4.6 Choix du pas de temps

Pour les méthodes explicites, il existe un pas de temps critique, noté Δt_{crit} lié à la plus petite période propre du système total, tel que si $\Delta t > \Delta t_{crit}$, alors des oscillations d'amplitude croissante apparaissent dans la solution. C'est la manifestation d'un problème de stabilité. Le pas de temps Δt doit donc être choisi à une fraction inférieure au pas de temps critique pour permettre les calculs numériques les plus rapides possibles tout en conservant la stabilité du modèle.

Le pas de temps critique peut être estimé sur la base d'un oscillateur harmonique à un seul degré de liberté en système libre. Il se compose d'une masse m connectée au sol par un ressort de raideur k . Le mouvement de cette masse est gouverné par l'équation différentielle $m\ddot{x} + kx = 0$. Le pas de temps critique est alors donné par l'Équation 1.259, où la masse m est à assimiler à celle de la particule et la raideur k à la raideur normale du contact. Dans une modélisation discrète, chaque particule peut avoir une masse différente, et chaque ressort une raideur différente. Il faut donc considérer le pas de temps critique final comme le minimum de tous les pas de temps critiques.

$$\Delta t_{crit} = \frac{T}{\pi} \quad \text{avec, } T = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}} \quad (1.259)$$

Où, T est la période propre du système libre non amorti.

En présence d'amortissement visqueux, le choix du pas de temps peut être affiné en calculant le pas de temps critique pour un oscillateur harmonique amorti à un seul degré de liberté en système libre. Il peut alors être représenté par une masse m connectée au sol par un ressort de raideur k , et monté en parallèle avec un amortisseur de coefficient c . En écrivant ce coefficient d'amortissement c selon le rapport d'amortissement critique β , le pas de temps critique peut alors être estimé avec l'Équation 1.260 (Annexe C).

$$\Delta t_{crit} = \frac{2}{\beta + \sqrt{|\beta^2 - 1|}} \cdot \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (1.260)$$

Avec,

$$c = 2\beta\sqrt{mk} \quad (1.261)$$

1.10.5 Application des méthodes discrètes aux matériaux bitumineux

1.10.5.1 Reproduction des matériaux bitumineux

Aux éléments discrets, les matériaux bitumineux sont modélisés de trois façons différentes :

- À une échelle macroscopique : Le matériau bitumineux est représenté par un corps homogène constitué d'une multitude de particules sphériques représentant chacune un échantillon de la matière, et interagissant entre elles par une loi de contact reproduisant son comportement (DONDI et al., 2014) ;
- À une échelle méso-macroscopique : Les particules sont apparentées aux granulats, et les contacts entre particules au comportement viscoélastique de la matrice bitumineuse (bitume, mastic ou mortier) (GE et al., 2021). Les particules sont modélisées soit par des sphères, soit par des polyèdres plus ou moins fidèles à la forme des granulats réels. Lorsque des polyèdres sont utilisés, ils sont modélisés avec plusieurs centres d'accroche de contacts. Leur distribution suit la granulométrie du squelette granulaire du matériau bitumineux. Au sein de l'éprouvette numérique, les particules ne se touchent pas pour représenter l'espace occupé par la matrice. Ce type de modélisation est le plus courant. Toutefois, cette approche est à nuancer et doit être considéré comme une simple image. En effet, bien que les caractéristiques viscoélastiques de l'enrobé bitumineux soient héritées du liant qu'il contient, le module complexe de l'enrobé est dix à cent fois plus grand que celui du bitume. De ce fait, les comportements des lois de contact devraient correspondre à celui du bitume. Or ce n'est pas le cas puisque les propriétés des contacts sont calibrées sur l'enrobé avec cette méthode ;
- À une échelle mésoscopique : Cette échelle permet de reproduire le comportement du matériau bitumineux à partir de celui de sa matrice bitumineuse (usuellement mastic ou mortier) couplée aux granulats. Les deux matériaux sont modélisés séparément avec leurs propres particules et lois de comportement (MA et al., 2016). Un granulat est ainsi représenté par un assemblage de particules interconnectées entre elles par une loi de comportement élastique de module élevé. Les granulats sont ainsi déformables.

1.10.5.2 Applications diverses

1.10.5.2.1 Essais de module complexe

Dans le domaine des matériaux bitumineux, les simulations par méthode discrète des essais de module complexe sont très largement répandues :

- Essai de module complexe sur liant bitumineux :
 - DSR : DONDI et al., 2014 (DEM, PFC3D, échelle macro., sphères, modèle de Burgers, force imposée).
- Essai de module complexe sur enrobé :
 - DTC-CY : NGUYEN, M. D., 2017 (DEM, PFC3D, échelle méso-macro., sphères, modèle de Poynting-Thomson¹, déformation imposée) ; YOU et al., 2008 (DEM, PFC2D & 3D, échelle méso., sphères, il semblerait un modèle élastique (granulats) et un modèle de Kelvin-Voigt (mortier) mais l'article manque de précision à ce sujet, application d'une contrainte de confinement maintenue constante durant l'essai, déplacement imposé) ; YU & SHEN,

¹ Modèle constitué en série d'un modèle de Kelvin-Voigt et d'un ressort.

2013 (DEM, PFC3D, échelle méso-macro., polyèdres, modèle de Burgers, contrainte imposée).

- 2PB-TR: GE et al., 2021 (CD, LMGC90, 3D, échelle méso-macro., polyèdres, modèle de Burgers, déplacement imposé); QUEZADA & CHAZALLON, 2020 (CD, LMGC90, 3D, échelle méso-macro., sphères, modèle de Burgers, déplacement imposé).

Le modèle de Burgers est la loi de contact la plus utilisée. Sa capacité de reproduction du module complexe à différentes températures et fréquences est peu performante comparée au modèle 2S2P1D, mais il est bien plus facile à programmer. Son utilisation nécessite donc un recalibrage des paramètres à chaque changement de température, mais ceux-ci restent inchangés pour une plage de fréquence adéquate. Le modèle de Burgers est ainsi un bon compromis.

1.10.5.2.2 Essais de fatigue

Dans la littérature, les modélisations aux éléments discrets des essais de fatigue sur matériaux bitumineux sont moins présentes que celles des essais de module complexe, mais il en existe malgré tout quelques-unes :

- 4PB-PR: GAO, 2017 (DEM, PFC2D, échelle macro., sphères, modèle élastique, loi d'endommagement à trois régimes de BODIN, déplacement imposé); LIU, G., 2019 (DEM, PFC2D, échelle macro., sphères, modèle élastique, loi d'endommagement à deux régimes de BODIN, déplacement imposé); MA et al., 2016 (DEM, PFC3D, échelle méso., sphères, modèle élastique (granulats) et modèle de Burgers (mastic), loi d'endommagement créée avec la variable D , force imposée).
- IT-CY: LI, X. et al., 2019 (DEM, PFC2D, échelle méso., sphères, modèle élastique (granulats) et modèle de Burgers (mastic), loi d'endommagement non mentionnée, force imposée).

En réutilisant la loi d'endommagement à deux régimes de BODIN pour simuler des essais de fatigue en flexion quatre points, Guixian LIU a montré que la phase III de l'essai de fatigue apparaissait automatiquement de façon mécanique aux éléments discrets (LIU, G., 2019, p. 111-112).

1.10.5.3 Facteurs numériques influant sur les résultats

1.10.5.3.1 Simulations 2D et 3D

La modélisation 2D est encore communément utilisée car elle permet une vitesse de calcul plus élevée que la modélisation 3D. Cependant il est reconnu aujourd'hui, que ce soit aux éléments discrets ou éléments finis, que les modèles 2D sous-estiment un peu le module complexe des matériaux alors que des résultats satisfaisants peuvent être obtenus en utilisant des modèles 3D par rapport aux résultats expérimentaux (DAI, 2011; TEHRANI et al., 2013; YOU et al., 2008). DAI explique cet écart comme étant dû à la faiblesse des modèles 2D dans la représentation de la microstructure complexe.

1.10.5.3.2 Forme des particules

QUEZADA et CHAZALLON (2021) ont étudié l'influence des formes des particules discrètes sur les valeurs du module complexe. Des essais expérimentaux de module complexe 2PB-TR sur un enrobé BBSG ont servi de base de calibration. Les simulations ont été menées en 3D avec le code du logiciel

LMGC90 utilisant la dynamique des contacts. Trois formes de particules aux granulométries identiques ont été étudiées : polyèdres irréguliers, sphères et cubes. Les sphères ont servi de référentiel, et circonscrivent chaque polyèdre et cube. La forme donnée aux polyèdres est rapprochée à celle des granulats. La loi de contact est un modèle de Burgers, dont les paramètres sont recalibrés à chaque température, mais restent inchangés pour des variations de fréquence. La calibration des paramètres numériques sur l'expérience a été menée avec l'éprouvette formée de polyèdres. Ces mêmes paramètres sont réemployés avec les deux autres formes de particules. Pour l'angle de phase, les résultats sont équivalents pour les trois formes. Pour la norme du module, les cubes donnent des résultats nettement inférieurs à ceux des polyèdres. Les résultats obtenus avec les sphères sont légèrement en-dessous de ceux des polyèdres. Selon les auteurs, les écarts pourraient provenir de la détermination des zones de contact entre les particules et de la disposition des particules dans l'échantillon.

1.11 RÉSUMÉ

Une chaussée est une structure multicouche constituée d'une plateforme support de chaussée surmontée d'une couche d'assise, puis d'une couche de surface. Son rôle est d'assurer une circulation aisée des moyens de transport et de répartir sur le sol support les efforts engendrés par ledit trafic. Elle doit avoir une épaisseur telle que la pression verticale transmise au sol soit suffisamment faible pour que celui-ci puisse la supporter avec très peu de dégradations. En outre, une route est soumise au cours de sa vie à de nombreuses agressions extérieures qui altèrent ses caractéristiques de surface et son intégrité structurelle : passage répété des poids lourds (fatigue), variations climatiques, vieillissement chimique. Dans la méthode française de dimensionnement des chaussées, la nature et l'épaisseur des couches sont d'abord prédéfinies selon le type de structure envisagé et le trafic prévisionnel. Les déformations à la base des couches sont ensuite estimées à partir du modèle multicouche élastique de Burmister. Celles-ci doivent être vérifiées inférieures à la déformation admissible définie à partir des essais de laboratoire, laquelle tient compte de la déformation ε_c des essais de fatigue. Dans le cas contraire, l'épaisseur doit être augmentée ou la nature du matériau modifiée. Le réseau routier français est constitué de chaussées bitumineuses et de chaussées en béton de ciment. Les premières étant très majoritaires, elles font l'objet de cette thèse.

Les mélanges bitumineux sont des matériaux composites constitués d'un mélange de granulats de plusieurs tailles (gravillons, sables, filler) et d'un liant bitumineux, complété éventuellement d'additifs. Ces composants représentent la matière solide du mélange, dans lequel subsistent des vides. Le filler (ou fines) mêlé au liant est appelé le mastic, le sable mélangé au mastic constitue le mortier (ou sable bitumineux), et les gravillons mélangés au mortier constituent l'enrobé (ou béton bitumineux). Le liant confère la cohésion et assure la répartition des contraintes sur l'ensemble de la surface des granulats tandis que le squelette granulaire assure la rigidité de l'enrobé. Les granulats constituent environ 95 % de la masse d'un enrobé (80 à 85 % du volume), dont une proportion de fines totale généralement de l'ordre de 7 à 8 % de la masse. Le bitume, issu de la distillation du pétrole brut, est utilisé à hauteur de 3 à 7 % de la masse des granulats. Les bitumes purs sont classés par grade suivant leur résultat au test de pénétrabilité à l'aiguille. La porosité d'un enrobé est souvent comprise entre 5 et 10 % du volume. Les quantités de tous ces ingrédients dépendent du type de formulation retenue d'après les besoins de conception.

L'enrobé bitumineux hérite des caractéristiques viscoélastiques du liant qu'il contient. Lorsque les charges sont appliquées très rapidement, il présente un comportement pratiquement élas-

tique. Lorsqu'elles sont appliquées très lentement, son comportement admet une forte prédominance visqueuse. Il est généralement admis que l'enrobé admet un comportement ViscoÉlastique Linéaire (VEL) pour une déformation inférieure à $100 \mu\text{m/m}$. Pourtant, plusieurs auteurs ont mis en évidence un comportement ViscoÉlastique Non-Linéaire (VENL) en-dessous de cette limite. L'enrobé est aussi un matériau thermosusceptible. Sous sollicitation usuelle (trafic routier), il possède à température basse, une rigidité élevée mais il peut se montrer fragile. À température élevée, il présente un module faible et une déformabilité importante. De plus, la majorité des enrobés formulés d'un liant pur vérifient le Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT), lequel suppose l'existence d'une variable unique pour décrire les variations du module avec la température et la fréquence (ou le temps). Ces enrobés sont dits thermorhéologiquement simples. Le PETT est autant valable dans le domaine VEL que VENL. Le comportement viscoélastique d'un enrobé est usuellement évalué à partir d'essais de module complexe menés à déformation imposée (amplitude de $50 \mu\text{m/m}$) et à différentes températures (entre -30 et $60 \text{ }^\circ\text{C}$) et fréquences (entre $0,001$ et 40 Hz) sur quelques cycles. Ces essais permettent de calculer le module de rigidité complexe E^* , divisible en une partie réelle correspondant au comportement élastique, et une partie imaginaire à rapprocher du comportement visqueux. Parmi les essais de module complexe, on peut citer l'essai de traction-compression directe sur éprouvette cylindrique (DTC-CY, essai homogène) et l'essai de flexion deux points sur éprouvette trapézoïdale (2PB-TR, essai hétérogène). Parmi les facteurs influant les résultats de cet essai, il faut notamment retenir que lorsque la teneur en vides diminue, la rigidité des enrobés bitumineux augmente.

Le comportement VEL des bétons bitumineux peut être approché au moyen de modèles rhéologiques, lesquels se traduisent par une équation différentielle reliant la contrainte et la déformation. Parmi les modèles, trois sont à retenir en particulier. Les modèles de Kelvin-Voigt généralisé et de Maxwell généralisé peuvent tous les deux approximer le comportement VEL des enrobés pourvu qu'un nombre suffisant d'éléments soit utilisé. Le modèle 2S2P1D est actuellement le modèle le plus précis de la littérature par rapport au nombre de paramètres qu'il utilise, mais il est aussi l'un des plus difficiles à manipuler en raison de la présence d'éléments paraboliques (ils dépendent de dérivées fractionnaires), notamment dans le cadre d'une implémentation numérique. D'autres modèles sont construits différemment, basés sur des expressions analytiques, comme le modèle CAM qui attribue une équation mathématique à la norme $|E^*|$ et à l'angle de phase φ_{E^*} en fonction de la fréquence. Bien que le modèle fournisse une calibration correcte des essais de module complexe, aucun paramètre commun n'apparaît entre les équations de la norme et de l'angle de phase alors qu'elles sont pourtant toutes les deux dépendantes des parties réelle et imaginaire du module de rigidité complexe. Concernant le comportement VENL, il pourrait être reproduit à l'aide d'un principe similaire au PETT, mais l'utilisation d'un seul coefficient de translation ne semble pas suffisante pour passer d'un niveau de sollicitation à un autre.

Les couches de chaussées sont soumises à des efforts de flexion de courte durée à chaque passage d'essieu de véhicule. Ces charges sont trop faibles pour produire une rupture immédiate de la couche, mais leur répétition peut aboutir à une propagation de fissure par fatigue. Ce comportement est approché en laboratoire avec des éprouvettes soumises à des sollicitations cycliques sinusoïdales de plusieurs centaines de milliers de cycles. Le paramètre de sortie principalement exploité est la norme $|E^*|$ du module. Tracée en fonction du nombre de cycles, une courbe décroissante caractéristique de la fatigue est obtenue dissociable en trois phases. La phase I est caractérisée par une décroissance rapide du module occasionnée par des effets biaisants d'auto-échauffement et de thixotropie. En phase II, la décroissance du module est modérée et quasi-linéaire. L'effet de thixotropie ralentit tandis que l'effet d'endommagement devient progressivement majoritaire avec le développement de microfissures. La phase III se traduit par une chute rapide du module provoquée par la

coalescence de microfissures en une macrofissure amenant à la rupture de l'échantillon. Le critère de rupture classique est basé sur la perte de la moitié de la raideur initiale de l'éprouvette, à laquelle correspond un nombre de cycle à la rupture. Pour des conditions de température et de fréquence fixes, la représentation dans un graphique log-log du niveau de sollicitation en fonction du nombre de cycles à la rupture pour plusieurs essais de fatigue permet de tracer la droite de fatigue de type Wöhler par régression linéaire. La déformation ε_6 relevée dans ce graphique pour un million de cycle est utilisée dans le calcul de la déformation admissible de la méthode de dimensionnement française des infrastructures routières. D'autres critères de rupture existent basés sur le taux d'énergie dissipée ou sur les variations de l'angle de phase. Avec le critère de rupture classique, plus le niveau des sollicitations augmente, plus la durée de vie en fatigue des matériaux bitumineux diminue. Pour des essais 2PB-TR à déplacement imposé, la durée de vie en fatigue admet une allure parabolique en fonction de la température, dont le minimum est situé entre 0 et 10 °C. À force imposée, la durée de vie diminue lorsque la température augmente. Les essais de fatigue de flexion sur poutre fournissent des durées de vie plus longues que les essais en traction-compression directe. Les éprouvettes sollicitées de façon discontinue (avec des temps de repos) présentent une durée de vie plus longue. À contrainte imposée, la durée de vie semble toujours augmenter avec la compacité. À déplacement imposé, l'effet de la porosité sur la fatigue semble varier suivant le type d'enrobé.

En fatigue, bien que le niveau des sollicitations soit en-dessous de la contrainte limite de résistance du matériau, la force transmise en pointe de fissure s'applique sur une petite surface générant une contrainte élevée, qui répétée, conduit à un accroissement des défauts initiaux (vide d'air par exemple) en une macrofissure. Le développement de la macrofissure s'accompagne généralement d'un amorçage en amont du front de fissure. Lorsque la section résistante de la pièce devient suffisamment petite au point que la contrainte dépasse la contrainte limite de résistance du matériau, l'éprouvette se rompt brutalement. La Mécanique de la Rupture traite ainsi de la croissance des défauts et plus particulièrement des concentrations de contraintes qui leur sont associées. Il faut distinguer la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR), qui traite des matériaux élastiques et fragiles, de la Mécanique Non-Linéaire de la Rupture (MNLR), qui traite des matériaux ductiles pour lesquels la déformation plastique accompagne la propagation de fissure. Dans le cadre de la MLR en fatigue, la propagation des fissures est analysée en traçant dans un graphe log-log, leur accroissement par cycle da/dN en fonction de l'amplitude de variation du Facteur d'Intensité de Contrainte (FIC) ΔK . Ce graphe laisse apparaître une région linéaire qui est ajustée par la fameuse loi de Paris. Celle-ci ne rend cependant pas compte de l'influence du ratio R , rapport de la contrainte minimale par la contrainte maximale au cours d'un cycle. En effet, lorsque le ratio R augmente, le taux de croissance des fissures au sein d'un matériau augmente. La loi de Walker corrige cette limitation, mais pas celle liée à l'influence de la température. La propagation d'une fissure longue en fatigue s'accompagnerait d'un émoussement plastique de son extrémité à chaque nouveau cycle. Cette plasticité témoigne du cadre de la MNLR. Or la loi de Paris classique, qui dépend pourtant du FIC, reste majoritairement utilisée pour modéliser la propagation des fissures par sa simplicité. Plusieurs scientifiques ont néanmoins tenté de développer un critère tenant compte de cette plasticité, en remplaçant par exemple le FIC dans la loi de Paris par l'intégrale de contour J .

Les modèles d'endommagement développés pour les enrobés en fatigue peuvent être classés selon trois approches. La première est basée sur la mécanique de la rupture. Elle consiste à initialiser une fissure d'une longueur connue au sein de l'éprouvette modélisée, et à la faire croître selon une loi de propagation. La loi de Paris est régulièrement utilisée. Elle est présumée applicable à la viscoélasticité en remplaçant le module d'élasticité par la norme du module de rigidité complexe. Cependant, la longueur initiale de la fissure est choisie arbitrairement car on ne sait pas la relier à la

formulation du matériau. La seconde approche repose sur la variable d'endommagement D qui conceptualise la rupture progressive des liaisons au sein de la microstructure. Elle prend des valeurs évoluant de 0 (matériau intact) à 1 (matériau en rupture). L'endommagement des modèles est habituellement caractérisé par la dégradation de la rigidité du matériau, qui est donc associée au facteur $1 - D$. L'endommagement progresse grâce à une loi incrémentale de la variable d'endommagement par cycle dD/dN . La troisième approche est la théorie du *work potential* de SCHAPERLY. Elle transforme les équations constitutives de la viscoélasticité en une relation pseudo-élastique entre la contrainte et la déformation. La pseudo-rigidité diminue selon l'évolution d'une variable d'état interne S du matériau qui varie elle-même en fonction d'une pseudo-énergie potentielle thermodynamique. La variable S est similaire à la variable d'endommagement D , à la différence qu'elle évolue de 0 (matériau intact) à l'infini. Pour que la simulation des essais de fatigue soit complète, les approches d'endommagement doivent être couplées avec celles des effets biaisants. L'auto-échauffement est l'effet biaisant le plus souvent représenté. Sa modélisation repose sur l'équation de diffusion de la chaleur. En revanche, la thixotropie n'est pas ou très peu modélisée pour les enrobés alors qu'elle serait l'effet biaisant le plus important en fatigue. Dans le domaine des colloïdes, un principe de modélisation consiste à représenter la thixotropie par un paramètre interne, dit de « structure » et noté λ , qui exprime de façon macroscopique l'arrangement de la microstructure du matériau. Il varie de 1 pour la structure entièrement développée à 0 pour la structure totalement déstructurée.

Le liant d'un enrobé fabriqué à chaud subit au cours de sa vie deux types de vieillissement successifs : un vieillissement rapide lors de la fabrication et de la mise en œuvre de l'enrobé et un vieillissement lent lors de la mise en service de la chaussée. L'oxydation est considérée comme la principale cause du vieillissement des bitumes. Ce vieillissement des liants entraîne une rigidification de l'enrobé, observable avec des essais de module complexe. L'impact sur le module aux basses températures et hautes fréquences semble négligeable, en revanche il prend de l'ampleur vers les hautes températures et basses fréquences. Cette rigidification est avantageuse à l'égard de l'orniérage car elle améliore la capacité portante et la résistance à la déformation permanente des chaussées, en contrepartie elle conduit à une augmentation de la fragilité des enrobés et par conséquent de leur potentiel de fissuration. Le vieillissement des enrobés entraîne ainsi une diminution de leur durée de vie en fatigue. D'après JING et al. (2020), le dommage cohésif à l'intérieur du bitume ne serait pas en cause, car ils ont mesuré que le vieillissement favorisait l'allongement de la durée de vie en fatigue des bitumes. Le problème proviendrait de la perte d'adhérence entre le granulat et le bitume. La Spectroscopie Infrarouge à Transformée de Fourier permet de suivre le niveau d'oxydation des bitumes grâce aux mesures d'absorbance des groupes fonctionnels carbonyle et sulfynyle. Les modèles rhéologiques et analytiques sont capables de reproduire le comportement viscoélastique des bitumes et des enrobés vieillis. En revanche, une recalibration de leurs paramètres est nécessaire après chaque nouvel état de vieillissement, car les fractions SARA (Saturés, Aromatiques, Résines, and Asphaltes) d'un bitume évoluent avec le vieillissement, ce qui revient à modéliser des bitumes différents.

Avec l'amélioration continue des puissances de calcul, les modélisations numériques sont aujourd'hui amplement utilisées pour simuler des essais de laboratoire et analyser les comportements mécaniques des matériaux à différentes échelles. Les approches continues (comme la méthode des éléments finis) sont essentiellement utilisées pour des milieux supposés continus, c'est-à-dire homogènes avec une micro-fissuration négligeable. Les approches discrètes (par exemple, la dynamique des contacts) sont principalement utilisées pour modéliser des phénomènes où les échelles mésoscopique et inférieures sont celles qui décrivent avec le plus de simplicité le comportement du matériau. Dans cette thèse, le choix est porté sur une approche discontinue, la Méthode des Éléments Discrets (DEM). Cette méthode affecte un rayon à chacun des points partitionnant l'espace qui est ainsi

constitué d'éléments sphériques attribués d'une masse. Ces particules sont libres de se déplacer dans les trois directions de l'espace et de tourner sur elles-mêmes. Elles interagissent entre elles par des lois de cohésion et de contact plus ou moins complexes (élasticité, amortissement, friction). La déformation des particules est décrite à l'échelle des contacts. La méthode de résolution de la dynamique est explicite. Dans l'étude suivante, les éprouvettes d'enrobé sont modélisées avec des particules représentant l'enrobé. Bien que l'enrobé soit un matériau discontinu, il est donc ici modélisé de manière macroscopique. Néanmoins, les méthodes aux éléments finis n'ont pas été retenues car la modélisation de la fatigue amène à une multi-fissuration progressive du milieu. De plus, la DEM est retenue par sa simplicité à introduire des lois de comportement des contacts relativement complexes. Afin de réduire la durée des calculs, la modélisation est effectuée en deux dimensions.

Chapitre 2 - Modélisation analytique de la rhéologie des bétons bitumineux par observation d'essais DTC-CY

Table des matières

2.1	Introduction.....	180
2.2	Conception d'un nouveau modèle : le modèle analytique VENoL.....	180
2.3	Ajout de l'influence de la pulsation et de la température	190
2.4	Ajout de l'influence du niveau de déformation.....	200
2.5	Ajout de l'influence de la thixotropie	217
2.6	Modèle d'endommagement analytique.....	239
2.7	Coefficient de Poisson.....	261
2.8	Résumé.....	263

2.1 INTRODUCTION

Cette seconde partie est consacrée à la définition d'un modèle analytique capable de reproduire le comportement en fatigue des bétons bitumineux sous chargement cyclique sinusoïdal et pouvant être facilement implémenté comme loi de contact dans les modèles numériques DEM. Ce modèle doit donc vérifier les effets de fréquence, température, amplitude de déformation, thixotropie et endommagement sur le module complexe. L'étude est menée à partir de données expérimentales provenant d'essais DTC-CY de la littérature. Le choix de ces essais homogènes se justifie par un accès direct à la loi de comportement du matériau afin d'éviter le couplage des effets de non-linéarité dû à une répartition hétérogène des niveaux de déformation (voir section 1.4.2.1).

2.2 CONCEPTION D'UN NOUVEAU MODÈLE : LE MODÈLE ANALYTIQUE VENOL

2.2.1 Écriture du module complexe sous une forme non usuelle

En analyse dynamique, le module de rigidité complexe $E^*(\omega)$ dépendant de la pulsation ω est obtenu en divisant le signal de la contrainte $\sigma^*(t)$ par le signal de la déformation $\varepsilon^*(t)$, tous les deux dépendants du temps t (Équations 2.1 à 2.3) (voir section 1.4.2.5.1). ε_0 est l'amplitude de la déformation, σ_0 , l'amplitude de la contrainte et φ_{E^*} , l'angle de phase.

$$\sigma^*(t) = E^*(\omega) \cdot \varepsilon^*(t) \quad (2.1)$$

Tels que,

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 \cdot e^{i(\omega t + \varphi_{E^*})} \quad (2.2)$$

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 \cdot e^{i\omega t} \quad (2.3)$$

La forme complexe du module peut être séparée en deux composés : une partie réelle $\text{Re}(E^*)$ et une partie imaginaire $\text{Im}(E^*)$ ayant pour unités le Pascal (Équation 2.4).

$$\sigma^*(t) = [\text{Re}(E^*) + i \cdot \text{Im}(E^*)] \cdot \varepsilon^*(t) \quad (2.4)$$

Cette relation 2.4 peut être écrite de manière différente en effectuant un petit travail sur la partie imaginaire $\text{Im}(E^*)$. Le nombre complexe i est multiplié par la pulsation ω du signal. Pour maintenir l'égalité, $\text{Im}(E^*)$ est donc divisée par ω . Ce ratio est remplacé par le symbole \mathfrak{S}_η , dont l'unité Pa.s est celle d'une viscosité (Équation 2.5). De ce fait, elle est nommée « composante de viscosité ». Le choix de son symbole réfère à la partie imaginaire de E^* et à la viscosité, parce que \mathfrak{S}_η est aussi la partie réelle du module de viscosité complexe η^* (voir section 1.4.2.5.4). De la même façon, $\text{Re}(E^*)$ est remplacé par \mathfrak{R}_E et est nommé « composante de rigidité » (Équation 2.5). Le choix de son symbole rappelle qu'il est lié à la partie réelle de E^* et à l'élasticité. La multiplication de $i\omega$ par $\varepsilon^*(t)$ donne la

fonction dérivée, le taux de déformation $\varepsilon^*(t)$. Ainsi, les équations des modules de rigidité et de viscosité complexe peuvent être regroupées en une seule équation générale (Équation 2.6).

$$\sigma^*(t) = [\Re_E + i\omega \cdot \Im_\eta] \cdot \varepsilon^*(t)$$

$$\text{où, } \begin{cases} \Re_E = \text{Re}(E^*) \\ \Im_\eta = \frac{\text{Im}(E^*)}{\omega} \end{cases} \quad (2.5)$$

$$\sigma^*(t) = \Re_E(\omega) \cdot \varepsilon^*(t) + \Im_\eta(\omega) \cdot \dot{\varepsilon}^*(t) \quad (2.6)$$

2.2.2 Utilisation des données expérimentales de FREIRE

Un exemple de représentation de ces deux composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η en fonction de la pulsation est réalisé dans la prochaine section. Il est préparé à partir de données expérimentales d'essais de module complexe DTC-CY sur béton bitumineux provenant de la thèse de FREIRE (2021) et décrites ci-dessous.

2.2.2.1 Contexte de l'étude de la thèse

Afin de renforcer les mélanges bitumineux bicouches, Reuber Arrais FREIRE a étudié dans sa thèse l'influence de différentes interfaces sur les propriétés mécaniques d'un même enrobé bitumineux, en testant deux géogrilles en fibre de verre et deux émulsions d'accrochage différentes. Il a effectué des essais de module complexe, de rupture par traction, de fatigue et de propagation de fissures sur des éprouvettes cylindriques et prismatiques avec interface dans deux directions différentes. Pour cette étude, seuls les résultats de module complexe de l'éprouvette témoin A1-H3 sont retenus. Il s'agit d'une éprouvette cylindrique, sans interface, carotée horizontalement dans la plaque, c'est-à-dire parallèlement au sens de déplacement des roues du compacteur.

2.2.2.2 Description sommaire de l'échantillon analysé

L'enrobé étudié est un BBSG (voir section 1.3.5.1.2). Le squelette granulaire est caractérisé par une courbe granulométrique continue 0/10 mm (Figure 2.1) et est composé de granulats rhyodacites, de sable rhyolite, de fines de calcaire et de 20 % de béton bitumineux recyclé (RAP pour *Reclaimed Asphalt Pavement*) issu du fraisage d'anciennes chaussées et contenant 4,75 % de liant bitumineux. Les granulats ont été mélangés à 4,40 % de bitume pur de grade de pénétration 35/50. En considérant la quantité de liant déjà contenue dans le RAP, la teneur totale en liant dans le mélange bitumineux monte à 5,53 %. La masse volumique réelle obtenue pour ce mélange est de 2510 kg/m³. Le mélange a été compacté dans des plaques de dimensions 600 x 400 x 150 mm au moyen d'un compacteur à deux roues équipées de pneumatiques (NF EN 12697-33, 2019). Dix-sept plaques ont été produites pour cinq configurations différentes. La configuration A correspond à la configuration témoin ; la plaque est formée d'une seule couche d'enrobé, c'est-à-dire sans interface. Des éprouvettes cylindriques d'un diamètre de 75 mm et d'une hauteur de 140 mm ont été carotées dans la plaque. L'éprouvette témoin A1-H3 fait partie de celles-ci. Son nom fait référence à l'éprouvette n°3 carotée horizontalement (H) dans la plaque 1 de la configuration A. La teneur en vides de cette éprouvette a été estimée à 6,2 %.

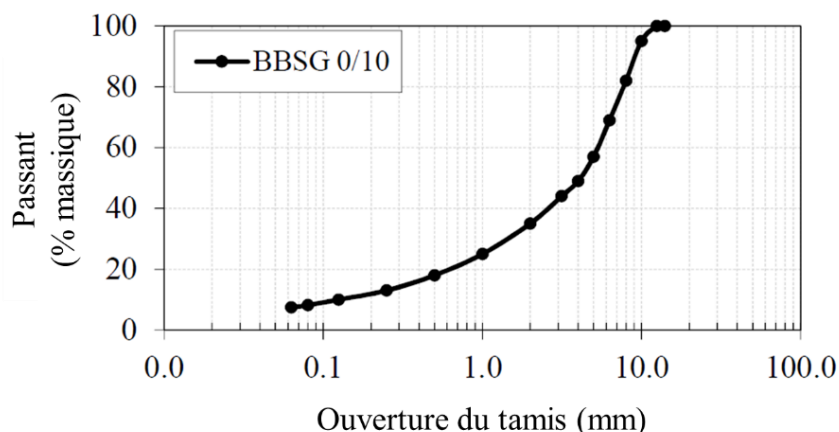


Figure 2.1 Enrobé bitumineux de FREIRE. Courbe granulométrique du BBSG 0/10 (traduit de FREIRE, 2020, p. 97).

2.2.2.3 Description sommaire des essais des données utilisées

Les essais de module complexe de type DTC-CY développés au laboratoire LGCB/LTDS à l'ENTPE (Vaulx-en-Verin, France) ont été effectués au moyen d'une presse hydraulique. Celle-ci était équipée d'une cellule de charge permettant le calcul de la contrainte axiale. La presse appliquait un chargement sinusoïdal en tête d'éprouvette par contrôle de la déformation axiale, centrée sur zéro. Pour la configuration A, la déformation axiale correspondait à la moyenne des mesures de trois extensomètres de 72,5 mm de longueur placés à mi-hauteur de l'éprouvette et espacés entre eux de 120°. Deux couples de transducteurs sans contact espacés de 180° permettaient également de mesurer les déformations radiales dans chaque direction. Les essais se sont déroulés à l'intérieur d'une chambre thermique qui garantissait le conditionnement des éprouvettes. La température était contrôlée et mesurée à l'aide d'une sonde thermique fixée sur la surface de l'échantillon.

Les essais ont été réalisés à une amplitude de déformation fixée à 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, à neuf températures (de -25 à 52 °C) et à huit fréquences (de 0,003 à 10 Hz). Cependant, toutes les fréquences n'ont pas été appliquées pour chaque température. Les essais ont été menés en commençant par la température la plus haute et la fréquence la plus basse. Entre deux fréquences consécutives, une période de repos de 10 minutes était maintenue (contrainte axiale à 0 MPa). Et à chaque changement de température, un temps de conditionnement suffisant était imposé afin de garantir une distribution homogène de la température au sein des éprouvettes.

Un échantillonnage de 250 points minimum a été relevé pour chaque cycle. Le traitement des données a été réalisé en combinant deux cycles consécutifs. Le cycle i a été analysé en utilisant les données des cycles i et $i+1$. Les points expérimentaux du cycle i ont ensuite été approchés par une fonction sinusoïdale dont les paramètres ont été déterminés en utilisant la méthode des moindres carrés. Puis, la moyenne des paramètres de chaque cycle i à une fréquence et une température donnée a été calculée. Cette méthode a été appliquée aux signaux de contrainte ainsi que de déformations axiale et radiale. Leur connaissance permet ainsi d'en déduire le module complexe et le coefficient de Poisson complexe (voir sections 1.4.2.5.1 et 1.4.2.5.2).

Les données de l'éprouvette témoin A1-H3 ont été transmises par FREIRE et ses encadrants de thèse.

2.2.3 Allure des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η

2.2.3.1 Allure des composantes \Re_E et \Im_η selon la pulsation

Pour l'éprouvette A1-H3, les composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η expérimentales sont identifiées à partir des parties réelle $\text{Re}(E^*)$ et imaginaire $\text{Im}(E^*)$ fournies par l'essai de module complexe en utilisant l'équation 2.5. En reportant sur un graphique les valeurs de \Re_E et de \Im_η en fonction de la pulsation ω , les isothermes apparaissent logiquement superposables (Figure 2.2ab, marques rondes).

2.2.3.2 Application du PETT

Le PETT est défini par la pulsation réduite ω_{R-T} et par la composante de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$, obtenues à partir de l'application du facteur de translation a_T sur ω et \Im_η (Équations 2.7 et 2.8) (voir section 1.4.4). Le PETT s'applique logiquement sur \Im_η car s'agissant d'une viscosité, elle dépend aussi du temps. En effet, selon la relation 2.5 dans laquelle \Im_η est multipliée à ω , puisqu'au PETT, ω est multipliée à a_T , \Im_η doit donc être divisée par a_T pour maintenir l'égalité.

$$\omega_{R-T} = a_T \cdot \omega \quad (2.7)$$

$$\Im_{\eta,R-T} = \frac{\Im_\eta}{a_T} \quad (2.8)$$

L'application du PETT aux données expérimentales de l'éprouvette A1-H3 de FREIRE est exécutée avec l'équation WLF (Équation 2.9). Dans sa thèse, FREIRE a également utilisé cette équation. Il a défini la température de référence T_{ref} sur 15 °C et a calibré les constantes $C_{1,aT}$ et $C_{2,aT}$ sur respectivement 26,8 et 180 °C.

$$\log a_T(T) = \frac{-C_{1,aT} \cdot (T - T_{ref})}{C_{2,aT} + (T - T_{ref})} \quad (2.9)$$

2.2.3.3 Allure des composantes \Re_E et \Im_η selon la pulsation réduite

La Figure 2.2ab représente les courbes expérimentales uniques $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ obtenues avec l'application du PETT à la température de référence de 15 °C (marques triangulaires). Ce sont les courbes maîtresses de l'enrobé A1-H3. La représentation de $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ (Figure 2.2b) montre bien la nécessité d'appliquer le PETT à la fois sur l'axe des abscisses mais aussi sur l'axe des ordonnées. La composante de rigidité $\Re_E(\omega_{R-T})$ est plus importante aux basses températures et hautes fréquences. Elle est bornée par une limite inférieure et une limite supérieure. Puisqu'elle est égale à la partie réelle du module de rigidité complexe, la variation de $\Re_E(\omega_{R-T})$ est quasiment identique à celle de la norme du module de rigidité complexe car à partir d'environ 1000 MPa, la partie réelle devient plus grande que la partie imaginaire. Or dans le calcul de la norme, les parties réelle et imaginaire sont montées au carré. La composante de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ semble tendre vers l'infini aux hautes températures et basses fréquences et vers zéro aux basses températures et hautes fréquences. Ces courbes expérimentales $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ admettent également un point d'inflexion dont la position est donnée par la pulsation réduite du pic de l'angle de phase (Figure 2.2c). Le nom de pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ est attribué à cette particularité. Un changement dans les performances de l'enrobé se produit autour de ce point dû à l'influence croissante des granulats avec la fluidification du bitume aux hautes températures (voir section 1.4.3.1.1).

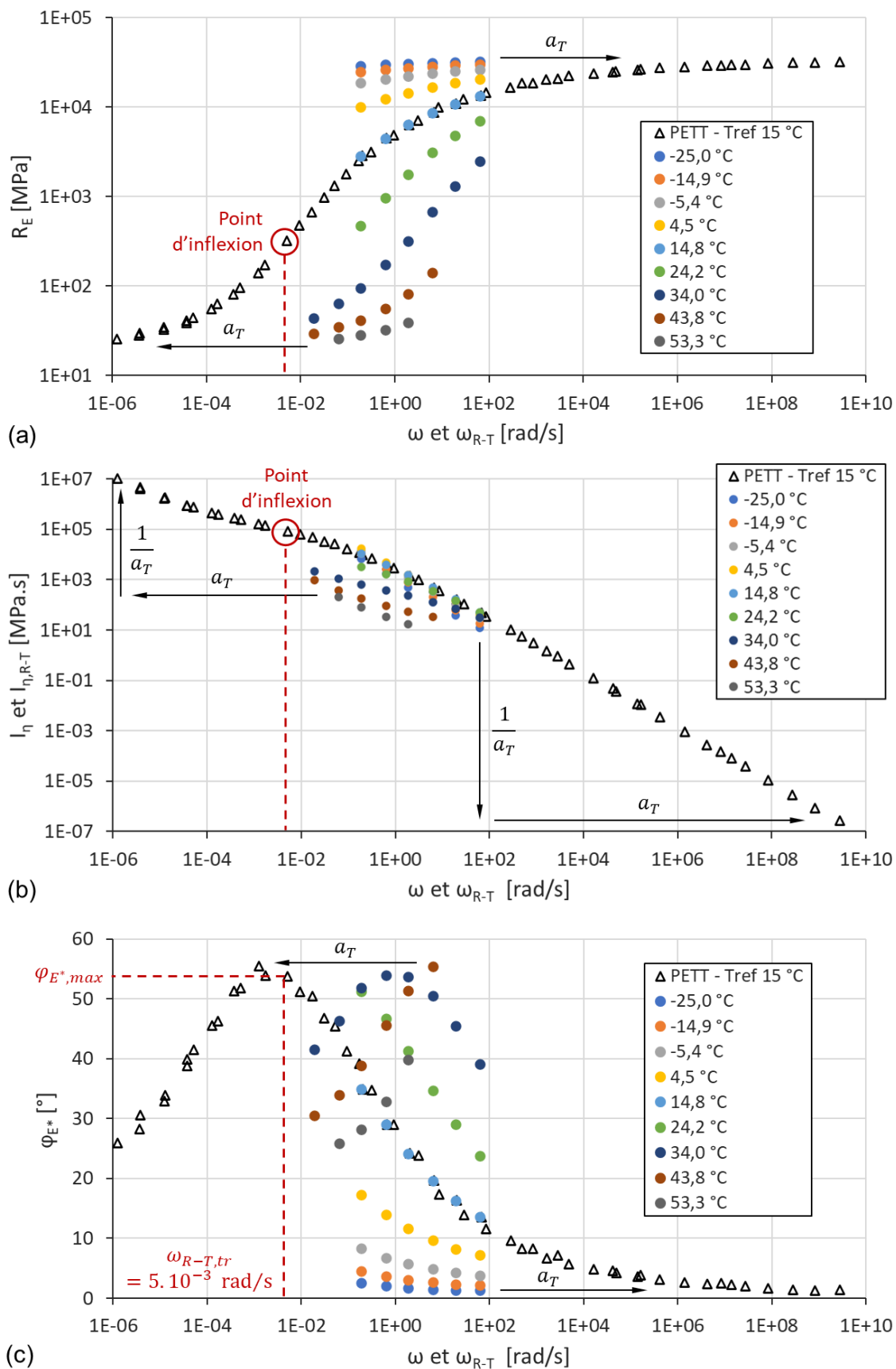


Figure 2.2 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Tracé des données expérimentales à diverses températures et application du PETT aux composantes de rigidité \Re_E (a) et de viscosité \Im_η (b) en fonction de la pulsation ω . Le point d'inflexion est fourni par l'angle de phase φ_{E^*} (c).

2.2.4 Limitations des modèles viscoélastiques linéaires existants

2.2.4.1 Limitations des modèles rhéologiques VEL

Les performances sous chargement cyclique sinusoïdal de différents modèles rhéologiques VEL sont analysées en confrontant leur modélisation avec les résultats expérimentaux d'essais de module complexe sur bétons bitumineux. Pour cette étude, les données expérimentales de l'éprouvette A1-H3 de FREIRE sont réutilisées. Le but est de mettre en évidence les limites d'utilisation des différents modèles rhéologiques. Ceux analysés sont les modèles de Kelvin-Voigt, de Maxwell, de Burgers, le modèle de Maxwell généralisé avec 3, 6 et 15 branches ainsi que le modèle 2S2P1D (voir section 1.5.2.1). La Table 2.1 fournit les paramètres utilisés pour chacun des modèles résultant de leur calibration. Le comportement de chaque modèle est représenté en Figure 2.4 sous différents angles de vue : composante de rigidité \Re_E (a), composante de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$ (b), norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (c), angle de phase φ_{E^*} (d), plan de Cole-Cole (e) et plan de Black (f).

Les modèles de Maxwell et de Burgers ne sont pas suffisamment sophistiqués pour représenter le comportement des enrobés bitumineux. En effet, leurs courbes modélisées de \Re_E et de $\Im_{\eta,R-T}$ en Figure 2.4-1ab apparaissent sous la forme de « L » renversés. La principale limite de ces courbes provient de la pente de leur droite logarithmique, car quel que soit les paramètres de ces modèles, la pente reste toujours la même. Quant au modèle de Kelvin-Voigt, il fournit dans ces plans une simple droite horizontale, c'est-à-dire une constante.

Ce problème peut être contourné avec l'utilisation du modèle de Maxwell généralisé (ou de Kelvin-Voigt généralisé) dont l'assemblage en parallèle de modèles de Maxwell conduit à une addition de courbes en forme de « L » renversés permettant d'épouser la forme de n'importe quelle courbe plus complexe. Les courbes modélisées apparaissent ainsi avec des vagues qui s'estompent plus le nombre de branches utilisées est important (Figure 2.4-2). Il faut compter une quinzaine de branches pour commencer à obtenir une modélisation fidèle du comportement de l'enrobé, ce qui représente tout de même une trentaine de paramètres à déterminer. En outre, des branches supplémentaires seraient appréciées pour mieux modéliser la zone du point d'inflexion et les extrémités des courbes expérimentales à basses et hautes pulsations. En effet au niveau des extrémités, l'une des deux composantes entre \Re_E et $\Im_{\eta,R-T}$ est quasiment constante, nécessitant une plus grande densité de branches pour bien calquer la courbure expérimentale. Contrairement au modèle de Kelvin-Voigt généralisé, la calibration des paramètres du modèle de Maxwell généralisé est assez facile à réaliser, car celui-ci divise les composantes \Re_E et $\Im_{\eta,R-T}$ en plusieurs intervalles directement identifiables. Une autre limite du modèle concerne la difficulté à isoler la pulsation ω dans son équation du module complexe (Équation 1.88), nécessaire pour l'observation des effets de non-linéarité et de thixotropie dans la suite de ce chapitre.

Grâce à ses éléments paraboliques, le modèle 2S2P1D peut reproduire la pente de la droite logarithmique avec fidélité. En revanche, ce modèle admet une limite dans la reproduction du comportement de l'enrobé à basse pulsation. Il ne permet pas de modéliser correctement le retour de la courbe de l'angle de phase (Figure 2.4-3d). Ce problème est visible au niveau de la composante de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$; la courbe modélisée tend vers un palier au lieu de remonter (Figure 2.4-3b, cercle rouge). Néanmoins, la précision de ce modèle aurait été suffisante s'il ne fonctionnait pas avec des dérivées fractionnaires, lesquelles sont difficiles à implémenter dans les simulations numériques. D'autre part, comme pour le modèle de Maxwell généralisé, il est très compliqué d'isoler la pulsation ω dans son équation du module complexe (Équation 1.92).

Table 2.1 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3. Paramètres utilisés par les modèles rhéologiques pour la reproduction des essais MC à 50 µdef.

Modèle de Kelvin-Voigt		
E =	33 500	MPa
η =	4,80E+05	MPa.s

Modèle de Maxwell		
E =	33 500	MPa
η =	4,80E+05	MPa.s

Modèle de Burgers		
E1 =	10 000	MPa
η1 =	3,00E+03	MPa.s
E2 =	33 500	MPa
η2 =	4,80E+05	MPa.s
p1 =	6,26E+01	s
p2 =	4,30E+00	s ²
q1 =	4,80E+05	MPa.s
q2 =	1,44E+05	MPa.s ²

Modèle 2S2P1D		
E ₀ =	25	MPa
E _∞ =	34 000	MPa
τ ₀ =	2,70E-01	s
k =	0,185	-
h =	0,600	-
δ =	2,35	-
β =	200	-

	Maxwell généralisé				
		nb = 3	nb = 6	nb = 15	
	E ₀ =	20	20	20	MPa
	η _∞ =	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	MPa.s
Branche 1	E1 =	2 980	70	30	MPa
	η1 =	1,50E+05	3,00E+06	8,00E+05	MPa.s
	τ1 =	5,03E+01	4,29E+04	2,67E+04	s
Branche 2	E2 =	17 000	1 910	100	MPa
	η2 =	5,00E+02	1,80E+05	1,30E+05	MPa.s
	τ2 =	2,94E-02	9,42E+01	1,30E+03	s
Branche 3	E3 =	13 500	8 000	250	MPa
	η3 =	1,00E-01	6,00E+03	4,50E+04	MPa.s
	τ3 =	7,41E-06	7,50E-01	1,80E+02	s
Branche 4	E4 =		9 000	500	MPa
	η4 =		9,00E+01	3,00E+04	MPa.s
	τ4 =		1,00E-02	6,00E+01	s
Branche 5	E5 =		9 000	1 000	MPa
	η5 =		7,00E-01	1,60E+04	MPa.s
	τ5 =		7,78E-05	1,60E+01	s
Branche 6	E6 =		5 500	1 500	MPa
	η6 =		5,00E-04	7,00E+03	MPa.s
	τ6 =		9,09E-08	4,67E+00	s
Branche 7	E7 =			2 300	MPa
	η7 =			3,50E+03	MPa.s
	τ7 =			1,52E+00	s
Branche 8	E8 =			3 300	MPa
	η8 =			9,00E+02	MPa.s
	τ8 =			2,73E-01	s
Branche 9	E9 =			4 000	MPa
	η9 =			2,50E+02	MPa.s
	τ9 =			6,25E-02	s
Branche 10	E10 =			5 000	MPa
	η10 =			3,00E+01	MPa.s
	τ10 =			6,00E-03	s
Branche 11	E11 =			5 000	MPa
	η11 =			2,00E+00	MPa.s
	τ11 =			4,00E-04	s
Branche 12	E12 =			4 000	MPa
	η12 =			8,00E-02	MPa.s
	τ12 =			2,00E-05	s
Branche 13	E13 =			3 000	MPa
	η13 =			2,00E-03	MPa.s
	τ13 =			6,67E-07	s
Branche 14	E14 =			2 000	MPa
	η14 =			3,00E-05	MPa.s
	τ14 =			1,50E-08	s
Branche 15	E15 =			1 500	MPa
	η15 =			3,00E-08	MPa.s
	τ15 =			2,00E-11	s

2.2.4.2 Limitations des modèles analytiques VEL

Puisque les modèles rhéologiques ne conviennent pas, le choix pourrait se porter sur un modèle analytique tel que le modèle CAM (voir section 1.5.2.2). Cependant, les modèles analytiques de la littérature fonctionnent avec des équations de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ et de l'angle de phase φ_{E^*} en fonction de la pulsation ω . Or $|E^*|$ et φ_{E^*} sont calculés à partir des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η qui représentent les briques élémentaires du module complexe. En conséquence, les effets de \Re_E et de \Im_η se mélangent au sein des équations $|E^*(\omega)$ et $\varphi_{E^*}(\omega)$ compliquant les observations.

2.2.5 Concept du modèle VENoL

Les modèles VEL existants présentent tous des limitations de différents types, mettant un frein à leur utilisation dans cette thèse. L'idée est donc d'établir un nouveau modèle viscoélastique auquel lui est attribué le nom de « modèle VENoL » pour ViscoÉlastique Non-Linéaire. Il est en effet également prévu de lui octroyer des effets de non-linéarité. Le terme de non-linéarité est employé ici dans le nom de manière générale pour désigner à la fois les effets des niveaux de sollicitation et de la thixotropie.

En observant l'équation 2.6, on peut remarquer qu'elle est équivalente à l'équation différentielle d'un modèle de Kelvin-Voigt composé en parallèle d'un ressort d'élasticité E et d'un amortisseur de viscosité η (Équation 1.74). Par analogie, le modèle VENoL peut donc être schématiquement représenté par une composante de rigidité \Re_E et une composante de viscosité \Im_η connectés en parallèle (Figure 2.3). Pour reproduire le comportement de l'enrobé, il faut que les composantes \Re_E et \Im_η puissent varier suivant les conditions d'entrée : pulsation ω (ou fréquence f), température T du milieu environnant, amplitude de déformation ε_0 , durée des sollicitations N_{cycle} . Ces divers paramètres externes influencent la viscoélasticité des bétons bitumineux. Leurs effets sont intégrés au sein du modèle VENoL dans les sections suivantes.

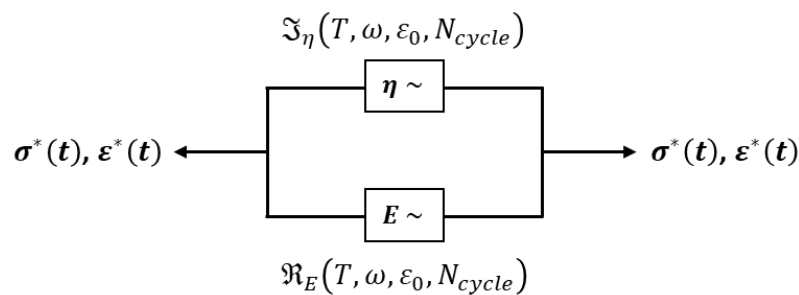
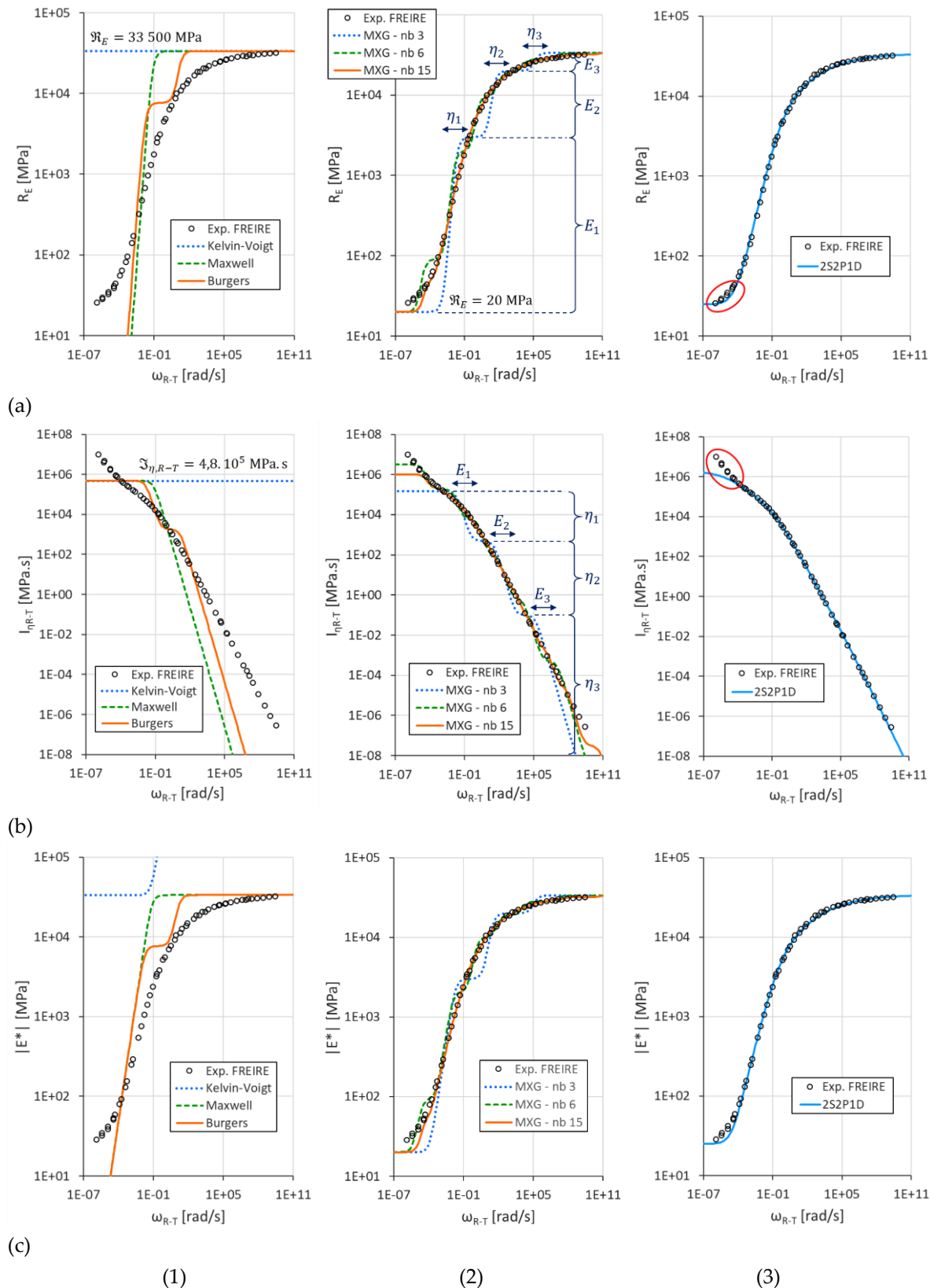


Figure 2.3 Schéma du modèle VENoL.

- En section 2.3, les effets de la pulsation et de la température sont intégrés simultanément au modèle VENoL au moyen du Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT). Les variations des composantes \Re_E et \Im_η en fonction de la pulsation sont calibrées au moyen de fonctions mathématiques à une température de référence. L'effet de la température est pris en compte avec le facteur de translation a_T . Pour établir ce point, les données expérimentales provenant de la thèse de FREIRE (2021) sont réutilisées. Pour rappel, elles ont été obtenues avec des essais de module complexe DTC-CY par déformation imposée à 50 $\mu\text{m/m}$ sur l'éprouvette A1-H3.



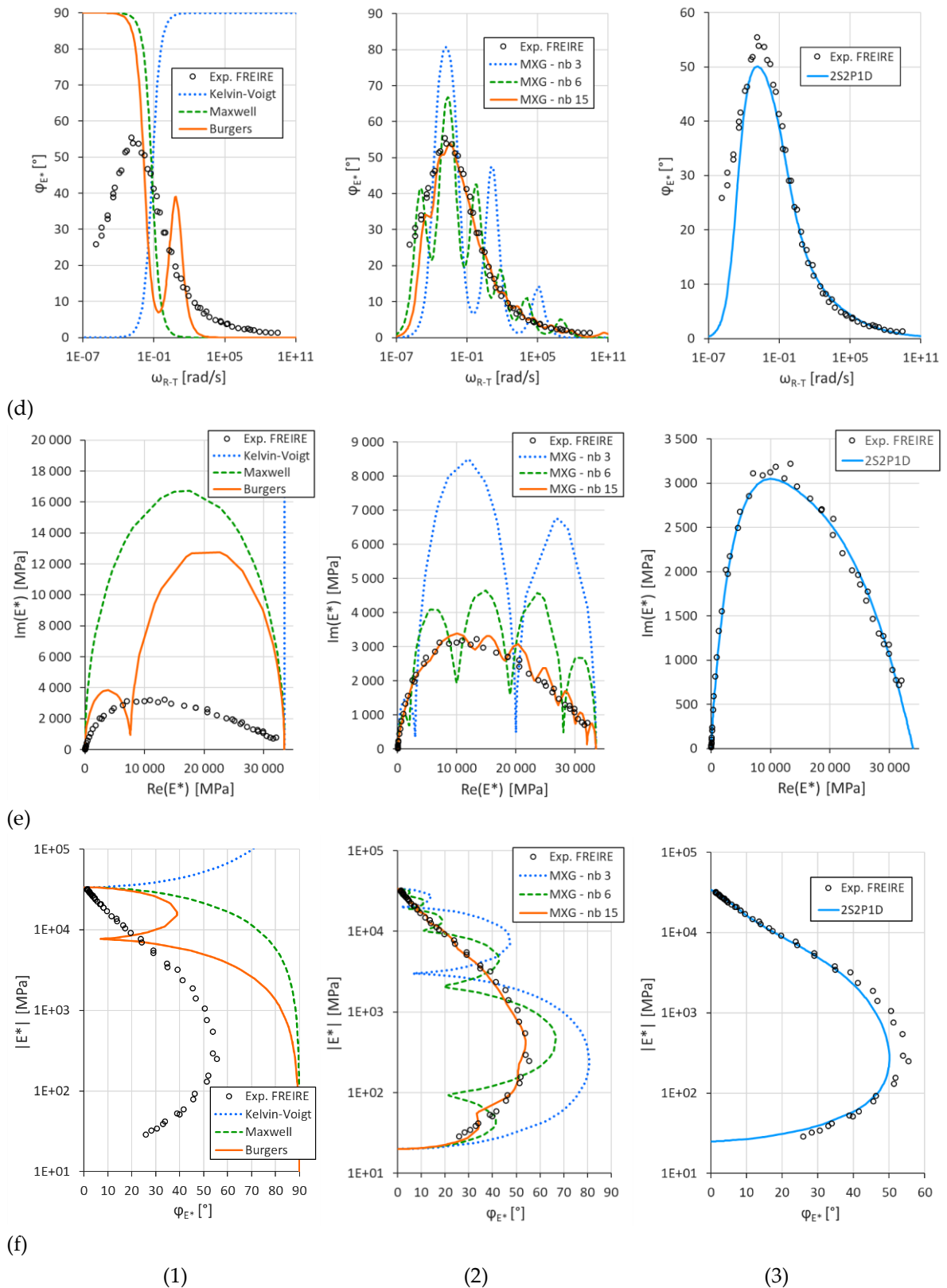


Figure 2.4 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Tracé des données expérimentales et calibration avec les modèles rhéologiques. En ligne : (a) composante de rigidité $\Re E$ en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} ; (b) composante de viscosité réduite $\Im \eta_{R-T}$; (c) norme du module de rigidité complexe $|E^*|$; (d) angle de phase φ_{E^*} ; (e) plan de Cole-Cole; (f) plan de Black. En colonne : (1) modèles de Kelvin-Voigt, de Maxwell et de Burgers; (2) modèle de Maxwell généralisé (MXG) à 3, 6 et 15 branches; (3) modèle 2S2P1D.

- En section 2.3.1.2, un nouveau principe est développé : le Principe de Semi-Équivalence Temps-Amplitude (PSETA). Il prend en compte l'influence de l'amplitude de déformation sur les composantes \mathfrak{R}_E et \mathfrak{S}_η au moyen de deux facteurs de translation a_A et b_A . Pour intégrer ce point, les données expérimentales de GRAZIANI et al. (2019) sont utilisées. Ces données proviennent d'essais de modules complexe DTC-CY réalisés sur deux éprouvettes S1 et S2 à trois amplitudes de déformation différentes : 15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$. L'étude de la non-linéarité est donc menée à petites amplitudes.
- En section 2.4.6, un autre principe est développé : le Principe de Semi-Équivalence Temps-thixotropie (PSETX). Il prend en compte l'influence du nombre de cycles sur les composantes \mathfrak{R}_E et \mathfrak{S}_η au moyen de deux facteurs de translation a_X et b_X . La thixotropie est intégrée au modèle VENoL avec les données expérimentales de PHAN et al. (2017a) et de FREIRE (2021). Il s'agit d'essais de fatigue DTC-CY à déformation imposée. Les trois essais de PHAN et al. ont été effectués à différentes températures et fréquences, les sept essais de FREIRE à différentes amplitudes.

En conclusion, le modèle VENoL est un modèle de Kelvin-Voigt à paramètres variables. Sa base est donc un modèle rhéologique simple dont les paramètres \mathfrak{R}_E et \mathfrak{S}_η varient selon des modèles analytiques. Cette astuce rend le modèle facilement programmable comme loi de contact dans les simulations numériques utilisant les éléments discrets.

2.3 AJOUT DE L'INFLUENCE DE LA PULSATION ET DE LA TEMPÉRATURE

L'ajout de l'influence de la pulsation et de la température au sein du modèle VENoL passe par l'écriture d'équations mathématiques ajustées sur les courbes des composantes de rigidité \mathfrak{R}_E et de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$ définies en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} à la température de référence. Cet ensemble forme le référentiel du modèle VENoL(T, ω). Les courbes $\mathfrak{R}_E(\omega_{R-T})$ et $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ obtenues en section 2.2.3.3 pour l'éprouvette A1-H3 de FREIRE sont réutilisées ici pour servir d'exemple.

2.3.1 Équations du référentiel du modèle VENoL(T, ω)

Les tentatives de calibration menées sur l'intégralité des courbes $\mathfrak{R}_E(\omega_{R-T})$ et $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ se sont avérées infructueuses à partir d'équations de sigmoïdes. Il semble en effet difficile de trouver une équation mathématique qui puisse s'adapter à l'ensemble de la gamme étudiée de ω_{R-T} . La solution la plus pratique consiste à séparer chacune des courbes en deux au niveau de la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ et de les modéliser séparément. Chaque partie peut alors être modélisée par une équation du modèle de Carreau-Yasuda.

2.3.1.1 Modèle de Carreau-Yasuda

Le modèle de Carreau-Yasuda (ou loi de Carreau-Yasuda, abrégé CY ici) décrit la viscosité apparente d'un fluide non-newtonien comme une fonction du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$. Le modèle utilise cinq paramètres (Équation 2.10). En analyse fréquentielle, le taux de cisaillement est remplacé par la

pulsation ω (ou fréquence f) dans l'Équation 2.10. Le modèle a été proposé pour la première fois par Pierre CARREAU en 1958 avec $a = 2$ (BYRON BIRD & CARREAU, 1968). Puis, Kenji YASUDA a généralisé le modèle en 1979 avec a prenant n'importe quelle valeur (YASUDA, 1979, p. 219). La courbe bleue de la Figure 2.5 représente un exemple du modèle CY avec $\eta_{inf} = 0$ Pa.s, $\eta_{sup} = 1$ Pa.s et $\lambda = 1$ s.

À faible taux de cisaillement ($\dot{\gamma} \ll 1/\lambda$), un fluide de Carreau-Yasuda se comporte comme un fluide newtonien avec pour viscosité η_{sup} . À un taux de cisaillement intermédiaire ($\dot{\gamma} \approx 1/\lambda$), un fluide CY se comporte comme un fluide en loi de puissance dépendant de l'exposant n . À un taux de cisaillement élevé ($\dot{\gamma} \gg 1/\lambda$), un fluide CY se comporte à nouveau comme un fluide newtonien avec pour viscosité η_{inf} .

$$\eta = \eta_{inf} + (\eta_{sup} - \eta_{inf}) \cdot [1 + (\lambda \cdot \dot{\gamma})^a]^{\frac{n-1}{a}} \quad (2.10)$$

Où,

- η_{inf} , plateau newtonien inférieur (ou viscosité à un taux de cisaillement infini) [Pa.s] ;
- η_{sup} , plateau newtonien supérieur (ou viscosité à un taux de cisaillement nul) [Pa.s] ;
- λ , temps caractéristique contrôlant la position de l'intersection du plateau newtonien supérieur avec la pente [s] ;
- n , exposant contrôlant la zone en loi de puissance ($n < 1$). Il est identique à celui de la loi d'Ostwald ;
- a , exposant définissant la forme de la transition entre le plateau newtonien supérieur et la pente ($a > 0$) [-].

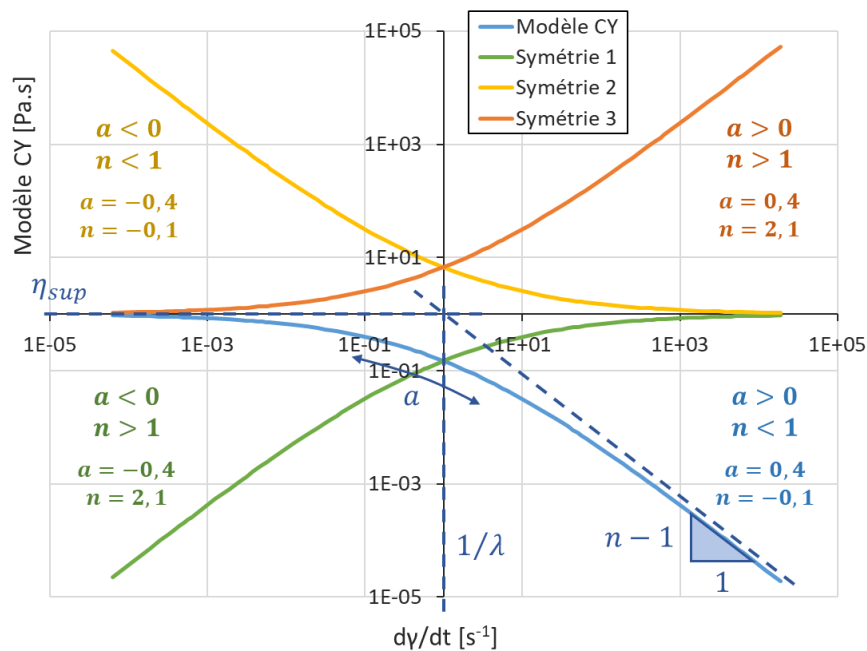


Figure 2.5 Exemple de représentation du modèle de Carreau-Yasuda et de ses symétries.

Au-delà de sa fonction principale de description de la viscosité, le modèle CY présente également un grand intérêt mathématique pour représenter les courbes $\mathfrak{R}_E(\omega_{R-T})$ et $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ puisqu'il dessine une sigmoïde dans un espace de coordonnées logarithmiques avec un contrôle de la pente $n - 1$. Cependant, le plateau inférieur η_{inf} ne présente pas d'intérêt pour la modélisation envisagée de ces courbes. Sa suppression rend le modèle CY plus intéressant puisqu'il est désormais possible d'obtenir

ses symétries axiales, selon l'axe vertical formé par $1/\lambda$ et l'axe horizontal formé par η_{sup} , en modifiant simplement les signes de ses coefficients de forme a et $n - 1$ (Figure 2.5). Par conséquent, un seul type d'équation mathématique suffit à modéliser toutes les variations des courbes $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$.

Un argument supplémentaire en faveur de l'utilisation du modèle CY se trouve dans l'équation différentielle du modèle de Maxwell, composé d'un ressort d'élasticité E et d'un amortisseur de viscosité η reliés en série (Équation 2.11). En analyse fréquentielle, l'équation de Maxwell peut également s'écrire avec le modèle CY pour décrire les variations des composantes \Re_E et \Im_η suivant ω (Équations 2.12 et 2.13). L'équation 2.13 montre ainsi que le modèle de Maxwell s'apparente à un modèle de Kelvin-Voigt à paramètres variables. Les valeurs des exposants du modèle CY sont définies comme suit : $a = -2$, $n = 3$ pour $\Re_E(\omega)$ et $a = 2$, $n = -1$ pour $\Im_\eta(\omega)$. Nous retrouvons pour a , la valeur 2 du modèle original de Pierre CARREAU. On remarquera d'ailleurs que les coefficients de forme a et n sont indépendants des paramètres E et η du modèle de Maxwell, ce qui explique pourquoi la pente du modèle de Maxwell reste inchangée en section 2.2.4.1.

Néanmoins, de nombreux matériaux ont des comportements qui diffèrent de ces valeurs fixes, comme les mélanges bitumineux. Le modèle de Maxwell généralisé, composé de modèles de Maxwell simples assemblés en parallèle, additionne des modèles de Carreau ($a = 2$) avec différentes combinaisons de E et η pour reproduire le comportement du béton bitumineux. Ainsi, après une calibration de qualité, on obtient une pente apparente et une zone de transition pente/plateau dont les coefficients apparents respectifs a et n diffèrent des valeurs fixées. Le modèle VENoL surmonte ces contraintes en modifiant directement les paramètres du modèle CY à la source plutôt que de chercher une combinaison de modèles rhéologiques pouvant le reproduire.

$$\dot{\varepsilon}_{MX}^*(t) = \frac{\dot{\sigma}_{MX}^*(t)}{E} + \frac{\sigma_{MX}^*(t)}{\eta} \quad (2.11)$$

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_{MX}^*(t) = i\omega \cdot \varepsilon_{MX}^*(t) \\ \dot{\sigma}_{MX}^*(t) = i\omega \cdot \sigma_{MX}^*(t) \end{cases} \quad (2.12)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{MX}^*(t) &= \Re_E(\omega) \cdot \varepsilon_{MX}^*(t) + \Im_\eta(\omega) \cdot \dot{\varepsilon}_{MX}^*(t) \\ \text{avec, } \begin{cases} \Re_E(\omega) = E \cdot [1 + (\lambda\omega)^{-2}]^{-1} \\ \Im_\eta(\omega) = \eta \cdot [1 + (\lambda\omega)^2]^{-1} \\ \lambda = \frac{\eta}{E} \end{cases} \end{aligned} \quad (2.13)$$

2.3.1.2 Adaptation du modèle CY au modèle VENoL

En composant avec le modèle CY et ses symétries, les variations de la composante de rigidité \Re_E (courbes vertes sur la Figure 2.6) et de la composante de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$ (courbes rouges) peuvent être définies en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} en dessous (courbes pointillées) et au-dessus (courbes continues) de la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$. Les noms des paramètres CY sont modifiés pour correspondre au modèle VENoL (Équations 2.14 et 2.15) : $\Re_{E,inf,1}$, $\Im_{\eta,R-T,inf,1}$ et $\Re_{E,sup,2}$, $\Im_{\eta,R-T,sup,2}$ [Pa, Pa.s] sont respectivement les bornes inférieure et supérieure, λ [s/rad] contrôle la position de l'intersection pente/plateau sur l'axe ω_{R-T} , n [-] est le coefficient de pente et k [-] est le coefficient de forme de la transition pente/plateau. Ces paramètres doivent être calibrés à la température de référence T_{ref} .

$$\mathfrak{R}_E(\omega_{R-T}) = \begin{cases} \mathfrak{R}_{E,inf,1} \cdot \left[1 + (\lambda_{E,R-T,1} \cdot \omega_{R-T})^{k_{E,1}}\right]^{\frac{n_{E,1}-1}{k_{E,1}}}, & \text{pour } \omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr} \\ \mathfrak{R}_{E,sup,2} \cdot \left[1 + (\lambda_{E,R-T,2} \cdot \omega_{R-T})^{k_{E,2}}\right]^{\frac{n_{E,2}-1}{k_{E,2}}}, & \text{pour } \omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr} \end{cases} \quad (2.14)$$

où, $k_{E,1} > 0, n_{E,1} > 1, k_{E,2} < 0, n_{E,2} > 1$

$$\mathfrak{S}_{\eta,R-T}(\omega_{R-T}) = \begin{cases} \mathfrak{S}_{\eta,R-T,inf,1} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-T,1} \cdot \omega_{R-T})^{k_{\eta,1}}\right]^{\frac{n_{\eta,1}-1}{k_{\eta,1}}}, & \text{pour } \omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr} \\ \mathfrak{S}_{\eta,R-T,sup,2} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-T,2} \cdot \omega_{R-T})^{k_{\eta,2}}\right]^{\frac{n_{\eta,2}-1}{k_{\eta,2}}}, & \text{pour } \omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr} \end{cases} \quad (2.15)$$

où, $k_{\eta,1} < 0, n_{\eta,1} < 1, k_{\eta,2} > 0, n_{\eta,2} < 1$

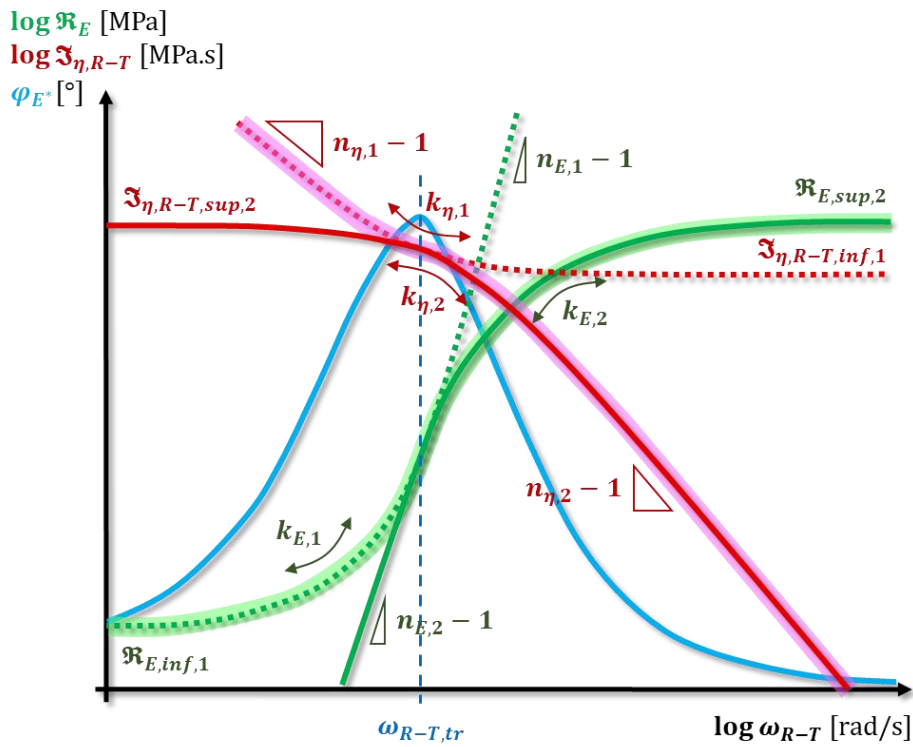


Figure 2.6 Schéma de construction des courbes des composantes de rigidité \mathfrak{R}_E et de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$ en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} avec le modèle de Carreau-Yasuda et de ses symétries. Les paramètres $1/\lambda$ qui contrôlent la position des intersections pente/plateau des quatre courbes sur l'axe ω_{R-T} ne sont pas représentés par souci de lisibilité.

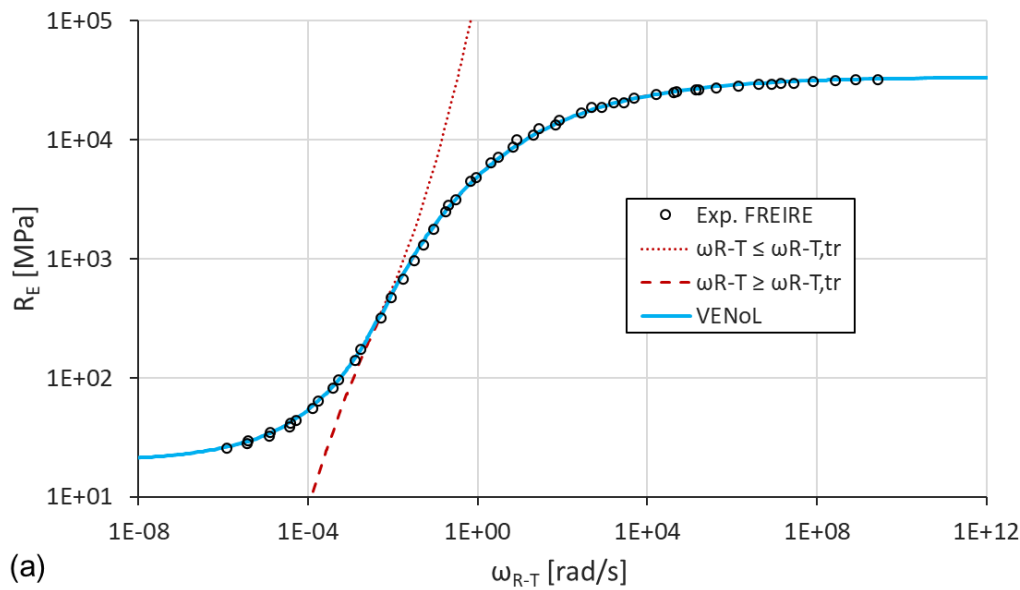
2.3.2 Application aux données expérimentales de FREIRE

2.3.2.1 Modélisation du référentiel du modèle VENO $L(T,\omega)$

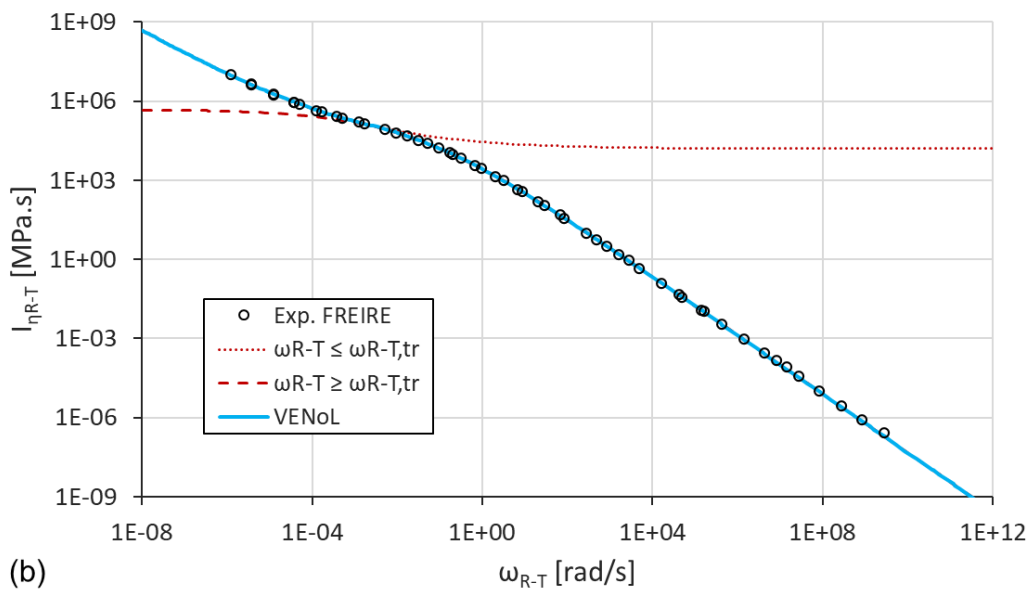
Les paramètres de modélisation utilisés pour l'éprouvette A1-H3 à la température de référence sont indiqués dans la Table 2.2. L'ajustement des composantes \mathfrak{R}_E et $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$ semble correct (Figure 2.7). Pour être assuré de sa qualité, la modélisation doit également être vérifiée dans les plans de Cole-Cole et de Black qui sont très sensibles à la variation des paramètres (Figure 2.8). Ici aussi, l'ajustement est correct dans ces espaces. Ainsi, l'utilisation du modèle CY et de ses symétries est justifiée.

Table 2.2 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3. Paramètres de modélisation des équations de Carreau-Yasuda pour les courbes de référence $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ à $T_{ref} = 15\text{ °C}$.

Pulsation réduite de transition : $\omega_{R-T,tr} = 5,00 \cdot 10^{-3}$ rad/s			
$\Re_E(\omega_{R-T})$		$\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$	
$\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$
$\Re_{E,inf,1} = 20$ MPa	$\Re_{E,sup,2} = 33\,500$ MPa	$\Im_{\eta,R-T,inf,1} = 1,60 \cdot 10^4$ MPa.s	$\Im_{\eta,R-T,sup,2} = 4,80 \cdot 10^5$ MPa.s
$\lambda_{E,R-T,1} = 1,00 \cdot 10^1$ s/rad	$\lambda_{E,R-T,2} = 2,20 \cdot 10^4$ s/rad	$\lambda_{\eta,R-T,1} = 2,00 \cdot 10^3$ s/rad	$\lambda_{\eta,R-T,2} = 4,70 \cdot 10^1$ s/rad
$k_{E,1} = 0,300$	$k_{E,2} = -0,187$	$k_{\eta,1} = -0,240$	$k_{\eta,2} = 0,320$
$n_{E,1} = 3,500$	$n_{E,2} = 3,500$	$n_{\eta,1} = 0,070$	$n_{\eta,2} = -0,115$



(a)



(b)

Figure 2.7 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$. Évolution des composantes de rigidité \Re_E (a) et de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$ (b) en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENO $L(T,\omega)$. Les parties non utilisées des modèles CY sont tracées en lignes pointillées.

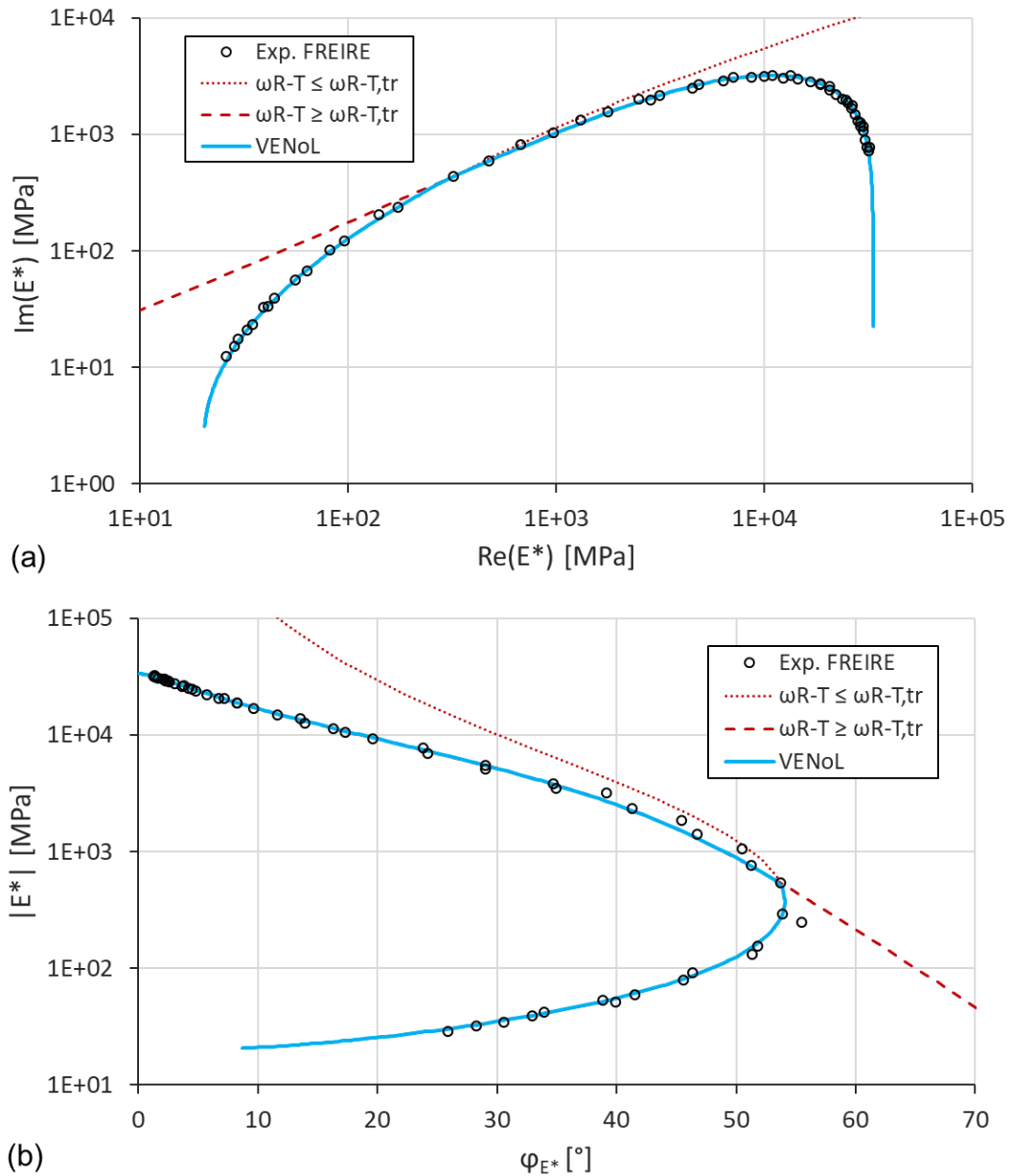


Figure 2.8 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Variation du module complexe dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENO L(T, ω). Les parties non utilisées des modèles CY sont tracées en lignes pointillées. Le plan de Cole-Cole est exceptionnellement représenté en coordonnées logarithmiques pour mieux distinguer les lignes en pointillées.

Quelques remarques sont à signaler concernant la calibration des paramètres du modèle VENO L. D'une part, la calibration est généralement plus aisée à effectuer en choisissant une pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ légèrement décalée du pic de l'angle de phase vers les hautes pulsations. Cela permet d'améliorer la jonction entre les deux équations et ainsi la représentation de l'arrondi du pic de l'angle de phase. D'autre part, l'identification du paramètre $1/\lambda$ à partir des données expérimentales n'est pas toujours évidente. En effet, le changement d'équation au niveau de $\omega_{R-T,tr}$ se produit avant même que la transition pente/plateau arrondie ne soit complète. Par conséquent, la pente n'apparaît pas encore. Il est dans ce cas nécessaire de tester plusieurs valeurs pour trouver la plus adéquate.

2.3.2.2 Prédiction à diverses températures et fréquences

À partir de la calibration des courbes référentielles $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ définies à la température de référence T_{ref} , le PETT peut être appliqué dans un cheminement inverse pour prédire les variations des composantes $\Re_E(\omega)$ et $\Im_{\eta}(\omega)$ à différentes températures et fréquences. Un exemple de plusieurs prédictions est donné en Figure 2.9 avec les données de l'éprouvette A1-H3 de FREIRE. Il apparaît que la composante \Re_E augmente lorsque la fréquence augmente (a) et diminue lorsque la température augmente (b). La composante \Im_{η} diminue lorsque la fréquence augmente (c). Elle diminue plus ou moins rapidement à basse et haute température, et admet un maximum entre ces deux extrêmes (d).

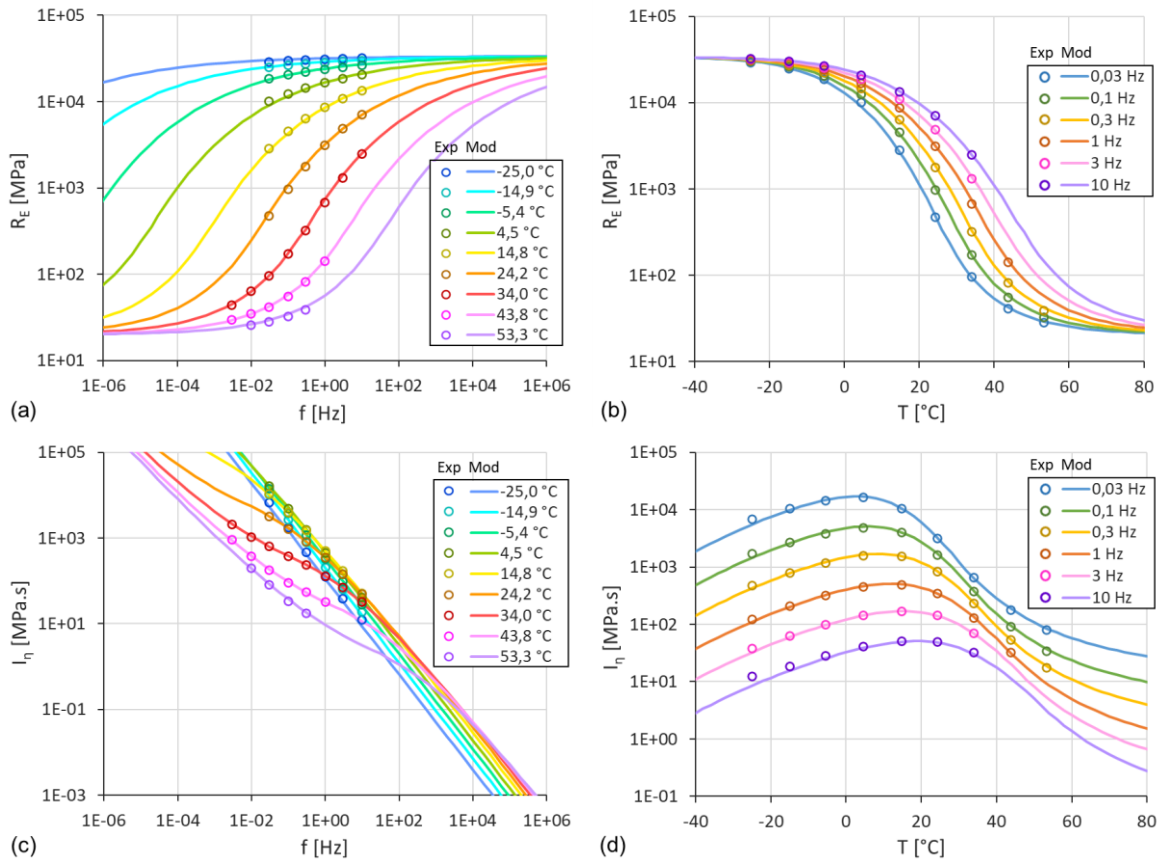


Figure 2.9 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Prédiction avec le modèle VENoL(T, ω) des variations des composantes de rigidité \Re_E (a et b) et de viscosité \Im_{η} (c et d) en fonction de la fréquence (a et c) et de la température (b et d).

2.3.3 Discussion du modèle VENoL

2.3.3.1 Sensibilité du modèle VENoL à ses paramètres

La sensibilité du modèle VENoL est étudiée en faisant varier séparément chacun des paramètres d'ajustement des deux composantes $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$. L'étude est menée dans le cas où $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,lr}$. Les valeurs des paramètres présentées en Table 2.2 sont réutilisées ici pour servir de point de repère. Les effets de ces variations sur la modélisation de référence sont présentés dans le plan de Cole-Cole en Figure 2.10 et Figure 2.11. De manière générale, la modélisation apparaît plus

sensible aux variations de la composante $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ que celles de $\Re_E(\omega_{R-T})$. Cela s'explique par une plus grande amplitude de variation de $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ par rapport à $\Re_E(\omega_{R-T})$ sur la plage de températures et fréquences étudiée. La modélisation est particulièrement sensible aux coefficients de forme $k_{E,2}$ et $n_{\eta,2}$ qui se calibrent au minimum au centième.

2.3.3.2 Comparaison du nombre de paramètres

Le modèle VENoL nécessite seize paramètres (sans considérer les deux du PETT) pour représenter le comportement VEL de l'enrobé sous chargement dynamique. Il s'agit d'un nombre assez conséquent en première impression puisqu'en matière de comparaison, le modèle 2S2P1D n'en requiert que sept. Cependant, le modèle 2S2P1D ne simule pas parfaitement le comportement de l'enrobé à basse fréquence, contrairement au modèle VENoL. Afin d'effectuer une comparaison équitable, le modèle VENoL doit être édifié au même niveau que le modèle 2S2P1D. Ainsi, seules les équations des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_{η} (Équations 2.14 et 2.15) qui sont supérieures à la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ doivent être considérées. Et le paramètre E_0 , limite inférieure ou limite de rigidité à basse fréquence, doit être ajouté à l'équation de la composante de rigidité \Re_E . On aboutit alors à un total de neuf paramètres pour le modèle VENoL, soit seulement deux de plus que le modèle 2S2P1D. En comparaison, les modèles de Maxwell généralisé et de Kelvin-Voigt généralisé nécessitent au moins une trentaine de paramètres pour avoir une précision quasiment équivalente.

Le modèle VENoL présente également l'avantage d'avoir un nombre de paramètres qui peut varier en fonction des besoins. Par exemple, si l'on souhaite reproduire le comportement du béton bitumineux uniquement au-dessus de la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$, huit paramètres suffisent. Avec les modèles généralisés de Maxwell et de Kelvin-Voigt, en ajoutant un élément, tout le jeu de paramètres doit être redéfini, ce qui n'est pas le cas avec le modèle VENoL.

D'autre part, des indices laissent supposer que les composantes de rigidité et de viscosité du modèle VENoL pourraient s'exprimer avec des paramètres communs. En effet, les matériaux dont le comportement mécanique obéit aux principes de superposition de Boltzmann et de causalité¹ admettent des interrelations entre les éléments conservatifs et de pertes qui traduisent leur comportement mécanique (transformations de Kramers-Kronig). Quelques exemples sont donnés dans la publication de BOOIJ & THOON (1982). Il est généralement admis que les matériaux bitumineux remplissent ces conditions. Néanmoins, ces interrelations doivent être considérées comme une approximation car le principe de superposition de Boltzmann s'applique pour des matériaux au comportement linéaire (voir section 1.5.1.1). Or des effets de non-linéarité existent chez les matériaux bitumineux (voir section 1.4.3.1.2).

Mais d'un certain point de vue, la course au plus petit nombre de paramètres reste anecdotique. Ce qui importe le plus dans la création ou la réutilisation d'un modèle, c'est sa maniabilité pour le cadre d'étude ciblé.

¹ En physique, le principe de causalité affirme que si un phénomène (nommé cause) produit un autre phénomène (nommé effet), alors la cause précède l'effet (ordre temporel).

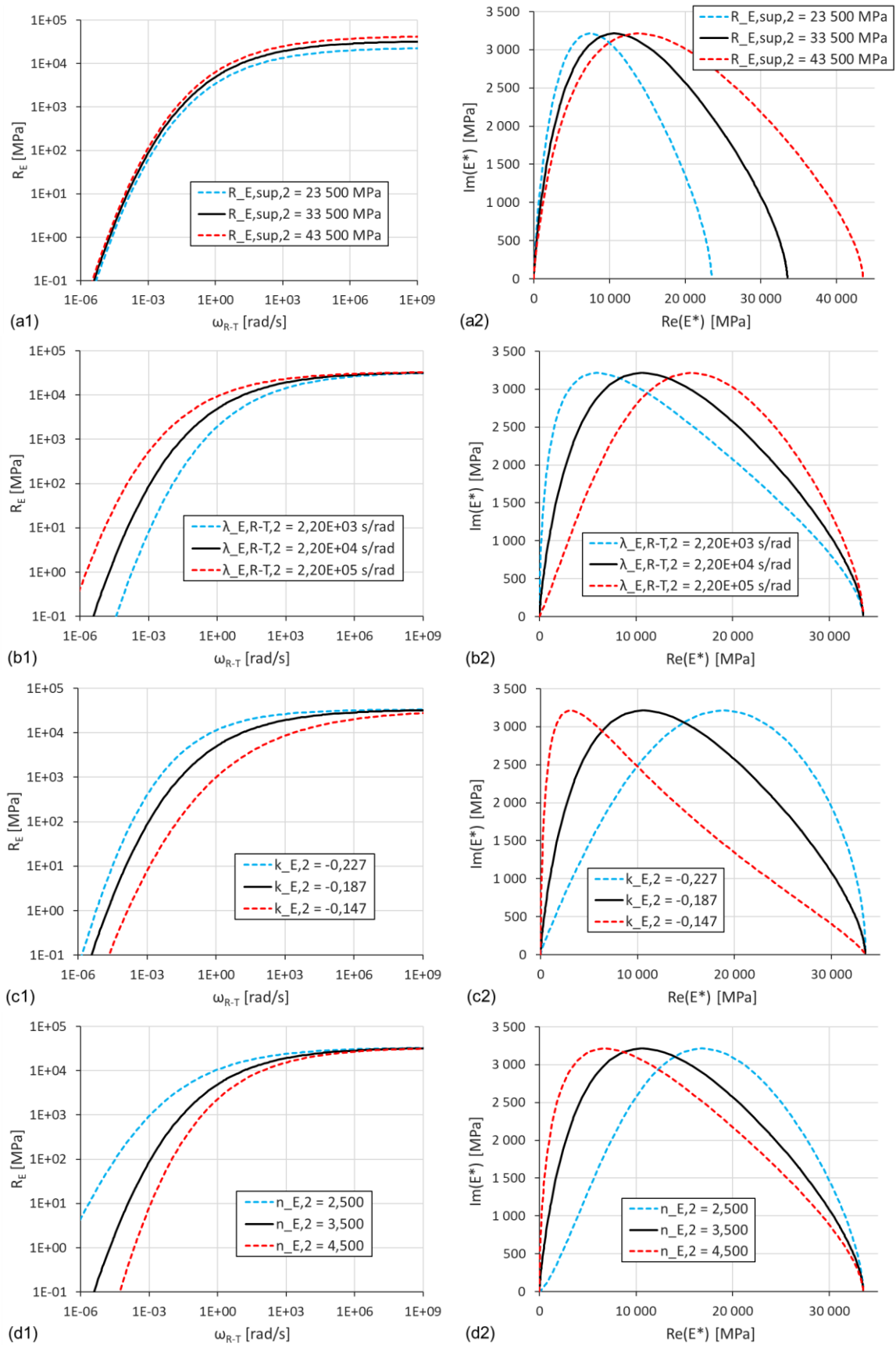


Figure 2.10 Enrobé de FREIRE – Essai MC en noir modélisé à 50 μ def avec les paramètres de la Table 2.2. Sensibilité du modèle VEnoL aux paramètres $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$ de la composante de rigidité $\mathfrak{R}_E(\omega_{R-T})$ (1) dans le plan de Cole-Cole (2) : (a) palier supérieur $\mathfrak{R}_{E,sup,2}$, (b) position $\lambda_{E,R-T,2}$, (c) courbure $k_{E,2}$ et (d) pente $n_{E,2}$.

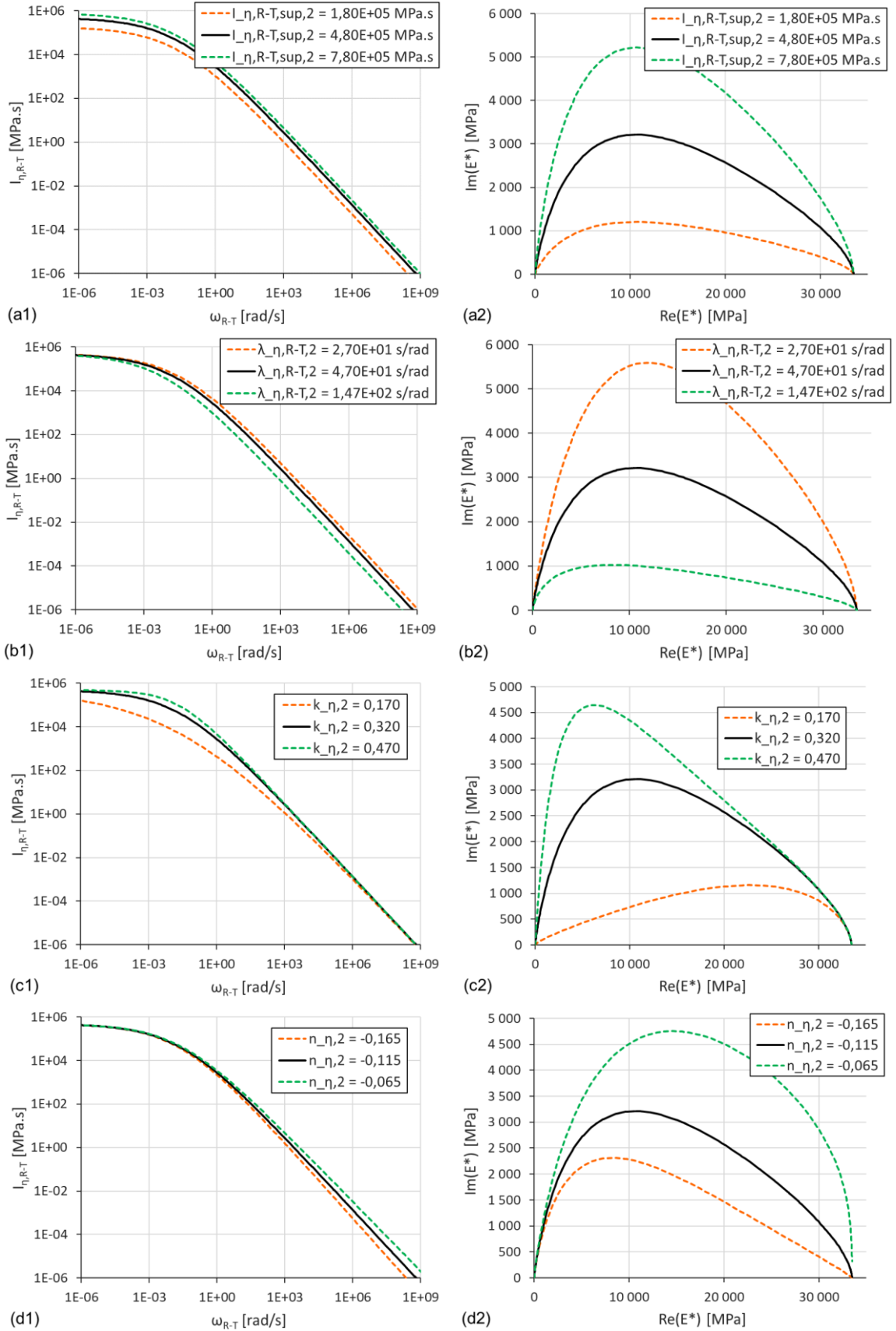


Figure 2.11 Enrobé de FREIRE – Essai MC en noir modélisé à $50 \mu\text{def}$ avec la Table 2.2. Sensibilité du modèle VENO_L aux paramètres $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$ de la composante de viscosité réduite $\mathfrak{F}_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ (1) dans le plan de Cole-Cole (2) : (a) palier supérieur $\mathfrak{F}_{\eta,R-T,sup,2}$, (b) position $\lambda_{\eta,R-T,2}$, (c) courbure $k_{\eta,2}$ et (d) pente $n_{\eta,2}$.

2.3.3.3 Passage du comportement dynamique au statique

Le modèle VENO_L a été bâti pour des chargements cycliques sinusoïdaux. Il n'est donc pas utilisable hors de ce champ à l'instant où ce manuscrit est rédigé, bien que sa structure repose sur une équation différentielle de Kelvin-Voigt à paramètres variables. En effet, le modèle de Kelvin-Voigt peut représenter le fluage mais pas la relaxation d'un matériau, et d'autre part la variabilité des paramètres ici dépend uniquement de conditions dynamiques (pulsation, amplitude, cycles). Tout l'enjeu est donc de savoir s'il est possible à partir des spectres fréquentiels des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η de retranscrire le comportement sous chargement statique des enrobés, ou si un découpage des spectres s'impose comme le principe du modèle de Maxwell généralisé. Ce passage du comportement dynamique au statique n'a été que peu étudié au cours de cette thèse car il n'était pas nécessaire à son élaboration. L'une des pistes envisagées consisterait à remplacer dans les équations des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η , la pulsation ω par le rapport entre le taux de déformation $\dot{\epsilon}$ et la déformation ϵ .

2.3.3.4 Signification physique du facteur a_T du PETT

Le coefficient de translation a_T du PETT pourrait refléter un changement d'état structurel du matériau au niveau macroscopique : fluidification (a_T diminue) et solidification (a_T augmente). En effet, NAHAR et al. (2013 ; 2021) ont montré que la microstructure du bitume se composait de deux phases : une phase continue appelée phase matricielle et une phase dispersée appelée phase du domaine (voir section 1.6.5.3). Ces scientifiques ont montré qu'en augmentant la température (étude menée à partir de 25 °C), la phase du domaine commençait à fondre, tandis que la phase matricielle tendait à se ramollir, le bitume se transformant finalement en une unique phase continue avec une baisse de sa viscosité. Le coefficient a_T du PETT ne retranscrirait-il donc pas cet effet ?

2.4 AJOUT DE L'INFLUENCE DU NIVEAU DE DÉFORMATION

L'ajout de l'effet de la non-linéarité au sein du modèle VENO_L passe par la comparaison de plusieurs courbes $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ obtenues à partir d'essais de module complexe à différentes amplitudes. Pour cette étude, les essais de module complexe DTC-CY menés par GRAZIANI et al. à trois niveaux de déformation sur un béton bitumineux sont utilisés (GRAZIANI et al., 2019).

2.4.1 Utilisation des données expérimentales de GRAZIANI et al.

2.4.1.1 Contexte de l'étude de l'article

L'hypothèse du domaine VEL stipule qu'à petites déformations, les effets des excitations sinusoïdales sont indépendants les uns des autres. En se basant sur cette approximation, GRAZIANI et al. ont mis en pratique une méthodologie pour mesurer le module de rigidité complexe et le coefficient de Poisson complexe des mélanges bitumineux à partir d'un chargement mécanique multi-fréquentiel. Ils ont appliqué une onde de contrainte axiale aléatoire à une éprouvette cylindrique et ont mesuré les déformations axiales et radiales correspondantes. Les fonctions de réponse en fréquence de

l'éprouvette ont été calculées en comparant les signaux d'entrée et de sortie avec une approche d'analyse spectrale.

Pour évaluer la fiabilité de l'approche par ondes aléatoires, les auteurs ont également menés des essais sinusoïdaux conventionnels avec des amplitudes de déformation axiale de 15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$. Ceux-ci montrent une dépendance à la déformation des propriétés du matériau confirmant que même à de faibles niveaux de déformation, le comportement du matériau s'écarte de la théorie VEL. Ces biais sont donc à considérer dans la méthodologie multi-fréquentielle. Ce sont les données de ces essais conventionnels qui sont réemployés dans cette étude ci-après.

2.4.1.2 Description sommaire de l'échantillon analysé

Pour leur expérimentation, les auteurs ont considéré un béton bitumineux pour couche de roulement produit dans une centrale d'enrobage. Le squelette granulaire est caractérisé par une courbe granulométrique continue et dense. Il est composé de granulats calcaires dont la taille maximale nominale est de 11 mm. Le liant bitumineux est de grade de pénétration 70/100 et est dosé à 5,3 % de la masse des granulats secs. Des éprouvettes cylindriques d'un diamètre de 150 mm ont été produites à l'aide d'un compacteur giratoire, avant d'être carottées à un diamètre de 94 mm et coupées à une longueur de 120 mm. Les teneurs en vide des éprouvettes S1 et S2, dont les résultats sont utilisés dans ce document, sont respectivement de 9,6 % et 8,5 %.

2.4.1.3 Description sommaire des essais des données utilisées

Des essais de module complexe DTC-CY ont été appliqués à l'aide d'une presse servo-hydraulique développée au laboratoire d'infrastructure de transport de l'Université polytechnique des Marches (Ancône, Italie). Les essais ont été effectués par contrôle de la contrainte axiale dont l'amplitude appliquée a été ajustée pour obtenir l'amplitude de déformation axiale souhaitée en régime permanent. Elle a été mesurée avec deux jauges de déformation axiale de 60 mm de long positionnées à mi-hauteur de l'éprouvette. De même, la déformation radiale a été mesurée au moyen de deux jauges de 60 mm de long collées sur la circonférence de l'éprouvette, à mi-hauteur. Une chambre thermique a été utilisée pour contrôler la température durant les essais.

Pour évaluer la non-linéarité, trois niveaux d'amplitude de déformation (15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$), centrés sur zéro, ont été réalisés à cinq températures différentes (0, 10, 20, 30 et 40 °C) et à cinq fréquences différentes (0.1, 0.25, 1, 4 et 12 Hz). Cela représente donc un total de soixante-quinze essais cycliques. Chaque essai consistait à appliquer vingt cycles de chargement, en commençant par le niveau de déformation le plus faible, la température la plus basse et la fréquence la plus élevée. Une période de repos d'au moins dix minutes était maintenue entre deux fréquences consécutives (contrainte axiale à 0 MPa).

En considérant les dix derniers cycles de chargement, la fonction périodique des signaux de contrainte et de déformation mesurés a été définie par une moyenne mobile, puis approximée avec des polynômes de Fourier en utilisant une régression par les moindres carrés. La fonction de la première harmonique de chaque signal a été utilisée pour calculer le module complexe et le coefficient de Poisson complexe.

Les résultats obtenus pour les éprouvettes S1 et S2 nous ont été fournis par les auteurs de l'article.

2.4.2 Modélisation du référentiel du modèle VENoL(T, ω, ε_0)

Les données expérimentales sont séparées en deux groupes. L'amplitude de déformation médiane de 30 $\mu\text{m/m}$ est considérée comme l'amplitude de référence $\varepsilon_{0,ref}$. Elle appartient au groupe des essais de module complexe (MC). Et les amplitudes de déformation de 15 et 60 $\mu\text{m/m}$ sont inscrites dans le groupe des essais de non-linéarité (NL).

La méthode développée dans la section 2.3 pour construire le modèle VENoL(T, ω) est appliquée aux essais MC. La température de référence T_{ref} est prise égale à 20 °C. Le PETT est appliqué avec l'équation WLF. Les coefficients $C_{1,aT}$ et $C_{2,aT}$ sont définis respectivement égaux à 13,6 et 92,8 °C pour les deux éprouvettes S1 et S2. Ces paramètres WLF ont été définis par GRAZIANI et al. dans leur article scientifique. Les mêmes paramètres sont utilisés pour les trois différentes amplitudes de déformation car le PETT s'applique dans la région VENL (voir section 1.4.4.2). Les courbes expérimentales de $\Re_E(\omega_{R-T})$ et de $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ pour $T_{ref} = 20$ °C et $\varepsilon_{0,ref} = 30$ $\mu\text{m/m}$ deviennent le cadre de référence du modèle. Elles sont ajustées avec le modèle CY (Équations 2.14 et 2.15). Les paramètres de modélisation utilisés pour les éprouvettes S1 et S2 sont donnés dans la Table 2.3. La pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ est fixée à $3 \cdot 10^{-2}$ rad/s pour l'éprouvette S1 et à $6 \cdot 10^{-3}$ rad/s pour l'éprouvette S2. En dessous de $\omega_{R-T,tr}$, le nombre de points expérimentaux n'est pas suffisant pour réaliser un calage fidèle à la réalité ; les ajustements sont donc partiellement supposés. Malgré cette imprécision, les ajustements des composantes $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ semblent corrects dans l'ensemble, comme nous pouvons le vérifier dans le plan de Cole-Cole (Figure 2.12). L'utilisation de ces nouvelles données expérimentales confirme la méthode développée dans la section 2.3.

Dans cette Figure 2.12, les données expérimentales des deux éprouvettes sont assez différentes, bien qu'elles aient la même composition. Toutefois, les deux courbes expérimentales sont de forme similaire et ne semblent différer que d'un facteur d'échelle. Cette différence peut donc s'expliquer par leur teneur en vides, l'échantillon S1 étant moins dense que l'échantillon S2. Au cours du processus de calibration du modèle CY, l'ajustement a d'abord été effectué sur l'éprouvette S2. Les données expérimentales de l'éprouvette S1 ont ensuite été calibrées en utilisant les mêmes paramètres k_E, n_E et k_η, n_η , mais en faisant varier les paramètres $\omega_{R-T,tr}, \lambda_{E,R-T}, \lambda_{\eta,R-T}$ et $\Re_{E,inf}, \Re_{E,sup}, \Im_{\eta,R-T,inf}, \Im_{\eta,R-T,sup}$. Puisque k_E, n_E et k_η, n_η sont des coefficients de forme, il semblerait donc que la forme de la courbe soit uniquement liée au comportement viscoélastique du liant bitumineux. Quant au squelette granulaire, il semblerait impacter la position et l'échelle des courbes $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ étant donné que les paramètres $\omega_{R-T,tr}, \lambda_{E,R-T}$, et $\lambda_{\eta,R-T}$ influencent la position de ces courbes selon l'axe de la pulsation réduite et que les paramètres $\Re_{E,inf}, \Re_{E,sup}$ et $\Im_{\eta,R-T,inf}, \Im_{\eta,R-T,sup}$ influencent leurs bornes.

2.4.3 Observation des effets de non-linéarité sur les données expérimentales

Dans le graphique $\Re_E(\omega_{R-T})$, les points expérimentaux des essais MC et NL sont tracés pour les comparer (Figure 2.13a). Les trois jeux de données apparaissent bien distincts les uns des autres. Pour chaque amplitude de déformation, les variations de \Re_E semblent suivre des formes identiques mais décalées suivant l'axe ω_{R-T} . Elles semblent tendre vers la même valeur limite de \Re_E à haute pulsation réduite. Par conséquent, il pourrait être intéressant de mettre en place un coefficient de translation a_A ('A' pour amplitude) basé sur le même principe que le coefficient a_T du PETT.

Table 2.3 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2. Paramètres de modélisation des équations CY pour les courbes de référence $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ à $T_{ref} = 20\text{ °C}$ et $\varepsilon_{0,ref} = 30\text{ }\mu\text{m/m}$.

Grandeur physique	Symbole [unité]	S1	S2
Pulsation réduite de transition	$\omega_{R-T,tr}$ [rad/s]	$3,00 \cdot 10^{-2}$	$6,00 \cdot 10^{-3}$
Composante de rigidité \Re_E pour $\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$			
Palier inférieur	$\Re_{E,inf,1}$ [MPa]	80	80
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{E,R-T,1}$ [s/rad]	$3,90 \cdot 10^1$	$2,00 \cdot 10^2$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{E,1}$ [-] (> 0)	0,300	0,300
Coefficient pente logarithmique	$n_{E,1}$ [-] (> 1)	1,946	1,946
Composante de rigidité \Re_E pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$			
Palier supérieur	$\Re_{E,sup,2}$ [MPa]	23 100	26 500
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{E,R-T,2}$ [s/rad]	$1,20 \cdot 10^3$	$4,40 \cdot 10^3$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{E,2}$ [-] (< 0)	-0,166	-0,166
Coefficient pente logarithmique	$n_{E,2}$ [-] (> 1)	2,290	2,290
Composante de viscosité $\Im_{\eta,R-T}$ pour $\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$			
Palier inférieur	$\Im_{\eta,R-T,inf,1}$ [MPa.s]	$1,80 \cdot 10^3$	$1,29 \cdot 10^4$
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{\eta,R-T,1}$ [s/rad]	$1,30 \cdot 10^0$	$1,10 \cdot 10^1$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{\eta,1}$ [-] (< 0)	-0,550	-0,550
Coefficient pente logarithmique	$n_{\eta,1}$ [-] (< 1)	0,330	0,330
Composante de viscosité $\Im_{\eta,R-T}$ pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$			
Palier supérieur	$\Im_{\eta,R-T,sup,2}$ [MPa.s]	$5,80 \cdot 10^5$	$2,63 \cdot 10^6$
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{\eta,R-T,2}$ [s/rad]	$8,30 \cdot 10^1$	$3,30 \cdot 10^2$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{\eta,2}$ [-] (> 0)	0,260	0,260
Coefficient pente logarithmique	$n_{\eta,2}$ [-] (< 1)	-0,085	-0,085

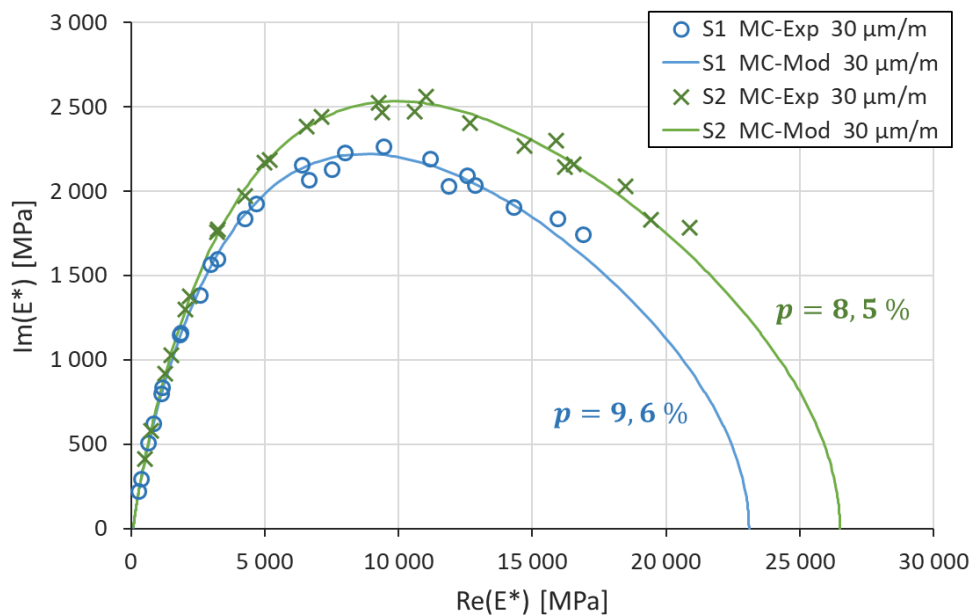


Figure 2.12 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m/m}$. Tracé des données expérimentales (+ rappel de la porosité p) et calibration avec le modèle VENoL(T,ω) dans le plan de Cole-Cole.

En revanche, en raison de l'évolution rapide de $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ (loi de puissance), il est difficile de mener une observation complémentaire puisque les données des différentes amplitudes sont trop rapprochées dans le repère logarithmique (Figure 2.13b). Ces données doivent donc être examinées sous un autre angle.

L'observation des données expérimentales dans le plan de Cole-Cole nous permet de comprendre que l'existence de a_A n'est pas suffisante pour décrire l'effet de non-linéarité (Figure 2.13c). En effet, le coefficient a_T , dont a_A repose sur la même structure, permet uniquement de faire glisser les points le long de la courbe modélisée du module complexe. Cependant, la non-linéarité affecte également la hauteur de la courbe, c'est-à-dire la partie imaginaire. Pour appliquer cet effet, il est donc nécessaire de créer un second facteur de translation, nommé b_A , agissant uniquement sur $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$.

2.4.4 Création d'un principe d'équivalence pour la non-linéarité

2.4.4.1 Principe de Semi-Équivalence Temps-Amplitude (PSETA)

Les deux facteurs de translation a_A et b_A définis précédemment forment le Principe de Semi-Équivalence Temps-Amplitude (PSETA). Ce principe relie l'amplitude de la déformation et la pulsation. Comme pour le facteur a_T avec le PETT, le facteur a_A intervient sur la pulsation réduite ω_{R-A} et sur la composante de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-A}$ (Équations 2.16 et 2.17). Le facteur b_A est un coefficient de correction qui n'intervient que sur $\mathfrak{S}_{\eta,R-A}$ (Équation 2.17). C'est pourquoi le terme de semi-équivalence est utilisé. Les facteurs a_A et b_A sont égaux à un à l'amplitude de référence $\varepsilon_{0,ref}$.

$$\omega_{R-A} = a_A \cdot \omega \quad (2.16)$$

$$\mathfrak{S}_{\eta,R-A} = \frac{\mathfrak{S}_{\eta}}{a_A \cdot b_A} \quad (2.17)$$

2.4.4.2 Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude (PSETTA)

La combinaison du PETT et du PSETA donne le Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude (PSETTA). Il est caractérisé par les facteurs de translation a_{TA} (Équation 2.18) et b_A . Pour les conditions de référence, a_{TA} et b_A sont égaux à un. Cette combinaison permet de calculer la pulsation réduite ω_{R-TA} (Équation 2.19) et la composante de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-TA}$ (Équation 2.20).

$$a_{TA} = a_T \cdot a_A \quad (2.18)$$

$$\omega_{R-TA} = a_{TA} \cdot \omega \quad (2.19)$$

$$\mathfrak{S}_{\eta,R-TA} = \frac{\mathfrak{S}_{\eta}}{a_{TA} \cdot b_A} \quad (2.20)$$

2.4.4.3 Équations du référentiel du modèle VENoL(T, ω, ε_0)

L'essai MC à la température de référence et à l'amplitude de référence constitue le référentiel du modèle VENoL(T, ω, ε_0). Les noms des paramètres issus du modèle CY (Équations 2.14 et 2.15) définissant les composantes de rigidité \mathfrak{R}_E et de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$ évoluent dans le cadre du PSETTA, mais leurs valeurs restent les mêmes puisque a_{TA} et b_A sont égaux à un pour les conditions de référence (Table 2.4).

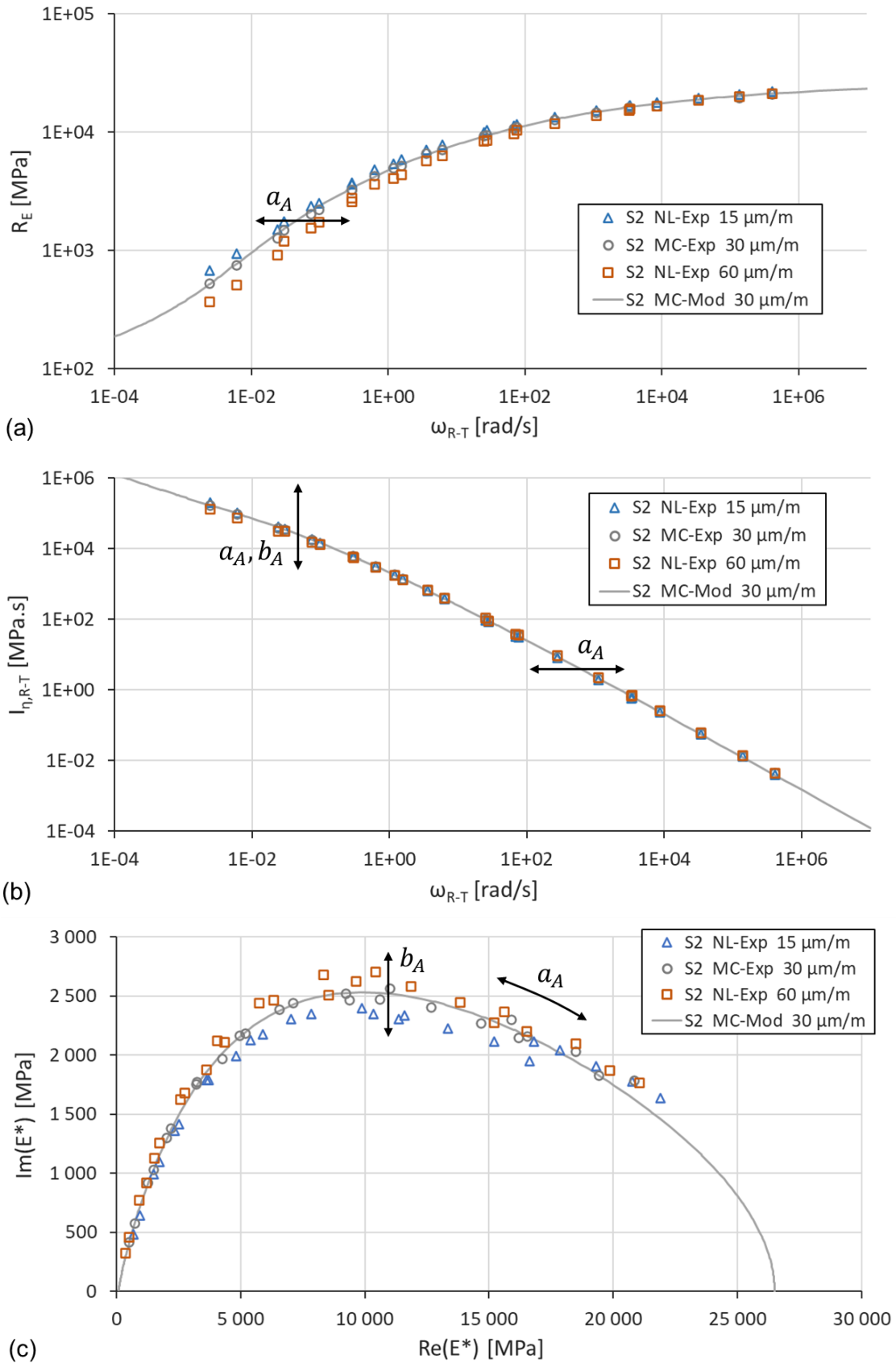


Figure 2.13 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S2 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m}/\text{m}$. Comparaison entre les essais MC et NL de l'évolution des composantes de rigidité \mathfrak{R}_E (a) et de viscosité réduite $\mathfrak{I}_{\eta,R-T}$ (b) en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} , ainsi que dans le plan de Cole-Cole (c). Tracé des données expérimentales et calibration de l'essai MC à 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ avec le modèle VENoL(T, ω).

Table 2.4 Modèle VEnoL(T, ω, ε_0). Évolution des symboles des paramètres du modèle CY définissant les composantes de rigidité \mathfrak{R}_E et de viscosité \mathfrak{S}_η suivant le principe d'équivalence utilisé.

Grandeur physique		PETT	PSETTA
Pulsation réduite de transition [rad/s]		$\omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-TA,tr}$
Composante de rigidité	Paramètre 1 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{E,R-T,1}$	$\lambda_{E,R-TA,1}$
	Paramètre 2 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{E,R-T,2}$	$\lambda_{E,R-TA,2}$
Composante de viscosité	Plateau inférieur [Pa.s]	$\mathfrak{S}_{\eta,R-T,inf,1}$	$\mathfrak{S}_{\eta,R-TA,inf,1}$
	Paramètre 1 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{\eta,R-T,1}$	$\lambda_{\eta,R-TA,1}$
	Plateau supérieur [Pa.s]	$\mathfrak{S}_{\eta,R-T,sup,2}$	$\mathfrak{S}_{\eta,R-TA,sup,2}$
	Paramètre 2 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{\eta,R-T,2}$	$\lambda_{\eta,R-TA,2}$

2.4.5 Identification des lois d'évolution des facteurs a_A et b_A du PSETA

En appliquant un couple de facteurs de translation a_A et b_A à la modélisation MC, il est possible de retrouver les résultats d'une modélisation NL à l'amplitude de déformation souhaitée. D'où l'intérêt de définir les lois de variation des facteurs a_A et b_A en fonction de l'amplitude de déformation.

2.4.5.1 Estimation des valeurs expérimentales

Pour chaque amplitude de déformation ε_0 et chaque point expérimental (T, ω), il existe par rapport au référentiel MC modélisé un couple de facteurs expérimentaux $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ qu'il s'agit d'identifier. Ces facteurs sont estimés en appliquant l'Équation 2.21 suivie de l'Équation 2.22, lesquelles découlent de l'extraction des facteurs au sein des Équations 2.14 et 2.15 et auxquelles la Table 2.4 a été appliquée.

$$a_{A,exp} = \begin{cases} \text{pour } \mathfrak{R}_{E,exp} \leq \mathfrak{R}_E(\omega_{R-TA,tr}), \\ \frac{1}{\lambda_{E,R-TA,1} \cdot \omega_{R-T,exp}} \cdot \left[\left(\frac{\mathfrak{R}_{E,exp}}{\mathfrak{R}_{E,inf,1}} \right)^{\frac{k_{E,1}}{n_{E,1}-1}} - 1 \right]^{\frac{1}{k_{E,1}}} \\ \text{pour } \mathfrak{R}_{E,exp} \geq \mathfrak{R}_E(\omega_{R-TA,tr}), \\ \frac{1}{\lambda_{E,R-TA,2} \cdot \omega_{R-T,exp}} \cdot \left[\left(\frac{\mathfrak{R}_{E,exp}}{\mathfrak{R}_{E,sup,2}} \right)^{\frac{k_{E,2}}{n_{E,2}-1}} - 1 \right]^{\frac{1}{k_{E,2}}} \end{cases} \quad (2.21)$$

$$b_{A,exp} = \begin{cases} \text{pour } a_{A,exp} \cdot \omega_{R-T,exp} \leq \omega_{R-TA,tr}, \\ \frac{\mathfrak{S}_{\eta,R-T,exp}}{\mathfrak{S}_{\eta,R-TA,inf,1} \cdot a_{A,exp}} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-TA,1} \cdot a_{A,exp} \cdot \omega_{R-T,exp})^{k_{\eta,1}} \right]^{\frac{n_{\eta,1}-1}{k_{\eta,1}}} \\ \text{pour } a_{A,exp} \cdot \omega_{R-T,exp} \geq \omega_{R-TA,tr}, \\ \frac{\mathfrak{S}_{\eta,R-T,exp}}{\mathfrak{S}_{\eta,R-TA,sup,2} \cdot a_{A,exp}} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-TA,2} \cdot a_{A,exp} \cdot \omega_{R-T,exp})^{k_{\eta,2}} \right]^{\frac{n_{\eta,2}-1}{k_{\eta,2}}} \end{cases} \quad (2.22)$$

Pour les éprouvettes S1 et S2, la dispersion des facteurs expérimentaux $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ en fonction de ω_{R-T} ne semble pas suivre de tendance particulière (Figure 2.14). Ainsi, les facteurs semblent être indépendants de la température et de la fréquence pour les petites déformations. Pour chaque facteur de translation et amplitude de déformation, une constante est donc définie en considérant la médiane

(valeur affichée sur les graphiques). La médiane est retenue car, contrairement à la moyenne, elle est beaucoup moins influencée par les résultats extrêmes. Néanmoins, la moyenne a également été calculée, et les valeurs obtenues étaient presque égales à la médiane, avec des écart-types correct dans l'ensemble (Table 2.5).

Cette méthodologie peut également être détournée et appliquée aux données expérimentales à 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour vérifier le bon ajustement de la modélisation MC ; $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ doivent être proches de 1 pour cette amplitude. Finalement, les médianes et moyennes de $a_{A,exp}$ se situent un peu en-dessous de 1, vers 0,9, mais cet écart s'explique par la série de données à 0 °C (hautes pulsations réduites), où l'on constate un saut important dans les mesures par rapport aux autres données (Table 2.5). Concernant $b_{A,exp}$, les médianes et moyennes sont bien voisines de 1. Pour la suite de ce chapitre, malgré quelques écarts, les valeurs expérimentales de $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ à 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ sont maintenues égales à 1 puisque les valeurs obtenues aux autres amplitudes reposent sur la modélisation MC à 30 $\mu\text{m}/\text{m}$.

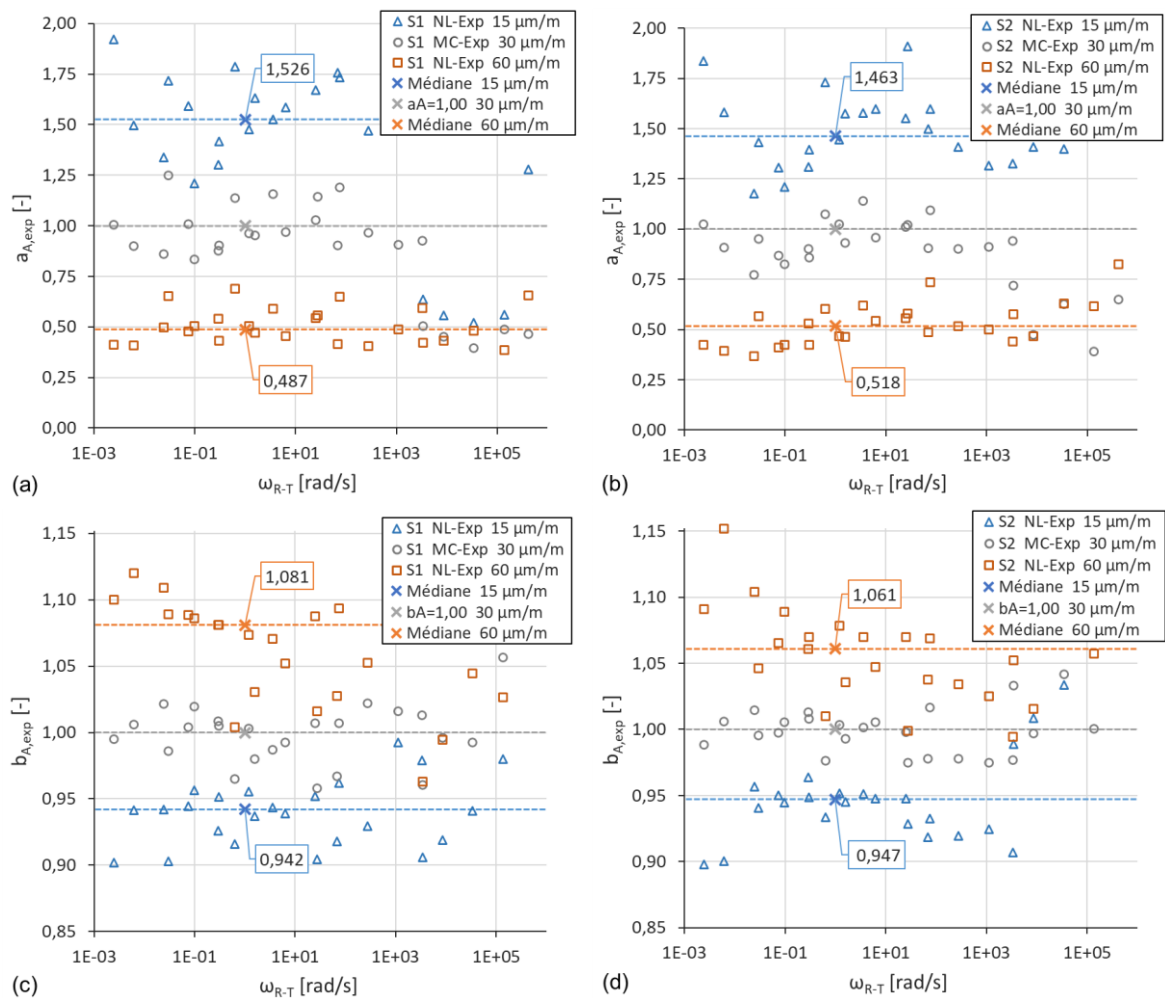


Figure 2.14 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 (a et c) et S2 (b et d) – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m}/\text{m}$. Dispersion des facteurs de translation $a_{A,exp}$ (a et b) et $b_{A,exp}$ (c et d) du PSETA en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Les lignes pointillées correspondent aux valeurs médianes.

Table 2.5 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2. Valeurs expérimentales obtenues pour les facteurs de translation $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ du PSETA. Pour les écart-types, adoption d'une échelle de couleur concernant la dispersion des résultats : vert = dispersion très faible, orange = dispersion moyenne, rouge = dispersion importante.

Amplitude de déformation [μm/m]	S1						S2					
	Médiane		Moyenne		Écart-type		Médiane		Moyenne		Écart-type	
	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$
15	1,526	0,942	1,441	0,948	0,443	0,050	1,463	0,947	1,533	0,958	0,273	0,052
30 (réf.)	0,925	1,004	0,887	1,002	0,238	0,027	0,909	1,000	0,875	1,003	0,180	0,026
60	0,487	1,081	0,506	1,065	0,088	0,041	0,518	1,061	0,527	1,058	0,106	0,035

Cette méthode doit seulement être considérée comme un moyen pratique d'estimation des coefficients $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ car elle présente quelques biais. Par exemple, l'Équation 2.14 suppose que tous les écarts entre les points expérimentaux et le référentiel MC modélisé sont issus de décalages selon l'axe des abscisses. Or, des imprécisions de mesure peuvent également exister sur la rigidité du matériau, c'est-à-dire selon l'axe des ordonnées. D'où l'importance d'avoir un jeu de données assez conséquent pour réduire ce biais.

2.4.5.2 Vérification de la superposition au PSETTA

Un exemple de superposition des essais MC et NL est démontré ici pour l'angle de phase φ_{E^*} tracé en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} (Figure 2.15a). En multipliant ω_{R-T} par le facteur a_A , on obtient l'axe des abscisses ω_{R-TA} . Une correction doit également être apportée sur l'axe des ordonnées : φ_{E^*} est remplacé par l'angle de phase réduit φ_{E^*R-A} (Équation 2.23). Il est 'réduit' car en multipliant ω_{R-TA} par $\Im_{\eta,R-TA}$ pour obtenir la partie imaginaire du module de rigidité complexe, l'influence du facteur b_A reste présente.

$$\tan \varphi_{E^*R-A} = \frac{\omega \cdot \Im_{\eta}}{\Re_E \cdot b_A} \quad (2.23)$$

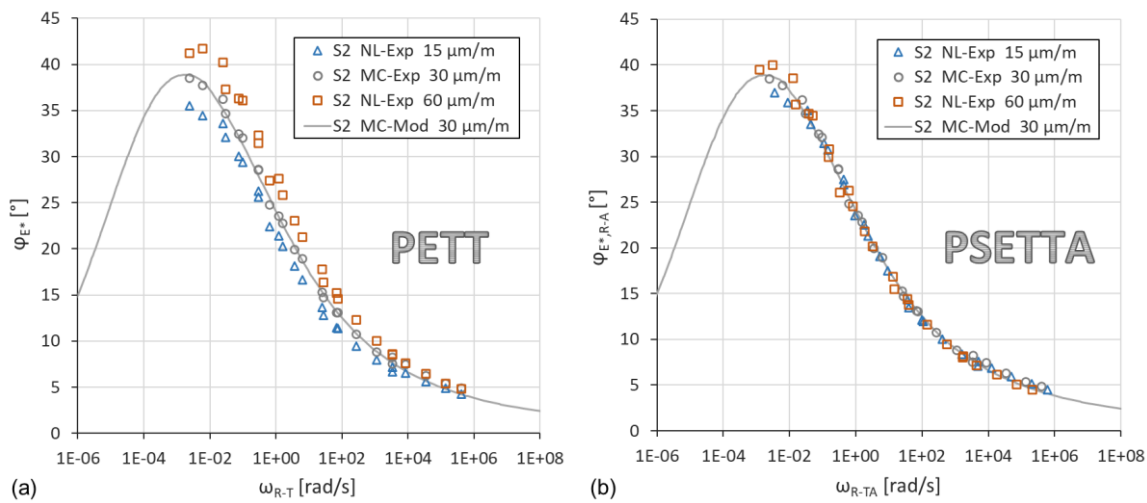


Figure 2.15 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S2 – DTC-CY, MC, 30 μm/m et NL, 15/60 μm/m. Tracé des données expérimentales de l'angle de phase φ_{E^*} en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} au PETT (a) et au PSETTA (b). L'essai MC à 30 μm/m est calibré avec le modèle VENO $L(T,\omega)$.

Si nous appliquons cette opération à l'éprouvette S2 aux amplitudes 15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$ avec les coefficients expérimentaux respectifs $a_{A,exp}$ (1,463, 1,000 et 0,518) et $b_{A,exp}$ (0,947, 1,000 et 1,061) issus des valeurs médianes, une unique courbe est obtenue sur le graphique $\varphi_{E_{R-A}^*}(\omega_{R-TA})$ (Figure 2.15b). Tous les points se superposent sur le MC à 30 $\mu\text{m/m}$ pour l'éprouvette S2 validant ainsi les valeurs calculées. Cette vérification a également été effectuée et validée avec la norme réduite du module $|E_{R-A}^*|$.

2.4.5.3 Calibration des équations de type WLF

Les valeurs médianes de $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ à 30 et 60 $\mu\text{m/m}$ pour les éprouvettes S1 et S2 sont reportées dans un graphique en fonction de l'amplitude de déformation ε_0 (Figure 2.16, valeurs exp.).

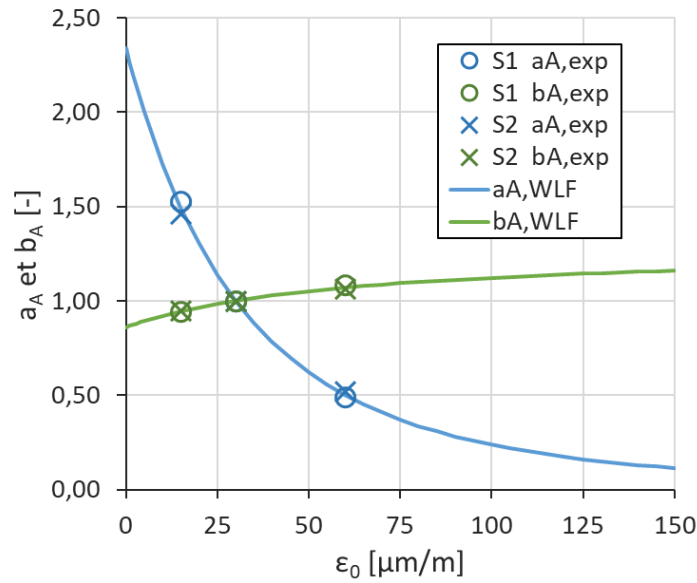


Figure 2.16 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2. Variation des facteurs de translation a_A et b_A du PSETA suivant l'amplitude de déformation ε_0 . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec deux lois de type WLF.

Comme pour le coefficient a_γ de ZENG et al. (2001), l'emploi de l'équation WLF reste approprié pour ajuster les variations des valeurs expérimentales $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ en fonction de ε_0 (Équations 2.24 et 2.25). L'utilisation de ces équations nécessite de définir une amplitude de référence $\varepsilon_{0,ref}$, qui est pour rappel de 30 $\mu\text{m/m}$ dans cette étude. $C_{1,aA}$, $C_{2,aA}$ et $C_{1,bA}$, $C_{2,bA}$ sont des paramètres constants, dont leurs valeurs ajustées sont fournies Table 2.6. Les facteurs a_A et b_A sont égaux à un à $\varepsilon_{0,ref}$.

$$\log a_A(\varepsilon_0) = \frac{-C_{1,aA} \cdot (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})}{C_{2,aA} + (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})} \quad (2.24)$$

$$\log b_A(\varepsilon_0) = \frac{-C_{1,bA} \cdot (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})}{C_{2,bA} + (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})} \quad (2.25)$$

Ainsi, sur la Figure 2.16, $a_{A,WLF}$ décroît suivant l'amplitude de déformation tandis que $b_{A,WLF}$ croît mais de manière moins rapide. Les deux facteurs prennent une valeur finie à 0 $\mu\text{m/m}$ et semblent se rapprocher d'une limite à forte amplitude.

2.4.6 Application du PSETA

2.4.6.1 Prédiction des essais de non-linéarité

L'application conjointe à l'éprouvette S2 du modèle VENoL (Équations 2.14 et 2.15, Table 2.4) et du PSETA (Équations 2.9, 2.18, 2.19, 2.20, 2.24 et 2.25) calibrés aux conditions de référence $T_{ref} = 20\text{ °C}$ et $\varepsilon_{0,ref} = 30\text{ }\mu\text{m/m}$ permet d'obtenir la prédiction des résultats des essais NL à différentes amplitudes de déformation (Figure 2.17). Les résultats confirment la création du PSETA car les prédictions sont excellentes à 15 et 60 $\mu\text{m/m}$. Un avis critique peut être émis concernant la prédiction à forte pulsation réduite au niveau du retour des courbes dans le plan de Black. Les courbes prédites ne passent pas parfaitement par les points expérimentaux à 15 et 60 $\mu\text{m/m}$ (Figure 2.17b). Cependant, le nombre de données expérimentales à ce niveau est trop faible pour pouvoir conclure sur la dispersion des résultats expérimentaux ou l'imprécision de la modélisation.

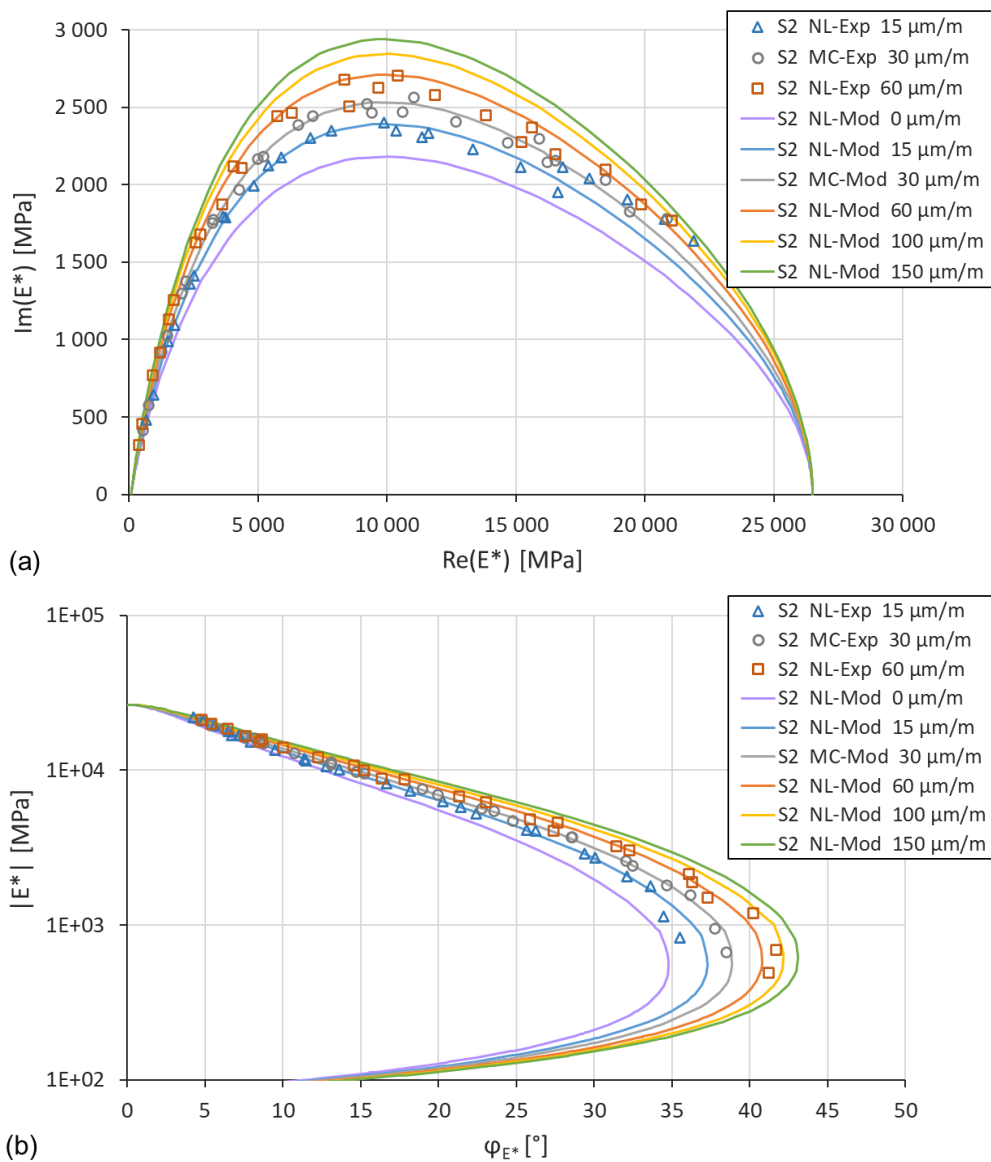


Figure 2.17 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S2 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m/m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m/m}$. Effet de la non-linéarité sur le module complexe dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL(T, ω, ε_0).

Table 2.6 Enrobé bitumineux de GRAZIANI. Paramètres des équations de type WLF déterminant l'évolution des facteurs de translation a_A et b_A du PSETA.

Grandeur physique	Symbole [unité]	$a_{A,WLF}$	$b_{A,WLF}$
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$3,00 \cdot 10^{-5}$	$3,00 \cdot 10^{-5}$
Paramètre 1	$C_{1,aA}$ ou $C_{1,bA}$ [-]	3,200	-0,108
Paramètre 2	$C_{2,aA}$ ou $C_{2,bA}$ [m/m]	$2,90 \cdot 10^{-4}$	$8,00 \cdot 10^{-5}$

2.4.6.2 Prédiction d'essais de montée en amplitude de déformation

Avec le modèle $VENoL(T, \omega, \varepsilon_0)$, des essais de Montée en Amplitude de Déformation (abrégiés MAD) peuvent être modélisés analytiquement. Le but consiste à augmenter l'amplitude de déformation de 0 à 100 $\mu\text{m/m}$ sur les 50 premiers cycles. Les essais MAD reproduisent le début des essais de fatigue sur les mélanges bitumineux, dont une augmentation de l'amplitude de déformation est effectuée plus ou moins rapidement pour atteindre l'amplitude souhaitée. Sur seulement 50 cycles, on considère qu'il n'y a pas d'effets d'auto-échauffement et de thixotropie.

Les essais MAD sont appliqués pour différents couples température-fréquence avec les paramètres du modèle $VENoL$ déterminés pour l'éprouvette S1. Les résultats sont superposés dans le plan de Cole-Cole avec les essais MC et les essais NL pour repérer la direction de la non-linéarité pour différents couples température-fréquence (Figure 2.18). Comme le facteur de translation a_A diminue lorsque l'amplitude augmente, la direction de la non-linéarité suit une diminution de la pulsation réduite.

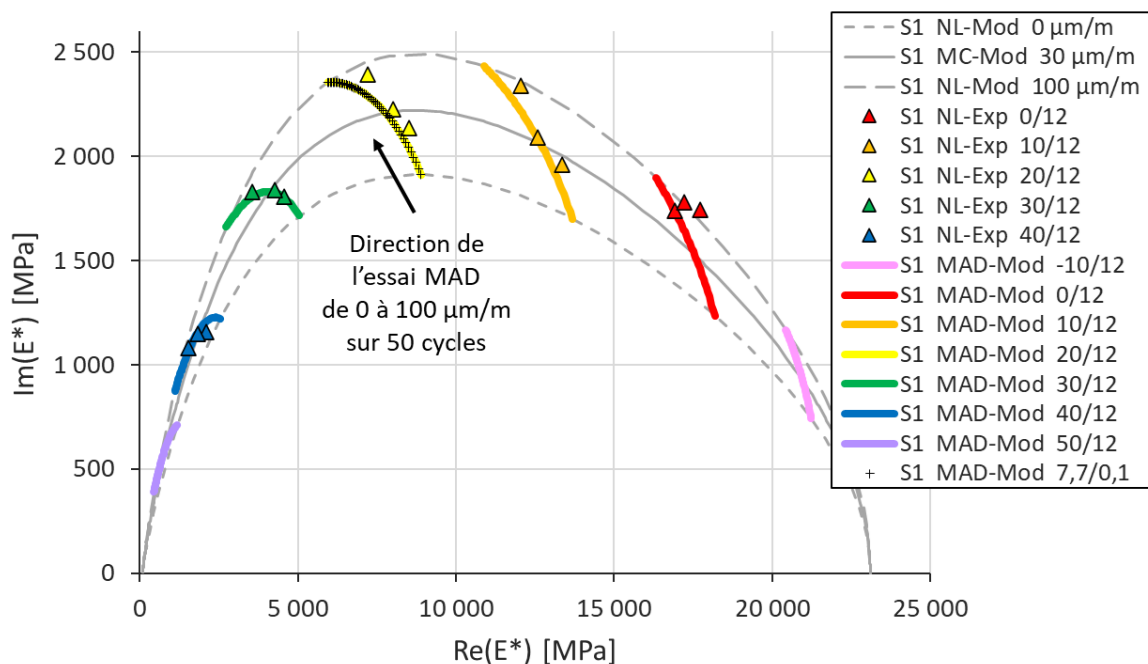


Figure 2.18 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S1 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m/m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m/m}$. Superposition dans le plan de Cole-Cole des essais modélisés MC (30 $\mu\text{m/m}$), NL (0/100 $\mu\text{m/m}$) et MAD (0 à 100 $\mu\text{m/m}$ sur 50 cycles, pour différentes températures à 12 Hz) avec l'utilisation du modèle $VENoL(T, \omega, \varepsilon_0)$. Les essais MAD modélisés sont comparés avec les données expérimentales ciblées aux mêmes températures et fréquences provenant des essais MC et NL à 15/30/60 $\mu\text{m/m}$. Pour vérifier le PETT, un essai est modélisé à 20 °C, 12 Hz et un autre à 7,7 °C, 0,1 Hz dont les marques « + » sont tracées tous les 2 $\mu\text{m/m}$.

Avec ce type d'essai, les effets de non-linéarité sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ et l'angle de phase φ_{E^*} peuvent également être observés à des températures et fréquences fixes (Figure 2.19). $|E^*|$ diminue presque linéairement lorsque l'amplitude augmente tandis que φ_{E^*} augmente presque linéairement au-dessus de 20 $\mu\text{m/m}$. Les tendances des résultats sont remarquablement similaires aux travaux expérimentaux de PHAN et al. (2017a, voir notamment les figures 4, 5 et 11 de leur article).

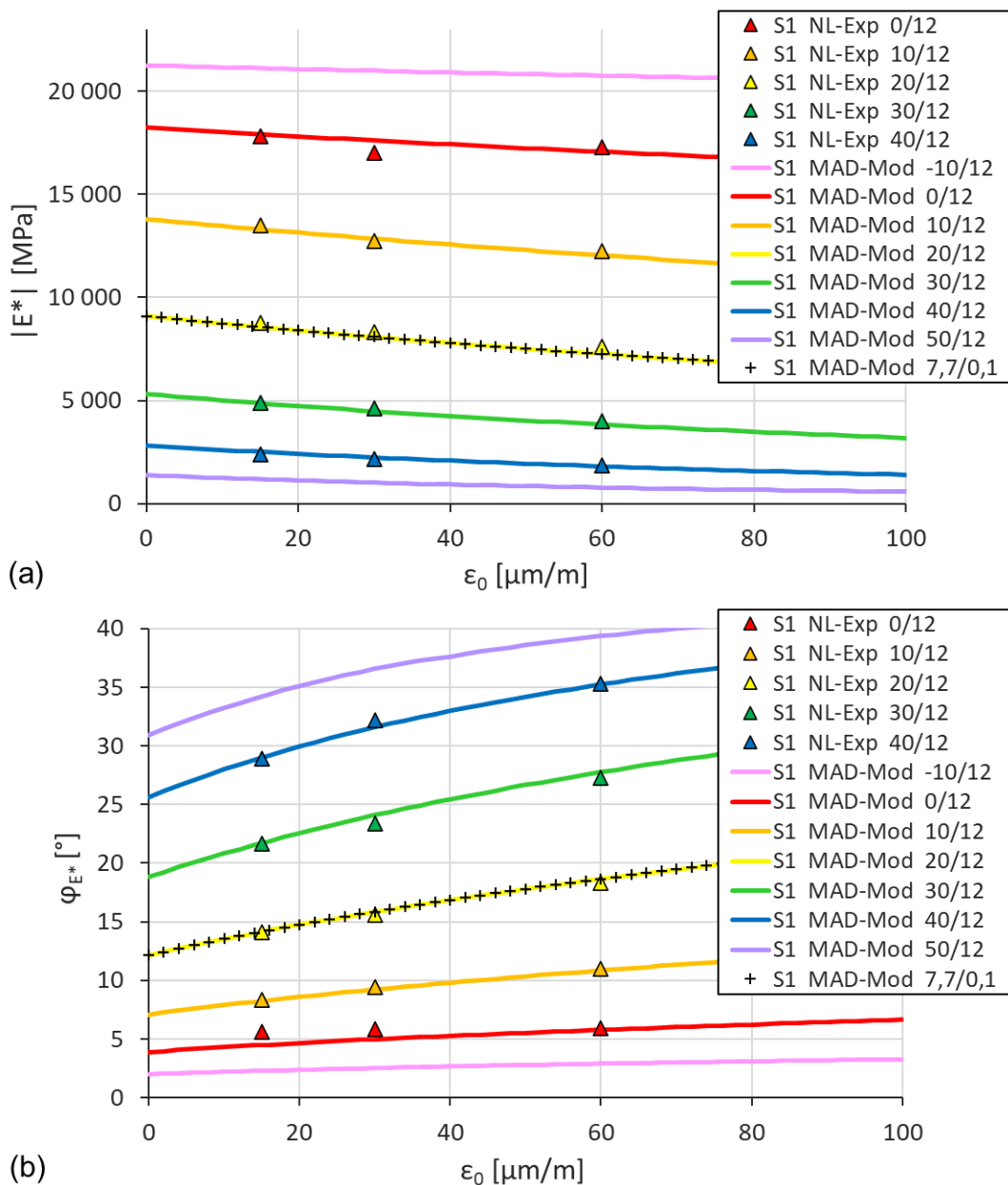


Figure 2.19 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S1 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m/m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m/m}$. Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) au cours des essais MAD modélisés (0 à 100 $\mu\text{m/m}$ sur 50 cycles, pour différentes températures à 12 Hz) avec l'utilisation du modèle $\text{VENoL}(T, \omega, \epsilon_0)$. Les essais MAD modélisés sont comparés avec les données expérimentales ciblées aux mêmes températures et fréquences provenant des essais MC et NL à 15/30/60 $\mu\text{m/m}$. Pour vérifier le PETT, un essai est modélisé à 20 °C, 12 Hz et un autre à 7,7 °C, 0,1 Hz.

Les supposées limites de déformation du domaine VEL sont déduites des essais MAD modélisés en relevant l'amplitude de déformation pour laquelle la norme du module de rigidité complexe a diminué à 95 % de sa valeur initiale. Ces limites $\varepsilon_{limite\ VEL}$ sont ensuite tracées en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} à la température de référence de 20 °C sur la Figure 2.20. Pour les deux éprouvettes S1 et S2, les courbes obtenues sont similaires. Le graphique montre que cette limite augmente à haute fréquence et à basse température, comme cela est mentionné dans la littérature, car le plateau supérieur de la norme du module de rigidité complexe est atteint. Puisque les bétons bitumineux ont également un plateau inférieur dû au squelette granulaire (voir section 1.4.3.1.1), la limite de déformation VEL augmente à basse fréquence et à haute température. Le point d'inflexion est situé au niveau de la même pulsation réduite que le pic de l'angle de phase.

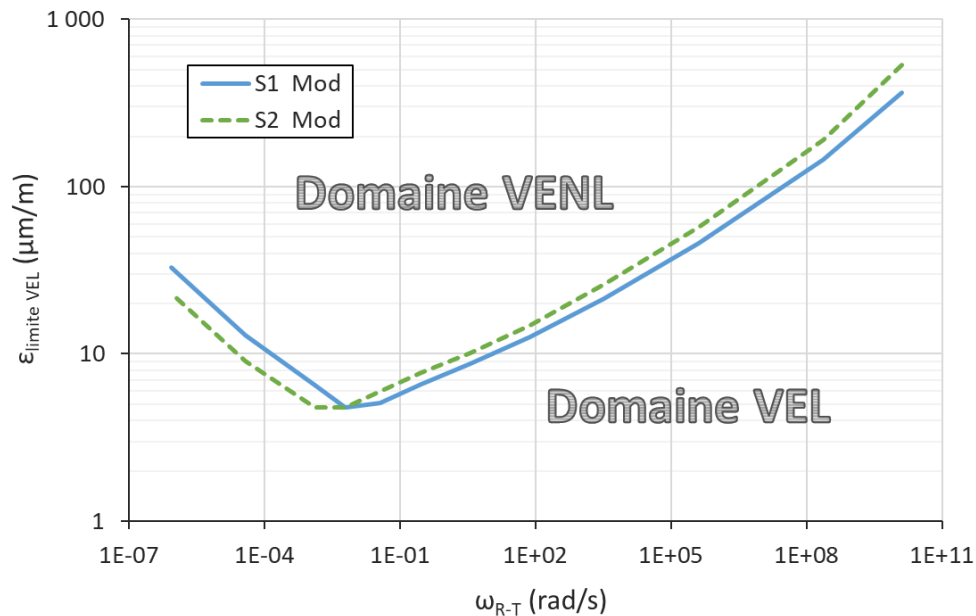


Figure 2.20 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2. Modélisation de l'évolution de la limite de déformation hypothétique du domaine VEL $\varepsilon_{limite\ VEL}$ en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} à la température de référence de 20 °C.

2.4.7 Discussion du PSETA

2.4.7.1 Comparaison du PSETA et des modèles NL de la littérature

Les équations constitutives viscoélastiques non-linéaires de SCHAPERY (1969) n'ont pas été retenues dans cette étude car elles sont construites selon un cheminement différent de celui du modèle VENoL. Le premier a été défini dans un cadre temporel et le second dans un cadre fréquentiel. Il est de ce fait difficile de faire une comparaison entre les équations de SCHAPERY et le PSETA. Néanmoins, pour une étude par déformation imposée, le facteur de translation a_A peut être assimilé au coefficient a_ε et le facteur de correction b_A peut être lié aux trois paramètres non linéaires h_e, h_1, h_2 .

Les autres modèles non-linéaires listés dans la section 1.5.3 et élaborés dans le domaine fréquentiel n'ont pas été utilisés pareillement car ils présentaient chacun plusieurs lacunes, mais l'approche analytique développée par ZENG et al. (2001) semblait la plus prometteuse. En effet, l'étude de la non-linéarité menée dans ce document a été réalisée avant de prendre connaissance des travaux

de ZENG et al. Or de manière totalement indépendante, les mêmes bases ont été retrouvées, tout en les améliorant. Ce fait renforce l'idée de la création du PSETA. Celui-ci confirme l'existence d'un facteur de translation au niveau de la fréquence tel qu'utilisé dans le modèle non linéaire de ZENG et al. Ainsi, le facteur de translation a_A est assimilé au facteur de translation a_γ de ZENG et al. Ces deux facteurs diminuent avec l'amplitude de la déformation et sont calibrés avec une équation de type WLF. Cependant, le modèle de ZENG et al. est très imprécis concernant l'angle de phase. Ce problème est corrigé dans cette thèse en montrant que si a_A s'applique à la fréquence, il s'applique également à la viscosité comme pour le PETT, et en ajoutant un facteur de translation b_A sur la partie imaginaire du module de rigidité complexe. Une autre différence concerne l'amplitude de référence du PSETA qui est laissée au choix de l'utilisateur, alors que chez ZENG et al., il s'agit de l'origine de l'amplitude de déformation (zéro).

En analyse fréquentielle, la modélisation du comportement VENL avec le modèle VENO_L(T, ω, ϵ_0) est plus précise et plus complète que les modèles non linéaires énumérés dans la section 1.5.3. Néanmoins, d'autres modèles rhéologiques pourraient atteindre une précision tout aussi bonne en utilisant le PSETA. En effet, comme pour le PETT, le PSETA est un principe indépendant de la structure du modèle et pourrait être appliqué à n'importe quel modèle rhéologique tant que les parties réelles et imaginaires peuvent être dissociées. Il convient également de noter que l'identification du PSETA a été rendue possible par l'aspect pratique de la structure du modèle VENO_L. En effet à partir des équations des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η (Équations 2.14 et 2.15), la pulsation peut être isolée pour observer les effets de l'amplitude de la déformation, ce qui est plus difficile avec les modèles rhéologiques de la littérature.

2.4.7.2 Signification physique des facteurs a_A et b_A

Dans cette étude, il est démontré que le facteur de translation a_A du PSETA affecte les mêmes paramètres (ω et \Im_η) que le facteur de translation a_T du PETT. De ce fait, a_A pourrait refléter comme a_T un changement d'état structurel du matériau au niveau macroscopique : fluidification (a_{TA} diminue) et solidification (a_{TA} augmente). On rappelle que NAHAR et al. (2013, 2021) ont montré qu'avec l'augmentation de la température (étude menée à partir de 25 °C), la microstructure du bitume tendait vers une unique phase continue et une diminution de sa viscosité. En section 2.3.3.4, il a été supposé que a_T reflétait ce comportement. D'autre part, NAHAR et al. (2021) ont également montré que sous chargement mécanique, des fragmentations apparaissaient au sein de la microstructure occasionnant une diminution de la viscosité. Ils ont affecté ce comportement à la thixotropie car après arrêt du chargement, le matériau se reconstruisait progressivement (voir section 1.6.5.3). Cependant, il faut distinguer le caractère instantané de celui s'étalant dans le temps. La non-linéarité étudié ici doit être perçue comme un caractère instantané. Bien que NAHAR et al. n'aient pas expérimenté cet effet, il est fort probable que sous des niveaux de sollicitation plus importants, la fragmentation soit plus importante et donc l'abaissement de la viscosité aussi. Le coefficient a_A du PSETA symboliserait cet effet, car plus le nombre de fragments est important et plus ils sont libres de coulisser les uns par rapport aux autres. Finalement, les deux coefficients a_A et a_T affecte l'état structurel du matériau de manière similaire au niveau macroscopique mais par des cinétiques et des mécanismes différents au sein de la microstructure. Cette supposition rejoindrait celle avancée par HADRZYNSKI (1995) (voir section 1.4.3.1.2).

Ces mécanismes pourraient également avoir un léger impact visible au niveau macroscopique et matérialisé par le coefficient b_A du PSETA qui n'agit pas dans la même direction que le coefficient a_A . Il peut être considéré comme un véritable paramètre non linéaire car il modifie la forme de la trajectoire viscoélastique.

2.4.7.3 Variations de a_A et b_A suivant l'amplitude de déformation

Dans la section 2.4.5.3, nous avons supposé que les facteurs de translation $a_A(\varepsilon_0)$ et $b_A(\varepsilon_0)$ prenaient une valeur finie à 0 $\mu\text{m/m}$ et pouvaient être ajustés avec des équations de type WLF. Mais certains indices nous montrent d'autres possibilités, notamment à faible amplitude de déformation (entre 0 et 20 $\mu\text{m/m}$).

D'une part, concernant la Figure 2.16, au-delà de 30 $\mu\text{m/m}$, le facteur $a_{A,WLF}(\varepsilon_0)$, ajusté sur les données expérimentales, semble suivre une tendance égale à l'inverse de l'amplitude de déformation ε_0 et normalisée en fonction de l'amplitude de déformation de référence $\varepsilon_{0,ref}$ (Équation 2.26, Figure 2.21). L'indice « hyp2 » est attribué à cette deuxième hypothèse d'évolution de $a_A(\varepsilon_0)$.

$$a_{A,hyp2}(\varepsilon_0) = \frac{\varepsilon_{0,ref}}{\varepsilon_0} \quad (2.26)$$

Il existerait une justification à cette hypothèse. En effet, la pulsation peut s'écrire comme le rapport des amplitudes du signal du taux de déformation avec celui de la déformation, comme suit :

$$\omega = \frac{\dot{\varepsilon}_0}{\varepsilon_0} \quad (2.27)$$

De ce fait, pour passer de 30 à 60 $\mu\text{m/m}$, l'amplitude de déformation ε_0 doit être multipliée par deux. Pour maintenir l'égalité de l'Équation 2.27, cela revient soit à multiplier l'amplitude du taux de déformation $\dot{\varepsilon}_0$ par deux, soit à diviser la pulsation ω par deux. Si on tient compte de ce second cas de figure en termes d'équivalence, on retrouve à travers le facteur multiplicateur devant ω les variations hypothétiques du coefficient $a_{A,hyp2}(\varepsilon_0)$. Cependant sur la Figure 2.21, plus l'amplitude de déformation se rapproche de 0 $\mu\text{m/m}$, plus $a_{A,hyp2}(\varepsilon_0)$ semble s'écarter de $a_{A,exp}(\varepsilon_0)$. En effet, en utilisant l'Équation 2.26 pour 15 et 60 $\mu\text{m/m}$ par rapport à l'amplitude de référence de 30 $\mu\text{m/m}$, nous devrions trouver $a_{A,hyp2}$ respectivement égal à 2,00 et 0,50. Or, en section 2.4.5.1, la médiane moyenne de $a_{A,exp}$ est égale à 1,495 et 0,503 pour respectivement 15 et 60 $\mu\text{m/m}$. Ainsi les valeurs de $a_{A,exp}$ et $a_{A,hyp2}$ coïncident à 60 $\mu\text{m/m}$ mais pas à 15 $\mu\text{m/m}$. Par conséquent, soit cette seconde hypothèse est fautive, soit un second effet non identifié pourrait se produire en parallèle de $a_{A,hyp2}$ à très faible amplitude.

D'autre part, une discussion supplémentaire concerne la prédiction du facteur de translation $b_A(\varepsilon_0)$. Dans la section 2.4.5.3, il a été supposé que $b_A(\varepsilon_0)$ prenait une valeur finie à 0 $\mu\text{m/m}$. Néanmoins, une autre hypothèse soutient que $b_{A,hyp2}(\varepsilon_0)$ pourrait évoluer très rapidement en se rapprochant de 0 $\mu\text{m/m}$ pour atteindre la valeur zéro (Figure 2.21). L'application combinée de cette tendance $b_{A,hyp2}(\varepsilon_0)$ avec $a_{A,WLF}(\varepsilon_0)$ aurait de fortes répercussions sur la modélisation à faible amplitude. La conséquence à 0 $\mu\text{m/m}$ serait une partie imaginaire égale à zéro pour chaque couple de température-fréquence (Figure 2.22). En se rapprochant de 0 $\mu\text{m/m}$, la norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe augmenterait jusqu'à atteindre la valeur de la partie réelle, et l'angle de phase φ_{E^*} diminuerait rapidement jusqu'à atteindre 0° pour chaque couple de température-fréquence.

Néanmoins, malgré certaines justifications, ces tendances concernant $a_{A,hyp2}(\varepsilon_0)$ et $b_{A,hyp2}(\varepsilon_0)$ à de faibles amplitudes de déformation resteront hypothétiques tant que ce comportement n'aura pas été confirmé ou infirmé par d'autres données expérimentales. Actuellement, il est donc préférable de considérer $a_{A,WLF}(\varepsilon_0)$ et $b_{A,WLF}(\varepsilon_0)$ pour définir le PSETA (Équations 2.24 et 2.25).

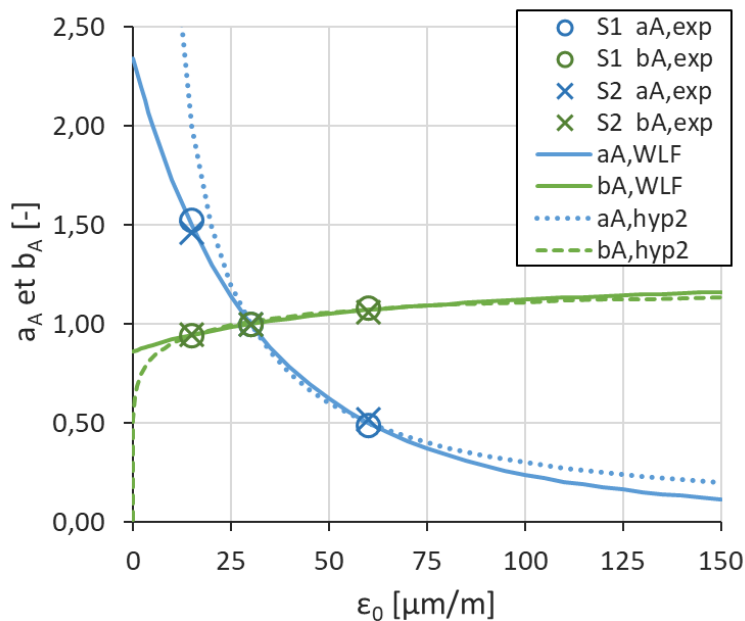


Figure 2.21 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2. Une autre variation supposée des facteurs de translation a_A et b_A du PSETA suivant l'amplitude de déformation ϵ_0 .

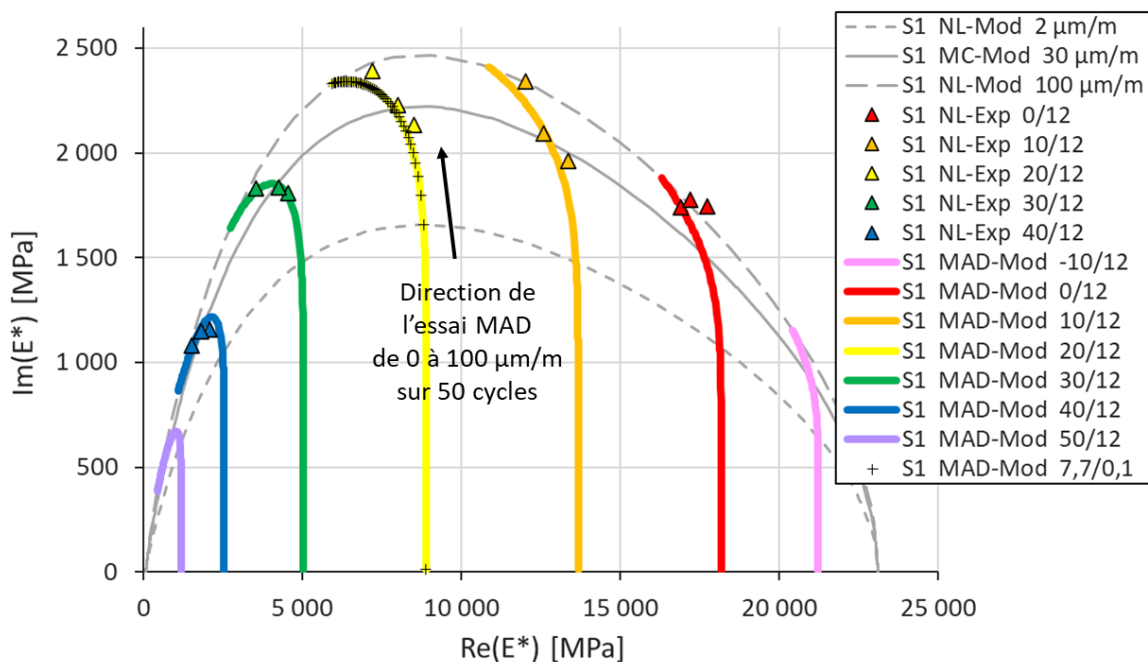


Figure 2.22 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S1 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m}/\text{m}$. Superposition dans le plan de Cole-Cole des essais modélisés MC (30 $\mu\text{m}/\text{m}$), NL (2/100 $\mu\text{m}/\text{m}$) et MAD (0 à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ sur 50 cycles, pour différentes températures à 12 Hz) avec les variations supposées de $a_{A,WLF}(\epsilon_0)$ et $b_{A,hyp2}(\epsilon_0)$ du PSETA. Les marques « + » de l'essai MAD modélisé à 7,7°C et 0,1 Hz sont tracées tous les 2 $\mu\text{m}/\text{m}$.

2.5 AJOUT DE L'INFLUENCE DE LA THIXOTROPIE

L'ajout de l'effet de la thixotropie au sein du modèle VENoL résulte de la comparaison entre le chemin viscoélastique représenté par le module complexe et le chemin suivi par les courbes de fatigue dans le plan de Cole-Cole. Cette étude s'appuie sur les essais de module complexe et de fatigue DTC-CY menés sur enrobé par PHAN et al. à différentes températures et fréquences (PHAN et al., 2017a) et par FREIRE à différentes amplitudes de déformation (FREIRE, 2020).

2.5.1 Utilisation des données expérimentales de PHAN et al.

2.5.1.1 Contexte de l'étude de l'article

Dans leur article, PHAN et al. ont proposé une quantification des différents effets apparaissant lors d'essais de fatigue DTC-CY tels que la non-linéarité, l'auto-échauffement, la thixotropie et l'endommagement. L'étude a été menée sur un seul enrobé portant le nom E3550-5.1-0. Dans cet article, la conception du matériau et les expériences menées sont peu détaillées, les auteurs reconduisant le lecteur vers un second article dans lequel se trouvent ces informations (PHAN et al., 2017b). Ces deux articles sont des extraits d'une étude plus large, une thèse soutenue en 2016, dans laquelle Cong Viet PHAN s'est intéressé au comportement thermomécanique des matériaux bitumineux traités à la chaux, mais cette étude étant de nature confidentielle, le manuscrit n'est pas accessible. Néanmoins, ce deuxième article nous informe sur la nature de l'enrobé E3550-5.1-0 parmi une gamme de neuf enrobés étudiés ; il s'agit d'un enrobé témoin car il ne contient pas de chaux dans sa conception.

2.5.1.2 Description sommaire de l'échantillon analysé

Les neuf mélanges étudiés par PHAN sont des EME (voir section 1.3.5.1.2), produits avec le même bitume et les mêmes granulats mais selon trois teneurs différentes de bitume et de chaux hydratée. Le squelette granulaire est caractérisé par une courbe granulométrique continue 0/14 mm (Figure 2.23) et est composé de granulats de calcaire provenant de la carrière de Haut-Lieu en France (dept. 59). Il a été produit avec un bitume pur de grade de pénétration 35/50 dosé à trois teneurs différentes de la masse des granulats secs (4,4 %, 5,1 % et 5,8 %). De la chaux hydratée a été ajoutée à trois teneurs différentes (0 %, 1,25 % et 2,5 %) de sorte que pour la masse ajoutée de chaux hydratée correspond la même masse enlevée de fines afin de maintenir la masse totale des fines constante de 8 % dans les mélanges. Pour chaque enrobé, trois plaques de dimensions 600 × 400 × 150 mm ont été fabriquées à l'aide d'un compacteur à deux roues équipées de pneumatiques (NF EN 12697-33+A1, 2007).

Dans ce manuscrit, seuls les résultats des éprouvettes DTC-CY de l'enrobé témoin sont analysés. Il s'agit de l'EME avec une teneur en bitume de 5,1 % et sans chaux hydratée. La masse volumique réelle obtenue pour ce mélange est de 2499 kg/m³. Les éprouvettes cylindriques d'un diamètre de 75 mm et d'une hauteur de 140 mm ont été carottées dans les plaques dans le sens horizontal, c'est-à-dire dans le sens de roulement des pneus. L'échantillon a reçu le nom de E3550-5.1-0-#, où le symbole '#' représente le numéro de l'éprouvette. Dans ce nom, la lettre « E » signifie « enrobé », « 3550 » fait référence au grade du bitume et « 5.1 » à son dosage, « 0 » renvoie à la teneur en chaux hydratée. Les éprouvettes étudiées dans cette partie portent les numéros 1, 6, 7, 8 et 12. Leur teneur en vides est d'environ 4 % (respectivement 4.0, 4.6, 3.7, 4.2 et 4.3).

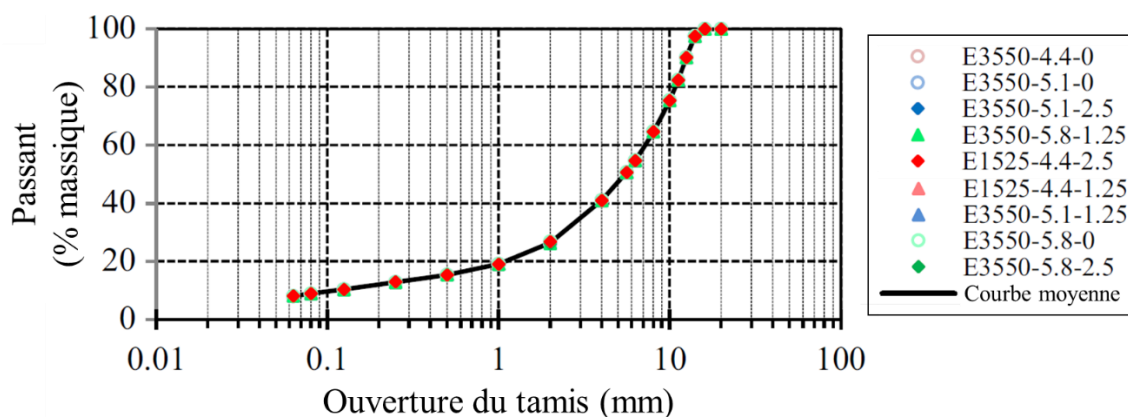


Figure 2.23 Enrobés bitumineux de PHAN. Courbes granulométriques des EME (traduit de PHAN et al., 2017b, p. 26).

2.5.1.3 Description sommaire des essais des données utilisées

Les essais menés par PHAN peuvent être dissociés en quatre catégories : module complexe (MC), non-linéarité (NL), fatigue continue (FC) et fatigue avec périodes de repos (FPR). Ils sont tous de types DTC-CY dans l'article.

2.5.1.3.1 Essais de module complexe

Les essais de module complexe ont été menés sur les éprouvettes E3550-5.1-0-1 et 2. Seules les données de l'éprouvette 1 sont utilisées dans ce manuscrit, sachant que la dispersion des données expérimentales entre les deux éprouvettes est très faible. Les essais de module permettent de définir le chemin viscoélastique de l'enrobé.

Ces essais de type DTC-CY développés à l'ENTPE (Vaulx-en-Velin, France) ont été exécutés au moyen d'une presse hydraulique. Durant l'essai, le conditionnement thermique des éprouvettes était assuré par une chambre thermique. Le contrôle de la température était réalisé par une sonde de température fixée à la surface de l'éprouvette. Une cellule de charge placée à l'extérieur de la chambre thermique fournissait la contrainte axiale. La déformation axiale était définie comme la moyenne des mesures données par les trois extensomètres axiaux de 72,5 mm de long, centrés et fixés à 120° autour de l'éprouvette cylindrique. Elle était utilisée pour contrôler la charge appliquée par la presse hydraulique de sorte d'obtenir la déformation souhaitée. Il s'agissait donc d'un mode de pilotage par contrôle de la déformation. Deux couples de capteurs sans contact espacés de 180° permettaient de mesurer les déformations radiales dans chaque direction.

Les essais ont été réalisés avec une déformation axiale sinusoïdale d'amplitude 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, à neuf températures (de -25 °C à 52 °C) et à six fréquences (de 0,03 Hz à 10 Hz). Afin d'obtenir les propriétés viscoélastiques sur une plage plus large, deux fréquences plus petites (0,003 et 0,01 Hz) ont été ajoutées à trois températures supérieures ou égales à 35 °C. Chaque essai consistait à appliquer un nombre de cycles défini selon la fréquence (2 cycles à 0,003 Hz jusqu'à 50 cycles à 10 Hz), en commençant par la température la plus basse et la fréquence la plus basse. Entre chaque changement de fréquence, une période de repos de 300 s était appliquée (contrainte axiale maintenue à 0 MPa). Et à chaque changement de température, une période de conditionnement d'environ 4 h était imposée afin de garantir une température homogène à l'intérieur de l'éprouvette testée.

Le traitement des données est le même que celui réalisé par FREIRE dont le travail a été effectué dans le même laboratoire (voir section 2.2.2.3). Pour rappel, les paramètres d'une fonction

sinusoïdale sont ajustés sur les données expérimentales de deux cycles consécutifs par la méthode des moindres carrés. À une température et fréquence données, les paramètres moyens de tous les cycles permettent de définir les signaux de contrainte ainsi que les signaux de déformations axiale et radiale utiles au calcul du module complexe et du coefficient de Poisson complexe.

2.5.1.3.2 Essais de non-linéarité

Des essais de non-linéarité ont également été réalisés sur l'éprouvette E3550-5.1-0-6. Il s'agit d'essais MC réalisés à quatre températures différentes (8, 9.9, 11.9 et 13.8 °C) et pour chacune d'elles, quatre amplitudes de déformation différentes ont été testées (50, 75, 100 et 110 $\mu\text{m/m}$). La fréquence a été fixée à 10 Hz. Chaque essai consistait à augmenter linéairement l'amplitude de déformation de 0 $\mu\text{m/m}$ jusqu'à celle ciblée sur les 50 premiers cycles, puis à la maintenir constante pendant les 150 cycles suivants, soit 200 cycles au total. Entre chaque changement d'amplitude, une période de repos de 900 s était appliquée. Et à chaque changement de température, une période de conditionnement d'environ 6 h était imposée. Ces essais ont permis à PHAN de quantifier les variations du module complexe lors des phases de montée en amplitude au début des essais de fatigue.

2.5.1.3.3 Essais de fatigue continue

Similairement aux essais MC, trois essais de fatigue continue à 100 $\mu\text{m/m}$ ont été réalisés jusqu'à la rupture de l'éprouvette dans les conditions suivantes : 10 °C et 10 Hz (éprouvette E3550-5.1-0-12), 6,7 °C et 3 Hz (E3550-5.1-0-8), 25 °C et 10 Hz (E3550-5.1-0-7). Les conditions 10 °C, 10 Hz et 6.7 °C, 3 Hz n'ont pas été choisies au hasard, elles correspondent à la même fréquence réduite du PETT des essais MC sur E3550-5.1-0-1. Il s'agissait de vérifier si le PETT s'applique également à l'essai de fatigue. L'amplitude de déformation axiale a été augmentée linéairement de 0 à 100 $\mu\text{m/m}$ pendant les 50 premiers cycles (partie non linéaire) avant d'être maintenue constante jusqu'à la fin de l'essai. Au cours de ces essais de fatigue, la température interne de l'éprouvette a également été mesurée au moyen d'un thermocouple inséré environ à mi-hauteur de l'éprouvette dans un trou percé de 1,7 mm de diamètre et de 30 mm de profondeur, puis rempli de bitume pour assurer la continuité du matériau. PHAN a aussi relevé les variations du coefficient de Poisson complexe en fatigue. Du fait du nombre important de cycles en fatigue, l'enregistrement et le traitement des données ont été réalisés sur une sélection de cycles, de la même façon que FREIRE (voir section 2.5.5.3.1).

2.5.1.3.4 Essai de fatigue avec périodes de repos

L'essai de fatigue avec période de repos a été mené sur l'éprouvette E3550-5.1-0-6. Il a été exécuté à 100 $\mu\text{m/m}$, 10 °C et 10 Hz pour permettre une comparaison avec l'essai de fatigue continue sur l'éprouvette E3550-5.1-0-12. Quatre périodes de fatigue de 100 000 cycles chacune ont été exécutées, séparées d'une période de repos de 24 h. Lors des phases de repos, seize essais de module complexe d'une durée de 100 cycles ont été appliqués pour récupérer les propriétés viscoélastiques du matériau. En comparant la part de module recouvré par rapport à la période de repos précédente, PHAN a pu quantifier la part des effets biaisants de celle de l'endommagement. De plus, grâce aux mesures des sondes thermiques, il a pu évaluer l'effet de l'auto-échauffement sur le module, et ainsi en déduire la part de la thixotropie dans les effets biaisants.

L'ensemble des résultats de ces essais nous ont été gracieusement fournis par PHAN et ses co-auteurs de l'article.

2.5.2 Modélisation du référentiel du modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$)

2.5.2.1 Influence de la température et de la pulsation

Les essais MC correspondent à l'état initial du matériau en fatigue. Ils constituent le cycle zéro, soit le cycle de référence. La procédure développée en section 2.3 est donc de nouveau réappliquée aux essais MC pour construire le modèle VENoL(T, ω). La température de référence T_{ref} est prise égale à 15 °C. Le PETT est appliqué avec l'équation WLF. Les coefficients $C_{1,aT}$ et $C_{2,aT}$ sont définis respectivement égaux à 32,0 et 213,0 °C pour tout l'échantillon E3550-5.1-0. Ces paramètres WLF ont été définis par PHAN dans son article scientifique. Les courbes expérimentales de $\Re_E(\omega_{R-T})$ et de $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ pour $T_{ref} = 15$ °C et $\varepsilon_{0,ref} = 50$ $\mu\text{m/m}$ deviennent le cadre de référence du modèle. Ajustés avec le modèle CY (Équations 2.14 et 2.15), les paramètres de modélisation utilisés pour l'éprouvette E3550-5.1-0-1 sont fournis dans la Table 2.7. La pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ est fixée à 3.10^{-2} rad/s. Les ajustements des composantes $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ semblent corrects dans l'ensemble, comme nous pouvons le vérifier dans le plan de Cole-Cole (Figure 2.24).

Table 2.7 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-1. Paramètres de modélisation du modèle CY pour les courbes de référence $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ à $T_{ref} = 15$ °C et $\varepsilon_{0,ref} = 50$ $\mu\text{m/m}$.

Pulsation réduite de transition : $\omega_{R-T,tr} = 3,00.10^{-3}$ rad/s			
$\Re_E(\omega_{R-T})$		$\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$	
$\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$
$\Re_{E,inf,1} = 11,5$ MPa	$\Re_{E,sup,2} = 38\ 000$ MPa	$\Im_{\eta,R-T,inf,1} = 1,75.10^4$ MPa.s	$\Im_{\eta,R-T,sup,2} = 6,70.10^5$ MPa.s
$\lambda_{E,R-T,1} = 1,11.10^2$ s/rad	$\lambda_{E,R-T,2} = 1,00.10^3$ s/rad	$\lambda_{\eta,R-T,1} = 2,78.10^3$ s/rad	$\lambda_{\eta,R-T,2} = 4,00.10^1$ s/rad
$k_{E,1} = 0,307$	$k_{E,2} = -0,185$	$k_{\eta,1} = -0,250$	$k_{\eta,2} = 0,265$
$n_{E,1} = 2,630$	$n_{E,2} = 2,630$	$n_{\eta,1} = 0,070$	$n_{\eta,2} = -0,132$

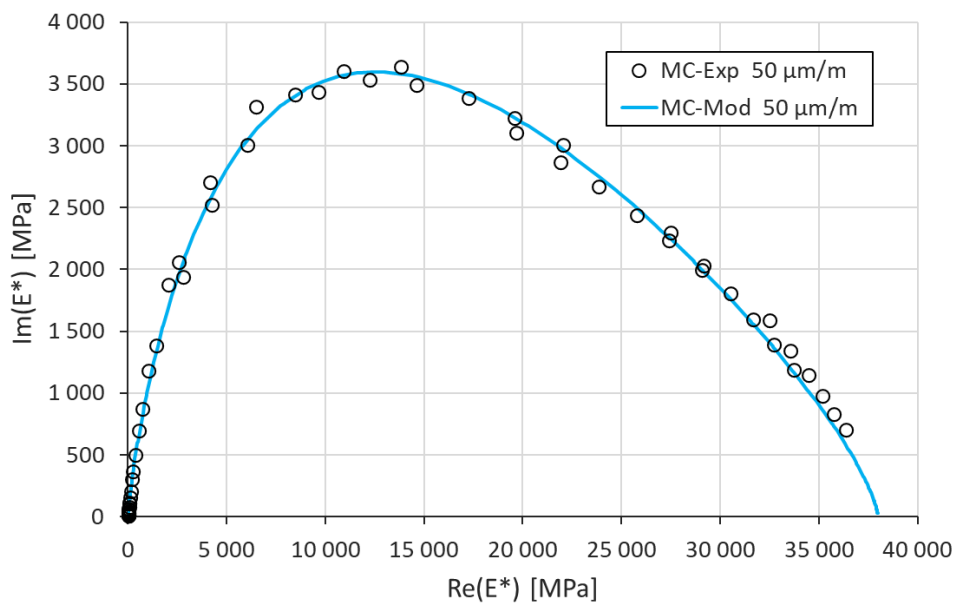


Figure 2.24 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-1 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$. Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL(T, ω) de l'évolution du module complexe dans le plan de Cole-Cole.

2.5.2.2 Influence de la non-linéarité

L'ajustement du PSETA selon la procédure développée en section 2.4 à partir des données expérimentales des essais NL n'est pas évidente ici. D'une part, le nombre de données expérimentales de non-linéarité est trop faible pour pouvoir assurer la précision des facteurs de translation a_A et b_A . La gamme des amplitudes de déformation est suffisante avec 50, 75, 100 et 110 $\mu\text{m/m}$, mais celle des températures est trop étroite, s'étendant de 8 à 13,8 °C. D'autre part, les essais NL produits à 50 $\mu\text{m/m}$ ne se superposent pas aux essais MC produits à 50 $\mu\text{m/m}$ dans le plan de Cole-Cole (Figure 2.25, marques pleines bleues et grises). Cela ne peut pas être dû à la variabilité des échantillons car la différence est trop importante alors que les éprouvettes E3550-5.1-0-1 et E3550-5.1-0-6 ont été découpés dans la même plaque d'enrobé. Leurs teneurs en vide sont donc proches, respectivement 4,0 % et 4,6 %. De plus, les essais MC ont été réalisés pour deux éprouvettes différentes : E3550-5.1-0-1 et E3550-5.1-0-2 (les résultats de ce second ne sont pas présentés dans cet article). Or les résultats de ces deux échantillons coïncident parfaitement dans le plan de Cole-Cole. L'hypothèse la plus plausible sur la raison de cette divergence pourrait provenir de l'intervalle de temps entre les essais. Les essais NL ont été effectués après les essais MC. Entre les deux, d'autres tests ont également été effectués. Entre-temps, il est donc possible que les réglages du banc d'essai aient été modifiés.

D'après ces observations, ce n'est donc pas l'essai MC à 50 $\mu\text{m/m}$ qui doit servir de référence pour identifier les coefficients du PSETA comme cela devrait l'être, mais l'essai NL à 50 $\mu\text{m/m}$. Cependant, puisque le modèle VENO_L est calibré sur l'essai MC à 50 $\mu\text{m/m}$, il tient d'abord de définir les coefficients de translation expérimentaux $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ de la même façon qu'en section 2.4. L'idée est ensuite de les normaliser en fonction des valeurs des facteurs de translation obtenus pour l'essai NL à 50 $\mu\text{m/m}$. Enfin, pour chaque amplitude, il suffit de calculer la moyenne des facteurs calculés (Table 2.8). En divisant la partie imaginaire du module de rigidité complexe par les facteurs moyens $b_{A,exp}$ obtenus, on vérifie bien que tous les points se superposent sur ceux de l'essai NL à 50 $\mu\text{m/m}$ dans le plan de Cole-Cole (Figure 2.25, marques vides). Les lois de type WLF sont ajustées pour définir les évolutions des facteurs de translation $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ selon l'amplitude de déformation ε_0 (Table 2.9, Figure 2.26). Une application conjointe du modèle VENO_L(T, ω) et du PSETA est affichée dans le plan de Cole-Cole vérifiant l'élaboration correcte du principe de non-linéarité (Figure 2.27).

Table 2.8 Enrobé bitumineux de PHAN. Valeurs expérimentales obtenues pour les facteurs de translation $a_{A,exp}$ et $b_{A,exp}$ du PSETA après calcul selon l'essai MC, puis normalisation selon l'essai NL à 50 $\mu\text{m/m}$.

Amplitude déformation [$\mu\text{m/m}$]	MC 50 $\mu\text{m/m}$		NL 50 $\mu\text{m/m}$	
	Moyenne		Moy. après normalisation	
	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$	$a_{A,exp}$	$b_{A,exp}$
50 (réf.)	1,007	0,906	1,000	1,000
75	0,933	0,925	0,928	1,021
100	0,865	0,944	0,860	1,042
110	0,840	0,951	0,835	1,049

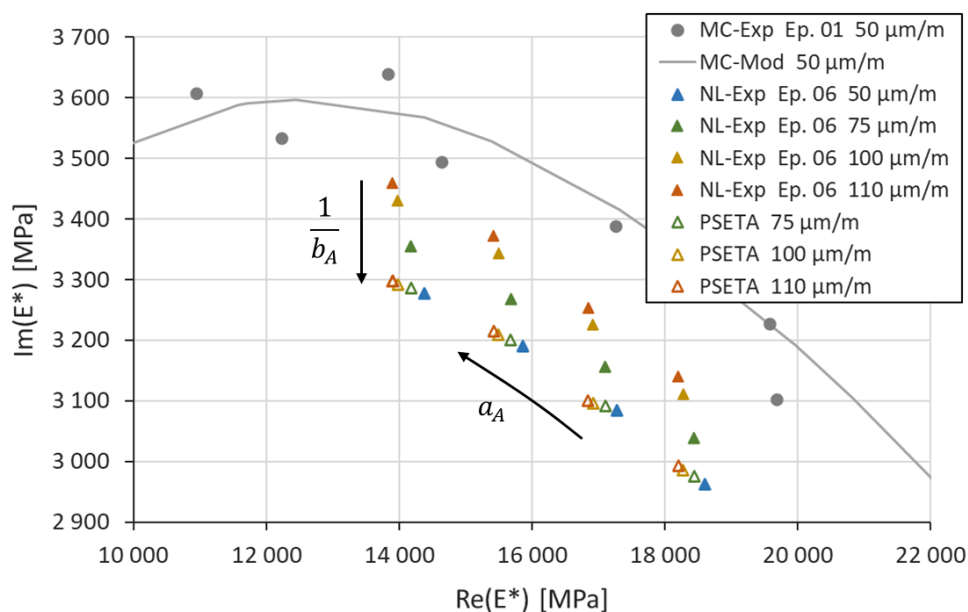


Figure 2.25 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-1 et 6 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$ et NL, 50/75/100/110 $\mu\text{m/m}$. Tracé des données expérimentales dans le plan de Cole-Cole et comparaison entre les essais MC et NL (symboles pleins). Application du PSETA aux données NL pour obtenir une « courbe » unique dans le plan de Cole-Cole (symboles vides).

Table 2.9 Enrobé bitumineux de PHAN. Paramètres des équations de type WLF déterminant l'évolution des facteurs de translation a_A et b_A du PSETA.

Grandeur physique	Symbole [unité]	$a_{A,WLF}$	$b_{A,WLF}$
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$5,00 \cdot 10^{-5}$	$5,00 \cdot 10^{-5}$
Paramètre 1	$C_{1,aA}$ ou $C_{1,bA}$ [-]	0,590	-0,052
Paramètre 2	$C_{2,aA}$ ou $C_{2,bA}$ [m/m]	$4,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$

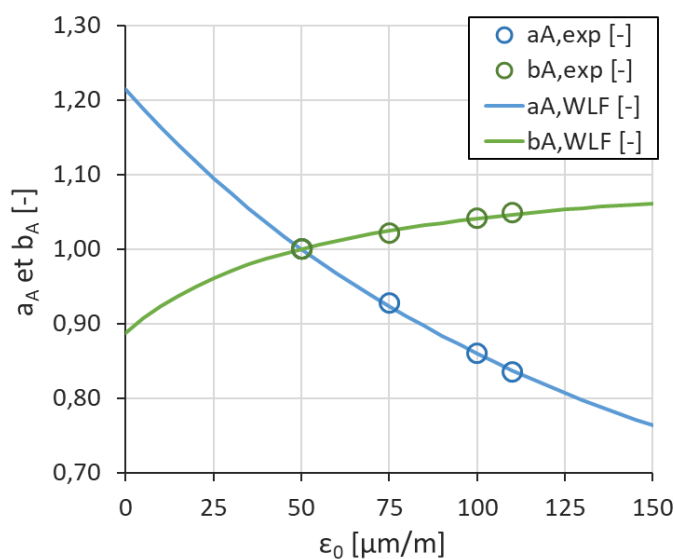


Figure 2.26 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-#. Variation des facteurs de translation a_A et b_A du PSETA suivant l'amplitude de déformation ε_0 . Tracé des facteurs expérimentaux et ajustement avec deux lois de type WLF.

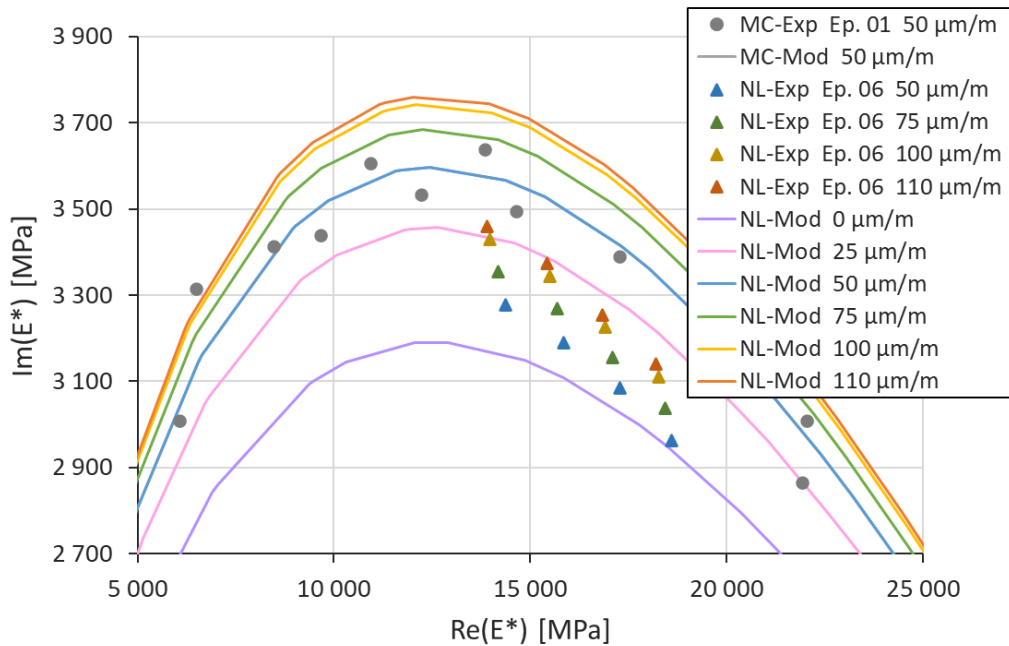


Figure 2.27 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-1 et 6 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et NL, 50/75/100/110 $\mu\text{m}/\text{m}$. Influence de la non-linéarité sur l'évolution du module complexe dans le plan de Cole-Cole. Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle $\text{VENoL}(T, \omega, \varepsilon_0)$. Les courbes « MC-Mod 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ » et « NL-Mod 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ » sont logiquement superposées.

2.5.3 Hypothèses sur l'évolution de la thixotropie durant un essai de fatigue

Les données expérimentales de l'essai de fatigue avec phase de repos (FPR) ne seront pas utilisées dans ce manuscrit car il a été fait le choix de n'étudier l'effet de la thixotropie que lors des phases de chargement, et non pas lors des phases de repos pour une question de temps. Cependant, elles sont utilisées de manière indirecte puisqu'elles ont permis à PHAN de quantifier approximativement les différents effets, des résultats qui sont à la base des hypothèses émises ci-après sur l'évolution de la thixotropie en fatigue.

2.5.3.1 Décomposition des phénomènes physiques agissant en fatigue

D'après les travaux expérimentaux de la littérature relatifs à la séparation des effets biaisants et d'endommagement en fatigue, des suppositions sont émises concernant leur évolution. Les effets biaisants conduiraient majoritairement la perte de rigidité durant les phases I et II de la courbe de fatigue, tandis que les dommages augmenteraient légèrement mais progressivement lors de ces deux phases (Figure 2.28a). À partir du milieu de la phase II, la diminution de la norme du module de rigidité complexe en fonction du nombre de cycles semble généralement s'accélérer car le taux d'endommagement par cycle se rapprocherait de celui de la thixotropie (Figure 2.29). Ainsi, une inflexion dans l'évolution des courbes de fatigue apparaît. Progressivement, la concentration des dommages dans certaines zones de l'éprouvette deviendrait trop importante, conduisant au développement de macro-fissures jusqu'à la rupture de l'éprouvette (phase III). En rompant la continuité de l'échantillon, ces macro-fissures conduiraient à une réduction de l'influence des effets biaisants dans la perte de rigidité au profit de l'endommagement. Les effets biaisants se développent en effet dans la matière. Donc lorsque celle-ci est rompue, la part de perte de rigidité induite par les effets biaisants passe de l'état récupérable à non récupérable.

L'évolution des effets biaisants peut également être décomposée en trois éléments (Figure 2.28b). Premièrement, la non-linéarité permet d'observer la diminution de la norme du module de rigidité complexe de $0 \mu\text{m/m}$ à l'amplitude de déformation visée. Son effet se situe uniquement durant la phase I et reste constant durant tout l'essai de fatigue jusqu'à la rupture. Deuxièmement, l'auto-échauffement apparaît au cours de la phase I. L'augmentation de la température entraîne une diminution de la norme du module de rigidité complexe jusqu'à ce qu'un équilibre soit atteint entre l'énergie dissipée par la viscosité au sein de l'éprouvette et l'énergie thermique transférée au milieu extérieur. Au cours du stade II, l'équilibre est maintenu. Mais au stade III, des macro-fissures apparaissent provoquant la chute de l'auto-échauffement. Enfin, la thixotropie correspond à la partie restante des effets biaisants et est la plus importante. Son impact sur la diminution de la norme du module de rigidité complexe est important au stade I, puis il ralentit au stade II avant de disparaître au stade III.

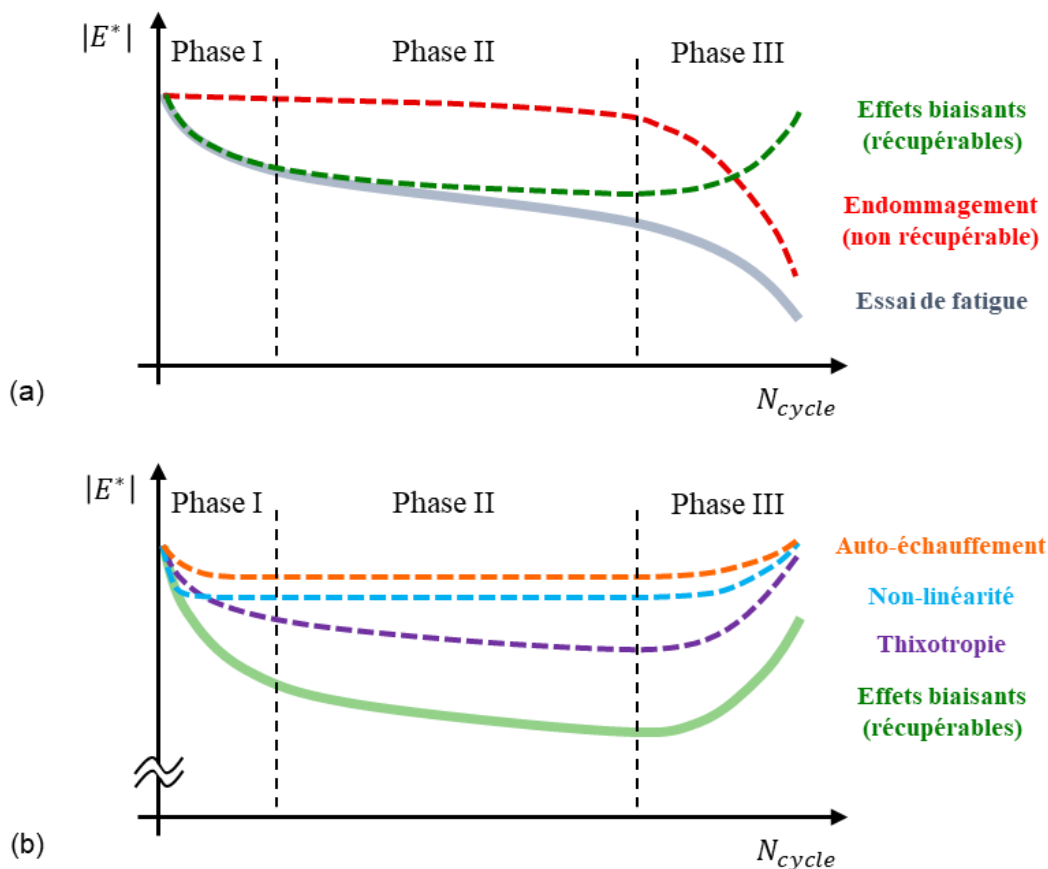


Figure 2.28 (a) Hypothèse sur l'évolution des effets biaisants et d'endommagement au cours d'un essai de fatigue. (b) Décomposition de ces effets biaisants : non-linéarité, auto-échauffement et thixotropie.

Dans son article, PHAN a eu la bonne idée de superposer ses essais de fatigue avec l'essai MC à $50 \mu\text{m/m}$ dans les plans de Cole-Cole et de Black du module de rigidité complexe. En identifiant les trois phases d'un essai de fatigue dans le plan de Cole-Cole, les différents chemins empruntés par les effets biaisants et l'endommagement peuvent être repérés (Figure 2.30). Chacun de ces effets débute au cycle zéro, mais ils deviennent perceptibles à différents moments. Il apparaît ainsi que l'effet de la thixotropie sur le module semble suivre la trajectoire viscoélastique de l'essai MC dans le sens d'une diminution de fréquence ou d'une augmentation de température. À partir du milieu de la phase II, l'effet d'endommagement rentre progressivement en concurrence avec celui de la thixotropie, jusqu'à

devenir prédominant, ce qui se traduit par un net changement de direction dans le plan de Cole-Cole et un fléchissement plus ou moins perceptible de l'évolution de la norme du module de rigidité complexe en fonction du nombre de cycles.

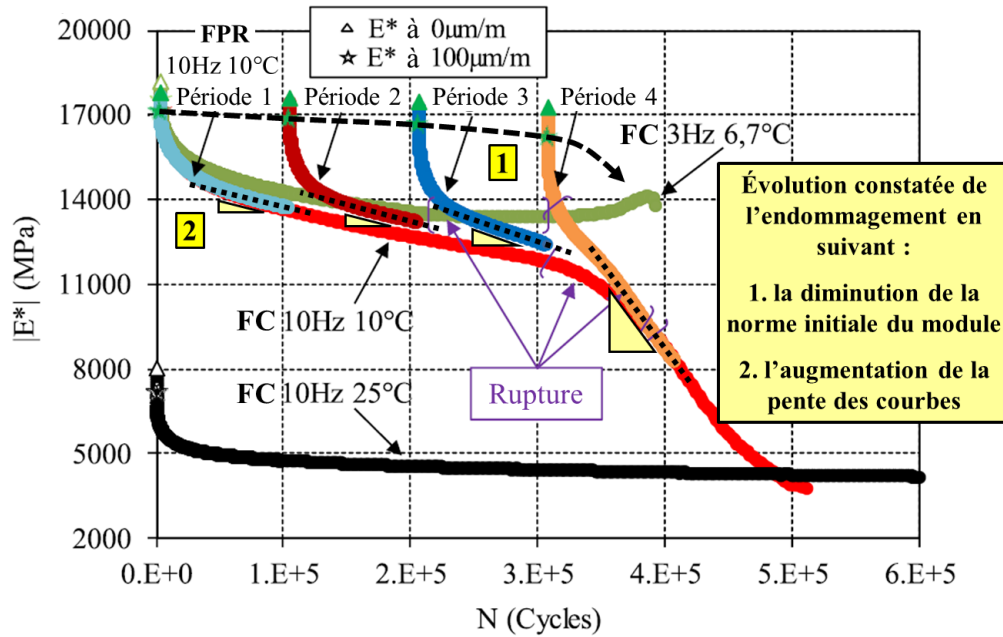


Figure 2.29 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, FC, 100 μm/m et FPR, 100 μm/m. Constat de l'évolution de l'endommagement à partir du tracé de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} (d'après PHAN et al., 2017a, p. 5).

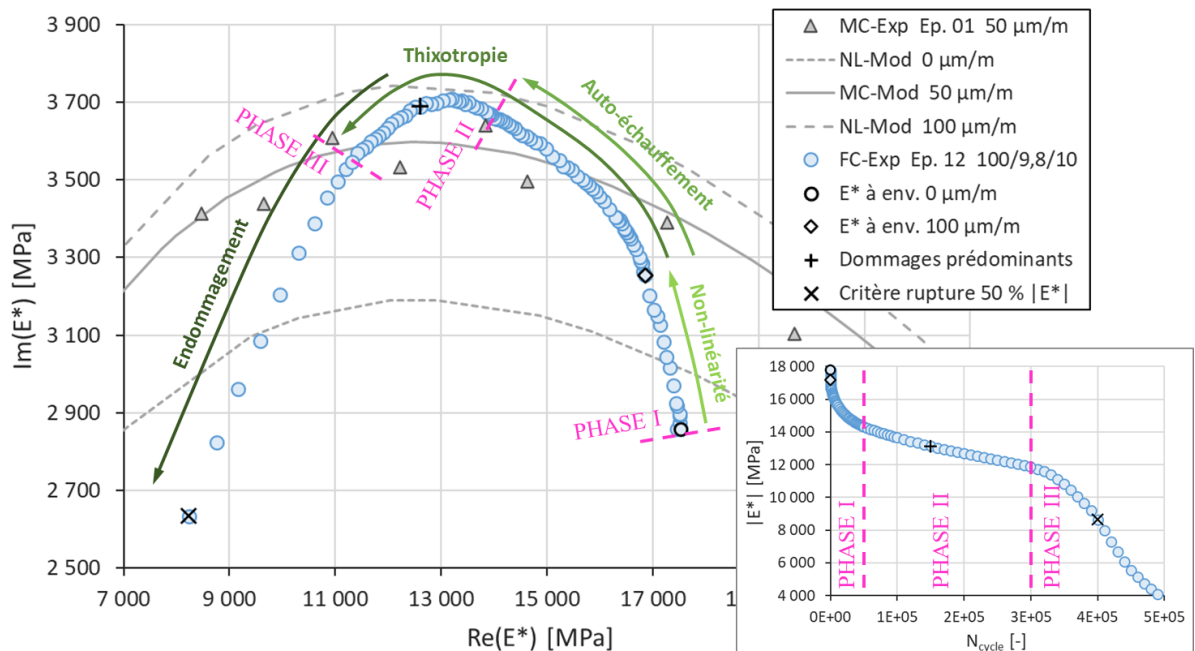


Figure 2.30 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-1/12 – DTC-CY, MC, 50 μm/m et FC, 100 μm/m, 9,8 °C, 10 Hz. Repérage dans le plan de Cole-Cole des trois phases de fatigue ainsi que des chemins empruntés par les effets biaisants et l'endommagement lorsqu'ils deviennent perceptibles.

2.5.3.2 Comment modéliser la thixotropie ?

Pour mieux comprendre l'effet de la thixotropie, les résultats expérimentaux des essais FC et de l'essai MC à 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ sont superposés dans le plan de Black du module de viscosité complexe (Figure 2.31). Pour rappel, le module de viscosité complexe est obtenu en divisant le signal de la contrainte par le signal du taux de déformation (voir section 1.4.2.5.4). À chaque point de l'essai MC correspond un couple température-fréquence, ce qui permet de tracer les isothermes (en gris, petits pointillés) et les isofréquences (en marron, gros pointillés). Ce graphique a l'avantage de rendre distinct l'influence de la fréquence et de la température sur le module.

Sur ce graphique, il apparaît que les phases I et II des trois essais FC suivent le chemin des isofréquences dans le sens d'une augmentation de la température jusqu'à l'apparition de la rupture. Cette augmentation apparente de la température, approximativement égale à 10 °C pour les trois essais FC, n'est pas due à un auto-échauffement. PHAN a mesuré la température à l'intérieur et à la surface des éprouvettes pendant les essais de fatigue, et l'augmentation n'a même pas dépassé 1°C pour les trois échantillons E3550-5.1-0-7/8/12. Il s'agit donc simplement de l'effet viscoélastique de la thixotropie qui agit dans le même sens qu'une augmentation de la température.

Les équations 2.14 et 2.15 du modèle VENO_L définissent ce chemin viscoélastique de l'essai MC à 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. En appliquant le PSETA, ce chemin peut être connu à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Or le passage d'une température à une autre est modélisé par le facteur de translation a_T du PETA et celui d'une amplitude à une autre par les facteurs a_A et b_A du PSETA. Ainsi, en reprenant l'exemple de la création du PSETA, on pourrait calculer les variations de deux nouveaux coefficients de translation a_X et, s'il existe, b_X . Ils définiraient ainsi le principe de Semi-Équivalence Temps-thixotropie (PSETX) et permettraient de modéliser l'effet thixotropique d'un cycle de fatigue à un autre.

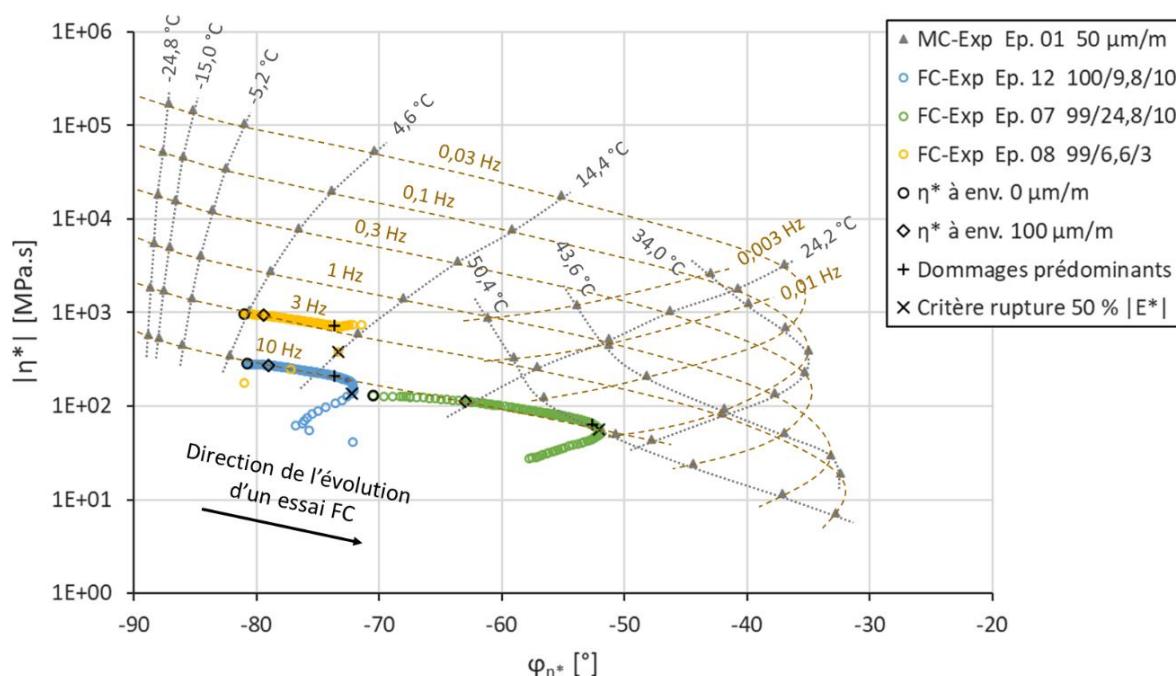


Figure 2.31 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Tracé des données expérimentales dans le plan de Black du module de viscosité complexe et tracé des isothermes et isofréquences à partir de l'essai MC. La légende « 100/9,8/10 » correspond à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,8 °C / 10 Hz.

2.5.3.3 Comment distinguer la tendance évolutive de la thixotropie vis-à-vis des autres effets ?

Non-linéarité : Sur les cinquante premiers cycles des essais FC, l'amplitude de déformation axiale est augmentée progressivement de 0 jusqu'à l'amplitude ciblée de 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. L'idée est de réutiliser le PSETA ajusté en section 2.5.2.2 par rapport à l'amplitude de référence de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour ôter l'effet de la non-linéarité sur la courbe de fatigue.

Auto-échauffement : Les mesures de température à la surface et à l'intérieur de l'éprouvette permettent de rendre compte de l'évolution et du niveau de l'auto-échauffement. La connaissance du PETT doit donc permettre d'ôter cet effet sur la courbe de fatigue. Cependant, l'auto-échauffement n'est pas homogène dans l'éprouvette, ce qui rend difficile l'estimation de son effet sur le module. En outre dans ce cas d'étude, l'auto-échauffement mesuré reste faible, inférieur à 1 °C à une amplitude de déformation de 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Ainsi pour simplifier cette étude, l'effet d'auto-échauffement est négligé. Attention toutefois, l'effet d'auto-échauffement augmentant avec l'amplitude de déformation, cette simplification ne peut pas être réalisée dans le cas d'amplitudes trop grandes.

Endommagement : La section 2.5.3.1 nous apprend qu'à partir du milieu de la phase II, une inflexion dans l'évolution des courbes de fatigue apparaît car la vitesse d'évolution de l'endommagement entre en compétition avec celle de la thixotropie. En effet, la Figure 2.31 montre que les courbes des essais FC ne semblent plus suivre la trajectoire viscoélastique de l'essai MC lorsque l'endommagement devient trop important par rapport à la thixotropie. Par conséquent, un changement dans l'évolution des facteurs de translation $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ du PSETX, extraits des valeurs expérimentales, doit s'opérer lorsque l'endommagement commence à devenir prédominant. L'effet de la thixotropie pourrait donc être modélisé en ajustant une fonction mathématique sur les courbes $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ lors de la phase I et de la première moitié de la phase II, permettant d'obtenir une tendance évolutive de la thixotropie au-delà de ces phases. Des dommages sont bien entendus présents en phase I et durant la première moitié de la phase II, mais leur effet est considéré comme négligeable par rapport à celui de la thixotropie.

2.5.4 Création d'un principe d'équivalence pour la thixotropie

2.5.4.1 Principe de Semi-Équivalence Temps-thiXotropie (PSETX)

Les deux facteurs de translation a_X et b_X définis précédemment forment le Principe de Semi-Équivalence Temps-thiXotropie (PSETX). Ce principe relie la thixotropie et la pulsation. Comme pour le PETT et le PSETA, le facteur a_X intervient sur la pulsation réduite ω_{R-X} et sur la composante de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-X}$ (Équations 2.28 et 2.29). Le facteur b_X est un coefficient de correction qui n'intervient que sur $\mathfrak{S}_{\eta,R-X}$ (Équation 2.29). C'est pourquoi le terme de semi-équivalence est utilisé. Les facteurs a_X et b_X sont égaux à un au cycle zéro, lequel représente donc le cycle de référence.

$$\omega_{R-X} = a_X \cdot \omega \quad (2.28)$$

$$\mathfrak{S}_{\eta,R-X} = \frac{\mathfrak{S}_{\eta}}{a_X \cdot b_X} \quad (2.29)$$

2.5.4.2 Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude-thiXotropie (PSETTAX)

La combinaison du PETT, du PSETA et du PSETX donne le Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude-thiXotropie (PSETTAX). Il est caractérisé par les facteurs de translation a_{TAX} et b_{AX} (Équations 2.30 et 2.31). Pour les conditions de référence, a_{TAX} et b_{AX} sont égaux à un. Cette combinaison permet de calculer la pulsation réduite ω_{R-TAX} (Équation 2.32) et la composante de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-TAX}$ (Équation 2.33).

$$a_{TAX} = a_T \cdot a_A \cdot a_X \quad (2.30)$$

$$b_{AX} = a_A \cdot a_X \quad (2.31)$$

$$\omega_{R-TAX} = a_{TAX} \cdot \omega \quad (2.32)$$

$$\mathfrak{S}_{\eta,R-TAX} = \frac{\mathfrak{S}_{\eta}}{a_{TAX} \cdot b_{AX}} \quad (2.33)$$

2.5.4.3 Équations du référentiel du modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$)

L'essai MC réalisé à la température de référence, à l'amplitude de référence et considéré comme le cycle zéro d'un essai de fatigue constitue le référentiel du modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$). Les noms des paramètres issus du modèle CY (Équations 2.14 et 2.15) définissant les composantes de rigidité \mathfrak{R}_E et de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$ évoluent dans le cadre du PSETTAX, mais leurs valeurs restent les mêmes puisque a_{TAX} et b_{AX} sont égaux à un pour les conditions de référence (Table 2.10).

Table 2.10 Modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$). Évolution des symboles des paramètres du modèle CY définissant les composantes de rigidité \mathfrak{R}_E et de viscosité \mathfrak{S}_{η} suivant le principe d'équivalence utilisé. Amélioration de la Table 2.4.

Grandeur physique		PETT	PSETTA	PSETTAX
Pulsation réduite de transition [rad/s]		$\omega_{R-T,tr}$	$\omega_{R-TA,tr}$	$\omega_{R-TAX,tr}$
Composante de rigidité	Param. 1 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{E,R-T,1}$	$\lambda_{E,R-TA,1}$	$\lambda_{E,R-TAX,1}$
	Param. 2 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{E,R-T,2}$	$\lambda_{E,R-TA,2}$	$\lambda_{E,R-TAX,2}$
Composante de viscosité	Plateau inférieur [Pa.s]	$\mathfrak{S}_{\eta,R-T,inf,1}$	$\mathfrak{S}_{\eta,R-TA,inf,1}$	$\mathfrak{S}_{\eta,R-TAX,inf,1}$
	Param. 1 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{\eta,R-T,1}$	$\lambda_{\eta,R-TA,1}$	$\lambda_{\eta,R-TAX,1}$
	Plateau supérieur [Pa.s]	$\mathfrak{S}_{\eta,R-T,sup,2}$	$\mathfrak{S}_{\eta,R-TA,sup,2}$	$\mathfrak{S}_{\eta,R-TAX,sup,2}$
	Param. 2 contrôlant la position de la courbe sur l'axe ω [s/rad]	$\lambda_{\eta,R-T,2}$	$\lambda_{\eta,R-TA,2}$	$\lambda_{\eta,R-TAX,2}$

2.5.5 Identification des lois d'évolution des facteurs a_x et b_x du PSETX

2.5.5.1 Estimation des valeurs expérimentales

L'évolution des facteurs de translation expérimentaux $a_{X,exp}$ et $b_{X,exp}$ en fonction du nombre de cycles est estimée à l'aide des Équations 2.34 et 2.35, définies en isolant $a_{X,exp}$ et $b_{X,exp}$ dans les Équations 2.14 et 2.15 auxquelles la Table 2.10 a été appliquée. Ces équations sont à appliquer aux essais de fatigue.

$$a_{X,exp} = \begin{cases} \text{pour } \Re_{E,exp} \leq \Re_E(\omega_{R-TAX,tr}), \\ \frac{1}{\lambda_{E,R-TAX,1} \cdot \omega_{R-TA,exp}} \cdot \left[\left(\frac{\Re_{E,exp}}{\Re_{E,inf,1}} \right)^{\frac{k_{E,1}}{n_{E,1}-1}} - 1 \right]^{\frac{1}{k_{E,1}}} \\ \text{pour } \Re_{E,exp} \geq \Re_E(\omega_{R-TAX,tr}), \\ \frac{1}{\lambda_{E,R-TAX,2} \cdot \omega_{R-TA,exp}} \cdot \left[\left(\frac{\Re_{E,exp}}{\Re_{E,sup,2}} \right)^{\frac{k_{E,2}}{n_{E,2}-1}} - 1 \right]^{\frac{1}{k_{E,2}}} \end{cases} \quad (2.34)$$

$$b_{X,exp} = \begin{cases} \text{pour } a_{X,exp} \cdot \omega_{R-TA,exp} \leq \omega_{R-TAX,tr}, \\ \frac{\mathfrak{I}_{\eta,R-TA,exp}}{\mathfrak{I}_{\eta,R-TAX,inf,1} \cdot a_{X,exp}} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-TAX,1} \cdot a_{X,exp} \cdot \omega_{R-TA,exp})^{k_{\eta,1}} \right]^{\frac{n_{\eta,1}-1}{k_{\eta,1}}} \\ \text{pour } a_{X,exp} \cdot \omega_{R-TA,exp} \geq \omega_{R-TAX,tr}, \\ \frac{\mathfrak{I}_{\eta,R-TA,exp}}{\mathfrak{I}_{\eta,R-TAX,sup,2} \cdot a_{X,exp}} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-TAX,2} \cdot a_{X,exp} \cdot \omega_{R-TA,exp})^{k_{\eta,2}} \right]^{\frac{n_{\eta,2}-1}{k_{\eta,2}}} \end{cases} \quad (2.35)$$

2.5.5.2 Influence de la température et de la fréquence sur le PSETX

Les conditions de l'essai MC à 15 °C et 50 µm/m constituent le cadre de référence du PSETTAX. Cependant, puisque l'étude est exécutée avec la partie non linéaire des essais FC, le cycle zéro correspond aux valeurs du module complexe à 0 µm/m. Le PSETA permet ce passage de l'essai MC à 50 µm/m aux essais NL de 0 à 100 µm/m. Les Équations 2.34 et 2.35 sont appliquées aux essais FC.

Les résultats obtenus pour $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ sont présentés en Figure 2.32. Pour obtenir ces courbes, quelques manipulations supplémentaires ont été nécessaires à l'application des Équations 2.34 et 2.35. Premièrement, au cours d'un essai de fatigue, les conditions d'essais fluctuent légèrement (amplitude, température, fréquence). Celles-ci sont donc relevées vers le 300^{ème} cycle, zone où les conditions semblent stabilisées. Les conditions d'essais relevées à ce niveau sont considérées comme les conditions d'essai moyennes. Ce sont celles-ci qui sont affichées dans les légendes des graphiques. Elles sont utilisées dans les calculs à chaque cycle de fatigue, comme les calculs des différents facteurs de translation, excepté pour la partie non-linéaire où les variations d'amplitude de déformation sont prises en compte jusqu'au soixantième cycle. Bien que la montée d'amplitude soit effectuée du cycle 0 au cycle 50, il faut en effet compter plusieurs cycles supplémentaires pour que l'amplitude se stabilise. Deuxièmement, les valeurs de $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ ont été normalisées selon celles obtenues au cycle 60. En effet, théoriquement, les coefficients $a_{X,exp}$ et $b_{X,exp}$ sont censés être égaux à 1 au cycle zéro mais la réalité expérimentale est différente. D'une part, la dispersion des résultats peut conduire à des coefficients proches par exemple de 0,90 ou 1,20 au cycle 0. D'autre part, les essais FC présentent exactement le même problème que les essais NL ; dans le plan de Cole-Cole, les valeurs du module de rigidité complexe des essais FC pendant les premiers cycles à 100 µm/m sont situées bien en dessous de celles issues de l'essai MC à 50 µm/m, alors que leurs porosités sont pourtant similaires. Cela ajoute une divergence supplémentaire. Pour pouvoir comparer les essais entre eux, il est donc judicieux d'appliquer cette normalisation au cycle adéquat, en l'occurrence ici au cycle 60 juste après la phase de non-linéarité.

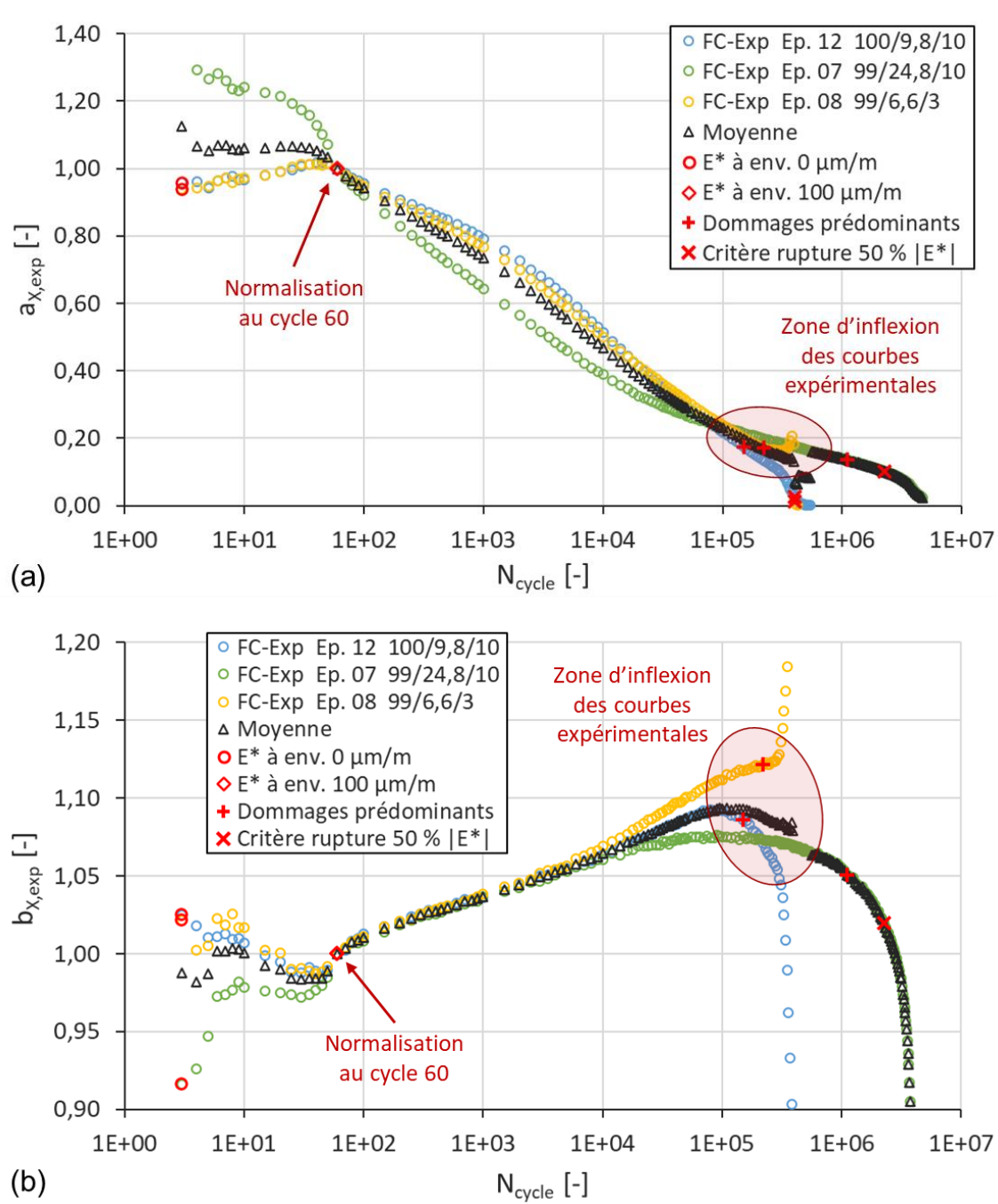


Figure 2.32 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Variation des facteurs de translation expérimentaux $a_{X,exp}$ (a) et $b_{X,exp}$ (b) du PSETX en fonction du nombre de cycles N_{cycle} après normalisation suivant le cycle 60. La légende « 100/9,8/10 » correspond à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,8 °C / 10 Hz.

Les courbes obtenues pour $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ pour chaque essai FC s'avèrent relativement proches les unes des autres avant l'apparition de l'endommagement. Les courbes bleue (9,8 °C, 10 Hz) et jaune (6,6 °C, 3 Hz) dont les conditions d'essai donnent le même facteur a_T du PETT se superposent presque parfaitement. Malgré un écart de température de 15 °C lors de l'exécution des deux essais de fatigue, les courbes bleue et verte (24,8 °C, 10 Hz) sont très proches au niveau de $b_{X,exp}$ mais leurs formes diffèrent un peu au niveau de $a_{X,exp}$. Effet de la température ou simple dispersion expérimentale ? Les trois essais de fatigue ne sont pas suffisants pour conclure à ce sujet. Et l'auto-

échauffement ne peut pas expliquer cet écart. Bien que négligé dans cette étude, le PETT a quand même été appliqué sur les variations de température mesurées à la surface des éprouvettes pour s'en assurer (résultats non tracés ici). L'effet obtenu était mineur et accroissait même un peu plus l'écart entre la courbe bleue et verte au niveau de $a_{X,exp}$, en raison d'un auto-échauffement plus important pour la courbe bleue. En attendant, au regard des résultats actuels, il est présumé que la thixotropie est indépendante de la température et de la fréquence. Une moyenne de ces trois courbes est donc calculée pour $a_{X,exp}$ et $b_{X,exp}$.

Une inflexion de la courbe expérimentale moyenne $b_{X,exp}(N_{cycle})$ semble apparaître autour de 100 000 cycles (Figure 2.32b). Cette zone d'inflexion correspond avec les symboles « + » indiquant la position autour de laquelle l'endommagement commence à devenir l'effet prédominant comme expliqué dans la section 2.5.3.3. Ces positions ont été définies en recherchant sur les courbes $|E^*(N_{cycle})$, vers le milieu de la phase II, un point d'accélération de la perte de rigidité. Ce point est plus laborieux à discerner à 25 °C en raison d'une décroissance plus lente de la rigidité. Les courbes $b_{X,exp}(N_{cycle})$ semblent être extrêmement sensibles à l'accélération du taux d'endommagement lequel conduit le coefficient $b_{X,exp}$ à diminuer contrairement à la thixotropie qui le pousse à augmenter. Cette inflexion est plus difficilement observable sur la courbe moyenne de $a_{X,exp}(N_{cycle})$ (Figure 2.32a). En calibrant uniquement la tendance mathématique de ces deux courbes expérimentales moyennes avant la zone d'inflexion, une évolution présumée de la thixotropie pourrait être obtenue. L'effet de l'endommagement est en effet considéré négligeable comparé à celui de la thixotropie avant cette zone d'inflexion.

2.5.5.3 Influence de l'amplitude de déformation sur le PSETX

Les trois essais de fatigue de PHAN ont été réalisés à la même amplitude de déformation 100 $\mu\text{m}/\text{m}$, ils ne permettent donc pas d'analyser l'effet de l'amplitude sur la thixotropie. L'idée est donc d'utiliser d'autres données issues de la thèse de FREIRE (2021). Il a en effet réalisé plusieurs essais de fatigue continue à différentes amplitudes de déformation à des conditions de températures et de fréquences identiques.

2.5.5.3.1 Utilisation des données expérimentales de FREIRE

Les échantillons et essais de fatigue menés par FREIRE sont similaires à ceux de module complexe dont la description est donnée en section 2.2.2. Les quelques différences sont notées ci-après.

Les résultats en fatigue de sept éprouvettes cylindriques sont analysés dans ce manuscrit. Comme pour l'éprouvette A1-H3 ayant servi pour l'essai de module complexe, elles ont été carottées horizontalement dans des plaques de la configuration A. Une éprouvette étudiée provient de la plaque 2 et les six autres de la plaque 4. Pour rappel, elles ont comme dimensions un diamètre de 75 mm et une hauteur de 140 mm. Les noms des éprouvettes en question ainsi que leur teneur en vides sont donnés Table 2.11.

Les essais de fatigue sont de type DTC-CY. Ils ont été menés par contrôle de l'amplitude de déformation jusqu'à ce que l'éprouvette atteigne la rupture. L'instrumentation mise en place différait légèrement des essais de module complexe. Le premier couple d'extensomètres avait une longueur de 72,5 mm (I1) et ils étaient disposés à 180° l'un de l'autre, à mi-hauteur de l'éprouvette. L'autre couple avait une longueur de 75 mm (I2), disposé de la même façon. L'amplitude de la déformation de chargement a été contrôlée pendant l'essai à partir de la moyenne des deux plus petits extensomètres (I1). Toutefois, aucune donnée de déformation radiale n'a été collectée durant les essais car les transducteurs sans contact n'ont pas été utilisés, en raison du comportement imprévisible de

l'éprouvette à la rupture qui pouvait les endommager. Trois critères ont été programmés pour définir la fin de l'essai : la rupture de l'éprouvette la séparant en deux morceaux, l'atteinte de la capacité maximale de l'ouverture de l'extensomètre (1 mm) et la diminution de 70 % de l'amplitude de la force mesurée par rapport à celle du premier cycle de chargement.

Quatre amplitudes de déformation différentes ont été ciblées (80, 90, 100 et 110 $\mu\text{m/m}$) à une fréquence et une température fixées à 10 Hz et 10 °C. Pour chacune des éprouvettes analysées dans ce manuscrit, les conditions d'essai précises relevées vers le 300^{ème} cycle sont données dans la Table 2.11. Pour atteindre l'amplitude de déformation ciblée en fatigue, FREIRE n'a pas effectué de montée en amplitude comme PHAN, il a opté pour une montée quasi-instantanée.

Comme pour les essais MC, un échantillonnage de 250 points minimum a été relevé pour chaque cycle. Du fait du nombre important de cycles en fatigue, tous les cycles n'ont pas été enregistrés. La fréquence d'échantillonnage des cycles a été diminuée au fur et à mesure du déroulement des essais car la perte de rigidité évolue rapidement en phase I puis ralentit en phase II. Cependant, un minimum de deux cycles consécutifs est toujours nécessaire pour exécuter le traitement du signal.

Les données de chaque éprouvette ont été transmises par FREIRE et ses encadrants de thèse.

Table 2.11 Enrobé bitumineux de FREIRE. Caractéristiques et conditions d'essai de fatigue des éprouvettes analysées.

Éprouvettes	MVR [kg/m ³]	Porosité [%]	Amplitude [$\mu\text{m/m}$]	Température [°C]	Fréquence [Hz]
A2-H2	2510	5,1	80,2	10,1	10,0
A4-H1		8,3	109,0	10,1	10,0
A4-H2		8,8	100,0	10,0	10,0
A4-H4		6,9	75,9	10,1	10,0
A4-H5		9,2	99,0	10,2	10,0
A4-H6		8,4	86,8	10,2	10,0
A4-H7		8,4	100,8	10,3	10,0

2.5.5.3.2 Allure des courbes des facteurs de translation

Les essais MC effectués sur l'éprouvette A1-H3 à 50 $\mu\text{m/m}$ définissent le cadre de référence du modèle VENO $L(T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}})$. Les paramètres du modèle VENO $L(T, \omega)$ et du PETT ajustés sur ces essais sont réutilisés pour cette partie (voir sections 2.2.3.2 et 2.3.2.1). Puisque FREIRE n'a pas réalisé d'essais de non-linéarité, on supposera le PSETA défini par PHAN puisque son enrobé est également composé d'un bitume de grade 35/50 (voir section 2.5.2.2). Le PSETA n'aura de toute façon pas d'incidence sur les évolutions expérimentales des facteurs $a_{X,exp}(N_{\text{cycle}})$ et $b_{X,exp}(N_{\text{cycle}})$ du PSETX car d'une part les facteurs a_A et b_A restent constants selon le nombre de cycles, et d'autre part les courbes obtenues de $a_{X,exp}(N_{\text{cycle}})$ et $b_{X,exp}(N_{\text{cycle}})$ sont normalisées suivant les valeurs des premiers cycles.

La méthodologie développée dans la section précédente est appliquée aux essais FC de FREIRE. Il a mesuré la température à la surface de l'éprouvette, l'auto-échauffement reste inférieur à 0,5 °C pour les essais étudiés ici. Puisque les essais ne comportent pas de montée en amplitude et que l'effet de l'auto-échauffement est de nouveau négligé, les conditions d'essai moyennes relevées vers le 300^{ème} cycle sont considérées pour tous les cycles. Les valeurs de $a_{X,exp}(N_{\text{cycle}})$ et $b_{X,exp}(N_{\text{cycle}})$ sont normalisées selon celles obtenues au cycle 25. Les résultats obtenus sont présentés en Figure 2.33.

Les résultats mettent en évidence un effet de l'amplitude sur la thixotropie que ce soit au niveau de $a_{X,exp}$ comme de $b_{X,exp}$, bien que pour ce dernier facteur, la dispersion des points rend cette observation plus difficile. Les valeurs de $a_{X,exp}$ et de $b_{X,exp}$ évoluent moins rapidement plus l'amplitude de déformation est petite.

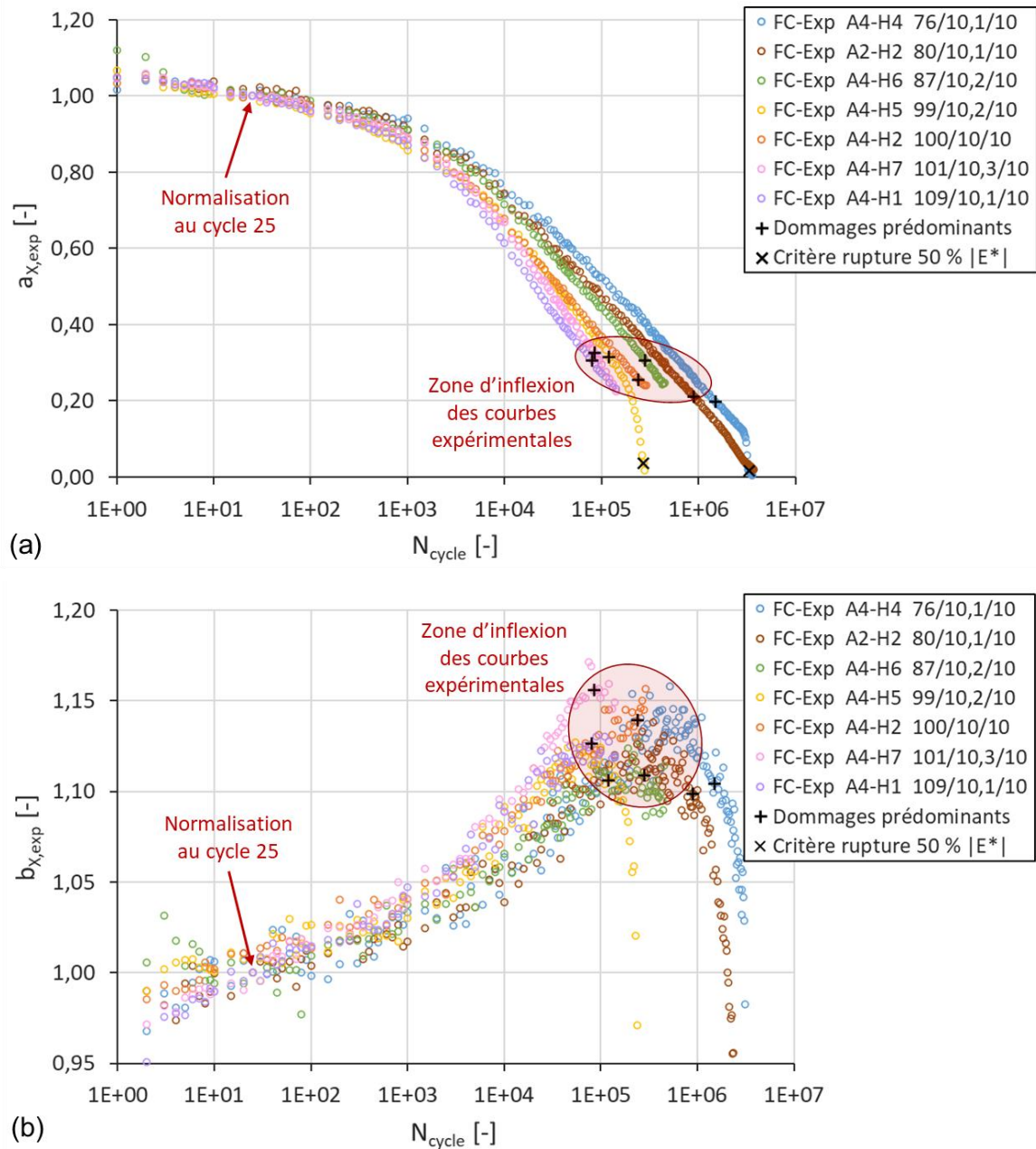


Figure 2.33 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. Variation des facteurs de translation expérimentaux $a_{X,exp}$ (a) et $b_{X,exp}$ (b) du PSETX en fonction du nombre de cycles N_{cycle} après normalisation selon le cycle 25. La légende « 80/10,1/10 » correspond à 80 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10,1 °C / 10 Hz.

2.5.5.4 Calibration des équations de type CY

La tendance mathématique des différentes courbes $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ avant la zone d'inflexion peut être calibrée avec des lois de type Carreau-Yasuda, lesquelles permettent de représenter des sigmoïdes dans un système de coordonnées logarithmiques (Équations 2.36 et 2.37). L'effet de l'amplitude de déformation sur la thixotropie est ajouté au moyen du rapport de l'amplitude de l'essai par l'amplitude de référence. Cette amplitude de référence peut être prise égale à celle du PSETA ou de nouveau choisie. Par exemple, dans le cas d'étude de FREIRE, plutôt que de considérer 50 $\mu\text{m/m}$, il est préférable de choisir 100 $\mu\text{m/m}$ car les amplitudes des différents essais varient autour de cette valeur.

$$a_X(N_{cycle}, \varepsilon_0) = a_{X,sup} \cdot \left[1 + \left(\lambda_{aX} \cdot N_{cycle} \left(\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^{p_{aX}} \right)^{k_{aX}} \right]^{-1} \quad (2.36)$$

$$b_X(N_{cycle}, \varepsilon_0) = b_{X,inf} + (b_{X,sup} - b_{X,inf}) \cdot \left[1 + \left(\lambda_{bX} \cdot N_{cycle} \left(\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^{p_{bX}} \right)^{k_{bX}} \right]^{-1} \quad (2.37)$$

Où,

- $b_{X,inf}$, plateau inférieur ($b_{X,inf} = 1$) [Pa.s] ;
- $a_{X,sup}$, $b_{X,sup}$, plateaux supérieurs ($a_{X,sup} = 1$) [Pa.s] ;
- λ , paramètre contrôlant la position de l'intersection du plateau supérieur avec la pente [N_{cycle}^{-1}] ;
- k , exposant définissant la forme de la transition entre le plateau supérieur et la pente en loi puissance ($k_{aX} > 0$, $k_{bX} < 0$) [-] ;
- p , exposant contrôlant l'influence de la non-linéarité sur la thixotropie ($p > 0$) [-].

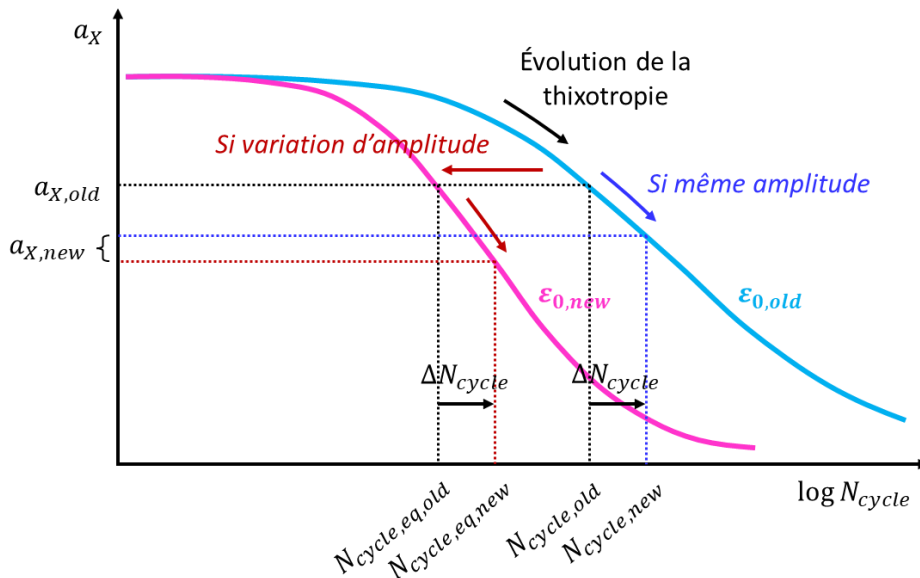


Figure 2.34 Schéma de l'évolution du PSETX dans le cas d'une variation de l'amplitude de déformation ($\varepsilon_{0,new} > \varepsilon_{0,old}$).

Cependant, les Équations 2.36 et 2.37 s'appliquent seulement dans le cas où l'amplitude de déformation reste constante durant l'essai. Dans le cas contraire, il faut mettre en place un système d'itération consistant à remplacer dans ces équations le nombre de cycles N_{cycle} par un nombre de cycles équivalent $N_{cycle,eq}$ actualisé à chaque incrément de cycle (Équation 2.38). Il correspond au nombre de cycles nécessaires afin que les facteurs a_X et b_X de la nouvelle amplitude $\varepsilon_{0,new}$ soient égaux aux facteurs a_X et b_X de l'ancienne amplitude $\varepsilon_{0,old}$ (Équations 2.39 et 2.40, Figure 2.34).

$$N_{cycle,eq,new} = N_{cycle,eq,old} + (N_{cycle,new} - N_{cycle,old}) \quad (2.38)$$

$$a_X(N_{cycle,eq,1}, \varepsilon_{0,1}) = a_X(N_{cycle,eq,2}, \varepsilon_{0,2}) \quad (2.39)$$

$$N_{cycle,eq,old} = \left[\frac{1}{\lambda_{aX}} \cdot \left(\frac{a_{X,sup}}{a_{X,old}} - 1 \right)^{\frac{1}{k_{aX}}} \right]^{\left(\frac{\varepsilon_{0,ref}}{\varepsilon_{0,new}} \right)^{p_{aX}}} \quad (2.40)$$

Les valeurs des paramètres ajustés pour modéliser l'effet de la thixotropie sur les enrobés de PHAN et de FREIRE sont données Table 2.12. Puisque les essais de fatigue de PHAN ne permettent pas d'étudier l'effet de la non-linéarité sur la thixotropie, on utilisera les mêmes paramètres que ceux définis chez FREIRE. Les calibrations sont de bonnes qualités comme le montrent la Figure 2.35 (PHAN) et la Figure 2.36 (FREIRE). Ainsi, les lois d'évolution $a_X(N_{cycle}, \varepsilon_0)$ et $b_X(N_{cycle}, \varepsilon_0)$ forment l'effet thixotropique agissant en fatigue.

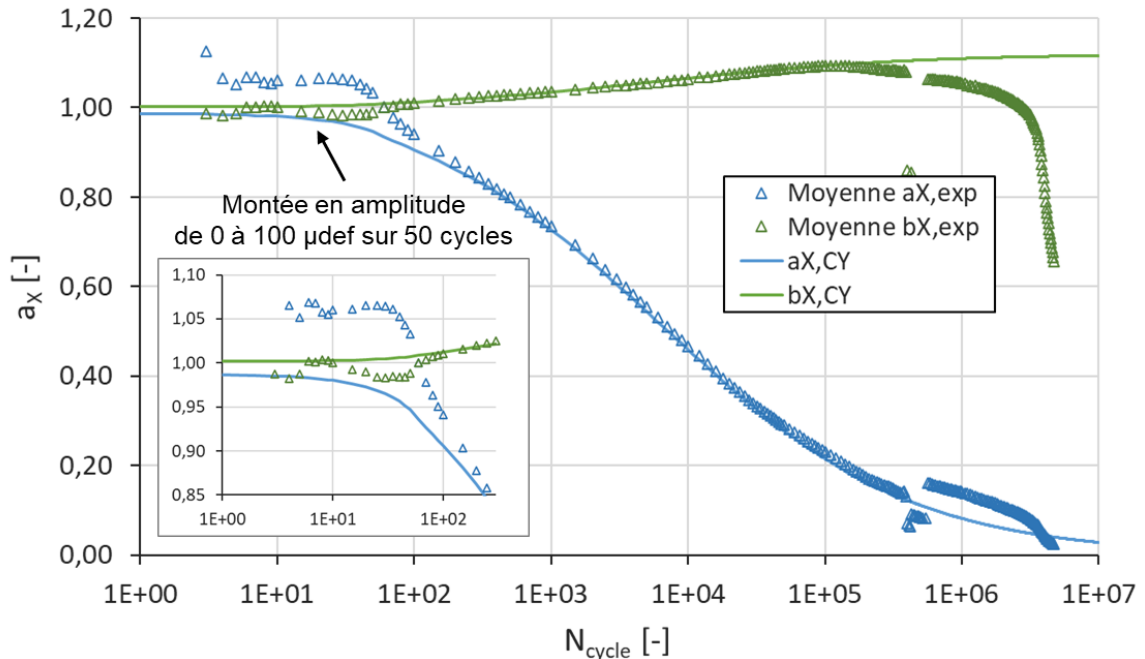


Figure 2.35 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-#, moyenne – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Variation des facteurs de translation a_X et b_X du PSETX en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des facteurs expérimentaux et ajustement avec deux lois de type CY.

Table 2.12 Enrobés bitumineux de PHAN et de FREIRE. Paramètres des équations de type CY déterminant l'évolution des facteurs de translation a_X et b_X du PSETX.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Enrobé de PHAN		Enrobé de FREIRE	
		$a_{X,CY}$	$b_{X,CY}$	$a_{X,CY}$	$b_{X,CY}$
Plateau inférieur	$a_{X,inf}$ ou $b_{X,inf}$ [-]	X	1,00	X	1,00
Plateau supérieur	$a_{X,sup}$ ou $b_{X,sup}$ [-]	1,00	1,12	1,00	1,15
Position de la courbe	λ_{aX} ou λ_{bX} [N_{cycle}^{-1}]	$1,40 \cdot 10^{-4}$	$1,50 \cdot 10^{-4}$	$3,00 \cdot 10^{-5}$	$1,40 \cdot 10^{-4}$
Transition pente / plateau	k_{aX} ou k_{bX} [-]	0,49	-0,47	0,57	-0,65
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
Influence non-linéarité	p_{aX} ou p_{bX} [-]	0,43	0,50	0,43	0,50

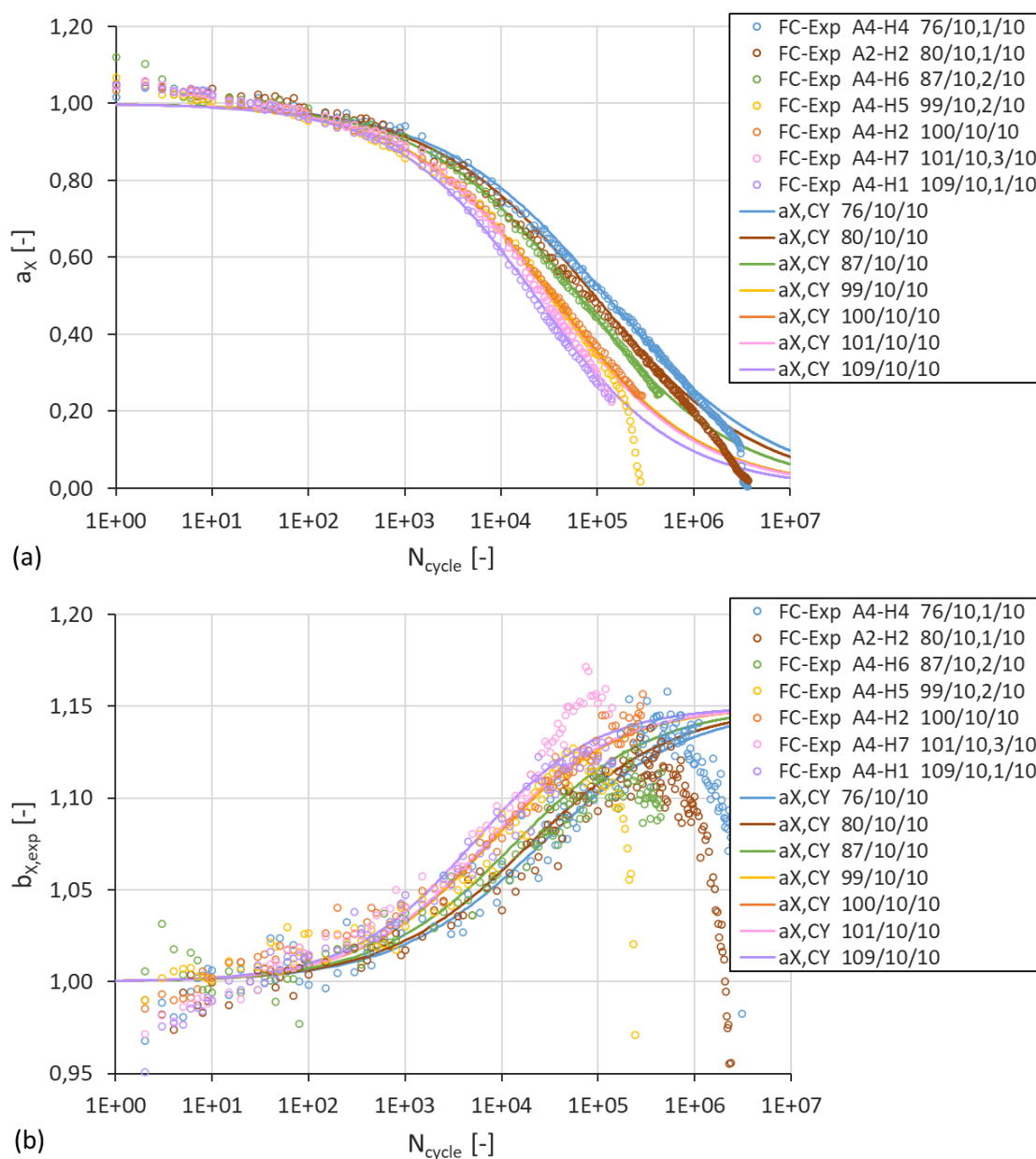


Figure 2.36 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. Variation des facteurs de translation a_X (a) et b_X (b) du PSETX en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec deux lois de type CY.

2.5.6 Application du PSETX

Après les ajustements aux conditions de référence, le modèle VENoL (Équations 2.14 et 2.15, Table 2.10) et le PSETTAX (Équations 2.9, 2.18, 2.19, 2.20, 2.24, 2.25, 2.36 et 2.37) sont appliqués conjointement aux cas d'étude de PHAN et de FREIRE afin de vérifier et de prédire l'évolution de la thixotropie à différentes températures et amplitudes de déformation. Des exemples sont fournis Figure 2.37 et Figure 2.38. Aucune loi d'endommagement n'est ajoutée à la modélisation.

Sur le graphique $(|E^*|, N_{cycle})$, la phase I et le début de la phase II de la fatigue apparaissent correctement reproduits par le modèle VENoL $(T, \omega, \varepsilon_0, N_{cycle})$ (Figure 2.37). Les formes des courbes de thixotropie modélisées dans le plan de Cole-Cole correspondent avec celles des essais FC expérimentaux jusqu'à ce que l'endommagement devienne prédominant (Figure 2.38), justifiant l'intérêt d'utiliser le chemin viscoélastique fournit par les essais MC pour construire les facteurs a_X et b_X du PSETX.

Deux critiques peuvent néanmoins être émises. D'une part, l'auto-échauffement a été négligé durant l'élaboration des lois de a_X et b_X . Son effet, bien que faible pour les deux cas d'étude, est en conséquence noyé dans celui de la thixotropie. D'autre part, une différence existe entre l'expérimentation et la modélisation au niveau de la condition initiale qui se répercute logiquement sur l'ensemble de la courbe. Ce problème a déjà été mentionné pour le cas d'étude de PHAN dans la section 2.5.5.2, mais on le rencontre également chez FREIRE. Cette différence est particulièrement visible dans le plan de Cole-Cole. Les courbes des essais FC, dont les amplitudes sont proches de 100 $\mu\text{m/m}$, commencent en dessous de la courbe de l'essai MC à 50 $\mu\text{m/m}$ alors qu'elles devraient commencer autour de celle de l'essai NL modélisé à 100 $\mu\text{m/m}$ (Figure 2.38). D'où cette déviation par rapport à la condition initiale. Et les différences de porosité ne permettent pas ici d'expliquer cet écart (pour l'enrobé de FREIRE, éprouvette A1-H3, porosité de 6,2 % (voir section 2.2.2.2), et éprouvettes de fatigue, entre 5,1 et 9,2 % (voir Table 2.11)).

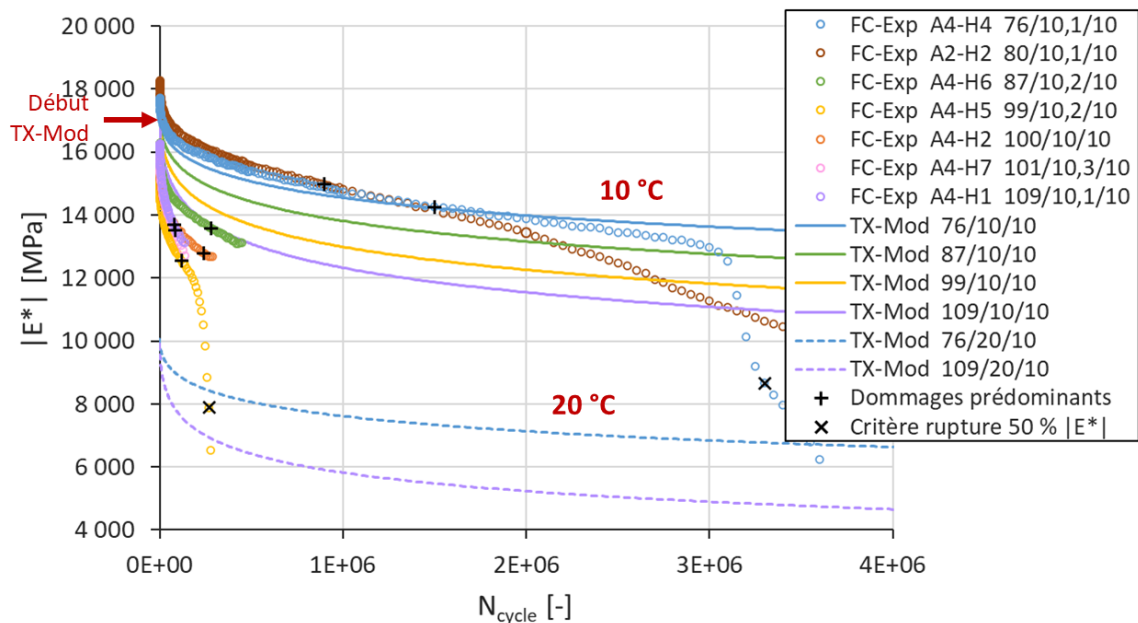


Figure 2.37 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. Variation de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales et ajustement de la part thixotropique avec le modèle VENoL $(T, \omega, \varepsilon_0, N_{cycle})$. La légende « 76/20/10 » correspond à 76 $\mu\text{m/m}$ / 20 °C / 10 Hz.

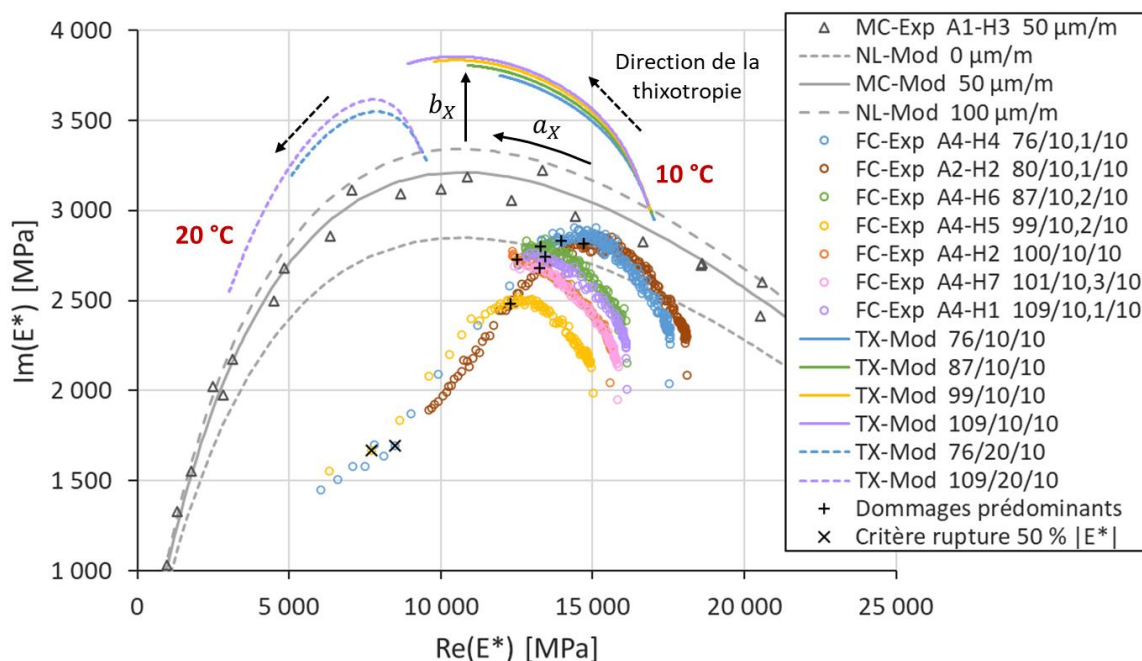


Figure 2.38 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A#-H# – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et FC, 10 $^{\circ}\text{C}$, 10 Hz. Tracé des données expérimentales et représentation de la part thixotropique avec le modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$) dans le plan de Cole-Cole. La légende « 76/20/10 » correspond à 76 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 20 $^{\circ}\text{C}$ / 10 Hz.

2.5.7 Discussion du PSETX

2.5.7.1 Comparaison du PSETX et des modèles de la littérature

Le principe PSETX développé dans ce manuscrit est à rapprocher dans la littérature des modèles phénoménologiques de structure qui utilisent un paramètre interne, noté λ , exprimant de façon macroscopique l'arrangement de la microstructure du matériau (voir section 1.8.5). Ces modèles associent une réponse rhéologique à l'état structurel du matériau, en l'occurrence la base de Kelvin-Voigt du modèle VENoL, tandis que la dépendance temporelle est exprimée par une équation cinétique de l'évolution du paramètre de structure λ , que représente ici le PSETX. Les facteurs de translation a_x et b_x sont en effet à rapprocher du paramètre λ .

2.5.7.2 Signification physique des facteurs a_x et b_x

Pour rappel, NAHAR et al. (2021) ont montré que sous chargement mécanique, des fragmentations apparaissent au sein de la microstructure occasionnant une diminution de la viscosité. Ils ont affecté ce comportement à la thixotropie car après arrêt du chargement, le matériau se reconstruisait progressivement (voir section 1.6.5.3). Cependant, il faut distinguer le caractère instantané de celui s'étalant dans le temps. Dans la section 2.4.7.2, on a relié ce caractère instantané aux coefficients a_A et b_A du PSETA. Or ces coefficients sont voués à évoluer au cours du temps, notamment sous la répétition des cisaillements lors d'essais de fatigue. Par conséquent, les coefficients a_x et b_x du PSETX seraient les coefficients multiplicateurs respectifs de a_A et b_A traduisant leur évolution temporelle. La signification physique de a_x et b_x est donc identique à celle de a_A et b_A (voir section 2.4.7.2).

2.5.7.3 Variations de a_x et b_x suivant le nombre de cycles

L'analyse des données de PHAN a montré une possible non-influence de la température et de la fréquence sur la thixotropie. Mais trois essais de fatigue ne sont évidemment pas suffisants pour conclure sur ce sujet. D'autres données devront être étudiées. Les essais de fatigue en flexion deux points au chapitre 4 apporteront notamment des éléments de réponse supplémentaires.

En revanche, il ne fait aucun doute de la véracité de l'effet de l'amplitude de déformation sur la thixotropie montrée par les données de FREIRE. Plus l'amplitude est importante, plus l'effet thixotrope est accéléré. Cette affirmation repose sur une logique immuable : lorsque l'amplitude est nulle, il ne peut y avoir d'effet thixotropique.

La séparation entre l'auto-échauffement et la thixotropie au sein du PSETX n'a pas été étudiée pour faciliter l'étude. L'évolution de la température en fatigue a été mesurée à la surface des éprouvettes, voire à l'intérieur pour certaines, mais il s'agit de mesures localisées. Or, le développement de l'auto-échauffement au sein d'une éprouvette est hétérogène. Son effet sur le module complexe peut donc être très différent de l'application du PTT sur les variations de température mesurées. Pour estimer son effet convenablement, il faudrait dans ce cas le modéliser numériquement mais la programmation aux éléments discrets des transferts de chaleur n'est pas évidente. Par manque de temps, il a été décidé de négliger l'effet d'auto-échauffement en profitant du fait que les essais de fatigue étudiés ici sont menés à des amplitudes de déformations trop petites pour que l'auto-échauffement puisse être important. En effet, sur l'ensemble des essais étudiés, la température mesurée à la surface de l'éprouvette n'a jamais dépassé 1 °C, voire rarement 0,5 °C.

2.6 MODÈLE D'ENDOMMAGEMENT ANALYTIQUE

2.6.1 Principe du modèle d'endommagement envisagé

Le modèle d'endommagement élaboré est basé sur un couplage entre deux approches d'endommagement différentes : la variable d'endommagement D et la Mécanique Linéaire de la Rupture, supposée applicable au domaine de la viscoélasticité. Son élaboration est détaillée ci-après.

2.6.1.1 Application de la variable d'endommagement sur le module complexe

La représentation des essais FC de PHAN dans le plan de Cole-Cole montre qu'avec l'apparition de l'endommagement, le module complexe prend la direction de l'origine du repère orthonormé (Figure 2.39a). Cette direction prise par le module apparaît quasi-linéaire, laissant supposer une diminution des parties réelle et imaginaire du module à la même vitesse. Les essais FC de FREIRE conduisent aux mêmes observations (Figure 2.39b). De ce fait, la variable d'endommagement D doit être appliquée au module complexe E^* (Équation 2.41). Par déduction, la variable D s'applique à la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$, mais l'angle de phase φ_{E^*} reste indépendant de l'endommagement (Équations 2.42 et 2.43). Or en section 1.6.3.3.3, l'angle de phase est utilisé comme un critère de rupture en fatigue, il varie donc avec l'endommagement. Mais il est probable que cet effet soit purement mécanique dû à l'apparition d'une microfissure désaxée, effet qu'il n'est pas possible de retranscrire

au sein d'un modèle analytique à un seul degré de liberté. Cet effet sera analysé dans les chapitres 3 et 4 avec des simulations numériques à plusieurs degrés de liberté.

Il tient de remarquer que la courbe jaune (6,6 °C, 3 Hz) sur la Figure 2.39a, est un contre-exemple à l'hypothèse annoncée puisque sous l'endommagement, la partie imaginaire du module augmente d'abord avant de diminuer. Il est probable que l'accumulation des micro-dommages au sein de l'éprouvette ait généré une ou des macro-fissures dont les positions par rapport aux capteurs ont conduit expérimentalement à de telles mesures macroscopiques. Cet essai ne remet pas en cause l'hypothèse puisqu'il s'agit du seul parmi les dix essais de fatigue étudiés.

$$E_D^* = (1 - D) \cdot E^* \quad (2.41)$$

$$|E_D^*| = (1 - D) \cdot |E^*| \quad (2.42)$$

$$\varphi_{E_D^*} = \varphi_{E^*} \quad (2.43)$$

Où,

- E^* , module complexe du matériau non endommagé [Pa] ;
- E_D^* , module complexe du matériau endommagé [Pa].

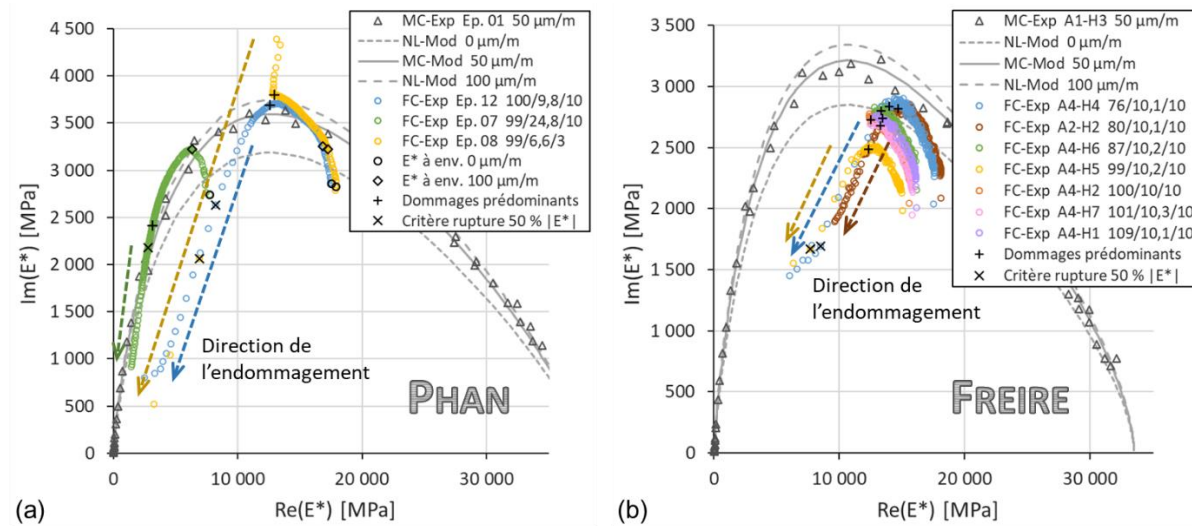


Figure 2.39 Enrobés bitumineux de PHAN (a) et de FREIRE (b) – DTC-CY, FC. Représentation du chemin de l'endommagement dans le plan de Cole-Cole à partir du tracé des données expérimentales. La légende « 100/10/10 » correspond à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 °C / 10 Hz.

2.6.1.2 Initialisation de l'endommagement

Selon la mécanique de la rupture, les matériaux sont constitués dès leur fabrication de micro-défauts qui constituent un potentiel d'endommagement. La porosité des éprouvettes neuves d'enrobé est un exemple de pré-endommagement. Par ailleurs, lorsque des éprouvettes sont prélevées *in situ* sur des routes en service, elles sont déjà endommagées avant de les tester en laboratoire. Par définition, un matériau n'est donc jamais complètement sain.

L'éprouvette servant à réaliser l'essai de module complexe référentiel est ainsi toujours pré-endommagée d'une valeur $D_{MC,0}$. Il convient donc de corriger le module $E_{D,MC}^*$ fourni par cet essai afin d'obtenir le module E^* du matériau sain (Équation 2.44). Cependant, l'estimation de $D_{MC,0}$ n'est pas

évidente. Dans une mesure de simplification, $D_{MC,0}$ peut ainsi être supposé égal à zéro pour des éprouvettes neuves, c'est-à-dire élaborées en laboratoire.

$$E^* = \frac{E_{D,MC}^*}{1 - D_{MC,0}} \quad (2.44)$$

Par rapport au référentiel, une éprouvette quelconque est toujours pré-endommagée d'une valeur D_0 , supérieure, égale ou inférieure à $D_{MC,0}$. Le module E_D^* de cette éprouvette endommagée s'écrit donc en fonction du module référentiel $E_{D,MC}^*$ au moyen de l'équation ci-dessous. La Figure 2.40 illustre l'effet de cette équation dans le plan de Cole-Cole.

$$E_D^* = (1 - D_0) \frac{E_{D,MC}^*}{1 - D_{MC,0}} \quad (2.45)$$

Cet endommagement D_0 peut être décomposé en deux composantes : un endommagement réparti $D_{rep,0}$ représentant l'ensemble des micro-défauts et un endommagement localisé $D_{f,0}$ générateur de la future macrofissure. Il est défini par :

$$(1 - D_0) = (1 - D_{f,0})(1 - D_{rep,0}) \quad (2.46)$$

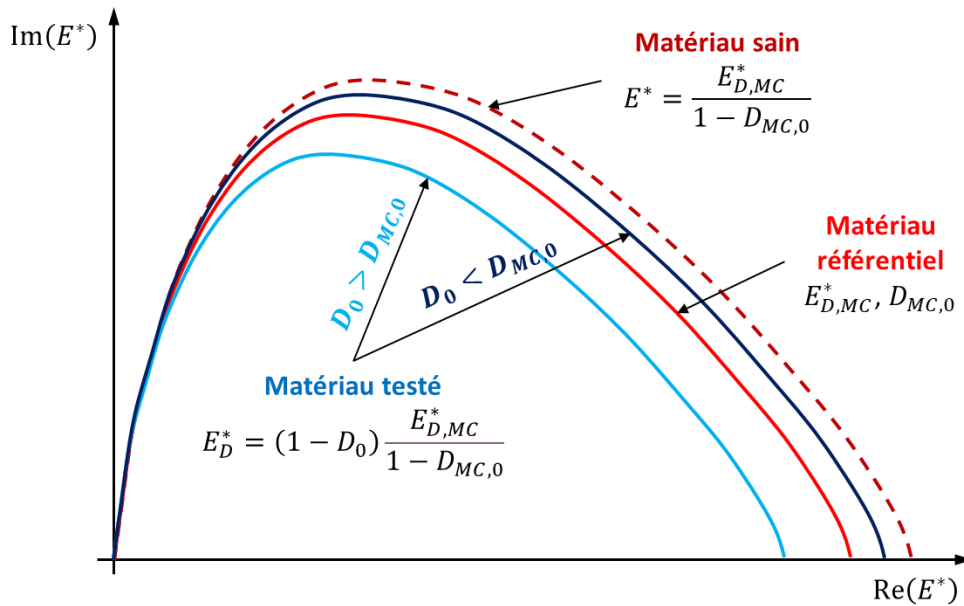


Figure 2.40 Représentation du principe de pré-endommagement dans le plan de Cole-Cole.

2.6.1.3 Progression de l'endommagement

Selon la mécanique de la rupture, sous l'effet de sollicitations répétées, les micro-défauts se développent et se rejoignent pour former des fissures qui se propagent et conduisent à la rupture de l'échantillon, et ce, pour des niveaux de sollicitations inférieurs à la limite de résistance en traction (voir section 1.7.1).

Dans le cas d'une éprouvette neuve, les micro-défauts constituent l'endommagement réparti $D_{rep,0}$. Sous l'effet des sollicitations, ils vont croître progressivement jusqu'à ce que l'un d'eux évolue plus rapidement et génère la macrofissure. Ce défaut initial en question représente l'endommagement localisé $D_{f,0}$. En évoluant, l'influence de l'endommagement localisé D_f va devenir très largement supérieure à celle de l'endommagement réparti D_{rep} . On peut donc supposer que la progression de l'endommagement D est uniquement conduite par la variable D_f . L'endommagement réparti est maintenu constant par l'emploi de $D_{rep,0}$. L'évolution du module complexe E_D^* du matériau endommagé est ainsi représentée par l'équation suivante :

$$E_D^* = (1 - D_f)(1 - D_{rep,0}) \frac{E_{D,MC}^*}{1 - D_{MC,0}} \quad (2.47)$$

Pour que cet endommagement localisé $D_{f,0}$ puisse progresser, l'éprouvette analytique est pré-endommagée du ratio a_0/b , où a_0 est la longueur initiale de la fissure et b la largeur de l'éprouvette. La cinétique de propagation de cette fissure en fatigue peut être déterminée au moyen d'une loi de Paris. Cette loi dépend du Facteur d'Intensité de Contrainte (FIC) lui-même relié au module de rigidité complexe du matériau endommagé par le biais de la contrainte. Par ailleurs, la variable d'endommagement D_f peut être calculée à partir du ratio entre le déplacement généré uniquement par la fissure dans le sens du chargement, lequel se calcule suivant la taille de la fissure, et le déplacement total de l'éprouvette. Or, la connaissance de D_f permet de faire évoluer le module de rigidité complexe endommagé. Par un système d'itération, on obtient alors un couplage entre deux approches d'endommagement différentes : la variable d'endommagement D (voir section 1.8.3) et la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR) supposée applicable au domaine de la viscoélasticité (voir section 1.8.2). Ce couplage est traité en détail dans la section suivante d'après le type d'essai considéré.

Pour des éprouvettes neuves, la longueur initiale de la fissure a_0 doit être choisie suffisamment petite pour que le module initial en fatigue reste proche de celui de l'essai de module complexe référentiel. Elle peut être estimée en mesurant la longueur des plus grands vides d'air. Dans cette configuration, on peut également supposer que si les caractéristiques des éprouvettes testées sont proches de l'éprouvette référentielle (éprouvettes découpées dans une même plaque d'enrobé par exemple), alors $D_{rep,0} \approx D_{MC,0}$.

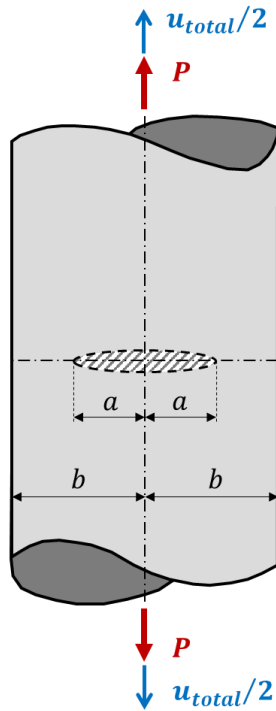
Pour des éprouvettes prélevées *in situ*, un certain niveau de fissuration est déjà présent. La longueur a_0 doit donc être définie de sorte que les modules initiaux de la modélisation coïncident avec ceux de l'expérience. Cependant, dans le cas d'un niveau de fissuration léger, l'influence de $D_{rep,0}$ sur le module initial ne peut pas être considérée négligeable par rapport à $D_{f,0}$. Cet équilibre difficile à déterminer entre $D_{rep,0}$ et $D_{f,0}$ revient donc à définir a_0 de manière quasi-approximative. On en revient ainsi au problème classique des modélisations de la Mécanique Linéaire de la Rupture : le modèle d'endommagement présente l'inconvénient d'être tributaire de l'incorporation d'une fissure initiale que l'on ne sait pas relier à la formulation du matériau. Et cette longueur initiale de la fissure influe sur la durée de vie en fatigue. Ce problème est néanmoins compensé par l'ajustement de la cinétique de propagation de la fissure.

2.6.2 Cinétique de propagation de l'endommagement localisé

2.6.2.1 Approche par la Mécanique Linéaire de la Rupture

2.6.2.1.1 Cas d'étude considéré

Dans le cadre de la MLR, la valeur du FIC dépend d'une fonction de forme tenant compte de la géométrie de l'échantillon, des conditions de chargement ainsi que de la taille et de la position de la fissure (voir section 1.7.2.4.1). Dans la littérature, de nombreux abaques plus ou moins complexes fournissent les équations des fonctions de forme avec des précisions différentes. Pour cette étude, l'abaque de TADA et al. (2000) est utilisé. Il est choisi d'initialiser la fissure au centre de l'éprouvette. L'étude de l'essai DTC-CY en présence de fissures ne peut pas être réalisée en contraintes planes ou en déformations planes car il s'agit d'un schéma axisymétrique. La fissure doit donc être traitée dans une configuration à trois dimensions. Le cas s'en rapprochant le plus est ainsi « la fissure circulaire interne dans une barre ronde » (Figure 2.41). L'ouverture de fissure dépend uniquement du mode I.



Fissure circulaire interne dans une barre ronde

La barre est considérée infinie sur sa hauteur.

Contrainte appliquée :

$$\sigma = \frac{P}{\pi b^2}$$

Fonction de forme du Facteur d'Intensité de Contrainte

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{1 - 0,5\left(\frac{a}{b}\right) + 0,148\left(\frac{a}{b}\right)^3}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{b}\right)^2}}$$

Erreur de précision d'environ 0,5 % pour n'importe quel a/b .

Volume de la fissure et la fonction de forme associée :

$$V = \frac{16(1 - \nu^2)}{3E} \sigma a^3 \cdot G\left(\frac{a}{b}\right) \quad \text{où, } \begin{cases} E, \text{ module d'élasticité} \\ \nu, \text{ coefficient de Poisson} \end{cases}$$

$$G\left(\frac{a}{b}\right) = \left(\frac{a}{b}\right)^{-3} \cdot \left[1,260 \ln\left(\frac{1}{1 - \left(\frac{a}{b}\right)^2}\right) - 1,260\left(\frac{a}{b}\right) - 0,630\left(\frac{a}{b}\right)^2 + 0,580\left(\frac{a}{b}\right)^3 - 0,315\left(\frac{a}{b}\right)^4 - 0,102\left(\frac{a}{b}\right)^5 + 0,063\left(\frac{a}{b}\right)^6 - 0,0093\left(\frac{a}{b}\right)^7 - 0,0081\left(\frac{a}{b}\right)^8 \right]$$

Erreur de précision d'environ 1 % pour n'importe quel a/b .

Figure 2.41 Cas considéré pour le modèle d'endommagement de l'essai DTC-CY : fissure circulaire interne dans une barre ronde (d'après TADA et al., 2000, p. 397).

Facteur d'intensité de contrainte (Mode I) :

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right) \quad (2.48)$$

Déplacement supplémentaire dû à la présence de la fissure (Mode I) :

$$u_{total} = u_{no\ crack} + u_{crack} \quad (2.49)$$

Où,

- u_{total} , déplacement total du matériau endommagé [m] ;
- $u_{no\ crack}$, déplacement total du matériau non endommagé [m] ;
- u_{crack} , déplacement supplémentaire dû à la présence de la fissure [m].

$$u_{crack,I} = \frac{V}{\pi b^2} = \frac{16(1 - \nu^2)}{3\pi E b^2} \sigma a^3 \cdot G\left(\frac{a}{b}\right) \quad (2.50)$$

Où,

- E , module élastique du matériau (sain) [Pa] ;
- ν , coefficient de Poisson [-] ;
- $G\left(\frac{a}{b}\right)$, fonction de forme [-].

L'écriture suivante de $u_{crack,I}$ est préférée pour simplification :

$$u_{crack,I} = \frac{(1 - \nu^2)\sigma a}{E} \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right) \quad (2.51)$$

Tel que,

$$Z\left(\frac{a}{b}\right) = \frac{16}{3\pi} \left(\frac{a}{b}\right)^2 \cdot G\left(\frac{a}{b}\right) \quad (2.52)$$

L'équation de u_{crack} découle de la relation entre l'énergie de déformation et l'énergie de propagation de Griffith, dont le développement fait intervenir le FIC. La démonstration de son expression générale est fournie en Annexe D. L'équation est valable pour un chargement de forces constantes en raison de la présence de la longueur a de la fissure qui est censé évoluer avec une variation de la force, mais grâce à une procédure itérative, son application est aussi envisageable pour un chargement évolutif.

Il faut noter que les fonctions de forme $F(a/b)$ et $G(a/b)$ données pour le cas d'étude « Fissure circulaire interne dans une barre ronde » (Figure 2.41) sont valables pour une barre considérée infinie sur sa hauteur. Or, les éprouvettes cylindriques de PHAN et de FREIRE admettent un rapport fini de la hauteur sur le diamètre de 1,87 et celles de GRAZIANI, un rapport de 1,28. L'abaque de TADA et al. ne fournit malheureusement aucune indication à ce sujet pour ce cas d'étude. En l'absence d'informations, les fonctions de forme $F(a/b)$ et $G(a/b)$ sont jugées acceptables pour étudier les éprouvettes expérimentales de ce manuscrit.

2.6.2.1.2 Application à la viscoélasticité

Le FIC est habituellement considéré appartenir à la MLR dont l'utilisation suppose un matériau homogène avec un comportement élastique linéaire et isotrope. Dans cette thèse, une hypothèse forte est stipulée : le champ d'application du FIC est supposé s'étendre à la viscoélasticité non-linéaire. Plusieurs auteurs de la littérature ont précédemment utilisé cette hypothèse (NGUYEN, M. L. et al., 2020 ; SANTOS, 2020, p. 118-119). L'expression élastique de la contrainte faisant intervenir le module d'Young est donc remplacée par une expression viscoélastique faisant intervenir la norme du module de rigidité complexe. Malgré tout, la plupart des essais de fatigue sur enrobé sont réalisés à 10 °C et

10 Hz ou 25 Hz. Or pour ces conditions d'essais, la part visqueuse reste assez faible comparée à la part élastique. Toutefois, la question de la légitimité de cette hypothèse peut se poser pour des températures plus importantes.

2.6.2.1.3 Propagation de la fissure

La loi de Paris est considérée comme loi de propagation des fissures en fatigue (voir section 1.7.4.4). Pour les essais de fatigue sur enrobé, le chargement sinusoïdal est généralement centré sur zéro. De fait, l'amplitude de variation du FIC, $\Delta K = K_{max} - K_{min}$, serait égale à zéro. Pour contourner ce problème, elle est remplacée ici par l'amplitude de sa sinusoïde, K_0 , calculée à partir de l'amplitude σ_0 de la contrainte (Équations 2.53 et 2.54). Cet usage reste sensé puisqu'il existe des limitations à la loi de Paris (voir sections 1.7.4.5 et 1.7.4.6), comme une progression des fissures non seulement en traction mais aussi en compression. Pour un essai piloté en déformation, l'amplitude σ_0 de la contrainte est à remplacer par la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ multipliée à l'amplitude de déformation ε_0 .

$$\frac{da}{dN} = C(K_0)^m \quad (2.53)$$

$$K_0 = \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F(a/b) \quad (2.54)$$

La sensibilité du module de rigidité complexe aux effets de températures, fréquences, amplitudes et thixotropie permet d'introduire l'influence des effets biaisants dans la cinétique d'endommagement grâce à l'intervention du module dans le calcul du FIC, en supposant que cette influence dépende exclusivement des variations du module. Cependant, au cours de ces recherches, il a été constaté que les variations du module ne suffisaient pas à tenir compte de l'effet de la non-linéarité pour des essais pilotés en déformation. Une modification de la loi de Paris est donc proposée en ajoutant le rapport de l'amplitude de l'essai par l'amplitude de référence afin de mieux considérer l'effet de la non-linéarité (Équation 2.55). Pour l'amplitude de référence, il est conseillé de choisir la même valeur que celle utilisée dans les équations du PSETX. Cette modification est discutée en section 2.6.5.1.

$$\frac{da}{dN} = C(K_0)^m \left(\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^d \quad (2.55)$$

Où,

- d , exposant contrôlant l'influence de la non-linéarité sur la fatigue ($d > 0$) [-].

2.6.2.2 Approche par la variable d'endommagement D

2.6.2.2.1 Relation entre l'endommagement et la déformation de l'éprouvette

Dans le cadre d'un chargement cyclique, une contrainte sinusoïdale d'amplitude fixe σ_0 est appliquée à un matériau non endommagé de module complexe E^* . Le rapport des deux entités donne l'amplitude de déformation $\varepsilon_{0,no\ crack}$.

$$\varepsilon_{0,no\ crack} = \frac{\sigma_0}{|E^*|} \quad (2.56)$$

En travaillant cette fois-ci avec un matériau endommagé d'une variable D_f , l'amplitude de déformation ε_0 devient :

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{|E_D^*|} = \frac{\sigma_0}{(1 - D_f) \cdot |E^*|} \quad (2.57)$$

Dans ce cas d'étude, l'endommagement est créé par une unique fissure. C'est pourquoi l'endommagement réparti $D_{rep,0}$ n'intervient pas dans l'équation ci-dessus.

En isolant le rapport $\sigma_0/|E^*|$ dans les Équations 2.56 et 2.57, une égalité est finalement trouvée entre la variable d'endommagement D_f et le ratio de l'amplitude de déformation due à la présence de la fissure $\varepsilon_{0,crack}$ rapportée à l'amplitude de la déformation totale ε_0 .

$$D_f = 1 - \frac{\varepsilon_{0,no\ crack}}{\varepsilon_0} = \frac{\varepsilon_{0,crack}}{\varepsilon_0} \quad (2.58)$$

2.6.2.3 Couplage des deux approches

2.6.2.3.1 Relation entre la variable d'endommagement et la longueur de la fissure

L'Équation 2.50 du déplacement $u_{crack,i}$ est transposée en matière d'amplitudes de déformation et de contrainte (Équation 2.59). Le facteur de forme K_ε est utilisé pour passer du déplacement à la déformation (Équation 2.60). Le module élastique E , qui correspond à celui du matériau non endommagé parce que la notion d'endommagement du module n'existe pas en MLR, est remplacé par la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$. Le coefficient de Poisson ν est pris égal à la partie réelle $\text{Re}(\nu^*)$ du coefficient de Poisson complexe (voir section 2.7).

$$\varepsilon_{0,crack} = K_\varepsilon \cdot \frac{(1 - (\text{Re}(\nu^*))^2) \sigma_0 a}{|E^*|} \cdot Z(a/b) \quad (2.59)$$

$$K_\varepsilon = \frac{1}{2h} \quad (2.60)$$

Comme pour l'Équation 2.50, l'Équation 2.59 de $\varepsilon_{0,crack}$ est valable uniquement pour un chargement de contraintes constantes. Néanmoins, l'utilisation d'une procédure itérative permet de s'affranchir de cette obligation et par conséquent du mode de pilotage de l'essai (contrainte ou déformation).

Dans l'Équation 2.57, l'amplitude σ_0 de la contrainte est reliée à la loi de comportement du matériau endommagé. Cette définition de σ_0 est intégrée dans l'Équation 2.59, ce qui donne :

$$\varepsilon_{0,crack} = K_\varepsilon \cdot (1 - (\text{Re}(\nu^*))^2) (1 - D_f) \varepsilon_0 a \cdot Z(a/b) \quad (2.61)$$

Connaissant l'Équation 2.58, la relation précédente se simplifie pour obtenir le lien entre l'endommagement localisé D_f et la longueur a de la fissure par rapport à la largeur b de l'éprouvette.

$$D_f = \frac{K_\varepsilon (1 - (\text{Re}(\nu^*))^2) a \cdot Z(a/b)}{1 + K_\varepsilon (1 - (\text{Re}(\nu^*))^2) a \cdot Z(a/b)} \quad (2.62)$$

2.6.2.3.2 Facteur d'Intensité de Contrainte

Pour un essai de fatigue piloté en déformation, le calcul de l'amplitude $K_{0,I}$ du FIC en mode I est exécuté à partir de l'amplitude de déformation en remplaçant l'amplitude de la contrainte par son égalité donnée par la loi viscoélastique du matériau endommagé.

$$K_{0,I} = (1 - D_f) |E^*| \varepsilon_0 \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F(a/b) \quad (2.63)$$

2.6.3 Procédure d'itération du modèle d'endommagement

La Figure 2.42 fournit la procédure d'itération à appliquer pour modéliser l'endommagement en fatigue. Cette procédure est à coupler avec le modèle VENO_L (ou tout autre modèle rhéologique) pour initialiser la viscoélasticité du matériau non endommagé, et l'actualiser selon l'évolution des effets biaisant en fatigue par le biais du module de rigidité complexe. L'algorithme peut être implémenté au sein de logiciels de modélisation tout comme pour de simples tableurs Excel.

2.6.4 Application de l'endommagement

L'algorithme du modèle d'endommagement est implémenté dans un tableur Excel et testé sur les données en fatigue de PHAN et de FREIRE, le premier pour les variations de température et le second pour les variations d'amplitude de déformation. Les paramètres utilisés pour le modèle d'endommagement sont fournis Table 2.13. Il est supposé que les plus grands vides d'air dans les éprouvettes mesurent 3 mm de longueur, ce qui représente pour une éprouvette cylindrique de diamètre 75 mm, un ratio de la longueur initiale de la fissure par le diamètre équivalent à 4 %. Pour l'enrobé de PHAN, les essais FC ne permettent pas d'estimer le paramètre d'influence de la non-linéarité d de la loi de Paris modifiée. Il est donc supposé de la même valeur que celui défini avec l'enrobé de FREIRE. Quoiqu'il en soit, son influence sur les essais modélisés de PHAN reste cantonnée à la phase de montée en amplitude.

Table 2.13 Enrobés bitumineux de PHAN et de FREIRE. Paramètres du modèle d'endommagement.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Enrobé de PHAN	Enrobé de FREIRE
Endommagement global initial lors de l'essai MC référentiel	$D_{0,MC}$ [%]	0,00	0,00
Endommagement réparti initial	$D_{0,rep}$ [%]	0,00	0,00
Ratio de la longueur initiale de la fissure par la largeur du contact	a_0/b [%]	4,00	4,00
Endommagement localisé initial correspondant au ratio	$D_{0,f}$ [%]	≈ 0,0027	≈ 0,0027
Loi de Paris modifiée			
Coefficient	$C \left[\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m} \right]$	$1,40 \cdot 10^{-6}$	$2,20 \cdot 10^{-6}$
Coefficient de la loi puissance	m [-]	1,60	1,70
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
Influence de la non-linéarité	d [-]	7,20	7,20

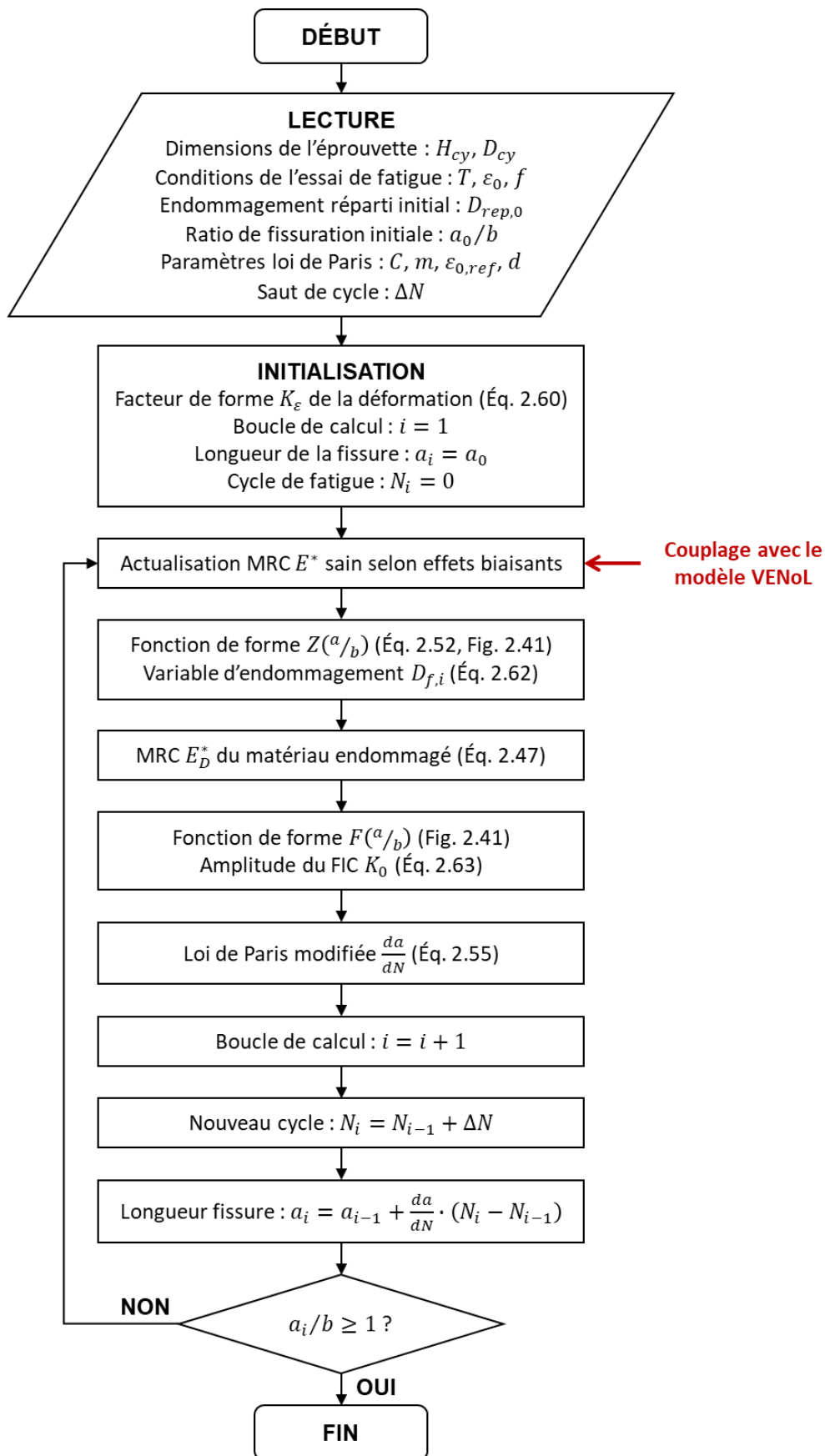


Figure 2.42 Organigramme de l'algorithme d'application du modèle d'endommagement.

La Figure 2.43 et la Figure 2.44 présentent l'évolution de l'endommagement au cours d'un essai de fatigue, la première exposant l'effet de l'amplitude de déformation et la seconde, l'effet de la température. Les sous-figures (a) dévoilent l'évolution caractéristique de la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du ratio de fissuration a/b pour le cas d'étude considéré en section 2.6.2.1.1. Cette forme reste la même peu importe les conditions d'essai appliquées, celles-ci n'intervenant que très légèrement dans l'équation 2.62 par le biais de $Re(v^*)$. La loi de Paris modifiée permet d'intégrer à cet instant les effets de ces conditions d'essais en fatigue, notamment celui de l'amplitude de déformation comme présenté en Figure 2.43b. La Figure 2.44b montre que plus la température est importante, plus le taux d'accroissement de la fissure da/dN_{cycle} décroît au cours de l'essai de fatigue avant de remonter lorsque l'endommagement cumulé atteint un certain niveau. En combinant cette évolution $D_f(a/b)$ à celle de $da/dN_{cycle}(K_0)$, on obtient alors l'évolution de cet endommagement D_f suivant le nombre de cycles accumulés (sous-figures (c)). Les courbes $D_f(N_{cycle})$ progressent très lentement au début de l'essai, puis augmentent très rapidement lorsqu'un certain niveau d'endommagement critique est atteint.

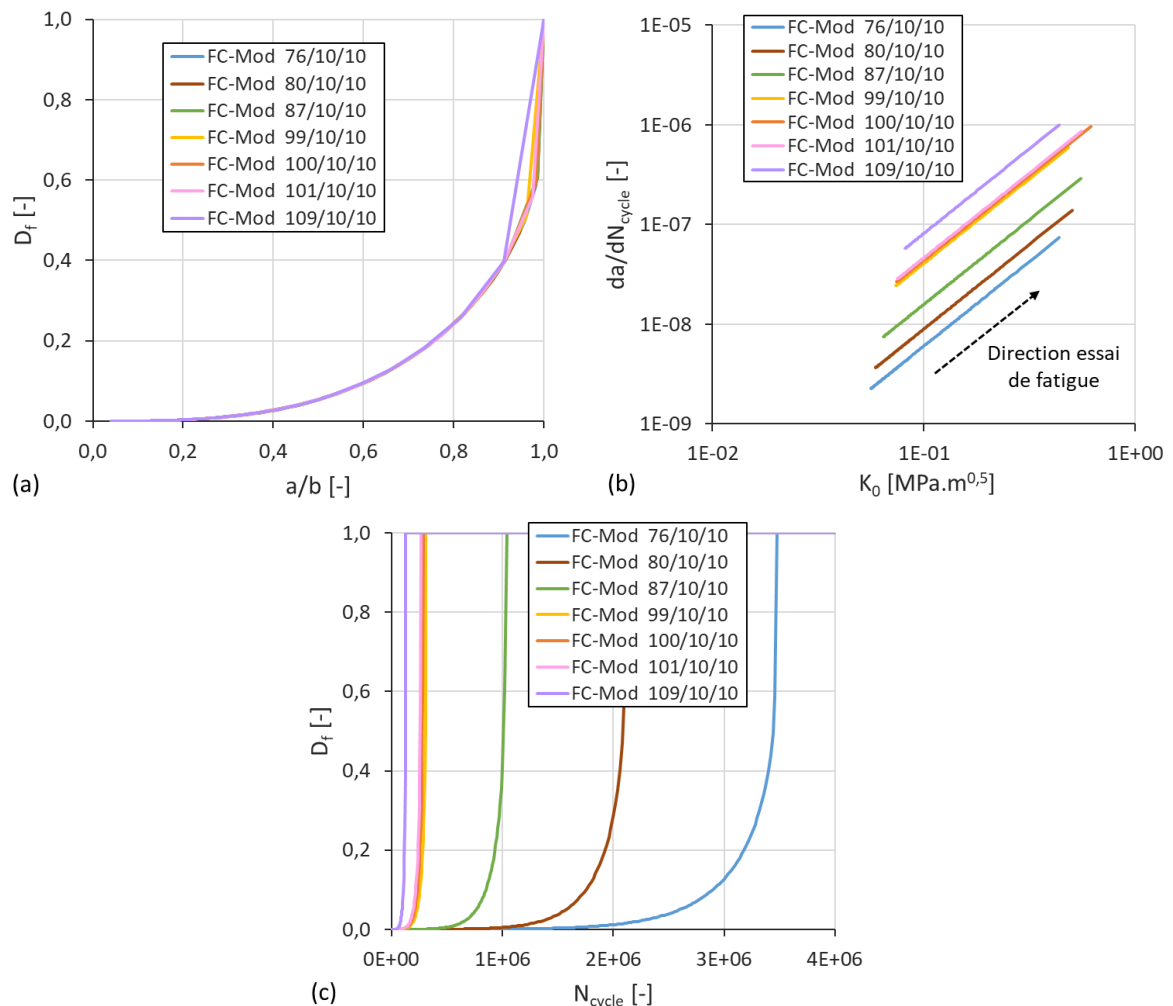


Figure 2.43 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. (a) Évolution de la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du ratio de la longueur a de la fissure par la largeur b de l'éprouvette. (b) Variation du taux de propagation de la fissure da/dN_{cycle} suivant le FIC. (c) Évolution de D_f en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Les courbes non visibles sont superposées. La légende « 76/10/10 » correspond à 76 $\mu m/m$ / 10 °C / 10 Hz.

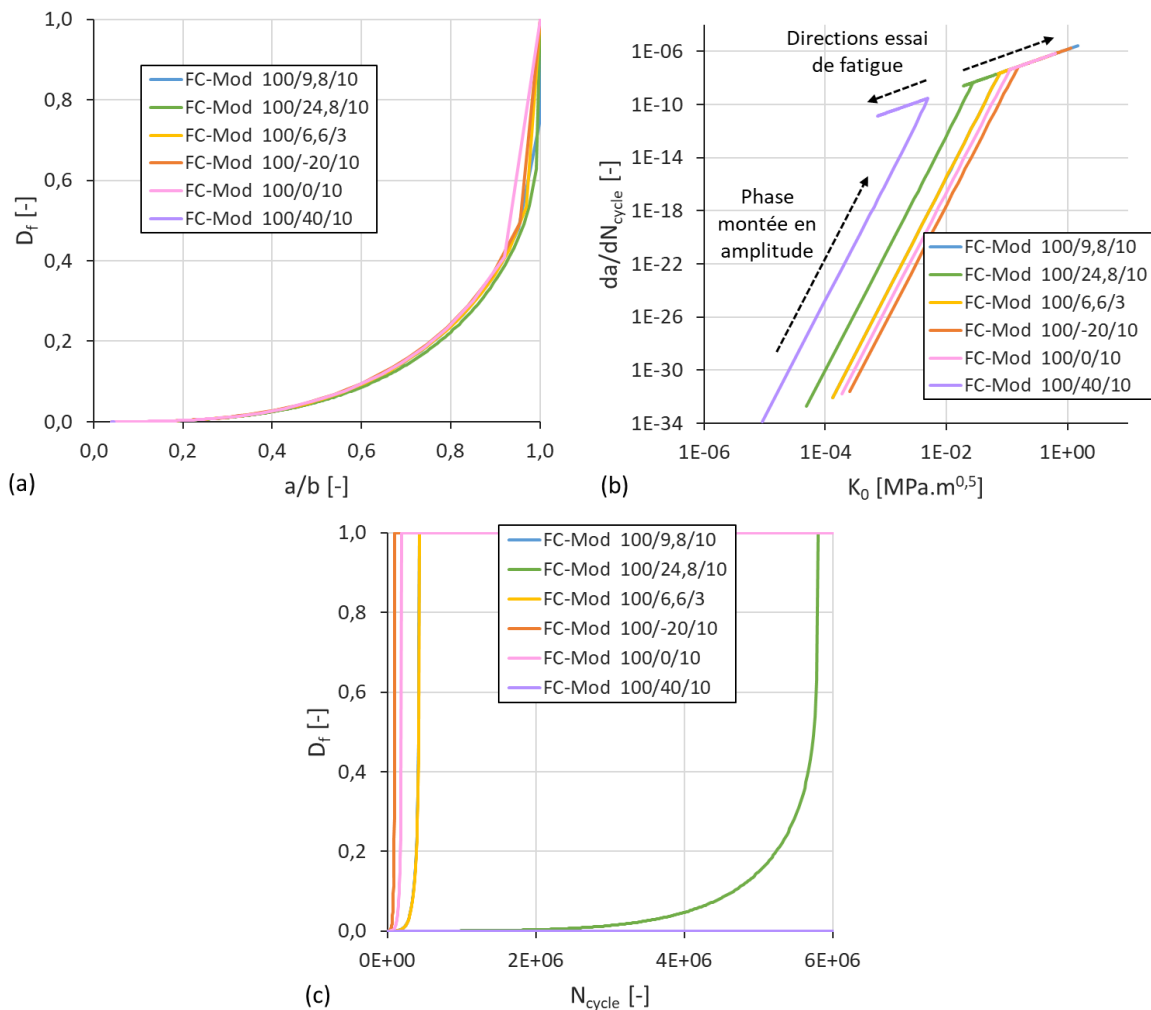


Figure 2.44 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. (a) Évolution de la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du ratio de la longueur a de la fissure par la largeur b de l'éprouvette. (b) Variation du taux de propagation de la fissure da/dN_{cycle} suivant le FIC. (c) Évolution de D_f en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Les courbes bleues et jaunes sont superposées. La légende « 100/6,6/3 » correspond à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 6,6 $^\circ\text{C}$ / 3 Hz.

Les modélisations des essais FC de l'enrobé de PHAN sont visibles en Figure 2.45 à travers la norme du module de rigidité complexe et l'angle de phase en fonction du nombre de cycles. Elles sont aussi représentées en Figure 2.46 dans les plans de Cole-Cole et de Black afin de les superposer avec les essais MC et NL. D'après les tendances obtenues dans les différents graphiques, la calibration semble correcte. La durée de vie des éprouvettes modélisées augmente bien avec la température. Le nombre d'essais expérimentaux n'est cependant pas suffisant pour justifier du fait que la variation de la forme des courbes de fatigue à diverses températures provient uniquement des variations du module complexe. Entre l'expérience et la modélisation, quelques différences sont de plus à relever. Premièrement, l'angle de phase de l'essai FC modélisé 100/24,8/10 (courbe verte) augmente plus rapidement que celui de l'expérience (Figure 2.45b). Deuxièmement, dans le plan de Black, lorsque l'endommagement devient trop important, un retour des courbes expérimentales apparaît au niveau de la zone de rupture dû à la décroissance de l'angle de phase, ce que ne permet pas la modélisation analytique. En effet, en section 2.6.1.1, nous avons supposé que l'angle de phase restait indépendant de l'endommagement et que les variations observées expérimentalement provenaient de l'effet de macrofissures

désaxées. De surcroît, les essais FC expérimentaux de FREIRE vont dans le sens de cette hypothèse alors qu'ils ont été réalisés au sein du même laboratoire que ceux de PHAN. En effet, sur la Figure 2.47, pour les essais FC expérimentaux 76/10,1/10 (courbe bleue), 80/10,1/10 (courbe marron) et 99/10,2/10 (courbe jaune), malgré une diminution rapide de la norme du module de rigidité complexe à la rupture, la trajectoire de l'angle de phase ne change pas, seules des perturbations se produisent.

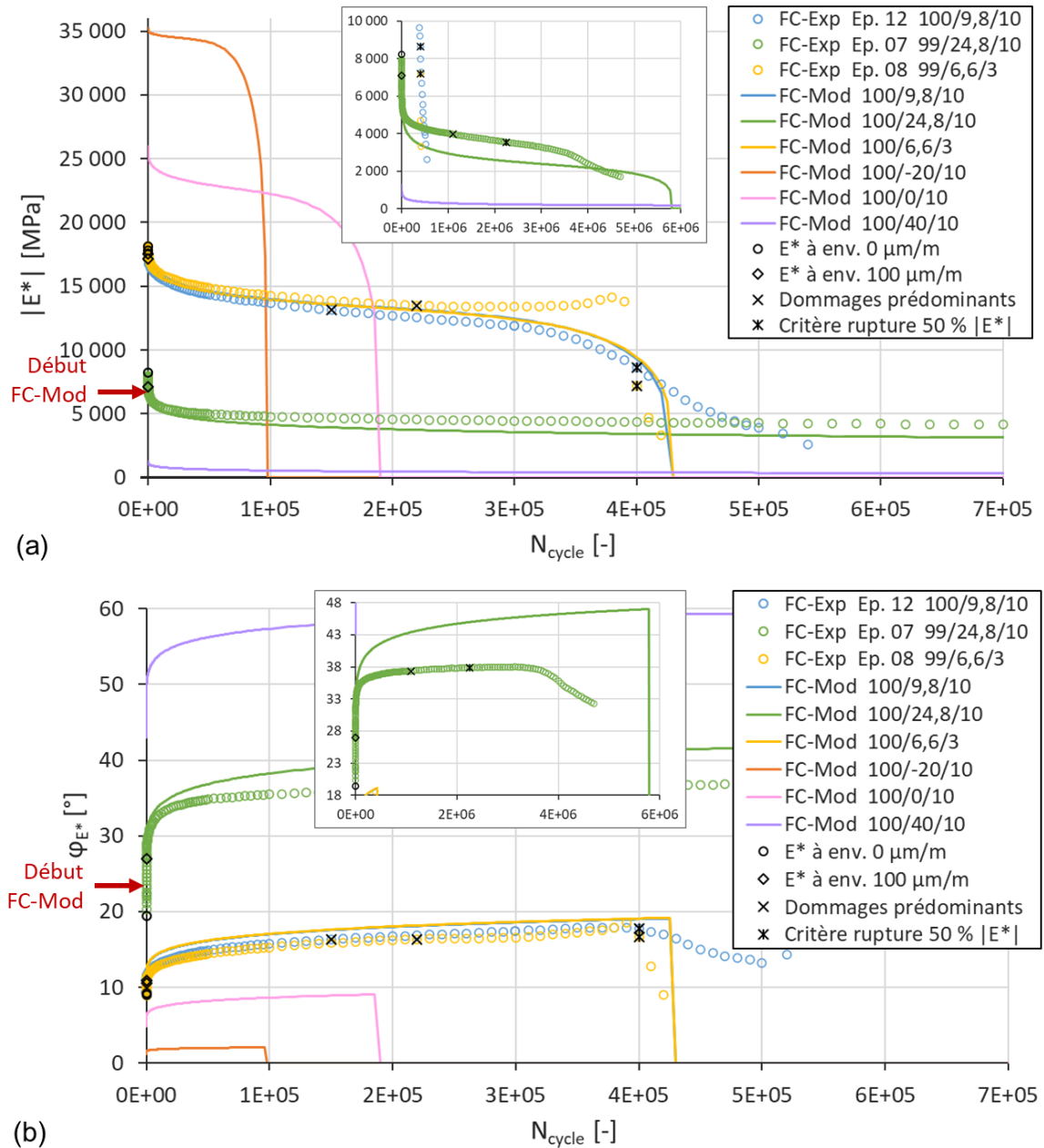


Figure 2.45 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}}$) couplé au modèle d'endommagement. Les courbes bleues et jaunes du modèle sont superposées. La légende « 100/10/10 » correspond à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 °C / 10 Hz.

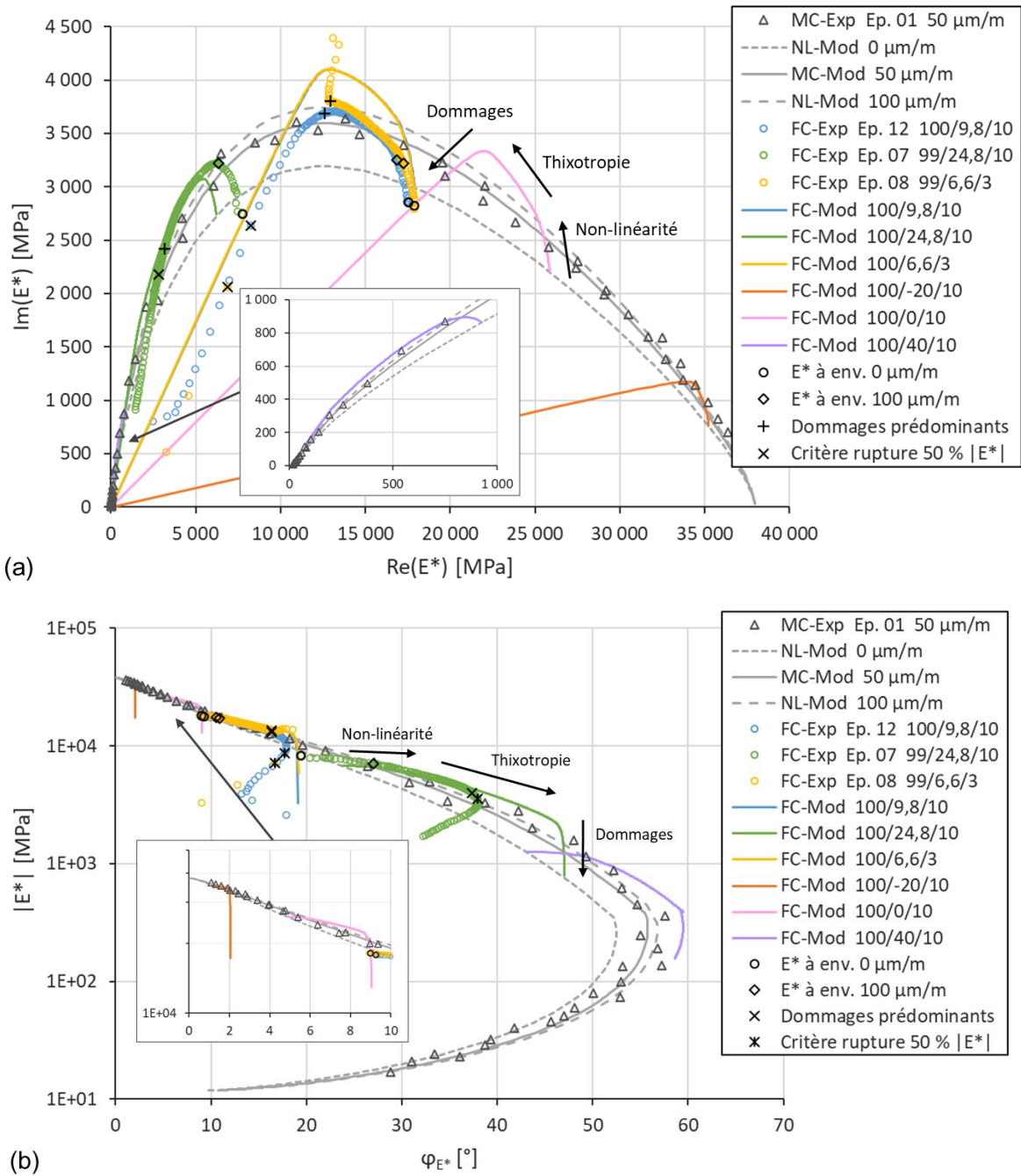


Figure 2.46 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$ et FC, 100 $\mu\text{m/m}$. Évolution du module complexe dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Représentation des données expérimentales et du modèle VENoL($T, \omega, \epsilon_0, N_{\text{cycle}}$) couplé au modèle d'endommagement. Les courbes bleues et jaunes du modèle sont superposées. La légende « 100/10/10 » correspond à 100 $\mu\text{m/m}$ / 10 $^{\circ}\text{C}$ / 10 Hz.

Les tendances obtenues en fatigue pour l'enrobé de FREIRE sont également correctes comme le montrent les évolutions de la norme du module et de l'angle de phase en Figure 2.47. La courbe de Wöhler pour une perte de rigidité de 50 % a servi de support à l'ajustement des essais FC modélisés (Figure 2.48). Néanmoins, les courbes modélisées de la norme et du déphasage ne se superposent pas avec l'expérience à cause d'un décalage sur l'axe des ordonnées au premier cycle. Cette différence provient des essais FC expérimentaux d'amplitudes proches de 100 $\mu\text{m/m}$ dont les courbes commencent en

dessous de la courbe de l'essai MC à 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ dans le plan de Cole-Cole, alors qu'elles devraient commencer autour de celle de l'essai NL modélisé à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Par ailleurs, l'expérience et la modélisation de l'essai FC 87/10/10 (courbe verte) ne correspondent pas en durée de vie, mais au regard des diverses amplitudes testées, l'éprouvette expérimentale semble casser trop rapidement.

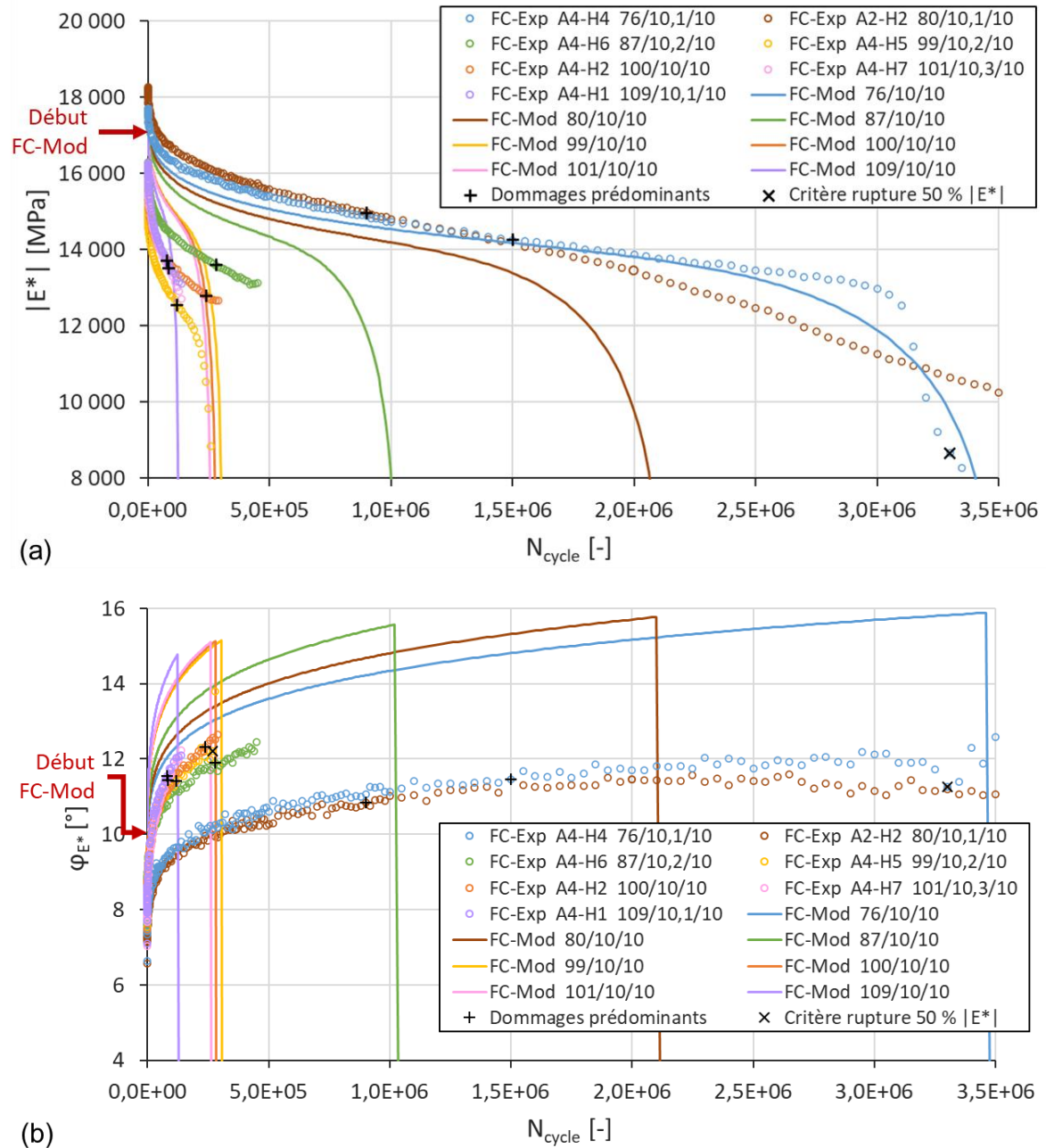


Figure 2.47 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL($T, \omega, \varepsilon_0, N_{cycle}$) couplé au modèle d'endommagement. La légende « 76/10/10 » correspond à 76 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 °C / 10 Hz.

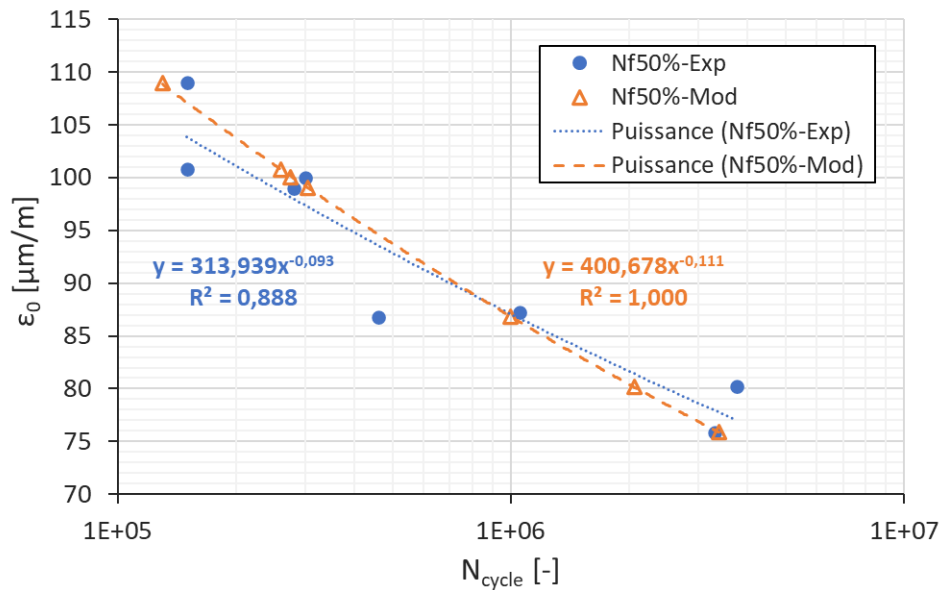


Figure 2.48 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. Pour l'expérience et la modélisation, tracé des courbes de Wöhler correspondant à une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue.

2.6.5 Discussion du modèle d'endommagement

2.6.5.1 Légitimité du modèle d'endommagement ?

Une partie du modèle d'endommagement élaboré repose sur le FIC de la Mécanique Linéaire de la Rupture, concept réservé à l'élasticité. Il est pourtant appliqué ici à la viscoélasticité par choix de simplification du modèle. La qualité de cette hypothèse reste difficile à évaluer en fatigue car l'exposant m de la loi de Paris permet de jouer sur l'effet du module présent dans le FIC, autrement dit sur l'effet de la température, et ainsi de faire correspondre les courbes modélisées avec celles expérimentales. Le taux d'erreur potentiel de cette hypothèse est de plus atténué par l'autre partie du modèle d'endommagement qui repose sur la relation entre la variable d'endommagement D et la déformation supplémentaire ε_{crack} générée par la présence des fissures (Équation 2.58) car cette déformation est reliée à un critère énergétique peu influencé par la nature du matériau (Équation 2.60).

Concernant la modification appliquée à la loi de Paris en section 2.6.2.1.3 avec l'ajout du terme $(\varepsilon_0/\varepsilon_{0,ref})^d$, elle s'appuie sur plusieurs justifications.

Premièrement, l'enrobé bitumineux est un matériau au comportement non-linéaire. La création du PSETA permet de tenir compte de cette non-linéarité mais pour un comportement instantané seulement. En fatigue, un couplage dans le temps de la non-linéarité avec la thixotropie a également été observé. La création du PSETX a donc nécessité l'incorporation du rapport de l'amplitude de déformation de l'essai par l'amplitude de référence mis à la puissance au sein des équations des facteurs de translation a_x et b_x (Équations 2.36 et 2.37). Un effet similaire peut donc être imaginé pour l'endommagement.

Deuxièmement, il est reconnu que la loi de Paris ne permet pas de tenir compte de l'influence du ratio de charge R , rapport entre K_{min} et K_{max} (voir section 1.7.4.5). WALKER a donc proposé de modifier la loi de Paris en multipliant ΔK par $(1 - R)^{(1-\gamma)}$ (WALKER, 1970). Et d'autres lois encore plus

complexes ont suivi. De ce fait, il ne semble pas illogique qu'une variation d'amplitude puisse affecter de manière non-linéaire la vitesse de propagation d'une fissure. La forme de l'ajout $(\varepsilon_0/\varepsilon_{0,ref})^d$ est d'ailleurs identique à $(1 - R)^{(1-\gamma)}$.

Enfin, SANTOS (2020, figure 5.2, p. 145) a trouvé que ses simulations en fatigue étaient trop sensibles aux variations de module, dues en grande partie à l'effet de l'auto-échauffement qu'il a modélisé. Il a donc préféré utiliser à la place du FIC classique, un pseudo-FIC relié uniquement à la déformation en pointe de fissure dans la loi de Paris. En outre, bien que les travaux de BODIN n'utilisent pas la MLR mais uniquement l'approche par la variable d'endommagement D , ses lois à deux ou trois régimes de l'incrément du taux d'endommagement par cycle dD/dN_{cycle} dépendent aussi de l'amplitude de déformation montée à la puissance (voir section 1.8.3.3). Or, l'endommagement D est une fonction de la longueur de la fissure.

Table 2.14 Différents pas de cycles testés sur le modèle analytique.

Cycles	Pas de cycles choisi	Différents pas de cycles testés						
		PDC 100	PDC 1 000	PDC 2 000	PDC 5 000	PDC 10 000	PDC 20 000	PDC 50 000
1 à 10	Tous les cycles	Tous les cycles	Tous les cycles	Tous les cycles	Tous les cycles	Tous les cycles	Tous les cycles	Tous les cycles
10 à 50	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles	Tous les 5 cycles
50 à 100	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles
100 à 500	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles
500 à 1 000	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles
1 000 à 5 000	Tous les 200 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 1 000 cycles	Tous les 2 000 cycles	Tous les 5 000 cycles	Tous les 10 000 cycles	Tous les 20 000 cycles	Tous les 50 000 cycles
5 000 à 10 000	Tous les 500 cycles							
10 000 à 50 000	Tous les 1 000 cycles							
50 000 à 100 000	Tous les 2 000 cycles							
100 000 à 500 000	Tous les 5 000 cycles							
500 000 à 1 000 000	Tous les 10 000 cycles							
Au-delà de 1 000 000	Tous les 20 000 cycles							

2.6.5.2 Influence du pas de cycles

Le modèle d'endommagement développé est basé sur une itération. La modélisation est donc influencée par le choix du pas de cycles. Dans le tableur Excel, un pas de cycles progressif a été retenu. À partir des données de l'enrobé de FREIRE, il est comparé à différents pas de cycles pour vérifier sa cohérence (Table 2.14, Figure 2.49). Ce choix s'avère finalement satisfaisant car la courbe modélisée reste proche de celles issues des petits pas de cycles que ce soit à courte ou longue durée de vie. De plus, l'influence du pas de cycles sur la modélisation reste finalement assez limitée car des écarts se produisent seulement au niveau de la zone de rupture du fait que la loi d'endommagement évolue très lentement avant cette zone.

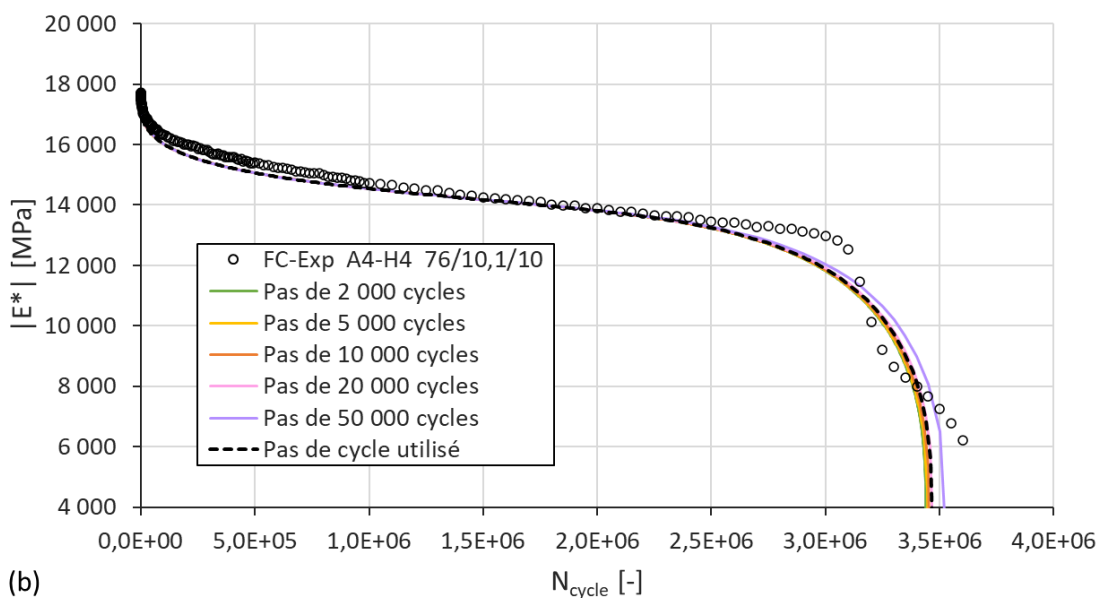
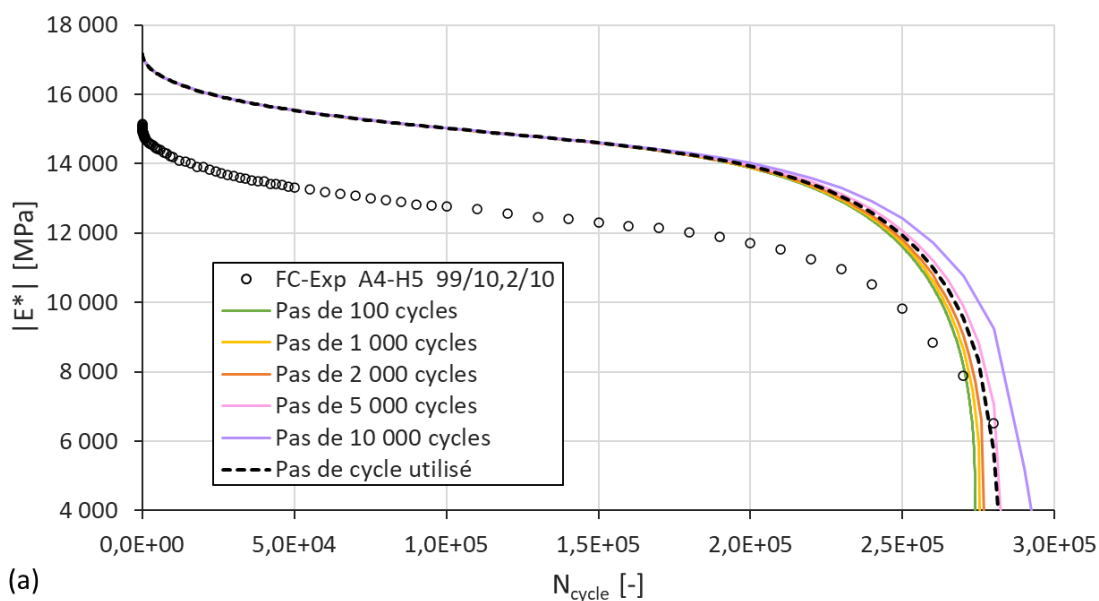


Figure 2.49 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A4-H4/5 – DTC-CY, FC, 76/99 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 10 Hz. Influence du pas de cycles sur le modèle d'endommagement pour une durée de vie courte (a) et longue (b).

2.6.5.3 Influence des paramètres initiaux

Pour une loi de Paris modifiée dont les paramètres sont maintenus constants, l'augmentation de l'endommagement réparti initial $D_{rep,0}$ conduit à un allongement de la durée de vie en fatigue tandis que pour une fissure initiale a_0 plus grande (endommagement localisé $D_{f,0}$), la durée de vie en fatigue diminue (Figure 2.50, Table 2.15). Pour une éprouvette neuve, ces deux composantes existent en équilibre car plus la porosité est grande, plus la probabilité d'avoir des défauts de taille importante est grande.

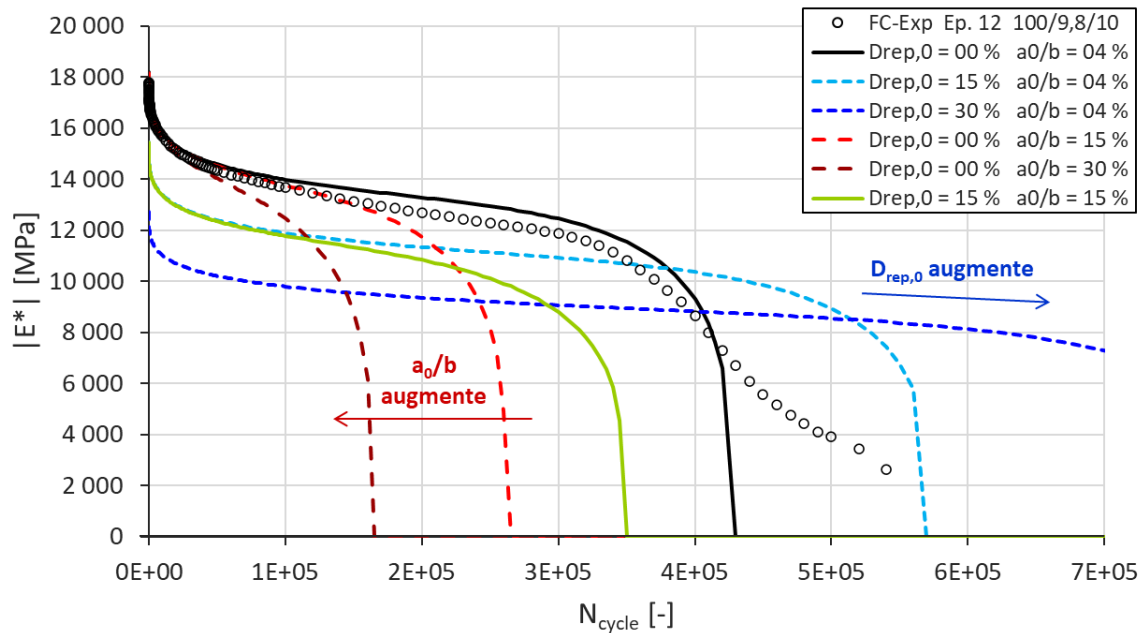


Figure 2.50 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-12 – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$, 9,8 $^{\circ}\text{C}$, 10 Hz. Représentation dans le graphe $|E^*|(N_{\text{cycle}})$ de l'influence des paramètres initiaux d'endommagement réparti $D_{rep,0}$ et localisé a_0/b sur la durée de vie en fatigue. La courbe noire continue est modélisée avec les paramètres du modèle d'endommagement de la Table 2.13

Table 2.15 Endommagements correspondants à la Figure 2.50.

N°	Dom. réparti	Fissure initiale	Dom. localisé	Dom. total
	$D_{rep,0}$ [%]	a_0/b [%]	$D_{f,0}$ [%]	D_0 [%]
-----	0,00	4,00	2,64E-03	2,64E-03
-----	15,00	4,00	2,64E-03	15,00
-----	30,00	4,00	2,64E-03	30,00
-----	0,00	15,00	0,14	0,14
-----	0,00	30,00	1,12	1,12
-----	15,00	15,00	0,14	15,10

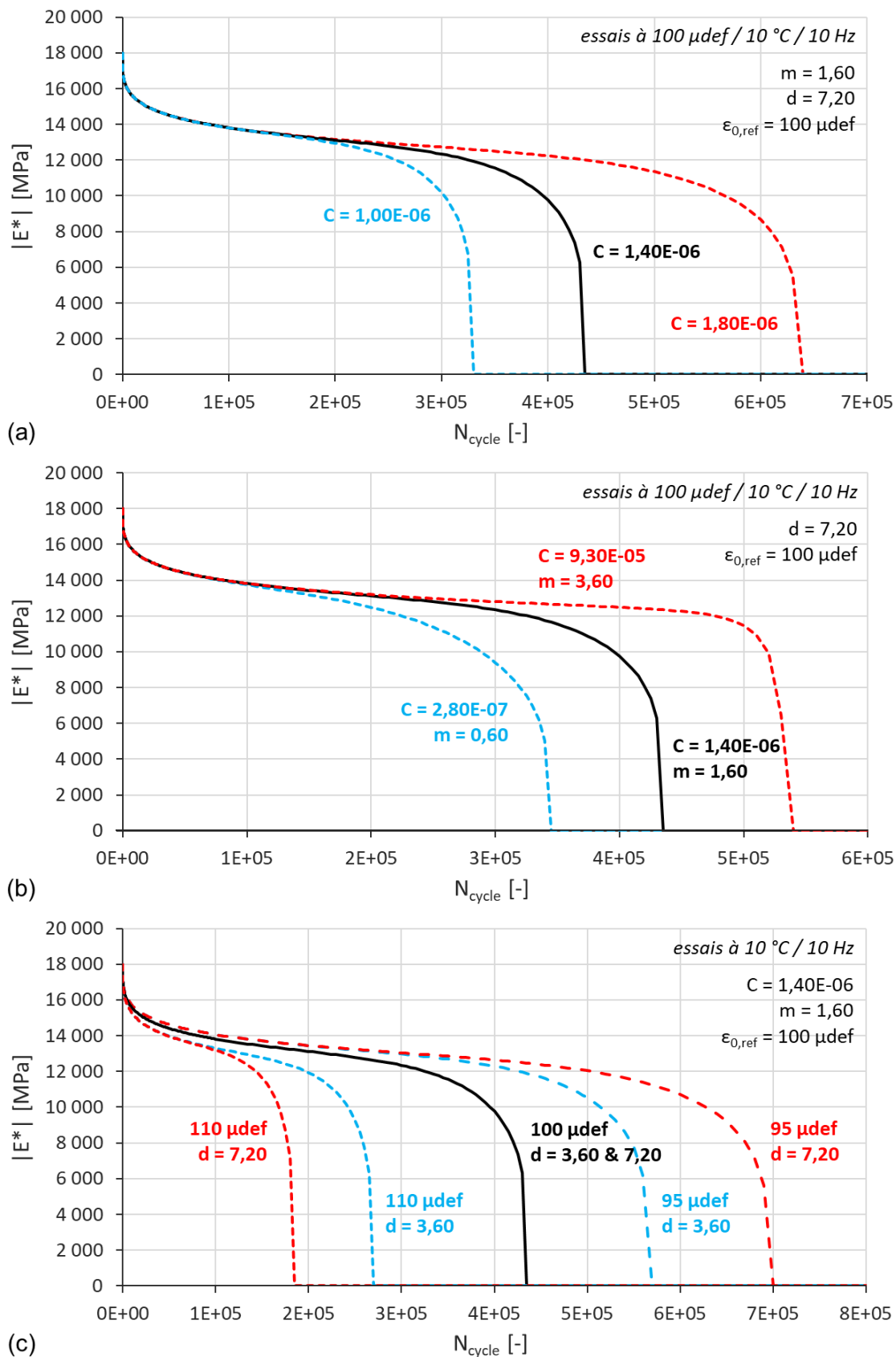


Figure 2.51 Enrobé bitumineux de PHAN – Essai FC en noir modélisé avec les paramètres de la Table 2.13. Sensibilité aux paramètres de la loi de Paris modifiée dans le graphe $|E^*|(N_{cycle})$: (a) coefficient C , (b) coefficient m de la loi puissance avec réajustement du paramètre C pour rapprocher les courbes, et (c) coefficient d de l'évolution non-linéaire.

2.6.5.4 Influence des paramètres de la loi de Paris modifiée

La loi de Paris modifiée dépend de trois paramètres. Le paramètre C permet de jouer sur la durée de vie du matériau en fatigue, indépendamment des conditions d'essai (Figure 2.51a). Le paramètre m contrôle l'effet de la contrainte, c'est-à-dire l'influence du niveau de sollicitation et du module complexe. Par le biais du module, il définit ainsi l'effet de la température sur la durée de vie. Il permet aussi de faire varier la forme de la phase III en fatigue (Figure 2.51b). Et le paramètre ajouté d corrige uniquement l'influence de la non-linéarité (Figure 2.51c). Le modèle d'endommagement est extrêmement sensible au paramètre m puisqu'il s'agit d'un paramètre de puissance qui agit sur le FIC, une variable non normalisée. Sa modification entraîne à chaque fois une nouvelle calibration des deux autres paramètres. Le fait que le paramètre m influence le choix des deux autres paramètres, plusieurs jeux de paramètres peuvent alors convenir pour ajuster des courbes expérimentales en raison de la forte variabilité des essais de fatigue, notamment lorsque celles-ci ne sont pas assez nombreuses et issues de conditions d'essai trop rapprochées.

2.6.5.5 Influence de la thixotropie et de la température

Sans thixotropie, la durée de vie en fatigue de l'enrobé bitumineux serait plus courte (Figure 2.52, courbe rouge). La valeur de la norme du module de rigidité complexe diminue sous l'effet de la thixotropie, ce qui se traduit au niveau de la loi de Paris modifiée par une réduction du taux de fissuration da/dN_{cycle} .

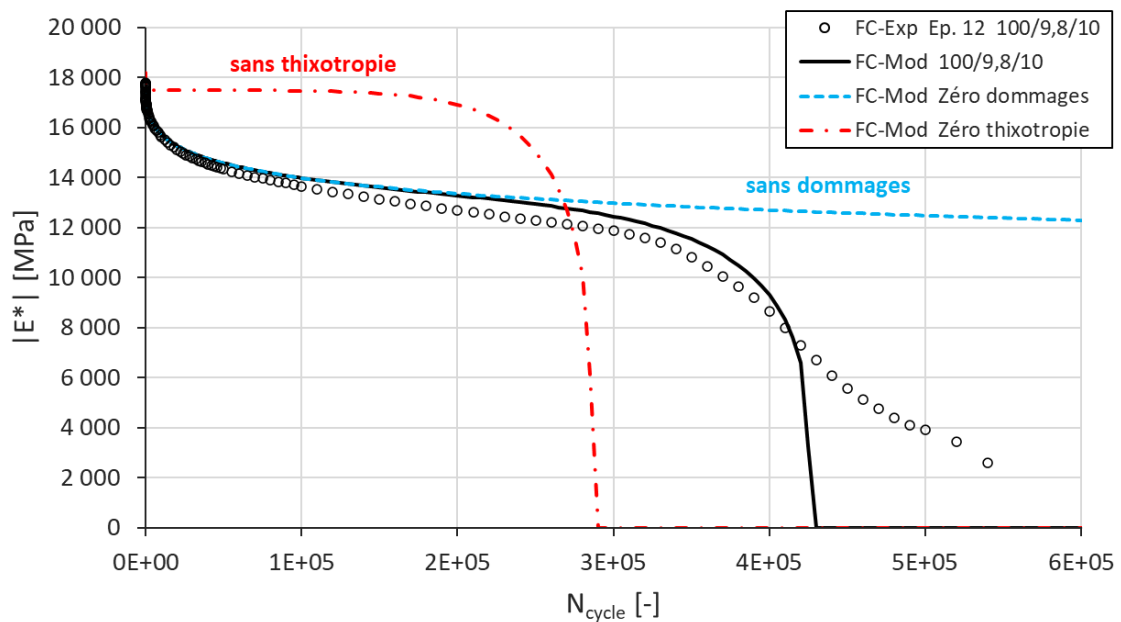


Figure 2.52 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-12 – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$, 9,8 $^{\circ}\text{C}$, 10 Hz. Représentation dans le graphe $|E^*|(N_{cycle})$ de l'influence de la thixotropie sur la durée de vie en fatigue. La courbe noire continue est modélisée avec les paramètres du modèle d'endommagement de la Table 2.13

Des essais de fatigue ont été modélisés à différentes températures afin de déterminer l'amplitude de déformation ε_6 nécessaire pour atteindre une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe pour un million de cycles de chargement (critère de rupture classique). Cette démarche a été entreprise avec le modèle ajusté sur les essais DTC-CY de l'enrobé de FREIRE (Figure 2.53).

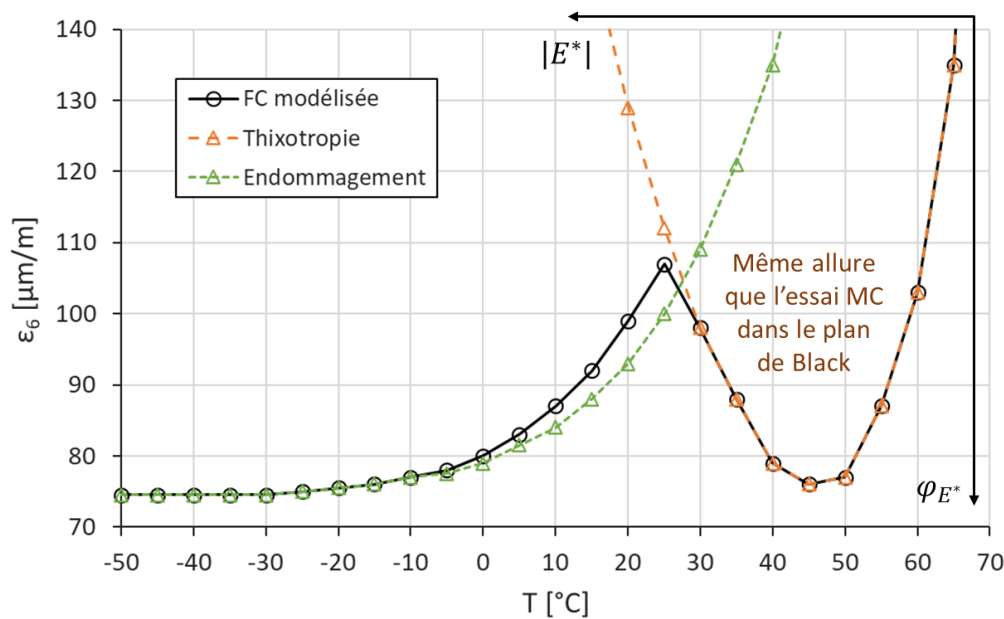


Figure 2.53 Enrobé bitumineux de FREIRE. Variation de la déformation de durée de vie ε_6 pour une perte de rigidité de 50 % en fonction de la température pour des modélisations d'essais de fatigue DTC-CY à déformation imposée à 10 Hz.

À basse température, le paramètre ε_6 tend logiquement vers une limite. En effet, la norme du module de rigidité complexe tend vers un palier à ce niveau. Cependant, des campagnes expérimentales d'essais de fatigue 2PB-TR réalisés à des températures variant de -10 à 30 °C ont montré qu'en considérant le critère de rupture classique, la durée de vie en fatigue admettait une allure parabolique en fonction de la température (voir section 1.6.4.1.2, Figure 1.45). La durée de vie en fatigue est donc censée augmenter à basse température. Toutefois, il faudrait réaliser cette même démarche expérimentale auprès d'essais DTC-CY pour vérifier qu'il ne s'agit pas d'un effet structurel.

À haute température, le paramètre ε_6 modélisé augmente comme cela est mentionné dans la littérature, mais ensuite il diminue avant d'augmenter de nouveau. En isolant les effets d'endommagement et de thixotropie, il s'avère que ce changement de trajectoire de la courbe est uniquement dû à la thixotropie. En effet, à haute température, la progression de l'endommagement est fortement ralentie, la diminution de 50 % de la norme du module est alors atteinte uniquement sous l'effet de la thixotropie. Il faut noter que sous l'effet de la thixotropie, la variation du paramètre ε_6 suivant la température suit exactement la même allure que celle d'un essai MC dans le plan de Black. Il serait intéressant de vérifier si un tel phénomène se produit expérimentalement à hautes températures (ralentissement ou diminution de l'évolution de ε_6). Mais une telle vérification nécessiterait une importante campagne expérimentale avec des essais de fatigue réalisés à différentes températures sur une plage de -20 à 50 °C pour différentes amplitudes de déformation. Malheureusement, les essais de fatigue sont rarement réalisés au-delà de 30 °C. Dans le cas où ce graphique ne serait pas vérifié, des ajustements du modèle seront peut-être à reconsidérer. Effectivement, l'effet de la thixotropie est ici couplé à l'effet de la température et de la non-linéarité. Or la non-linéarité n'a pas été étudiée par FREIRE, les paramètres du PSETA ont été repris de l'enrobé de PHAN. De surcroît, il a été supposé que la température n'affectait pas l'évolution des coefficients a_x et b_x du PSETX, ce qui finalement n'est peut-être pas tout à fait vrai.

2.7 COEFFICIENT DE POISSON

Le modèle VENoL a été conçu analytiquement comme un système 1D, mais en modélisation 2D et 3D, il faut aussi tenir compte des déformations transversales. Elles sont caractérisées par le coefficient de Poisson ν , ratio de la déformation transversale et de la déformation longitudinale. En viscoélasticité, le coefficient de Poisson varie avec les conditions de chargement. Afin de pouvoir implémenter son effet dans le modèle numérique du chapitre 3, ses variations doivent être prises en compte.

2.7.1 Essai de module complexe

En analyse dynamique cyclique, le coefficient de Poisson des enrobés est un paramètre complexe ν^* qui varie fortement selon les conditions d'essai (voir section 1.4.2.5.7). Toutefois, sa partie imaginaire $\text{Im}(\nu^*)$ est dix à vingt fois plus petite que sa partie réelle $\text{Re}(\nu^*)$. Elle influe donc très peu sur la norme du coefficient de Poisson complexe, et le déphasage est proche de zéro. Cela laisse supposer que sa partie imaginaire pourrait être la conséquence d'un effet biaisant, comme par exemple, la différence d'amplitude de déformation entre les directions longitudinale et transversale. L'idée est donc de ne considérer que la partie réelle du coefficient de Poisson complexe et de la relier au module de rigidité complexe pour la modéliser à partir des développements déjà effectués. Or, la forme de la partie réelle $\text{Re}(\nu^*)$ selon la pulsation s'avère justement très similaire à celle de l'angle de phase φ_{E^*} à un facteur d'échelle prêt. Elle peut ainsi être approximée avec seulement deux paramètres ν_{inf} et k_{ν^*} (Équation 2.64). L'application de cette supposition aux enrobés bitumineux de GRAZIANI, PHAN et FREIRE donne des modélisations du coefficient de Poisson convenables (Table 2.16, Figure 2.54).

$$\text{Re}(\nu^*) \approx \nu_{inf} + k_{\nu^*} \cdot \varphi_{E^*} \quad (2.64)$$

Où,

- ν_{inf} , limite inférieure du coefficient de Poisson [-] ;
- k_{ν^*} , facteur d'échelle [-] ;
- φ_{E^*} , angle de phase [rad].

Table 2.16 Enrobés bitumineux de GRAZIANI, de PHAN et de FREIRE. Paramètres de modélisation de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Enrobé de GRAZIANI		Enrobé de PHAN	Enrobé de FREIRE
		S1	S2	E3550-5.1-0-1	A1-H3
Limite inférieure	ν_{inf} [-]	0,235	0,240	0,270	0,240
Facteur d'échelle	k_{ν^*} [-]	0,190	0,300	0,200	0,180

2.7.2 Essai de fatigue

PHAN a également mesuré l'évolution du coefficient de Poisson complexe durant ses essais de fatigue. Connaissant l'évolution de l'angle de phase φ_{E^*} en fatigue, il est donc également possible de la modéliser pour la partie réelle du coefficient de Poisson complexe $\text{Re}(\nu^*)$ (Figure 2.55). La modélisation s'ajuste cependant moins bien que celle du module de rigidité complexe en fatigue. Selon le modèle, $\text{Re}(\nu^*)$ augmente progressivement au cours des cycles. C'est également le cas expérimentalement, mais cette augmentation n'agit qu'au début de l'essai, $\text{Re}(\nu^*)$ diminue ensuite progressivement

jusqu'à une chute brutale à la rupture. Si cette diminution est uniquement le fait de l'endommagement, cela signifierait que le coefficient de Poisson admet une forte sensibilité à la progression des dommages. Au chapitre 3, il sera intéressant de voir si cette différence entre expérience et modélisation analytique ne provient pas encore une fois d'un effet structural sous la progression des fissures. En outre, il s'impose de rester prudent quant aux observations expérimentales, car la mesure du coefficient de Poisson complexe demande une grande précision. La variabilité est d'autant plus importante pour ce paramètre. Par exemple, les essais expérimentaux FC 100/9,8/10 et 99/6,6/3 (courbes bleue et jaune) se superposent pour les mesures du module de rigidité complexe mais étrangement, ce n'est plus le cas avec le coefficient de Poisson complexe.

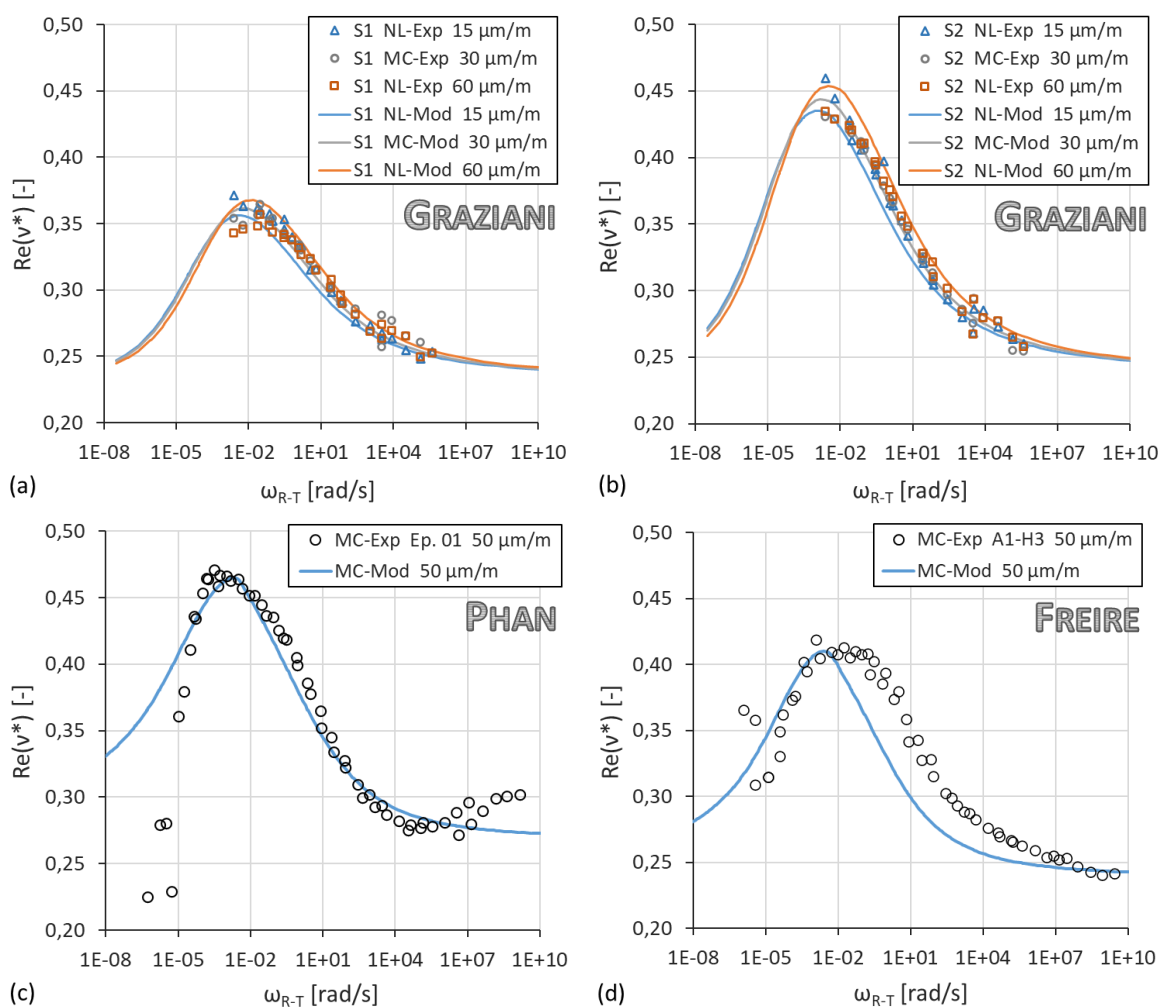


Figure 2.54 Évolution de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe $Re(v^*)$ en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Tracés de données expérimentales et calibration avec le modèle $VENoL(T, \omega, \epsilon_0)$. (a) et (b) Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m/m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m/m}$. (c) Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-1 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$. (d) Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$.

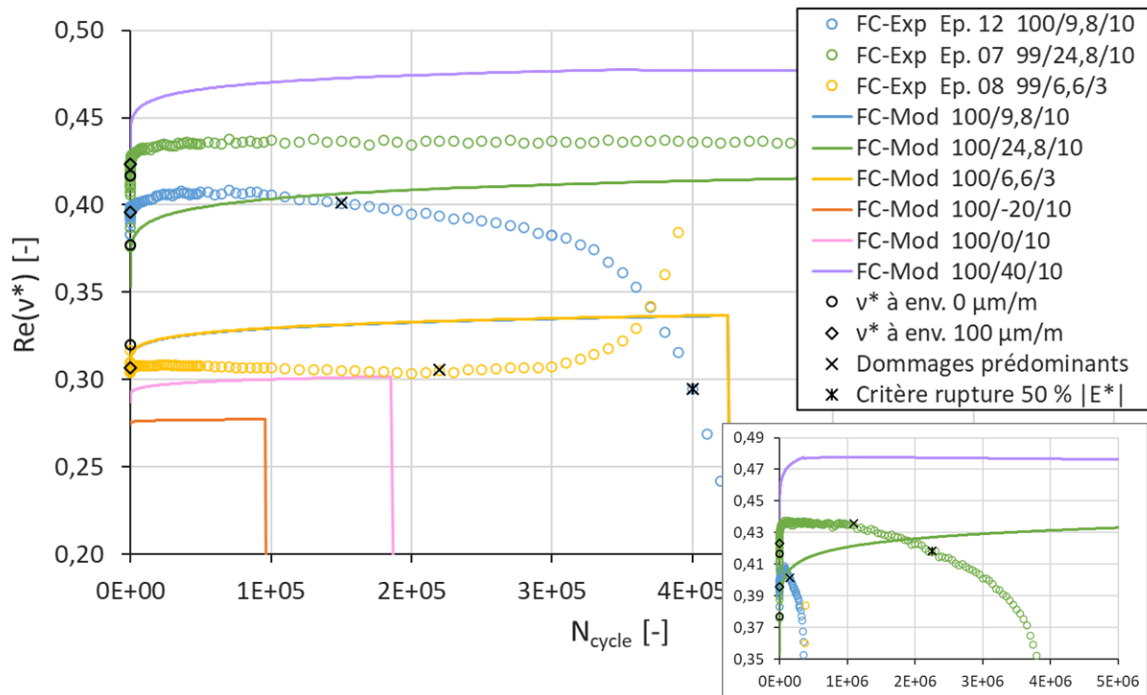


Figure 2.55 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvettes E3550-5.1-0-# – DTC-CY, FC, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$. Évolution de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe $\text{Re}(v^*)$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle $\text{VENoL}(T, \omega, \varepsilon_0, N_{\text{cycle}})$ couplé au modèle d'endommagement. Les courbes bleues et jaunes sont superposées. La légende « 100/0/10 » correspond à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 $^\circ\text{C}$ / 10 Hz.

2.8 RÉSUMÉ

Le modèle VENoL est un nouveau modèle construit dans le but de reproduire le comportement viscoélastique non-linéaire des enrobés bitumineux lors d'essais de module complexe et de fatigue pilotés en déformation. Les modèles pré-existants ont été jugés insuffisamment précis ou trop compliqués à manipuler et à implémenter numériquement. Les données expérimentales d'essais homogènes DTC-CY ont été utilisées dans sa conception pour accéder directement à la loi de comportement du matériau. Néanmoins, l'utilisation du modèle VENoL reste limitée pour l'instant à un cadre spécifiquement dynamique cyclique, mais un passage vers le domaine temporel pourrait exister en perspective.

Le modèle VENoL est un modèle de Kelvin-Voigt à paramètres variables. Il se compose ainsi de deux éléments montés en parallèle : une composante de rigidité \mathfrak{R}_E reliée à la déformation et une composante de viscosité \mathfrak{S}_η reliée au taux de déformation. Ces deux composantes varient selon les conditions d'essai tels que la température, la fréquence (ou la pulsation), le niveau et la durée des sollicitations. Celles-ci influencent le comportement viscoélastique du matériau qui se traduit par des changements réversibles au niveau de sa microstructure. Les variations sont prises en compte au moyen d'équations écrites selon la pulsation. Les effets des autres paramètres sont intégrés à l'aide de principes d'équivalence : le PETA pour la température (déjà connu), le PSETA pour l'amplitude de déformation (connu en partie), le PSETX pour la thixotropie (nouvellement créé). La Figure 2.56 résume le fonctionnement du modèle VENoL , applicable en utilisant les équations 2.65 à 2.77.

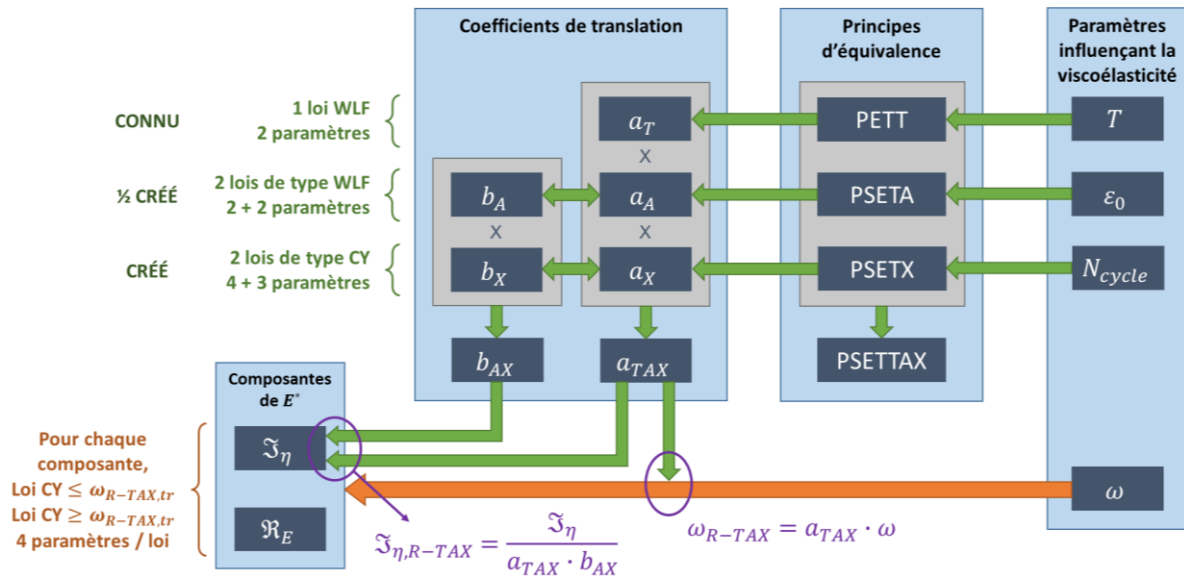


Figure 2.56 Organigramme de fonctionnement du modèle VENoL.

L'endommagement est divisé entre un endommagement réparti (porosité, défauts) et un endommagement localisé responsable de la microfissure à l'origine de la rupture de l'éprouvette. Le modèle d'endommagement agit en parallèle du modèle VENoL au moyen d'un couplage entre la variable d'endommagement localisé D_f et la mécanique linéaire de la rupture supposée applicable à la viscoélasticité. L'éprouvette cylindrique de diamètre b des essais DTC-CY est considérée pré-endommagée d'une fissure circulaire centrée de diamètre a . La propagation de la fissure en fatigue est modélisée par une loi de Paris modifiée tenant compte du niveau de déformation imposé au cours de l'essai (Équations 2.78 à 2.80). Le ratio a/b est relié à la variable d'endommagement D_f (Équations 2.81 à 2.83).

Les modélisations analytiques réalisées avec le modèle VENoL après ajustement des paramètres sont globalement conformes aux données expérimentales des essais de module complexe et de fatigue DTC-CY. L'auto-échauffement n'a cependant pas été modélisé car il est considéré négligeable pour les niveaux de déformation étudiés (100 $\mu\text{m/m}$).

La superposition des essais de fatigue et de module complexe dans un même plan de Cole-Cole est un bon moyen pour distinguer les différents effets apparaissant en fatigue. L'essai de module représente le chemin viscoélastique des enrobés, plus ou moins influencé par des effets de non-linéarité. L'effet de la thixotropie suit particulièrement bien ce chemin dans le sens d'une augmentation de la température, contrairement à l'endommagement qui évolue droitement vers l'origine du repère. C'est sur cette observation que le PSETX a été élaboré. Les premiers essais de fatigue étudiés montrent que l'effet de la thixotropie semblerait dépendre des conditions de chargement, même si pour le moment les données expérimentales suffisent uniquement pour conclure au sujet de l'amplitude de déformation. La thixotropie devient effectivement plus importante plus le niveau de déformation est élevé. Cet effet est pris en charge dans le PSETX.

RAPPEL DES ÉQUATIONS MAJEURES

Équation générale du modèle VENO_L :

$$\sigma^*(t) = \Re_E(\omega_{R-TAX}) \cdot \varepsilon^*(t) + \Im_\eta(\omega_{R-TAX}) \cdot \dot{\varepsilon}^*(t) \quad (2.65)$$

Composantes du module de rigidité complexe E^* :

$$\Re_E(\omega_{R-TAX}) = \begin{cases} \text{pour } \omega_{R-TAX} \leq \omega_{R-TAX,tr}, \\ \Re_{E,inf,1} \cdot \left[1 + (\lambda_{E,R-TAX,1} \cdot \omega_{R-TAX})^{k_{E,1}} \right]^{\frac{n_{E,1}-1}{k_{E,1}}} \\ \text{pour } \omega_{R-TAX} \geq \omega_{R-TAX,tr}, \\ \Re_{E,sup,2} \cdot \left[1 + (\lambda_{E,R-TAX,2} \cdot \omega_{R-TAX})^{k_{E,2}} \right]^{\frac{n_{E,2}-1}{k_{E,2}}} \end{cases} \quad (2.66)$$

$$\text{où, } k_{E,1} > 0, n_{E,1} > 1, k_{E,2} < 0, n_{E,2} > 1$$

$$\Im_{\eta,R-TAX}(\omega_{R-TAX}) = \begin{cases} \text{pour } \omega_{R-TAX} \leq \omega_{R-TAX,tr}, \\ \Im_{\eta,R-TAX,inf,1} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-TAX,1} \cdot \omega_{R-TAX})^{k_{\eta,1}} \right]^{\frac{n_{\eta,1}-1}{k_{\eta,1}}} \\ \text{pour } \omega_{R-TAX} \geq \omega_{R-TAX,tr}, \\ \Im_{\eta,R-TAX,sup,2} \cdot \left[1 + (\lambda_{\eta,R-TAX,2} \cdot \omega_{R-TAX})^{k_{\eta,2}} \right]^{\frac{n_{\eta,2}-1}{k_{\eta,2}}} \end{cases} \quad (2.67)$$

$$\text{où, } k_{\eta,1} < 0, n_{\eta,1} < 1, k_{\eta,2} > 0, n_{\eta,2} < 1$$

Principe de Semi-Équivalence Temps-Température-Amplitude-thiXotropie (PSETTAX) :

$$\omega_{R-TAX} = a_{TAX} \cdot \omega \quad (2.68)$$

$$\Im_{\eta,R-TAX} = \frac{\Im_\eta}{a_{TAX} \cdot b_{AX}} \quad (2.69)$$

$$a_{TAX} = a_T \cdot a_A \cdot a_X \quad (2.70)$$

$$b_{AX} = a_A \cdot a_X \quad (2.71)$$

Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT) :

$$\log a_T(T) = \frac{-C_{1,aT} \cdot (T - T_{ref})}{C_{2,aT} + (T - T_{ref})} \quad (2.72)$$

Principe de Semi-Équivalence Temps-Amplitude (PSETA) :

$$\log a_A(\varepsilon_0) = \frac{-C_{1,aA} \cdot (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})}{C_{2,aA} + (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})} \quad (2.73)$$

$$\log b_A(\varepsilon_0) = \frac{-C_{1,bA} \cdot (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})}{C_{2,bA} + (\varepsilon_0 - \varepsilon_{0,ref})} \quad (2.74)$$

Principe de Semi-Équivalence Temps-Thixotropie (PSETX) :

$$a_X(N_{cycle}, \varepsilon_0) = a_{X,sup} \cdot \left[1 + \left(\lambda_{aX} \cdot N_{cycle} \left(\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^{p_{aX}} \right)^{k_{aX}} \right]^{-1} \quad (2.75)$$

où, $a_{X,sup} = 1,00$

$$b_X(N_{cycle}, \varepsilon_0) = b_{X,inf} + (b_{X,sup} - b_{X,inf}) \cdot \left[1 + \left(\lambda_{bX} \cdot N_{cycle} \left(\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^{p_{bX}} \right)^{k_{bX}} \right]^{-1} \quad (2.76)$$

où, $b_{X,inf} = 1,00$

Coefficient de Poisson complexe :

$$\text{Re}(v^*) \approx v_{inf} + k_{v^*} \cdot \varphi_{E^*} \quad (2.77)$$

Loi de Paris modifiée selon le niveau de déformation :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot K_0^m \cdot \left(\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^d \quad (2.78)$$

Amplitude du facteur d'intensité de contrainte pour un essai DTC-CY :

$$K_0 = (1 - D) |E^*| \varepsilon_0 \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F(a/b) \quad (2.79)$$

Avec,

$$F(a/b) = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{1 - 0,5 \left(\frac{a}{b} \right) + 0,148 \left(\frac{a}{b} \right)^3}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{b} \right)}} \quad (2.80)$$

Variable d'endommagement localisé pour un essai DTC-CY :

$$D_f = \frac{K_\varepsilon (1 - (\text{Re}(v^*))^2) a \cdot Z(a/b)}{1 + K_\varepsilon (1 - (\text{Re}(v^*))^2) a \cdot Z(a/b)} \quad (2.81)$$

Avec,

$$K_\varepsilon = \frac{1}{2h} \quad (2.82)$$

$$Z(a/b) = \frac{16}{3\pi} \left(\frac{a}{b} \right)^{-1} \cdot \left[1,260 \ln \left(\frac{1}{1 - \left(\frac{a}{b} \right)} \right) - 1,260 \left(\frac{a}{b} \right) - 0,630 \left(\frac{a}{b} \right)^2 + 0,580 \left(\frac{a}{b} \right)^3 - 0,315 \left(\frac{a}{b} \right)^4 - 0,102 \left(\frac{a}{b} \right)^5 + 0,063 \left(\frac{a}{b} \right)^6 - 0,0093 \left(\frac{a}{b} \right)^7 - 0,0081 \left(\frac{a}{b} \right)^8 \right] \quad (2.83)$$

Chapitre 3 - Implémentation du modèle analytique au sein d'un code numérique basé sur les éléments discrets

Table des matières

3.1	Introduction.....	268
3.2	Architecture du programme numérique.....	268
3.3	Préparation de l'éprouvette numérique.....	269
3.4	Loi de contact.....	273
3.5	Essais de module complexe.....	292
3.6	Essais de fatigue continue.....	312
3.7	Discussion.....	328
3.8	Simulation DEM d'essais 2PB-TR.....	332
3.9	Résumé.....	346

3.1 INTRODUCTION

Le modèle analytique développé au chapitre 2 fournit des résultats encourageants, néanmoins, sa nature à une dimension ne lui permet pas de modéliser les deux autres dimensions de l'espace, les effets d'hétérogénéité (champs de contrainte et de déformation irréguliers) ainsi qu'une fissuration multiple. Or ces effets pourraient peut-être expliquer la partie imaginaire du coefficient de Poisson, la variation de l'angle de phase lorsque l'endommagement apparaît, le passage d'une géométrie d'éprouvette à une autre, etc. Un modèle numérique est donc nécessaire pour observer la contribution de ces différents effets sur la modélisation.

Le modèle numérique développé dans ce chapitre repose sur la Méthode des Éléments Discrets (DEM) (choix justifié à la section 1.10.3). Il est conçu à une échelle macroscopique, c'est-à-dire avec des particules sphériques représentant l'enrobé. La déformation des particules est décrite à l'échelle des contacts (particules indéformables pouvant s'interpénétrer). Pour réduire les temps de calcul, la modélisation est réalisée en deux dimensions malgré qu'elle sous-estime légèrement les valeurs du module complexe (voir section 1.10.5.3.1). La qualité du modèle numérique est vérifiée dans un premier temps au moyen des données expérimentales et des modélisations analytiques des essais DTC-CY du chapitre 2 (sections 3.3 à 3.7). La calibration numérique effectuée sur les essais homogènes DTC-CY est ensuite appliquée à l'identique sur des essais hétérogènes 2PB-TR, très utilisés en France, pour mettre en évidence les différences générées par le type d'essai, que ce soit au niveau du module complexe ou de la fatigue (section 3.7.2).

Le logiciel utilisé est Particle Flow Code (PFC) en version 2D développé par l'entreprise Itasca, dont CUNDALL est un membre fondateur. L'algorithme DEM utilisé repose sur les premiers développements de CUNDALL et STRACK (1979), dont une version simplifiée est donnée en section 1.10.4. Pour plus d'informations sur le fonctionnement du logiciel, le lecteur est invité à se référer à la documentation générale du logiciel. La version utilisée dans ce manuscrit est PFC 2D v. 5.00.40, mais le logiciel est désormais rendu à la version 7 (au moment de l'écriture de ce manuscrit).

3.2 ARCHITECTURE DU PROGRAMME NUMÉRIQUE

Le programme du modèle numérique est divisé en six programmes dont deux fonctionnent avec des modules complémentaires (Figure 3.1). Le programme 0 permet à l'utilisateur de rentrer les paramètres de modélisation, exceptés ceux du modèle VENO_L et du PSETTAX qui sont définis dans le programme 2. L'exécution du programme 0 permet également de lancer successivement tous les autres programmes (1 à 5). Le programme 1 permet de former l'éprouvette numérique à la géométrie désirée, dont les fonctions spécifiques se situent dans les sous-programmes complémentaires 1A et 1B. Lors de cette étape, des paramètres provisoires pour la loi de contact sont utilisés. Dans le programme 3, ces paramètres sont justement remplacés par ceux définis au programme 2 afin de fournir au matériau ses caractéristiques intrinsèques. Le programme 4 permet d'ajouter l'appareil expérimental à l'éprouvette, c'est-à-dire les plateaux de chargement et les capteurs de mesure. Le programme 5 exécute l'essai cyclique, soit de module complexe, soit de fatigue, suivant le choix fait par l'utilisateur au programme 0. Le sous-programme 5A fournit les modules d'actualisation des

paramètres de chacun des contacts durant l'essai. Suivant la géométrie de l'éprouvette, le programme 5 va chercher au sein des modules complémentaires 5B et 5C, les fonctions spécifiques.

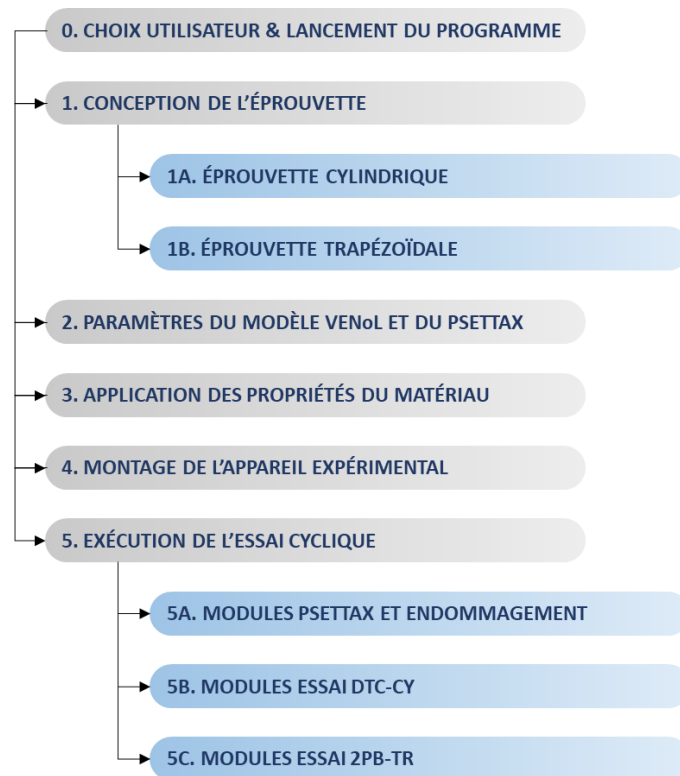


Figure 3.1 Architecture du programme numérique.

3.3 PRÉPARATION DE L'ÉPROUVETTE NUMÉRIQUE

Cette section concerne les programmes 1 et 4.

3.3.1 Conception de l'éprouvette cylindrique

3.3.1.1 Général

La conception de l'éprouvette numérique se déroule comme suit. Les parois d'un moule aux dimensions de l'éprouvette sont d'abord créées. Pour une éprouvette cylindrique, l'utilisateur fournit sa hauteur et son diamètre. Une loi de contact provisoire « Linear Model » est ensuite imposée pour chaque contact prochainement créé entre deux particules. Cette loi est un modèle de Kelvin-Voigt programmé dans PFC qui n'admet pas de comportement en traction, c'est-à-dire que le contact disparaît lorsque l'espace g entre les bords des deux particules devient plus grand que l'espace de référence g_r (voir section 1.10.4.1). Cet espace de référence g_r est fixé à zéro, ainsi le contact n'est actif que lorsque les particules se chevauchent. Une raideur et un amortissement visqueux fictifs sont attribués au modèle. Puis, des particules sont générées et réparties automatiquement au sein du moule selon la porosité et la distribution de leur rayon imposées par l'utilisateur (Figure 3.2a). Une masse

volumique leur est également attribuée. La génération des particules est aléatoire contrôlée, c'est-à-dire que l'utilisateur rentre un numéro situé entre 10 001 et 19 999 auquel correspond une génération fixe de particules. Ainsi, l'utilisateur peut exécuter plusieurs essais à différentes conditions de chargement tout en maintenant une même configuration de particules. Cette génération de particules cesse lorsque la porosité ciblée est atteinte. Lorsque deux particules se chevauchent ($g < 0$), une force de réaction est créée repoussant les particules. Des cycles de calcul sont alors effectués jusqu'à la stabilisation du système, atteinte grâce à l'effet de l'amortisseur du modèle de Kelvin-Voigt (Figure 3.2b). Les forces résiduelles sont ensuite remises à zéro et les parois du moule sont supprimées. Puis, la loi des contacts actifs ($g < g_r$) est remplacée par celle définie en section 3.4 qui maintient le contact actif en traction ($g > g_r$). L'espace g entre chaque particule connectée est alors définie comme le nouvel espace de référence g_r afin que les forces soient maintenues à zéro au démarrage de l'essai. Et toute création de nouveau contact durant l'essai est désactivée en imposant la loi de contact « Null Model » aux contacts non actifs (contact potentiel entre deux particules voisines qui devient actif lorsque $g < g_r$), laquelle maintient une force et un moment nuls. L'éprouvette est alors constituée (Figure 3.2c). Le modèle étant représenté à une échelle macroscopique, les particules DEM n'ont pas de signification physique particulière, elles représentent simplement chacune un échantillon d'enrobé. L'éprouvette ainsi formée représente un système à un nombre élevé de degrés de liberté dans le but de créer des hétérogénéités mécaniques durant l'essai.

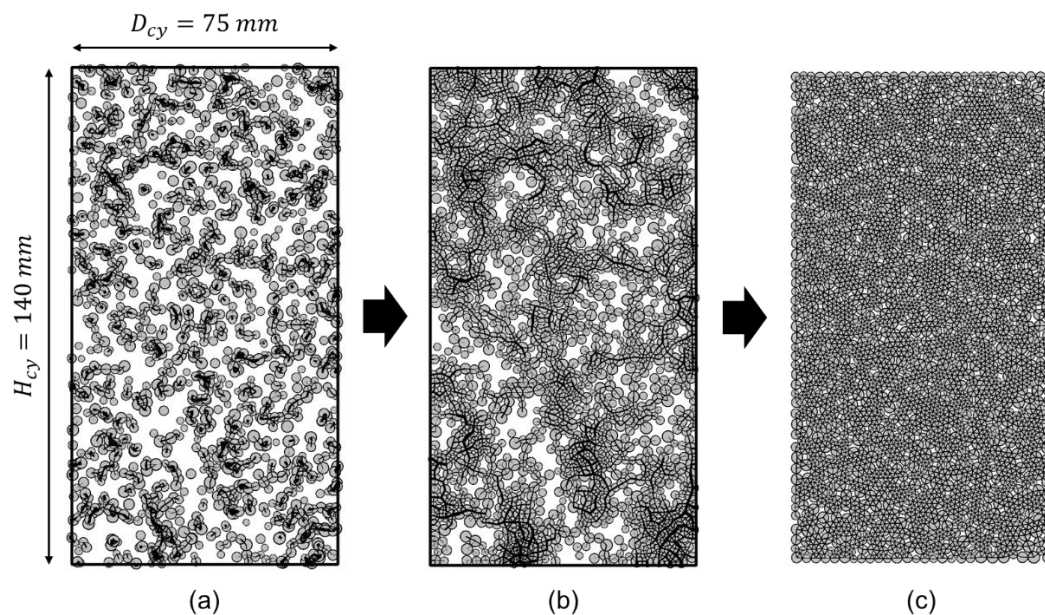


Figure 3.2 Exemple de conception d'une éprouvette cylindrique 2D : (a) génération aléatoire des particules, (b) stabilisation en cours, (c) éprouvette finale (éprouvette PFC-F-10019 de la section 3.5.2.1.1). Caractéristiques de l'éprouvette finale : rayon des particules min. 1,0 mm et max. 1,8 mm, porosité 6,7 % (définition 1), génération n°10019, 1557 particules, 3851 contacts.

3.3.1.2 Distribution des particules

Les rayons des particules suivent une distribution uniforme, dont les rayons minimum et maximum sont fournis par l'utilisateur (Figure 3.3). Le choix de la taille des particules dépend de la précision souhaitée et des temps de calculs (voir sections 3.5.2.1.3 et 3.7.1). Il est déconseillé d'utiliser une seule taille de particules car les arrangements générés sont alors de type hexagonal régulier et le comportement de la structure se rapproche de celui d'un solide cristallin. Néanmoins, utiliser un écart trop

important entre les rayons minimum et maximum conduit à la création d'un nombre important de « flotteurs ». Il s'agit de particules sans contacts. Leur principal inconvénient est de perturber les échelles des légendes graphiques, car elles sont libres de se déplacer, ce qui occasionne des écarts importants entre les minima et maxima des forces et déplacements relevés dans l'éprouvette. La création de ces « flotteurs » peut être limitée en s'approchant d'un ratio de 0,6 entre le rayon minimum et maximum. Malgré cela, s'il reste quelques flotteurs, ils peuvent être identifiés et leur espace de référence peut être augmenté pour permettre la création de contacts actifs autour d'eux.

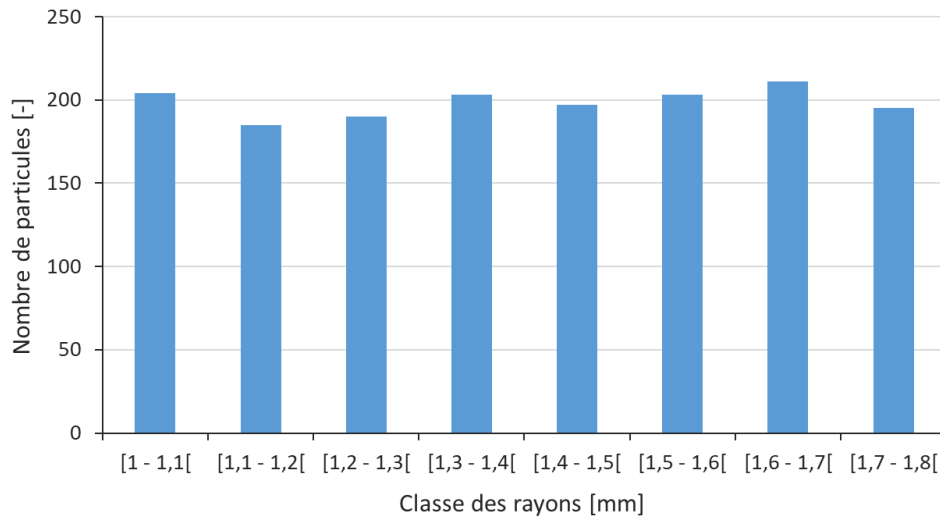


Figure 3.3 Distribution uniforme des particules de l'éprouvette de la Figure 3.2.

3.3.1.3 Porosité

Lors de la génération aléatoire contrôlée des particules, la porosité ciblée est définie à partir du ratio de la surface totale des particules générées par la surface du moule en ne tenant pas compte des chevauchements (définition 1). Il faut noter que cette porosité spécifiée par l'utilisateur n'est jamais parfaitement atteinte car selon le numéro du générateur, des fluctuations sont créées autour de la valeur demandée. Après équilibrage du système, les outils numériques de mesure de la porosité dans le logiciel PFC la définissent comme le rapport entre la surface totale des vides dans la région de mesure par la surface de la région de mesure. Donc lorsque deux particules se chevauchent, la surface d'intersection n'est comptée qu'une seule fois (définition 2). De ce fait, la porosité de la définition 2 sera légèrement plus grande que celle de la définition 1. Cette seconde définition correspond à la définition officielle de la porosité utilisée par le logiciel PFC. Ainsi, la porosité spécifiée lors de la génération des particules est légèrement réduite automatiquement par le code du logiciel pour obtenir la porosité souhaitée selon la définition 2 lors de l'équilibrage ultérieur.

Cependant de mon point de vue, la définition 1 de la porosité est préférable car dans la définition 2, l'aire de chevauchement n'est comptée qu'une seule fois mais la masse reste bien doublée dans cette zone. Cela signifie que pour une porosité de 0 %, la masse de l'éprouvette peut être plus grande que celle attendue. Donc pour maintenir la définition 1, il faut inscrire lors de la génération des particules, une porosité légèrement plus grande que celle visée pour contrer l'effet automatique du logiciel. Par exemple, si l'on souhaite une porosité proche de 6 %, il faut inscrire 9 ou 10 %.

Dans la suite de ce manuscrit, toutes les porosités seront données d'après la définition 1.

3.3.2 Appareillage expérimental

La Figure 3.4 illustre un exemple d'appareil expérimental pour l'essai DTC-CY. Les plateaux de chargement sont formés par des groupes de particules dont les mouvements sont restreints. Le plateau de chargement supérieur sert à appliquer les déplacements verticaux. Les déplacements y de ses particules sont donc maintenus libres mais les déplacements x et les rotations sont bloqués (encastrement). Le plateau inférieur est maintenu immobile grâce au blocage complet de ses particules (encastrement). Les plateaux sont également utilisés pour mesurer les forces de réaction exercées par l'échantillon sur leurs parois afin d'en déduire l'évolution de la contrainte axiale durant l'essai (Équation 3.1). Et d'autres particules sont ciblées pour servir de capteurs de déplacement axial et radial et ainsi en déduire les déformations. Chaque capteur est doublé afin de calculer une moyenne sur deux mesures (Équations 3.2 et 3.3).

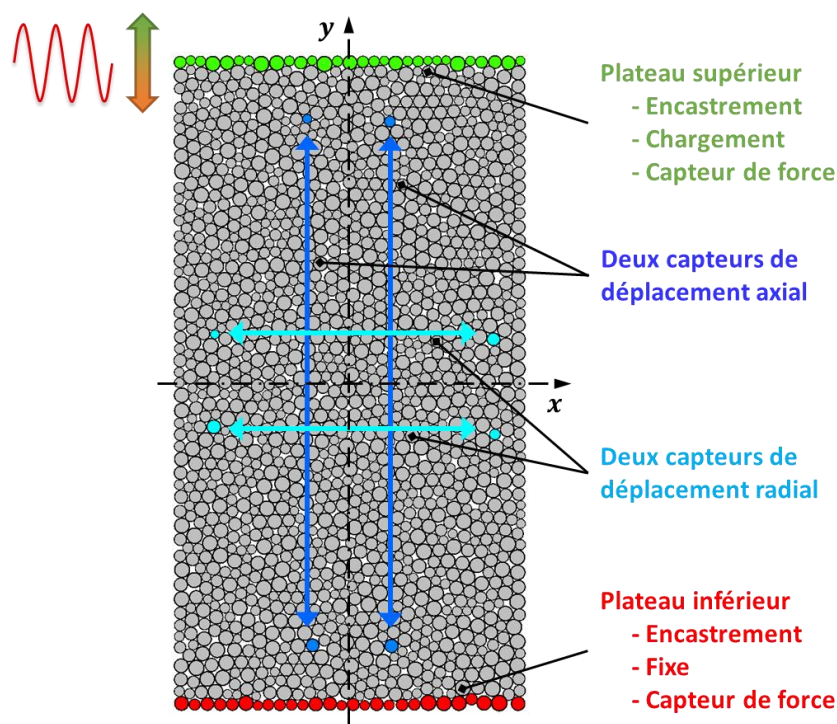


Figure 3.4 Appareillage expérimental de l'éprouvette de la Figure 3.2.

Contrainte axiale :

$$\sigma_a = \frac{(-F_{ps,y}) - (-F_{pi,y})}{2D_{cy}} \quad (3.1)$$

Où,

- σ_a , contrainte axiale [Pa] ;
- $F_{ps,y}$ et $F_{pi,y}$, composantes y des forces de réaction des plateaux supérieur et inférieur [N].

Déformation axiale :

$$\begin{cases} \varepsilon_a = 0,5 \left(\frac{u_{g,y}}{l_{g,y,0}} + \frac{u_{d,y}}{l_{d,y,0}} \right) \\ \dot{\varepsilon}_a = 0,5 \left(\frac{\dot{u}_{g,y}}{l_{g,y,0}} + \frac{\dot{u}_{d,y}}{l_{d,y,0}} \right) \end{cases} \quad (3.2)$$

Où,

- ε_a , déformation axiale [m/m] ;
- $\dot{\varepsilon}_a$, taux de déformation axiale [1/s] ;
- $u_{g,y}$ et $u_{d,y}$, compo. y des déplacements entre particules des capteurs gauche et droit [m] ;
- $\dot{u}_{g,y}$ et $\dot{u}_{d,y}$, composantes y des différentiels de vitesse entre particules des capteurs gauche et droit [m/s] ;
- $l_{g,y,0}$ et $l_{d,y,0}$, composantes y des distances initiales séparant les particules des capteurs gauche et droit [m].

Déformation radiale :

$$\begin{cases} \varepsilon_r = 0,5 \left(\frac{u_{h,x}}{l_{h,x,0}} + \frac{u_{b,x}}{l_{b,x,0}} \right) \\ \dot{\varepsilon}_r = 0,5 \left(\frac{\dot{u}_{h,x}}{l_{h,x,0}} + \frac{\dot{u}_{b,x}}{l_{b,x,0}} \right) \end{cases} \quad (3.3)$$

Où,

- ε_r , déformation radiale [m/m] ;
- $\dot{\varepsilon}_r$, taux de déformation radiale [1/s] ;
- $u_{h,x}$ et $u_{b,x}$, compo. x des déplacements entre particules des capteurs haut et bas [m] ;
- $\dot{u}_{h,x}$ et $\dot{u}_{b,x}$, composantes x des différentiels de vitesse entre particules des capteurs haut et bas [m/s] ;
- $l_{h,x,0}$ et $l_{b,x,0}$, composantes x des distances initiales séparant les particules des capteurs haut et bas [m].

3.4 LOI DE CONTACT

Cette section concerne les programmes 2 et 3.

3.4.1 Loi de contact définitive du modèle

La loi de contact provisoire « Linear Model » qui a servi à la conception de l'éprouvette en section 3.3.1 est remplacée par la loi de contact « Linear Contact Bond Model », qui correspond aussi à un modèle de Kelvin-Voigt constitué d'un ressort de raideur k et d'un amortisseur visqueux de constante d'amortissement c montés en parallèle. Ce modèle permet de maintenir un contact actif en compression ($g < g_r$) et en traction ($g > g_r$) une fois le contact créé.

La Figure 3.5 illustre ce contact nouvellement créé entre deux particules i et j de rayons R_i et R_j ainsi que de masses m_i et m_j différentes. À l'état initial, $g = g_r$, les centres des deux particules sont alors exactement séparés d'une distance $l_{ij,0}$ et le travail sur le contact est nul. Le contact est représenté par un cylindre 2D de longueur l_{ij} et de rayon r égal au minimum des rayons des deux particules qu'il relie. Dans le repère local du contact, chacune des particules est libre de se déplacer suivant une composante normale \vec{n}_{ij} et une composante tangentielle \vec{s}_{ij} ainsi que de tourner autour de son centre. Les vitesses différentielles de déplacement et de rotation entre les deux particules génèrent donc des variations de longueurs δ_n et δ_s et des variations de vitesse $\dot{\delta}_n$ et $\dot{\delta}_s$ au niveau du contact. Des forces normale F_n et tangentielle F_s sont par conséquent générées par les deux modèles de Kelvin-Voigt.

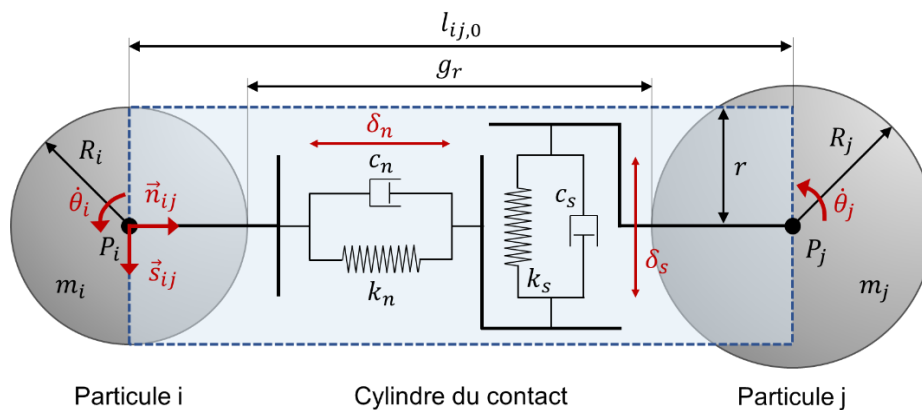


Figure 3.5 Représentation d'un contact viscoélastique de type Kelvin-Voigt entre deux particules en DEM, à l'état initial.

3.4.2 Adaptation du modèle VENoL

3.4.2.1 Détermination des paramètres du contact

Sur PFC, le code numérique fonctionne seulement avec des nombres réels. On raisonne donc avec la partie réelle de l'équation différentielle complexe du modèle VENoL (Équation 3.4). En considérant la géométrie 2D du cylindre du contact, la partie réelle de cette équation peut s'écrire en matière de force et de déplacement (Équation 3.5). Le modèle VENoL a été élaboré selon les mesures axiales de l'essai DTC-CY, il doit donc être assimilé à la direction normale du contact. Par analogie entre l'expression de la force du modèle F_{VENoL} et celle de la force normale F_n (Équations 3.5 et 3.6), la raideur normale k_n et l'amortissement visqueux normal c_n sont déduits (Équations 3.7 et 3.8). Généralement, on définit la raideur tangentielle k_s et l'amortissement visqueux tangentiel c_s respectivement en fonction de k_n et c_n , par l'intermédiaire d'un coefficient λ_s qui symbolise le ratio tangentiel / normal (Équations 3.9 à 3.11). En DEM, la valeur du coefficient de Poisson dépend uniquement de λ_s . Suivant les valeurs prises par λ_s , le niveau du module de rigidité complexe de l'éprouvette modélisée peut être affecté. Il convient donc de le corriger à l'aide d'un coefficient λ_n (Équations 3.7 et 3.8). Les valeurs de λ_n et λ_s sont approchées dans la section 3.4.4.

Partie réelle de l'équation différentielle complexe du modèle VENoL :

$$\sigma_{VENoL}(t) = \Re_E(\omega_{R-TAX}) \cdot \varepsilon(t) + \Im_\eta(\omega_{R-TAX}) \cdot \dot{\varepsilon}(t) \quad (3.4)$$

$$F_{VENoL}(t) = \frac{2r}{l_{ij,0}} [\Re_E(\omega_{R-TAX}) \cdot \delta_n(t) + \Im_\eta(\omega_{R-TAX}) \cdot \dot{\delta}_n(t)] \quad (3.5)$$

Équivalence avec la Méthode des Éléments Discrets :

$$F_n(t) = k_n \cdot \delta_n(t) + c_n \cdot \dot{\delta}_n(t) \quad (3.6)$$

$$k_n = \lambda_n \cdot \frac{2r}{l_{ij,0}} \Re_E(\omega_{R-TAX}) \quad (3.7)$$

$$c_n = \lambda_n \cdot \frac{2r}{l_{ij,0}} \Im_\eta(\omega_{R-TAX}) \quad (3.8)$$

$$F_s(t) = k_s \cdot \delta_s(t) + c_s \cdot \dot{\delta}_s(t) \quad (3.9)$$

$$k_s = \lambda_s \cdot k_n \quad (3.10)$$

$$c_s = \lambda_s \cdot c_n \quad (3.11)$$

3.4.2.2 Traitement de l'amortissement visqueux dans PFC

Dans PFC, les constantes d'amortissement visqueux $c_{n,PFC}$ et $c_{s,PFC}$ ne sont pas spécifiées directement ; elles sont respectivement définies selon les rapports d'amortissement critique β_n et β_s .

$$c_{n,PFC} = \beta_n \cdot c_{n,crit} \quad (3.12)$$

$$c_{s,PFC} = \beta_s \cdot c_{s,crit} \quad (3.13)$$

Où, $c_{n,crit}$ et $c_{s,crit}$ sont les constantes d'amortissement critique [N.s/m].

$$c_{n,crit} = 2m_c \omega_{0,n} = 2\sqrt{m_c k_n} \quad (3.14)$$

$$c_{s,crit} = 2m_c \omega_{0,s} = 2\sqrt{m_c k_s} \quad (3.15)$$

Où,

- ω_0 , pulsation naturelle du système libre non amorti [rad/s] ;
- m_c , masse effective du système [kg].

$$m_c = \frac{m_i m_j}{m_i + m_j} \quad (3.16)$$

En posant l'égalité entre les constantes d'amortissement de PFC $c_{n,PFC}$ et $c_{s,PFC}$ et celles définies aux Équations 3.8 et 3.11, les rapports d'amortissement critique β_n et β_s sont alors déduits directement des paramètres du modèle VENoL.

$$\beta_n = \frac{c_n}{2\sqrt{m_c k_n}} = \lambda_n \cdot \frac{2r}{l_{0,ij}} \cdot \frac{\Im_\eta(\omega_{R-TAX})}{2\sqrt{m_c k_n}} \quad (3.17)$$

$$\beta_s = \lambda_s \cdot \frac{c_n}{2\sqrt{m_c k_s}} = \frac{\lambda_s}{\sqrt{\lambda_s}} \cdot \beta_n \quad (3.18)$$

3.4.3 Actualisation des propriétés viscoélastiques

3.4.3.1 Effets influençant le comportement des contacts

En étant reliés au modèle VENO_L et donc au PSETTAX, les paramètres normaux k_n , c_n et tangentiels k_s , c_s de chaque contact admettent une dépendance aux conditions d'essai et à leur évolution au cours du temps. La température et la fréquence de chaque contact sont identiques et sans variation dans le temps parce que l'auto-échauffement n'est pas modélisé dans ce manuscrit (il est considéré assez faible pour les niveaux de déformation testés), et parce que tous les contacts sont considérés vibrer à la même fréquence que celle imposée par le chargement. L'influence du nombre de cycles est la même pour tous les contacts, alors que celle de l'amplitude de déformation nécessite une prise en charge localisée pour chaque contact. L'amplitude influe sur les coefficients du PSETA et du PSETX, ce qui va apporter des hétérogénéités au sein de l'éprouvette. La méthode de calcul de l'amplitude de déformation d'un contact est expliquée dans la section qui suit.

3.4.3.2 Amplitude de déformation d'un contact

Le déplacement recherché d'un contact doit tenir compte de ses déplacements normal et tangentiel. Deux choix s'offrent à nous. Soit l'on considère le déplacement maximal δ_{max} défini par la norme des déplacements normal δ_n et tangentiel δ_s , soit l'on considère le déplacement projeté δ_{proj} dans la direction de la force maximale F_{max} définie par la norme des forces normale F_n et tangentielle F_s . Le second choix est finalement privilégié, car il est supposé que la non-linéarité et la thixotropie pourraient se produire du fait d'une fragmentation de la microstructure du bitume (voir sections 1.6.5.3, 2.4.7.2 et 2.5.7.2). Or, c'est bien la contrainte qui est à l'origine de la fragmentation.

La méthodologie de la force résultante F_{max} présentée ci-après s'appuie sur des travaux déjà réalisés par Guixian LIU dans sa thèse pour un matériau élastique (2019, p. 74 et 75). Ils sont ici adaptés à un cas viscoélastique pour un chargement cyclique sinusoïdal.

Pour chaque contact ij en analyse cyclique, le signal de la force maximale F_{max}^* est considéré. Cette force F_{max}^* est définie avec la norme des signaux des forces normale F_n^* et tangentielle F_s^* (Figure 3.6).

$$F_{max}^* = \sqrt{F_n^{*2} + F_s^{*2}} \quad (3.19)$$

Avec,

$$F_n^* = k_n \delta_n^* + c_n \dot{\delta}_n^* \quad (3.20)$$

$$F_s^* = k_s \delta_s^* + c_s \dot{\delta}_s^* \quad (3.21)$$

La force maximale F_{max}^* définit la direction de propagation du déplacement associé δ_{proj}^* du contact. Il est donc calculé par projection des signaux des déplacements normal δ_n^* et tangentiel δ_s^* dans la direction de F_{max}^* , définie par l'angle complexe θ^* .

$$\delta_{proj}^* = \delta_n^* \sin \theta^* + \delta_s^* \cos \theta^* \quad \text{avec} \quad \tan \theta^* = \frac{F_n^*}{F_s^*} \quad (3.22)$$

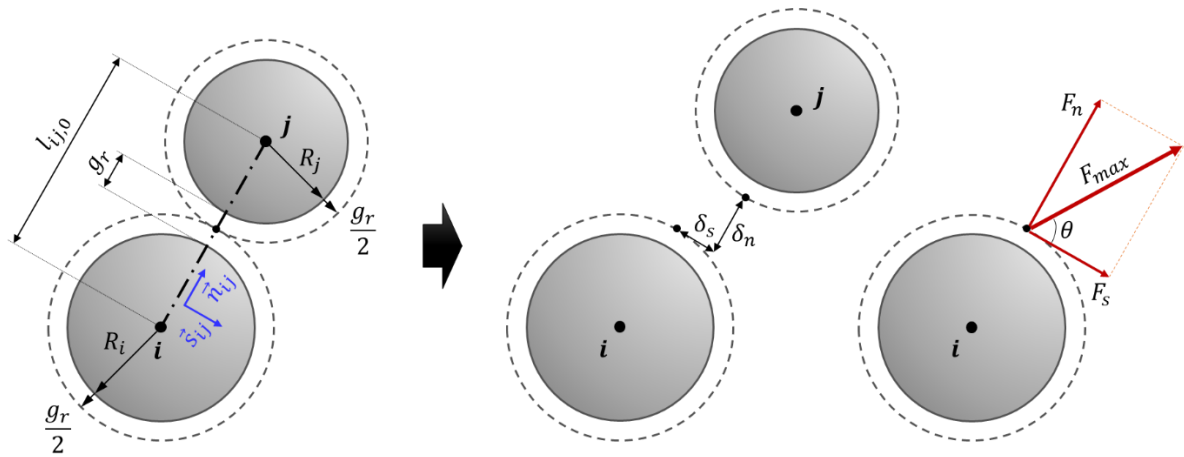


Figure 3.6 Représentation de la force maximale F_{max} générée par le déplacement de deux particules liées par un contact.

L'amplitude $\varepsilon_{0,proj}$ de la déformation projetée ε_{proj}^* est déduite de l'amplitude $\delta_{0,proj}$ du déplacement projeté δ_{proj}^* en considérant la longueur initiale $l_{ij,0}$ du cylindre du contact. En effet, que ce soit pour la déformation normale ou la déformation tangentielle, elles sont selon leur définition théorique toutes les deux calculées à partir du même dénominateur, donc il semble également logique d'utiliser la longueur $l_{ij,0}$ pour la déformation projetée peu importe la direction de la force F_{max}^* .

$$\varepsilon_{0,proj} = \frac{\delta_{0,proj}}{l_{ij,0}} \quad (3.23)$$

L'Annexe E fournit la détermination de l'amplitude $\delta_{0,proj}$ du déplacement projeté δ_{proj}^* , laquelle nécessite de connaître la norme et le déphasage de δ_n^* et δ_s^* par rapport au chargement appliqué.

3.4.3.3 Mode absolu ou incrémental

L'actualisation régulière des paramètres normaux k_n, c_n et tangentiels k_s, c_s de chaque contact selon le modèle VEnoL et le PSETTAX nécessite de travailler en mode absolu, c'est-à-dire à partir de paramètres sécants en ce sens qu'ils mettent en relation le déplacement ou le taux de déplacement avec la force totale (voir section 1.10.4.3.2). Le logiciel PFC permet de choisir entre une actualisation des forces en mode absolu ou incrémental mais uniquement pour la direction normale. Pour la direction tangentielle, du fait de la prise en compte des rotations des particules, le mode est obligatoirement incrémental. Toutefois, il est possible de contourner ce problème en créant un mini programme qui réajuste le niveau de la force tangentielle du contact après chaque modification de ses propriétés.

3.4.4 Prise en compte du coefficient de Poisson

3.4.4.1 Approche par la relation entre les modules de cisaillement et de rigidité

À la section 1.10.4.2.1, il a été écrit que la raideur tangentielle k_s pouvait être approchée dans un premier temps en considérant comme valeur de λ_s le rapport qui relie le module de cisaillement au module de rigidité (Équation 3.24). Néanmoins, pour avoir testé cette valeur, elle ne permet pas

d'obtenir des modélisations correctes car elle ne tient pas compte des mécanismes de la DEM. De plus, cette approche oblige à poser λ_n égal à un.

$$\lambda_s = \frac{1}{2(1 + \nu)} \quad \text{avec, } \nu = \text{Re}(\nu^*) \quad (3.24)$$

3.4.4.2 Approche par le calcul du comportement de structures DEM

Une seconde approche consiste à estimer les valeurs de λ_n et λ_s en calculant les déplacements transversaux de structures DEM simples soumises à un chargement axial.

3.4.4.2.1 Cas d'une distribution hexagonale régulière

L'approche menée consiste à représenter un échantillon de matériau homogène isotrope d'élasticité \mathfrak{R}_E , de viscosité \mathfrak{S}_η et de coefficient de Poisson ν (sans effet de non-linéarité) par une distribution hexagonale régulière de particules (Figure 3.7). Ces particules sont identiques de rayon R et reliées entre elles par la loi de contact définie en Figure 3.5. L'espace de référence g_r est considéré égal à zéro. Le système est chargé d'une contrainte axiale quelconque σ_{yy} . En considérant la périodicité de la structure, on identifie une cellule élémentaire de forme triangulaire représentative de l'ensemble du milieu discret. Le chargement axial dans son plan génère des déplacements axial et transversal dont le calcul doit permettre l'identification des coefficients λ_n et λ_s puisque le coefficient de Poisson est lié au rapport de ces deux déplacements. Cette démarche a déjà été appliquée similairement par plusieurs auteurs en élasticité (GRIFFITHS & MUSTOE, 2001 ; TAVAREZ, 2005, p. 51-60 ; LE, 2013, p. 49-56), mais jamais en viscoélasticité.

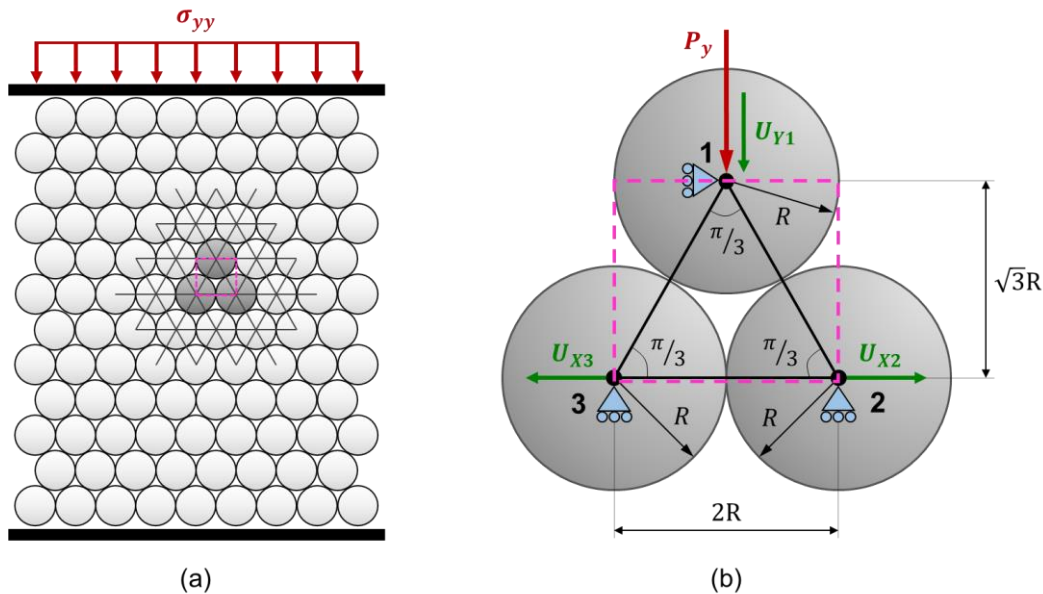


Figure 3.7 (a) Représentation d'un échantillon de matériau homogène par une distribution hexagonale régulière de particules en DEM. (b) La cellule élémentaire associée à la structure.

La démonstration complète de la résolution de ce problème est fournie en Annexe F, laquelle peut être implémentée dans un programme pour faciliter les calculs et éviter les erreurs. Les étapes de résolution sont les suivantes :

- Écriture des matrices 6×6 de raideur et d'amortissement dans le repère local de chaque contact de la cellule élémentaire ;
- Transformation des matrices locales dans le repère global de la cellule grâce à la matrice de rotation ;
- Déduction des matrices 9×9 de raideur et d'amortissement globales de la cellule par somme des matrices globales de chaque contact. Ces deux matrices relient les forces aux déplacements de la cellule (Équation 3.25).

$$\bar{P} = \bar{K} \cdot \bar{U} + \bar{C} \cdot \bar{V} \quad (3.25)$$

Où, \bar{P} est le vecteur des forces, \bar{K} et \bar{C} sont les matrices de raideur et d'amortissement globales, et \bar{U} et \bar{V} sont les vecteurs de déplacement et de vitesse.

- Réduction de la taille des matrices globales de 9×9 à 2×2 en considérant les conditions de chargement et de déplacement, la périodicité du système ainsi que la symétrie de la cellule ;
- Remplacement des forces et des déplacements par les contraintes et les déformations en tenant compte de la géométrie de la cellule ;
- Remplacement des contraintes et des déformations par les propriétés intrinsèques du matériau par application de la loi viscoélastique linéaire complexe en contraintes planes dans le cas d'un chargement cyclique sinusoïdal. La partie imaginaire du coefficient de Poisson complexe est supposée négligeable ;
- Obtention d'un système de quatre équations à quatre inconnues en séparant les parties réelles des parties imaginaires. Les solutions du système sont les valeurs de k_n , c_n et de k_s , c_s ;
- Déduction des expressions de λ_n et λ_s (Équations 3.26 et 3.27). Ces expressions déterminées avec un matériau viscoélastique sont identiques à celles trouvées pour un matériau élastique dans la littérature.

$$\lambda_n = \frac{1}{\sqrt{3}(1 - \text{Re}(v^*))} \quad (3.26)$$

$$\lambda_s = \frac{1 - 3\text{Re}(v^*)}{1 + \text{Re}(v^*)} \quad (3.27)$$

3.4.4.2.2 Tentative de généralisation à des cas complexes

Les Équations 3.26 et 3.27 ne peuvent pas s'appliquer à des structures aux distributions de particules plus complexes, d'autres valeurs sont à considérer. Toutefois, résoudre des structures aux distributions aléatoires est trop difficile, notamment dès lors qu'il n'existe plus de cellule élémentaire. L'idée est donc de réutiliser la structure précédente en faisant varier la taille de la particule 1, ce qui permet de maintenir une cellule élémentaire et un cas simple tout en apportant une divergence ; la structure triangulaire n'est plus équilatérale mais isocèle. Le but est d'identifier dans les Équations 3.26 et 3.27, les paramètres impactés par ce changement pour en déduire les expressions générales.

Considérons donc la particule 1 dont le rayon varie d'un coefficient h_1 par rapport aux deux autres particules de rayon R . Deux cas sont à considérer selon que h_1 soit inférieur ou supérieur à un. En effet, le rayon du cylindre représentant le contact est égal au rayon minimum des deux particules

qu'il relie. Ainsi, lorsque $h_1 \leq 1$, les valeurs des raideurs et amortissements des contacts 12 et 31 dépendent du rayon de la particule 1, et lorsque $h_1 \geq 1$, elles dépendent du rayon des particules 2 et 3. Dans le processus de résolution comme celui montré en Annexe F, la force P_y est distribuée sur la surface de la particule 1 et non pas sur la surface de la cellule élémentaire.

Cas 1 : $h_1 \leq 1$ (Figure 3.8).

$$\lambda_n = \frac{\sqrt{h_1}(h_1^4 + 5h_1^3 + 9h_1^2 + 7h_1 + 2)}{2\sqrt{h_1 + 2}(h_1^4 + 4h_1^3 + 5h_1^2 + 2h_1) \left[1 - \left(\frac{2h_1^3 + 5h_1^2 + 4h_1 + 1}{h_1^5 + 4h_1^4 + 5h_1^3 + 2h_1^2} \right) \text{Re}(v^*) \right]} \quad (3.28)$$

$$\lambda_s = \frac{1 - \left(\frac{h_1^3 + 3h_1^2 + 4h_1 + 1}{h_1^3 + 2h_1^2} \right) \cdot \text{Re}(v^*)}{1 + \text{Re}(v^*)} \quad (3.29)$$

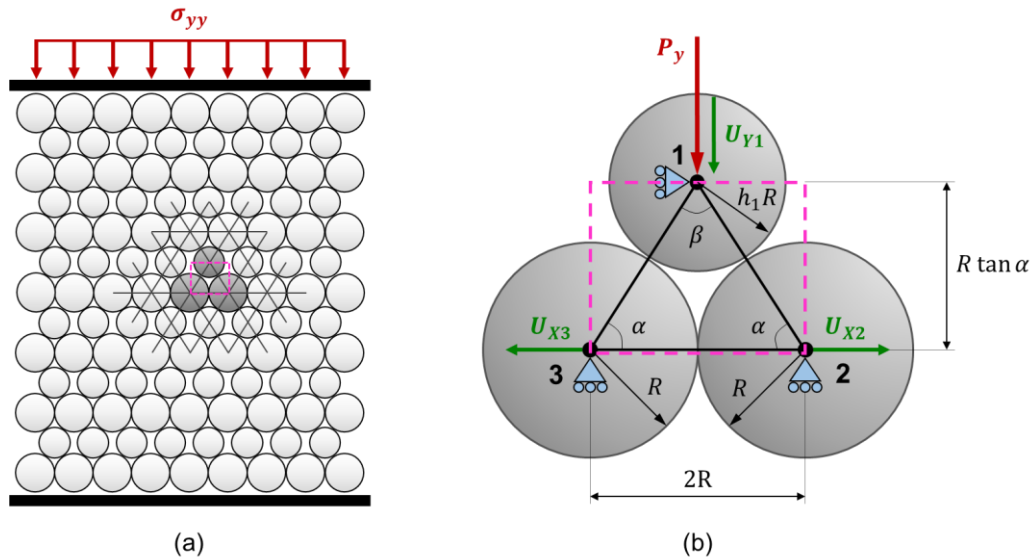


Figure 3.8 Cas $h_1 \leq 1$. (a) Distribution des particules. (b) La cellule élémentaire associée.

Cas 2 : $h_1 \geq 1$ (Figure 3.9).

$$\lambda_n = \frac{\sqrt{h_1}(h_1^4 + 5h_1^3 + 9h_1^2 + 7h_1 + 2)}{2\sqrt{h_1 + 2}(h_1^3 + 4h_1^2 + 5h_1 + 2) \left[1 - \left(\frac{h_1^3 + 4h_1^2 + 5h_1 + 2}{h_1^4 + 4h_1^3 + 5h_1^2 + 2h_1} \right) \text{Re}(v^*) \right]} \quad (3.30)$$

$$\lambda_s = \frac{1 - \left(\frac{h_1^2 + h_1 + 1}{h_1} \right) \cdot \text{Re}(v^*)}{1 + \text{Re}(v^*)} \quad (3.31)$$

Il est bon de remarquer qu'à contrainte équivalente appliquée en tête d'éprouvette, la force P_y appliquée sur la cellule élémentaire du cas $h_1 \geq 1$ vaut deux fois celle du cas $h_1 \leq 1$, tout comme les déplacements, en raison d'une réduction du nombre de particules 1 dans le cas $h_1 \geq 1$. Pour le calcul du coefficient de Poisson, cela n'a aucune incidence. En revanche au niveau de l'éprouvette, cela se traduit par un déplacement axial plus important et de fait une diminution de la raideur de l'éprouvette.

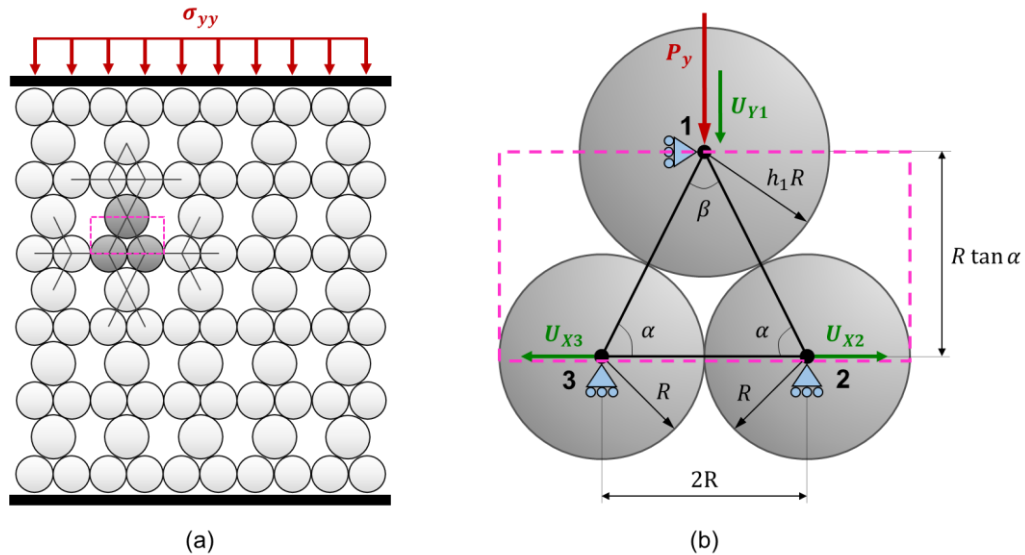


Figure 3.9 Cas $h_1 \geq 1$. (a) Distribution des particules. (b) La cellule élémentaire associée.

Avec l'ajout d'une seule divergence, les expressions de λ_n et λ_s se sont fortement complexifiées. Pourtant, des expressions des Équations 3.26 à 3.31, une base commune semble se dégager avec une fluctuation apportée par trois coefficients nommés α_1 , α_2 et α_3 (Équations 3.32 et 3.33). La Figure 3.10 montre un exemple d'évolution de ces coefficients pour le cas étudié précédemment selon la valeur prise par le coefficient multiplicateur h_1 du rayon de la particule 1. En $h_1 = 1$, les courbes présentent un point non dérivable qui s'explique par le changement de définition du rayon du cylindre du contact. D'autres cas de distribution de particules mériteraient d'être étudiés pour valider ou non cette généralisation des expressions de λ_n et λ_s , mais pour une question de temps, les calculs s'arrêtent à ce niveau. Néanmoins, nous verrons par la suite que ces équations suffisent à fournir des simulations numériques correctes du coefficient de Poisson.

$$\lambda_n = \frac{1}{\alpha_1(1 - \alpha_2 \cdot \text{Re}(v^*))} \quad (3.32)$$

$$\lambda_s = \frac{1 - \alpha_3 \cdot \text{Re}(v^*)}{1 + \text{Re}(v^*)} \quad (3.33)$$

3.4.4.2.3 Variations de λ_s selon le coefficient α_3

La calibration du coefficient α_3 est la plus importante car elle définit la valeur du facteur tangentiel λ_s dont dépend la modélisation du coefficient de Poisson ν . En effet, si λ_s reste constant, ν reste constant, et si λ_s varie, ν varie également. Ainsi, le bon ajustement de λ_s doit permettre de modéliser les fluctuations de la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe lors d'essais de module complexe, soit environ entre 0,20 et 0,45 pour les enrobés bitumineux suivant les conditions d'essai. La Figure 3.11 illustre l'influence du coefficient α_3 sur λ_s . Le facteur tangentiel λ_s décroît avec l'augmentation de la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du CPC, cette décroissance est d'autant plus forte que α_3 est grand.

Une manière d'ajuster la valeur de α_3 est de considérer λ_s égal à zéro lorsque la valeur maximale de la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du CPC mesuré est atteinte pour l'éprouvette expérimentale ayant servi de référentiel à la calibration analytique du modèle VENO_L. Selon l'abaque fourni, le couple de valeur obtenu ($\lambda_s, \text{Re}(v^*)$) doit alors permettre de définir la valeur adéquate de α_3 . Ainsi, l'expérience

défini α_3 et la loi analytique pilote la variation de λ_s . Numériquement, lorsque λ_s est égal à zéro, le coefficient de Poisson de l'éprouvette numérique testée atteint sa valeur maximale, conséquence d'un effet purement mécanique en DEM. Pour une même éprouvette numérique, il n'est donc pas possible d'augmenter ce maximum, en revanche il est possible de le réduire en augmentant la valeur de α_3 . Cette valeur maximale est très variable d'une éprouvette numérique à une autre suivant la distribution des particules.

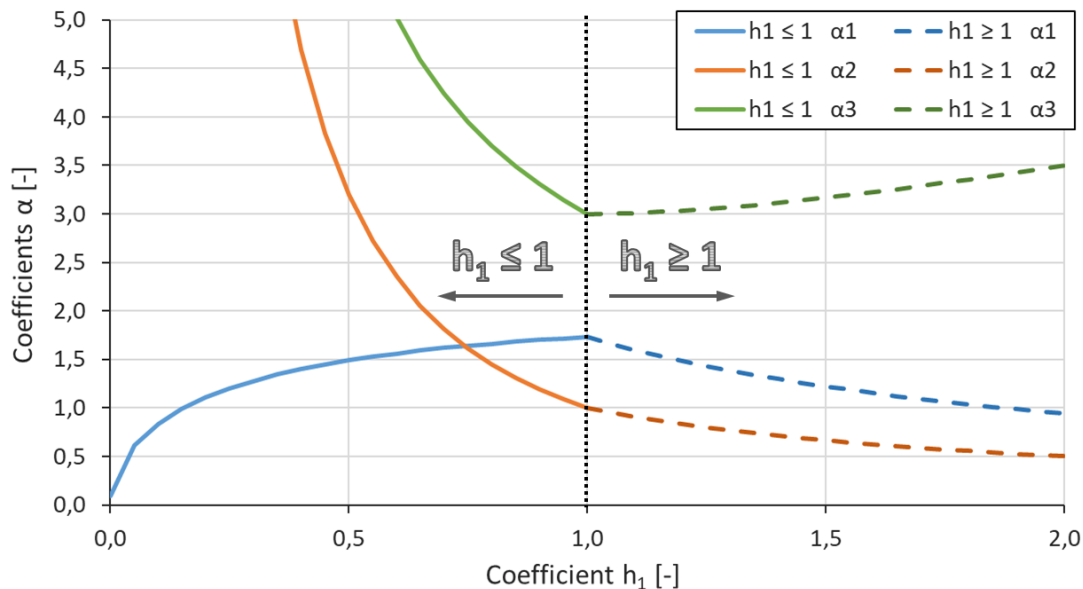


Figure 3.10 Évolution des coefficients α_1 , α_2 et α_3 selon la taille du rayon de la particule 1 représentée par le coefficient multiplicateur h_1 .

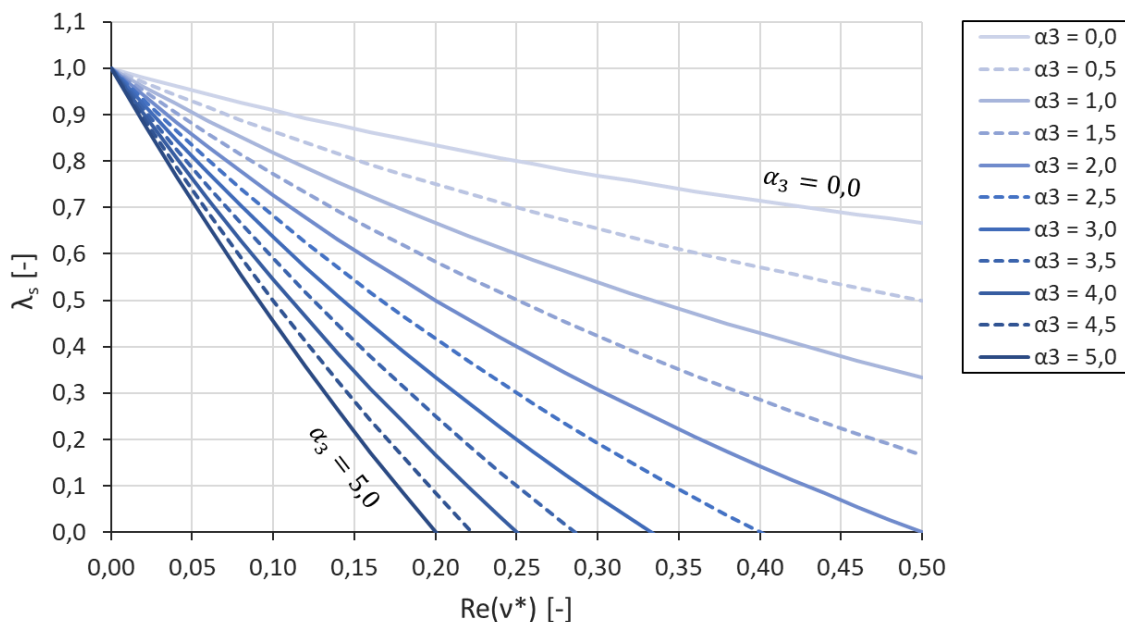


Figure 3.11 Évolution du facteur tangential λ_s suivant la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe et selon les valeurs prises par le coefficient α_3 .

3.4.4.2.4 Variations de λ_n selon les coefficients α_1 et α_2

L'évolution du facteur normal λ_n est plus difficile à maîtriser car elle dépend d'un couple de coefficients (α_1, α_2) liés l'un à l'autre. Le cas étudié précédemment avec la variation du rayon de la particule 1 permet néanmoins d'illustrer la tendance évolutive de λ_n (Figure 3.12). Ainsi, le facteur normal λ_n augmente avec l'accroissement de la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du CPC. Cette évolution paraît logique car lorsque $\text{Re}(v^*)$ se rapproche de 0,5, le facteur tangentiel λ_s se rapproche de zéro entraînant l'annulation des forces tangentielles des contacts. Dès lors, la force globale de la structure dont dépend la valeur du module de rigidité complexe est diminuée car elle ne dépend plus que des forces normales des contacts. Il convient alors d'augmenter la valeur de λ_n pour accroître l'influence de ces forces normales. À l'inverse, pour des valeurs plus faibles de $\text{Re}(v^*)$, λ_s augmente. L'influence des forces tangentielles s'agrandit. La force globale dépend alors des normes des forces normales et tangentielles des contacts. Pour éviter qu'elle ne devienne trop importante, il convient alors de réduire λ_n . C'est pourquoi λ_n est un facteur de correction du niveau du module de rigidité complexe.

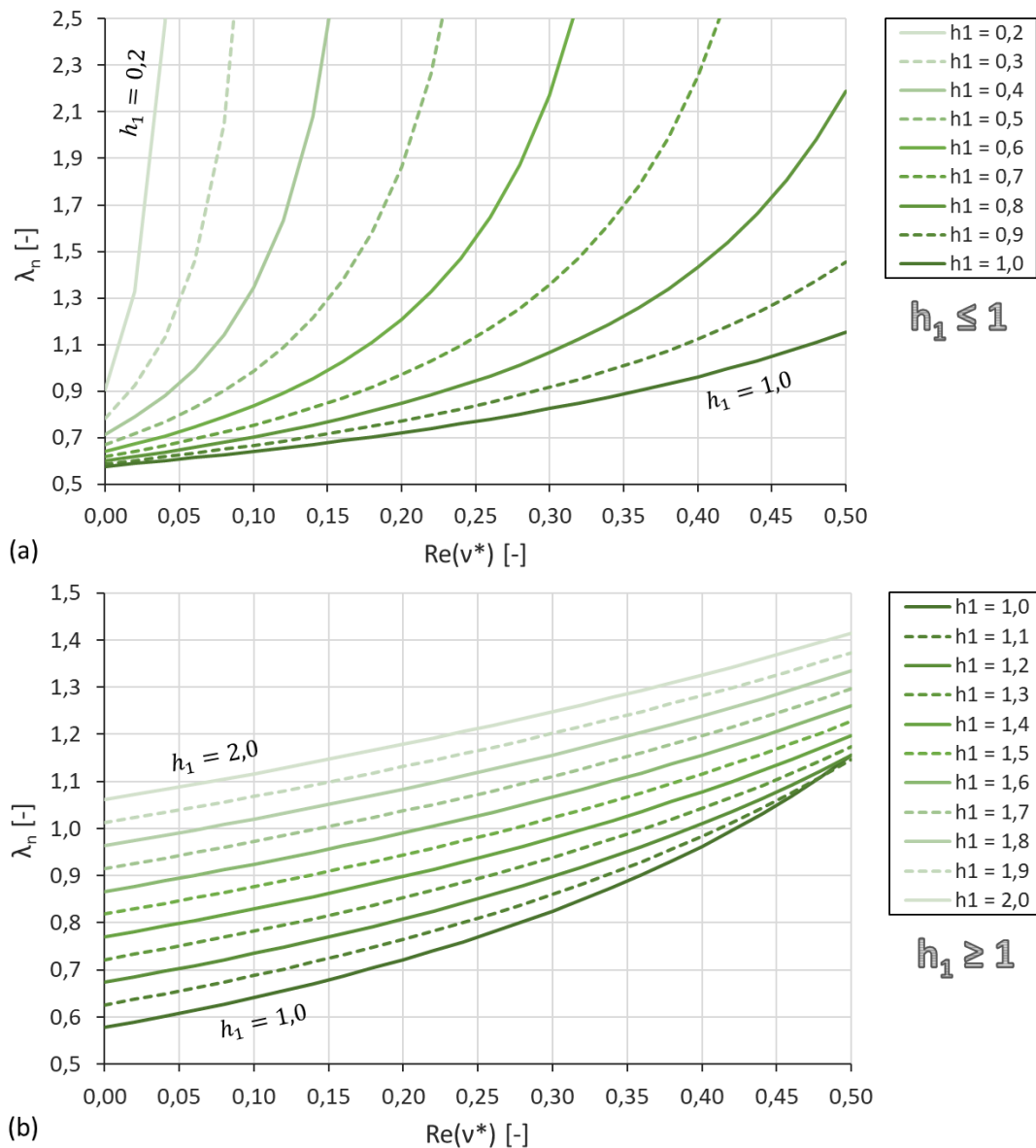


Figure 3.12 Évolution du facteur normal λ_n suivant la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe et selon le rayon de la particule 1 représenté par le coefficient multiplicateur h_1 .

La calibration de λ_n n'est pas aisée, et ne peut se faire que par tâtonnement numérique. L'idée est d'abord de choisir une éprouvette numérique dont la porosité est proche de celle de l'éprouvette expérimentale ayant servi de référentiel à la calibration analytique du modèle VENoL. Puis, on choisit deux jeux de conditions d'essai très différents, l'un à -30 °C et 10 Hz et le second à 40 °C et 10 Hz à l'amplitude de déformation de référence. Le but étant de faire correspondre le module de rigidité complexe numérique avec le module analytique pour ces deux points. La Figure 3.10 et la Figure 3.12 peuvent aider à définir le couple de coefficients (α_1, α_2) adéquat en testant les mêmes couples que ceux calculés pour le cas avec trois particules et avec variation du rayon de la particule 1. Et si le meilleur couple défini ne suffit pas, il peut être modifié progressivement par tâtonnement numérique jusqu'à ce que le module numérique obtenu convienne.

3.4.5 Ajout de l'endommagement en fatigue

3.4.5.1 Concept de fissuration en DEM

Selon la mécanique de la rupture, les matériaux sont constitués de micro-défauts qui constituent un potentiel d'endommagement. Pour les enrobés bitumineux, la porosité s'apparente à un micro-défaut car elle peut initialiser des fissures dont la propagation se produit principalement dans le mastic, mais aussi à l'interface entre les granulats et le liant (voir section 1.6.6). L'équivalence à ce phénomène en DEM serait de considérer chaque contact pré-endommagé afin que les vides entre les particules aient la possibilité de se propager (Figure 3.13). Cette technique permet la création automatique et aléatoire de fissures macroscopiques dont le développement mécanique dépend uniquement de l'agencement des particules. Par exemple, plus un vide inter-particules est grand, plus il y a de chance que les forces générées dans les contacts situés aux extrémités de ce vide soient importantes, produisant un endommagement plus rapide dudit contact par rapport aux autres. En outre, cette technique doit également permettre d'observer l'arrêt de la propagation de fissures dû à la propagation d'autres fissures macroscopiques ou encore la microfissuration en amont de la pointe de fissure si l'agencement des particules le permet. Ce principe se détache ainsi des méthodes conventionnelles qui consistent à initialiser une fissure unique dans l'éprouvette numérique, alors qu'elle est ici pratiquée au niveau du contact.

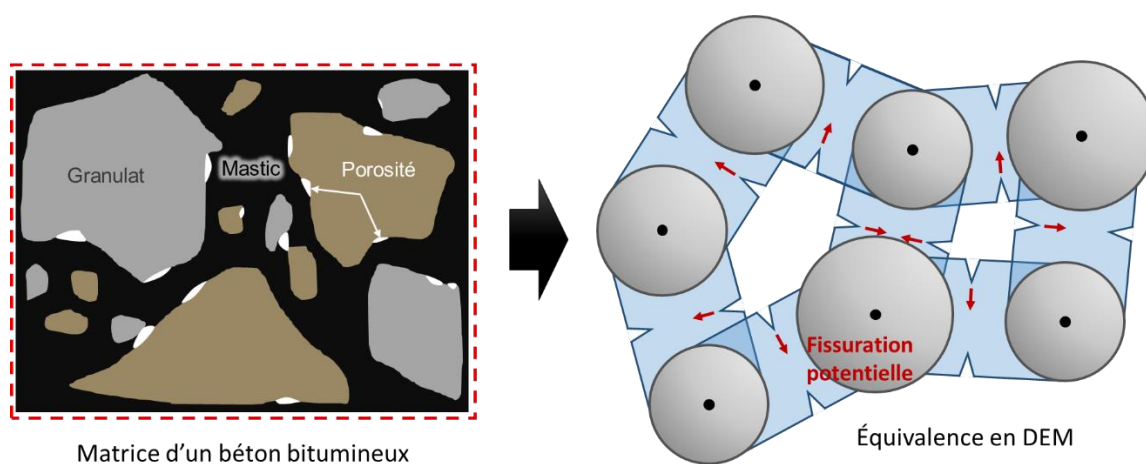


Figure 3.13 Principe d'endommagement proposé dans le modèle numérique DEM. Les particules numériques représentent ici un VER de l'enrobé (et non pas le granulat). Les écarts entre particules sont exagérés pour la représentation.

3.4.5.2 Manifestation de l'endommagement dans un contact

3.4.5.2.1 Application de la variable d'endommagement

La variable d'endommagement D est supposée isotrope dans le contact. Elle est appliquée aux paramètres du contact dans les directions normale (k_n, c_n) et tangentielle (k_s, c_s) pour obtenir les paramètres endommagés $k_{n,D}, c_{n,D}$ et $k_{s,D}, c_{s,D}$. Si la calibration analytique du modèle VENoL a été effectuée sur une éprouvette pré-endommagée d'une valeur connue $D_{MC,0}$, alors il tient de corriger les valeurs des composantes de rigidité et de viscosité \Re_E et \Im_η . À l'échelle d'un contact, il n'y a pas de porosité, donc pas d'endommagement réparti D_{rep} , car à l'échelle de l'éprouvette, la DEM est déjà capable de reproduire des effets de porosité (voir sections 3.5.2.1.2 et 3.5.2.2.2). La variable d'endommagement D dépend donc uniquement de la fissuration du contact représentée par D_f .

$$k_{n,D} = (1 - D_f) \frac{k_n}{1 - D_{MC,0}} = (1 - D_f) \cdot \lambda_n \frac{2r}{l_{ij,0}} \cdot \frac{\Re_E(\omega_{R-TAX})}{1 - D_{MC,0}} \quad (3.34)$$

$$c_{n,D} = (1 - D_f) \frac{c_n}{1 - D_{MC,0}} = (1 - D_f) \cdot \lambda_n \frac{2r}{l_{ij,0}} \cdot \frac{\Im_\eta(\omega_{R-TAX})}{1 - D_{MC,0}} \quad (3.35)$$

$$k_{s,D} = \lambda_s \cdot k_{n,D} \quad (3.36)$$

$$c_{s,D} = \lambda_s \cdot c_{n,D} \quad (3.37)$$

3.4.5.2.2 Mode de fissuration

Un contact 2D étant soumis à des efforts normaux et tangentiels, sa fissuration dépend à la fois des modes I et II. Cependant, bien que les forces et déplacements d'un contact soient manipulés découplés, la prise en compte d'un critère de rupture découplé n'est pas retenue afin de maintenir l'hypothèse d'un endommagement isotrope au sein du contact. En outre, on partira du principe qu'une fissure dans un contact finira tôt ou tard par se propager perpendiculairement à la direction de la force résultante. La fissure est ainsi supposée se propager uniquement par le mode d'ouverture (mode I) généré par cette force maximale, ce qui permet l'application de la loi de Paris valable strictement pour ce mode de fissuration. Ce principe s'appuie notamment sur l'exemple de la propagation d'une fissure en cisaillement pur (Figure 3.14).

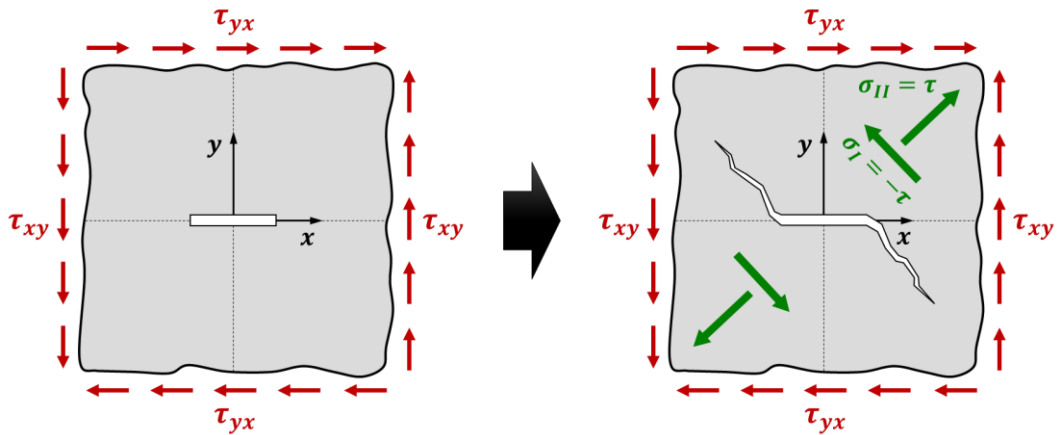


Figure 3.14 Exemple de propagation d'une fissure en cisaillement pur perpendiculairement à la direction principale II.

3.4.5.2.3 Contrainte, déformation et rigidité à considérer

Soit la force résultante F_{max}^* telle qu'elle est définie en section 3.4.3.2. Le calcul de son amplitude $F_{0,max}$ est fourni en Annexe E. Sous chargement cyclique, la fissure se propage sous l'effet de l'amplitude $\sigma_{0,max}$ de la contrainte maximale σ_{max}^* . La division de l'amplitude $F_{0,max}$ par le diamètre $2r$ du cylindre du contact détermine l'amplitude $\sigma_{0,max}$. Par mesure de simplification, le diamètre du cylindre sera toujours considéré, peu importe la direction de la force F_{max}^* .

$$\sigma_{0,max} = \frac{F_{0,max}}{2r} \quad (3.38)$$

Au rapport des amplitudes de la contrainte maximale $\sigma_{0,max}$ et de la déformation projetée $\varepsilon_{0,proj}$ correspond la norme d'un module de rigidité complexe équivalent $|E_{eq,D}^*|$. L'amplitude de la force maximale $F_{0,max}$ dépendant de la variable d'endommagement D_f , le module équivalent qui en résulte est également endommagé.

$$|E_{eq,D}^*| = \frac{\sigma_{0,max}}{\varepsilon_{0,proj}} \quad (3.39)$$

La norme du module de rigidité complexe équivalent sain $|E_{eq}^*|$ est définie par la relation suivante :

$$|E_{eq}^*| = \frac{|E_{eq,D}^*|}{1 - D_f} \quad (3.40)$$

3.4.5.3 Adaptation du modèle d'endommagement au contact

Le procédé d'endommagement des contacts est le même que celui décrit en section 2.6.2, mais avec quelques ajustements par rapport au cas étudié et présenté ci-dessous. Les grandeurs $\sigma_{0,max}$, $\varepsilon_{0,proj}$ et $|E_{eq}^*|$ définies précédemment sont réutilisées dans les équations du modèle d'endommagement.

3.4.5.3.1 Mécanique Linéaire de la Rupture : cas d'étude considéré

Le modèle numérique est réalisé en 2D, et correspond à un état de contraintes planes. La fissuration des contacts est initialisée sur chacun des deux bords du cylindre le représentant. Le contact est soumis à une force maximale F_{max} conduisant la propagation de la fissure en mode I. D'après l'abaque de TADA et al. (2000), le cas se rapprochant de cette description est « l'éprouvette fissurée sur ses deux bords » (Figure 3.15). Pour le cylindre d'un contact, le rayon r est à rapprocher de la dimension b , et la longueur initiale $l_{0,ij}$ à la hauteur $2h$.

Facteur d'intensité de contrainte (Mode I) :

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right) \quad (3.41)$$

Déplacement supplémentaire dû à la présence des deux fissures (Mode I) :

$$u_{crack,I} = \frac{\sigma a}{E} \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right) \quad (3.42)$$

Où,

- E , module élastique du matériau (sain) [Pa] ;
- $Z\left(\frac{a}{b}\right)$, facteur de forme [-].

$$Z\left(\frac{a}{b}\right) = 4 \cdot V_2\left(\frac{a}{b}\right) \quad (3.43)$$

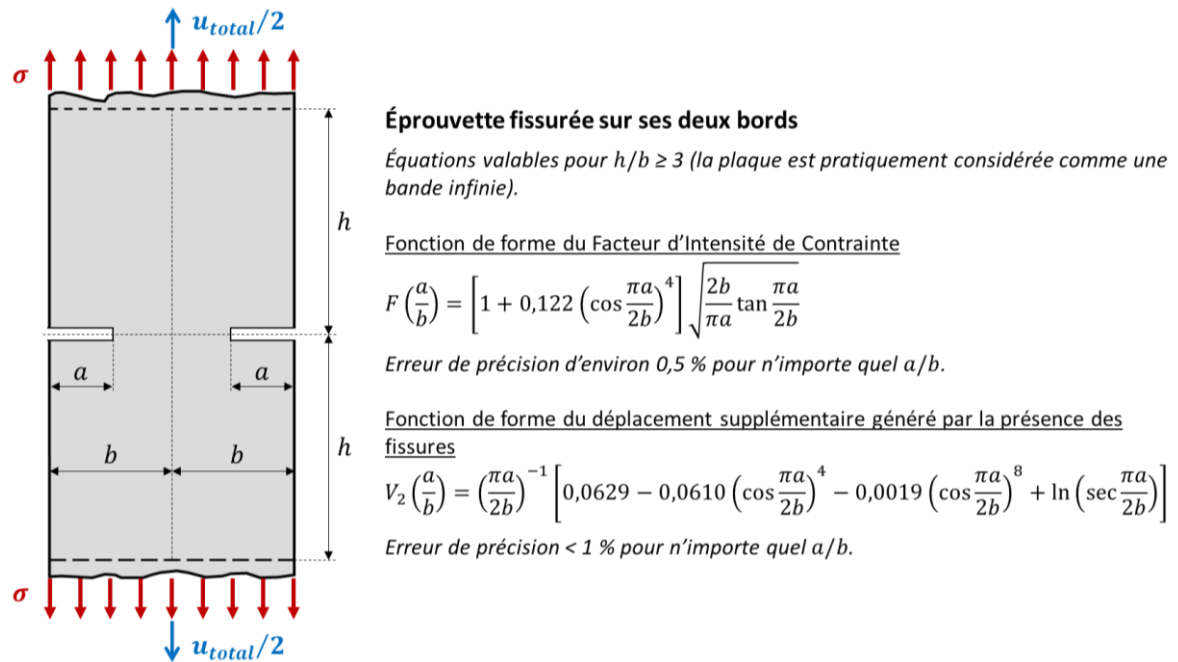


Figure 3.15 Cas considéré pour le modèle d'endommagement d'un contact en DEM : éprouvette fissurée sur ses deux bords (d'après TADA et al., 2000, p. 46-51).

Les fonctions de forme $F(a/b)$ et $V_2(a/b)$ données pour le cas d'étude « Éprouvette fissurée en son centre » sont uniquement valables pour le ratio $h/b \geq 3$, lequel permet de supposer l'échantillon infini dans le sens du chargement. Or en DEM, si deux particules de même rayon sont reliées entre elles avec un espace de référence nul, le rapport h/b est alors égal à un. Il s'agit là du rapport minimum car parmi les distributions de particules étudiées dans ce manuscrit, le rapport moyen se rapproche plutôt de 1,2. L'abaque de TADA et al. ne fournit malheureusement pas les équations de ces fonctions pour des ratios h/b finis. Néanmoins, il fournit le tracé des courbes de la fonction $F(a/b)$ pour différents ratios h/b pour le cas d'étude « Éprouvette fissurée en son centre » dont le comportement reste assez proche de « Éprouvette fissurée sur ses deux bords » (Figure 3.16). On peut constater que pour un ratio $h/b = 1,2$, l'évolution de la fonction $F(a/b)$ reste assez proche de celle du ratio h/b infini. Les fonctions de forme $F(a/b)$ et $V_2(a/b)$ du ratio $h/b \geq 3$ sont donc jugées acceptables pour les appliquer aux contacts en DEM.

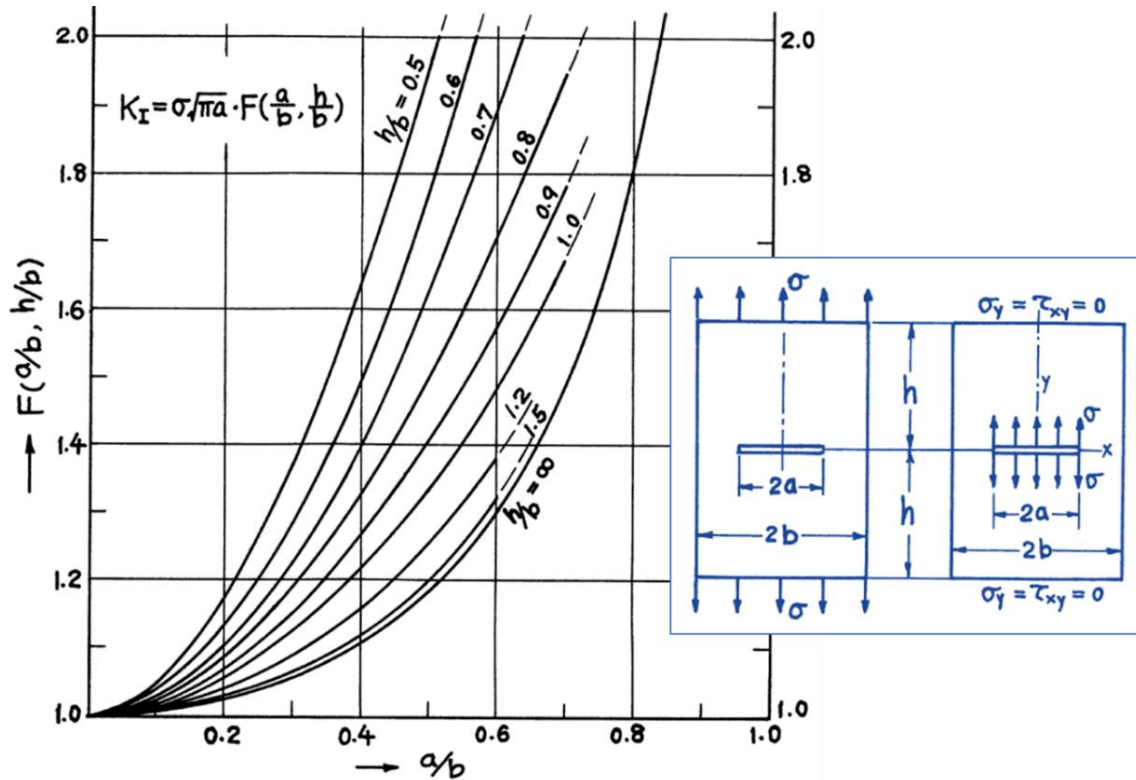


Figure 3.16 Influence du ratio h/b sur la fonction de forme $F(a/b)$ pour le cas d'une éprouvette fissurée en son centre (TADA et al., 2000, p. 232).

3.4.5.3.2 Mécanique Linéaire de la Rupture : loi de propagation

La loi de Paris modifiée est utilisée avec l'amplitude $\varepsilon_{0,proj}$ de la déformation projetée totale ε_{proj}^* .

$$\frac{da}{dN} = C(K_0)^m \left(\frac{\varepsilon_{0,proj}}{\varepsilon_{0,ref}} \right)^d \quad (3.44)$$

Où l'amplitude K_0 du FIC est définie selon l'amplitude $\sigma_{0,max}$ de la contrainte maximale σ_{max}^* .

$$K_0 = \sigma_{0,max} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right) \quad (3.45)$$

3.4.5.3.3 Variable d'endommagement D : relation entre endommagement et déformation

Dans le cadre d'un chargement cyclique, la variable d'endommagement localisé D_f d'un contact est définie comme le ratio de l'amplitude de sa déformation projetée due à la présence des deux fissures $\varepsilon_{0,proj,crack}$ rapportée à l'amplitude de sa déformation projetée totale $\varepsilon_{0,proj}$.

$$D_f = \frac{\varepsilon_{0,proj,crack}}{\varepsilon_{0,proj}} \quad (3.46)$$

L'amplitude de la déformation projetée totale $\varepsilon_{0,proj}$ est définie selon la contrainte maximale $\sigma_{0,max}$ par la relation suivante :

$$\varepsilon_{0,proj} = \frac{\sigma_{0,max}}{(1 - D_f) \cdot |E_{eq}^*|} \quad (3.47)$$

3.4.5.3.4 Couplage des deux approches

L'Équation 3.42 du déplacement $u_{crack,l}$ est transposée en matière d'amplitudes de déformation et de contrainte (Équation 3.48). Le facteur de forme K_ε est utilisé pour passer du déplacement à la déformation du contact (Équation 3.49). Le module élastique E est remplacé par la norme du module de rigidité complexe équivalent $|E_{eq}^*|$.

$$\varepsilon_{0,proj,crack} = K_\varepsilon \cdot \frac{\sigma_{0,max} a}{|E_{eq}^*|} \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right) \quad (3.48)$$

$$K_\varepsilon = \frac{1}{2h} \quad (3.49)$$

L'Équation 3.47, puis 3.46, sont intégrées dans l'Équation 3.48 pour faire apparaître le lien entre l'endommagement localisé D_f et la longueur a de la fissure par rapport à la demi-largeur b du contact.

$$D_f = \frac{K_\varepsilon a \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right)}{1 + K_\varepsilon a \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right)} \quad (3.50)$$

La nouvelle variable d'endommagement D_f entraîne l'actualisation de l'amplitude de la contrainte maximale $\sigma_{0,max}$ donnée par la loi viscoélastique du matériau endommagé. Le calcul de l'amplitude K_0 du FIC en Équation 3.45 est déduit de la définition de cette contrainte.

$$\sigma_{0,max} = (1 - D_f) |E_{eq}^*| \varepsilon_{0,proj} \quad (3.51)$$

3.4.5.3.5 Contrainte limite de rupture

Lorsque l'amplitude $\sigma_{0,resist}$ de la contrainte dans la section résistante du contact devient supérieure à la contrainte limite σ_{limite} du matériau, le contact rompt. Dans ce cas la valeur de l'endommagement D_f prend directement la valeur un. L'amplitude $\sigma_{0,resist}$ de la contrainte est estimée à partir de l'amplitude $F_{0,max}$ de la force maximale calculée aux extrémités du contact et rapportée à la section résistante (Équation 3.52). La contrainte σ_{limite} est théoriquement la contrainte maximale que peut supporter un matériau sain (sans défauts).

$$\sigma_{0,resist} = \left(\frac{b}{b-a}\right) \sigma_{0,max} \quad (3.52)$$

La résistance σ_{limite} trouve son origine au niveau microscopique. Celle-ci dépend des liaisons interatomiques fortes (liaisons ionique, covalente et métallique) et faibles (liaison de Van der Waals). La contrainte limite théorique des matériaux cristallins, formés de liaisons covalentes, est estimée en divisant leur module d'Young par dix (CHARMET, date non connue). Pour les polymères, ce n'est pas aussi simple. Bien que les atomes, généralement de carbone, qui constituent le squelette de leurs macromolécules soient liés par des liaisons covalentes rigides, la longueur de ces chaînes rend les polymères flexibles. De plus, ces macromolécules peuvent se connecter entre elles au moyen de liaisons secondaires faibles, de type Van der Waals, qui contrôlent les propriétés mécaniques du polymère. Ces chaînes se rompent selon l'agitation thermique ; leur densité est fonction de la température. La rigidité des polymères est donc beaucoup plus faible que celles des matériaux cristallins, car les liaisons covalentes de ces macromolécules ne participent que très peu à la raideur globale du matériau, sauf à très forte déformation lorsque toutes les chaînes sont complètement étirées.

Bien que le comportement des bitumes se rapproche de celui des polymères, leur microstructure hétérogène est encore bien plus complexe (voir sections 1.3.3.3 et 1.3.3.4). Par mesure de simplification, on posera donc simplement que la contrainte limite du contact correspond au palier supérieur $\mathfrak{R}_{E,sup,2}$ de la composante de rigidité \mathfrak{R}_E du modèle VENO_L divisé par dix (Équation 3.53). Cette limite de cohésion est posée par sécurité pour éviter une cohésion infinie et s'assurer que le contact puisse casser. De toute façon, elle n'intervient que très peu dans le modèle numérique car l'évolution de la variable d'endommagement D_f est tellement rapide lorsque le ratio a/b approche de un que dans la procédure d'itération (voir section suivante), la rupture du contact apparait avant même que le dépassement de la contrainte limite soit vérifié.

$$\sigma_{limite} \approx \frac{\mathfrak{R}_{E,sup,2}}{10} \quad (3.53)$$

3.4.5.3.6 Procédure d'itération

L'algorithme d'actualisation de la variable d'endommagement localisé D_f d'un contact en DEM est dans l'ensemble sensiblement le même que celui de la section 2.6.3, mais avec quelques inversions d'étapes et ajouts (Figure 3.17).

3.4.6 Facteur d'accélération des calculs

Les calculs numériques peuvent être accélérés par la diminution des propriétés k_n , c_n et k_s , c_s des contacts au moyen d'un facteur d'échelle α_{acc} choisi inférieur à un.

$$k_{n,acc} = \alpha_{acc} \cdot k_n = \alpha_{acc} \cdot \lambda_n \frac{2r}{l_{ij,0}} \mathfrak{R}_E(\omega_{R-TAX}) \quad (3.54)$$

$$c_{n,acc} = \alpha_{acc} \cdot c_n = \alpha_{acc} \cdot \lambda_n \frac{2r}{l_{ij,0}} \mathfrak{I}_\eta(\omega_{R-TAX}) \quad (3.55)$$

$$k_{s,acc} = \lambda_s \cdot k_{n,acc} \quad (3.56)$$

$$c_{s,acc} = \lambda_s \cdot c_{n,acc} \quad (3.57)$$

Le facteur d'échelle α_{acc} a pour conséquence d'augmenter le pas de temps de calcul. De manière équivalente, cela revient à augmenter la densité des particules. Pour un système soumis à une déformation, il en résulte en sortie une contrainte affectée du même facteur α_{acc} . Cependant, ce procédé présente des limitations. Lorsque le coefficient α_{acc} choisi devient trop petit vis-à-vis de la vitesse de chargement, les effets d'inertie deviennent trop importants et des phénomènes de résonance apparaissent dans le comportement de la structure affectant les données de sortie. De fait, le coefficient α_{acc} pourra être choisi plus petit pour des essais homogènes que pour des essais non homogènes, plus sensibles aux effets d'inertie. Par exemple, pour des essais de module complexe DTC-CY à 10 Hz et à basses températures sur enrobé, le coefficient α_{acc} pourra être pris égal à 0,0001, puis il conviendra de l'augmenter progressivement selon un facteur dix pour des températures plus hautes (exemple Table 3.1).

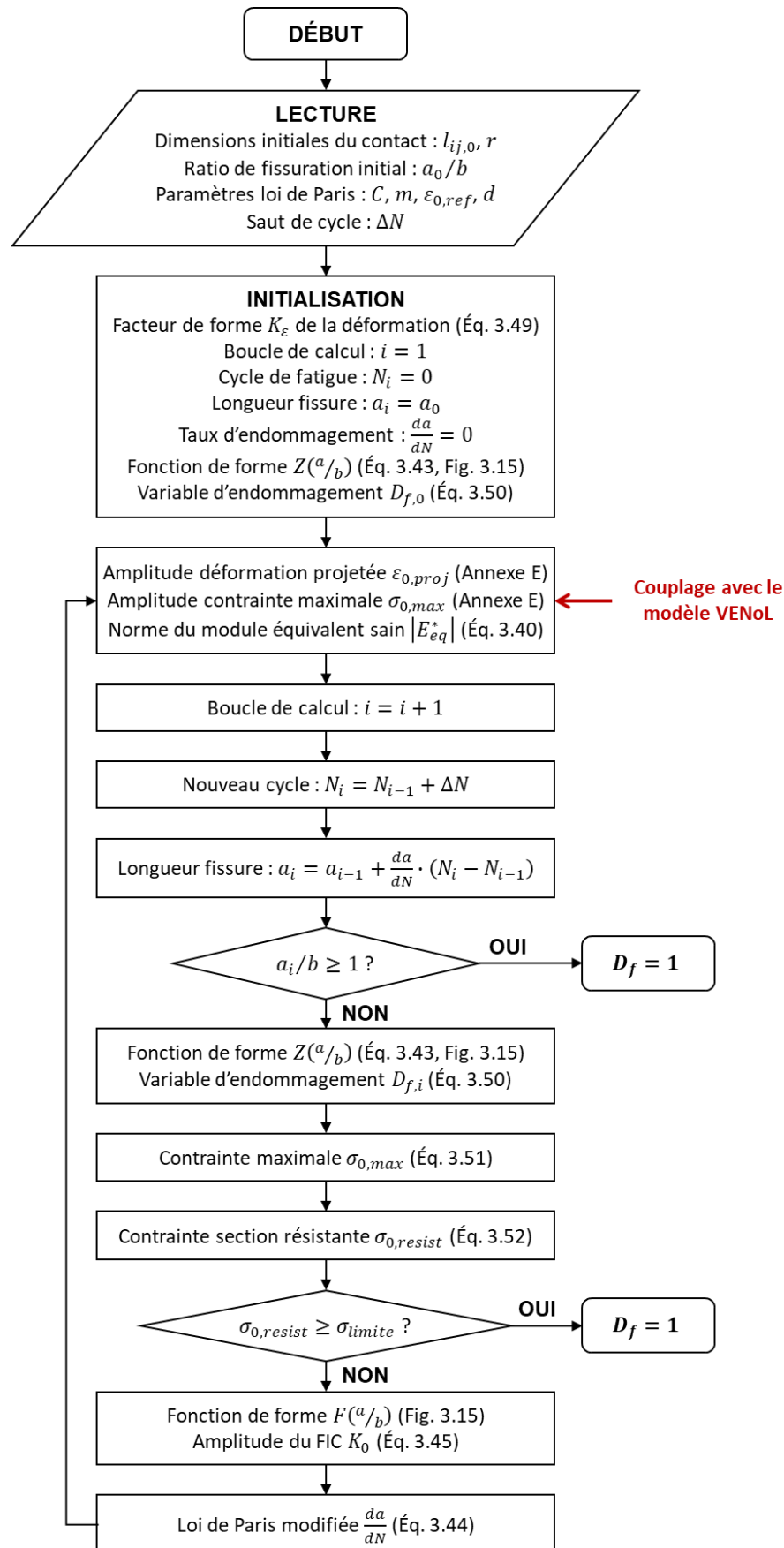


Figure 3.17 Organigramme de l’algorithme d’actualisation de la variable d’endommagement localisé D_f d’un contact en DEM.

Table 3.1 Suggestion de facteurs d'accélération à utiliser suivant la température pour des essais DTC-CY à 10 Hz (ou moins) sur enrobé de masse volumique 2500 kg/m³.

Température	T [°C]	$]-\infty ; 20]$	$]20 ; 40]$	$]40 ; 70]$
Facteur d'accélération	α_{acc} [-]	0,0001	0,001	0,01

3.5 ESSAIS DE MODULE COMPLEXE

Cette section concerne le programme 5.

3.5.1 Principe de fonctionnement

3.5.1.1 Principe de l'essai

L'utilisateur fournit au programme numérique les conditions de l'essai de module complexe : fréquence f_{essai} et amplitude de déformation $\varepsilon_{0,essai}$ du chargement, ainsi que la température environnante T_{essai} . Après conception de l'éprouvette cylindrique et initialisation de la loi de contact, l'essai est exécuté en appliquant au plateau de chargement supérieur un déplacement vertical sinusoïdal $u_{ps,y}$ d'amplitude $u_{0,ps,y}$. L'amplitude de déplacement est montée progressivement sur le premier cycle de zéro jusqu'à sa valeur ciblée par l'utilisateur selon une fonction exponentielle (Figure 3.18a, Équations 3.58 à 3.62). Deux à trois cycles de chargement suffisent pour obtenir les propriétés du matériau car la stabilisation de l'essai se produit généralement entre un et deux cycles.

Déplacement vertical $u_{ps,y}$ imposé au plateau supérieur :

$$u_{ps,y}(t) = u_{0,ps,y} \cdot h_{rampe}(t) \cdot \cos\left(\omega_{essai}t + \frac{\pi}{2}\right) \quad (3.58)$$

Avec $u_{0,ps,y}$ et ω_{essai} , respectivement l'amplitude du déplacement et la pulsation de l'essai, définies par les équations suivantes :

$$u_{0,ps,y} = \varepsilon_{0,essai} \cdot H_{cy} \quad (3.59)$$

$$\omega_{essai} = 2\pi \cdot f_{essai} \quad (3.60)$$

Où H_{cy} est la hauteur de l'éprouvette cylindrique [m].

Soit $h_{rampe}(t)$, la fonction de montée en amplitude, telle que :

$$h_{rampe}(t) = 1 - e^{-kt^n} \quad (3.61)$$

$$k = -\ln(1 - 0,95) \left(\frac{f_{essai}}{N_{c,rampe}}\right)^n \quad (3.62)$$

Où,

- k , facteur exponentiel défini pour atteindre 95 % de $u_{0,essai}$ à $N_{c,rampe}$ [-] ;
- $N_{c,rampe}$, nombre de cycles de la montée en amplitude ($N_{c,rampe} = 1$) [-] ;
- n , coefficient de puissance ajustant la rapidité de la montée en amplitude ($n = 2$) [-].

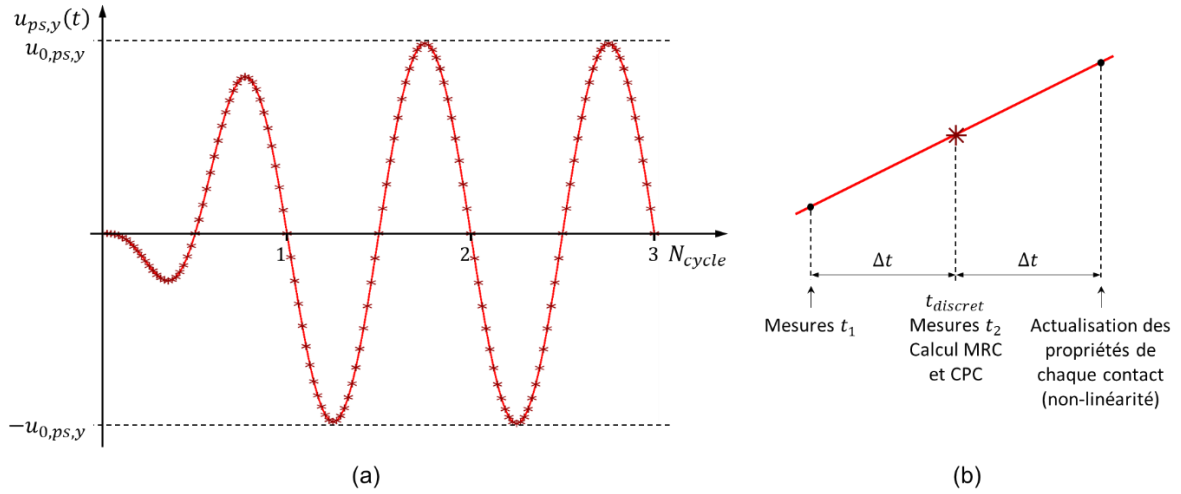


Figure 3.18 (a) Allure du déplacement imposé en tête d'éprouvette à l'amplitude $u_{0,ps,y}$ ciblée. Les marques représentent le temps discrétisé pour le relevé des mesures (48 mesures par cycle ici). (b) Principe d'utilisation du temps discrétisé $t_{discret}$ avec le pas de temps de calcul Δt .

Sous l'effet du chargement imposé, chaque particule de l'éprouvette se met successivement en mouvement grâce à la mécanique d'interaction de la DEM et la définition de la loi de contact. Le pas de temps de calcul Δt est fixe et défini automatiquement par le logiciel PFC (voir la section suivante). Une seconde discrétisation du temps $t_{discret}$ est introduite pour le relevé des mesures (Figure 3.18a). La fréquence d'échantillonnage est fixée entre 24 et 48 mesures par cycle (choisir un multiple de quatre pour diviser les intervalles en fonction du quart de cycle). Sont mesurés les forces moyennes des plateaux inférieurs et supérieurs ainsi que les déplacements moyens des capteurs axiaux et radiaux. En tenant compte de la géométrie 2D de l'éprouvette cylindrique et de la longueur des capteurs, ces mesures sont transformées en contrainte axiale σ_a , déformation axiale ε_a et déformation radiale ε_r . En effectuant ces mesures sur deux temps distants d'un seul pas de temps, les composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η du module complexe peuvent être calculées par un système d'équations (Figure 3.18b, Équations 3.63 et 3.64). L'intervalle de temps est si petit que l'on peut considérer que les composantes \Re_E et \Im_η restent constantes sur cet intervalle. Ce procédé est fort intéressant car il permet de définir les composantes \Re_E et \Im_η à chaque instant t , il évite ainsi d'utiliser la méthode des moindres carrés qui nécessite plusieurs temps t ou d'attendre les maxima des signaux. En revanche, la méthode requiert des signaux stables (non perturbés). La même démarche est à appliquer avec les composantes du coefficient de Poisson complexe (Équations 3.65 et 3.66). Lorsque le pas de temps suivant la mesure du MRC et du CPC est atteint, les propriétés k_n , c_n et k_s , c_s des contacts sont mises à jour selon le PSETA (non-linéarité) (Figure 3.18b). Pour un essai de module complexe, les effets d'auto-échauffement, de thixotropie et d'endommagement sont considérés non actifs.

Système d'équations de mesure du module de rigidité complexe E^* :

$$\begin{cases} \sigma_a(t_1) = \Re_E \cdot \varepsilon_a(t_1) + \Im_\eta \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1) \\ \sigma_a(t_2) = \Re_E \cdot \varepsilon_a(t_2) + \Im_\eta \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) \end{cases} \quad (3.63)$$

$$\begin{cases} \Re_E = \frac{1}{\varepsilon_a(t_1)} \left[\frac{\sigma_a(t_1)\varepsilon_a(t_2) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) - \sigma_a(t_2)\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1)}{\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) - \varepsilon_a(t_2) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1)} \right] \\ \Im_\eta = \frac{\sigma_a(t_2)\varepsilon_a(t_1) - \sigma_a(t_1)\varepsilon_a(t_2)}{\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) - \varepsilon_a(t_2) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1)} \end{cases} \quad (3.64)$$

Système d'équations de mesure du coefficient de Poisson complexe ν^* :

$$\begin{cases} -\varepsilon_r(t_1) = \operatorname{Re}(\nu^*) \cdot \varepsilon_a(t_1) + \frac{\operatorname{Im}(\nu^*)}{\omega_{\text{essai}}} \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1) \\ -\varepsilon_r(t_2) = \operatorname{Re}(\nu^*) \cdot \varepsilon_a(t_2) + \frac{\operatorname{Im}(\nu^*)}{\omega_{\text{essai}}} \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) \end{cases} \quad (3.65)$$

$$\begin{cases} \operatorname{Re}(\nu^*) = \frac{1}{\varepsilon_a(t_1)} \left[\frac{\varepsilon_r(t_2)\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1) - \varepsilon_r(t_1)\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2)}{\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) - \varepsilon_a(t_2) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1)} \right] \\ \frac{\operatorname{Im}(\nu^*)}{\omega_{\text{essai}}} = \frac{\varepsilon_r(t_1)\varepsilon_a(t_2) - \varepsilon_r(t_2)\varepsilon_a(t_1)}{\varepsilon_a(t_1) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_2) - \varepsilon_a(t_2) \cdot \dot{\varepsilon}_a(t_1)} \end{cases} \quad (3.66)$$

3.5.1.2 Pas de temps de calcul

Pour un simple système masse-ressort à une dimension décrit par une masse ponctuelle m liée au sol par un ressort de raideur k , le pas de temps critique Δt_{crit} peut être estimé par :

$$\Delta t_{\text{crit}} = 2\sqrt{\frac{m}{k}} \quad (3.67)$$

Considérons une série infinie de masses ponctuelles et de ressorts (Figure 3.19a). La plus petite période propre de ce système se produit lorsque les masses se déplacent dans un mouvement opposé synchronisé, de sorte qu'il n'y a pas de mouvement au centre de chaque ressort. Selon le manuel d'utilisation de PFC, le mouvement d'une seule masse ponctuelle peut alors être décrit par deux systèmes équivalents (Figure 3.19b et c). Dans ce cas, le pas de temps critique devient :

$$\Delta t_{\text{crit}} = 2\sqrt{\frac{m}{4k}} = \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (3.68)$$

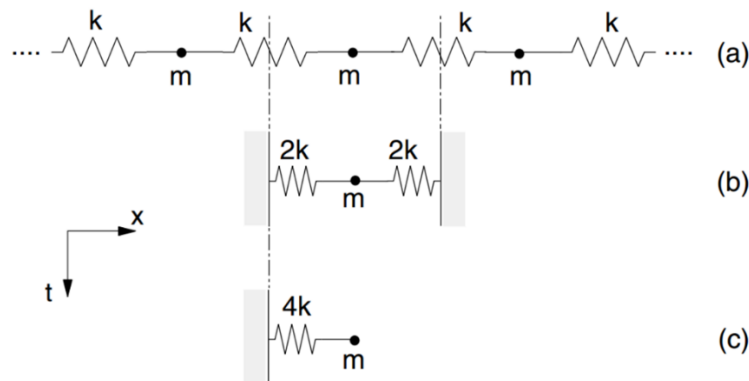


Figure 3.19 (a) Un système masse-ressort multiple. (b) et (c) Deux systèmes équivalents au (a) (Manuel d'utilisation PFC 5.00.40, 2019).

Le pas de temps critique précédent est défini pour les mouvements de translation. Le mouvement de rotation est quant à lui caractérisé par les mêmes systèmes, dans lesquels la masse m est remplacée par le moment d'inertie I d'une particule de taille finie, et la raideur translationnelle k_{trans} (k_n et k_s) est remplacée par la raideur rotationnelle k_{rot} .

$$\Delta t_{crit} = \min \left\{ \begin{array}{l} \sqrt{\frac{m}{k_{trans}}} \\ \sqrt{\frac{I}{k_{rot}}} \end{array} \right. \quad (3.69)$$

Dans PFC, les matériaux sont conceptualisés comme une collection de particules et de ressorts répartis de différentes manières. Chaque particule peut avoir une masse différente, et chaque ressort peut avoir une raideur différente. Un pas de temps critique est calculé automatiquement dans le logiciel pour chaque particule en appliquant l'Équation 3.69 séparément à chaque degré de liberté (translations normale et tangentielle, rotation), en supposant que les degrés de liberté sont découplés. Les raideurs sont estimées en additionnant la contribution de tous les contacts sur la particule en utilisant uniquement les termes diagonaux de la matrice de raideur de contact. Le pas de temps critique final est considéré comme le minimum de tous les pas de temps critiques calculés pour les trois degrés de liberté de chaque particule.

Le logiciel PFC semble également bien prendre en compte les effets de l'amortissement visqueux sur le pas de temps de calcul, cependant aucune mention n'est faite à ce sujet dans le manuel d'utilisation. Toutefois, le concepteur peut aussi choisir de rentrer manuellement le pas de temps de calcul. Ainsi, dans le cas où le pas de temps estimé automatiquement par PFC serait trop petit ou trop grand, on pourra s'appuyer sur les travaux de O'SULLIVAN et BRAY (2004) et sur l'Annexe C.

3.5.2 Application

Le code numérique DEM développé précédemment est vérifié en testant sa fiabilité dans la reproduction d'essais de module complexe. Une étude paramétrique est à la fois menée. Les résultats expérimentaux des enrobés de FREIRE, de GRAZIANI et de PHAN servent de point de comparaison.

3.5.2.1 Étude paramétrique avec l'enrobé de FREIRE

3.5.2.1.1 Éprouvette numérique témoin

Des éprouvettes numériques cylindriques 2D sont générées avec pour dimensions une hauteur de 140 mm et un diamètre de 75 mm. Les particules sont distribuées normalement selon un rayon variant entre 1,0 et 1,8 mm et une porosité ciblée proche de 6,2 % (c'est-à-dire qu'on impose 9,2 % au logiciel PFC, voir section 3.3.1.3), correspondant à la porosité de l'éprouvette expérimentale référentielle A1-H3 (voir section 2.2.2.2). Une masse volumique de 2500 kg/m³ est attribuée aux particules. Les paramètres analytiques du modèle VENO_L et du PSETTA (température et amplitude de déformation) ajustés au chapitre 2 sont directement intégrés dans la loi de contact. Finalement, seuls les paramètres numériques α_1 , α_2 et α_3 des expressions des facteurs normal λ_n et tangential λ_s nécessitent une calibration numérique.

Le numéro de génération aléatoire contrôlée des particules est défini sur 10019 pour l'éprouvette témoin. Elle est nommée en conséquence PFC-F-C-10019, avec la lettre « F » comme initiale de FREIRE, et la lettre « C » pour « cylindre ». Ce numéro n'a pas été choisi au hasard. En effet, la porosité réelle de cette éprouvette numérique est de 6,7 % selon la définition 1 (voir section 3.3.1.3) et sa valeur maximale du coefficient de Poisson est de 0,42, obtenue en imposant $\lambda_s = 0$ (voir section 3.4.4.2.3). Or ces caractéristiques sont proches de celles de l'éprouvette expérimentale référentielle. Cette proximité permet de réaliser une meilleure calibration du modèle. Les valeurs utilisées pour les coefficients α_1 , α_2 et α_3 sont ainsi respectivement définies sur 1,40, 1,15 et 2,40.

Des essais de module complexe sont exécutés à une amplitude de déformation de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et une fréquence de 10 Hz, pour onze températures différentes (de -30 à 70 °C). À 10 °C, deux fréquences supplémentaires sont testées (1 et 3 Hz). La Figure 3.22 et la Figure 3.23 illustrent une palette de données de sortie obtenues respectivement pour les conditions de chargement à 0 °C, 10 Hz et à 40 °C, 10 Hz. Ces deux figures mettent en évidence le changement d'état structural du matériau entre les deux conditions. À 0 °C, l'enrobé est quasi-élastique, et à 40 °C, il est viscoélastique. L'effet de la viscosité est fortement visible par le biais du déphasage important entre les signaux de déformation et de contrainte (sous-figures (a) et (b)). De plus, la sous-figure (j) explique clairement pourquoi le coefficient de Poisson est plus important à 40 °C qu'à 0 °C. À 0 °C, les forces les plus importantes apparaissent en effet au niveau des contacts orientés parallèlement au chargement, alors qu'à 40 °C, elles ne sont plus aussi ordonnées et apparaissent dans plusieurs directions (voir aussi la Figure 3.20 pour une meilleure visibilité). La sous-figure (i) montre également de plus fortes hétérogénéités à 40 °C car l'échelle des amplitudes est bien plus élargie qu'à 0 °C.

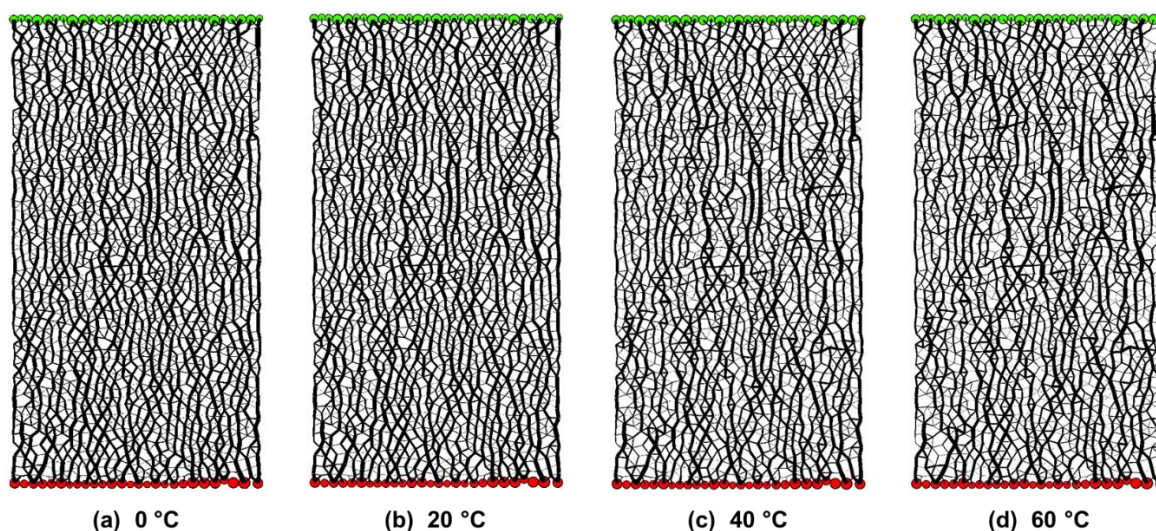


Figure 3.20 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 Hz. Simulation DEM avec l'éprouvette numérique PFC-F-C-10019 d'essais de module complexe à différentes températures. L'épaisseur des contacts est représentée d'après l'échelle des forces obtenues en A (voir Figure 3.22a).

Les résultats obtenus pour le module de rigidité complexe sont très satisfaisants comme on peut le constater dans le plan de Cole-Cole (Figure 3.21). La calibration de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe est également très bonne (Figure 3.24a). Néanmoins, les écarts d'amplitudes de déformation entre les contacts orientés parallèlement et perpendiculairement à l'axe du chargement et l'intégration du PSETA ne permettent pas de simuler la partie imaginaire du coefficient de Poisson

complexe qui reste égale à zéro après stabilisation des mesures (Figure 3.24b). D'autres solutions sont à envisager (voir section 3.7.2). Les légères fluctuations visibles sont dues à l'inertie du matériau. La partie imaginaire du coefficient de Poisson complexe est très sensible à cet effet. Lorsque ses fluctuations deviennent trop importantes ($\text{Im}(v^*) > 0,003$), si un facteur d'accélération des calculs α_{acc} est utilisé, cela signifie qu'il n'est pas adapté car sa valeur a été choisie trop petite.

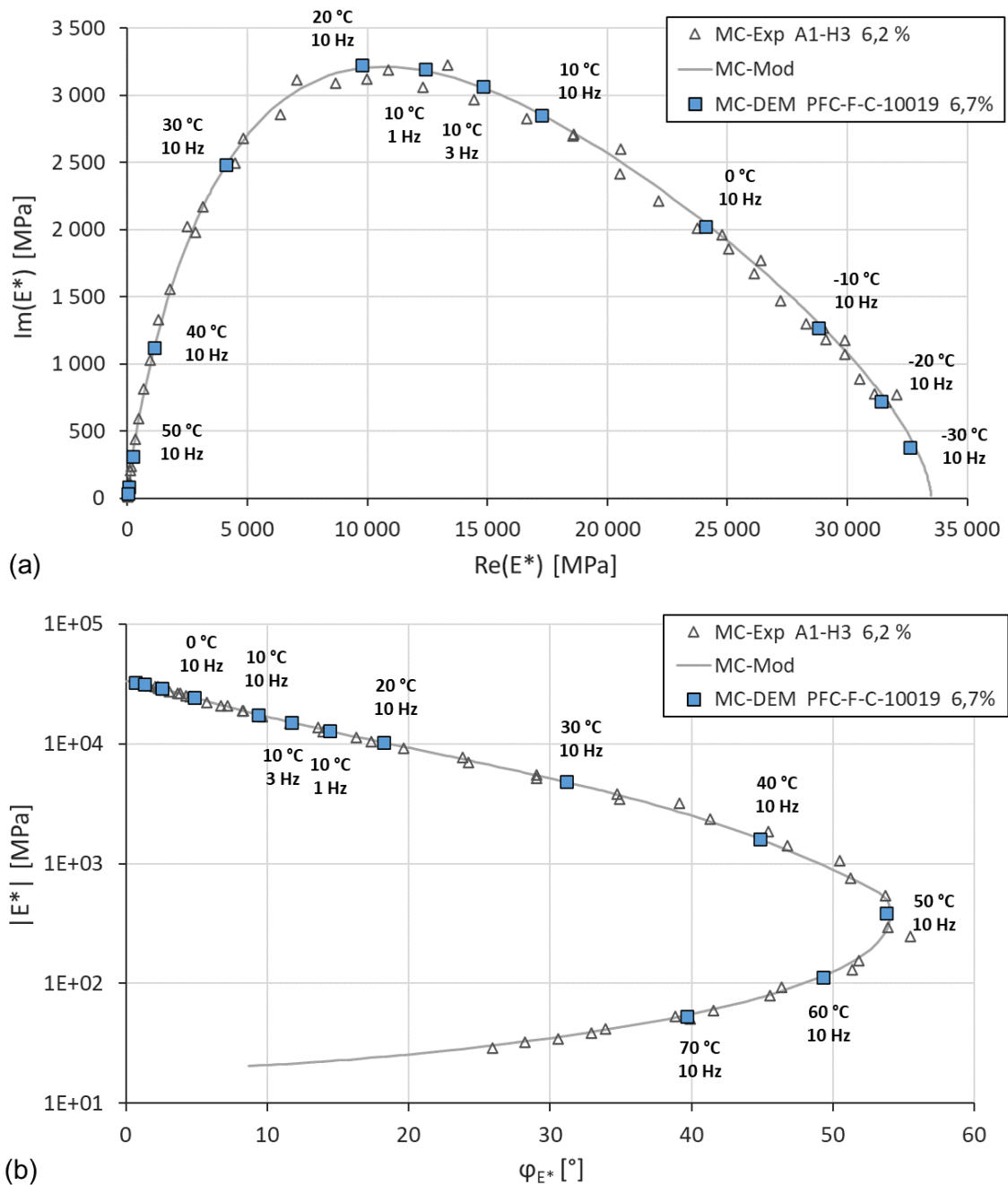


Figure 3.21 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM de l'éprouvette numérique PFC-F-C-10019 dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b).

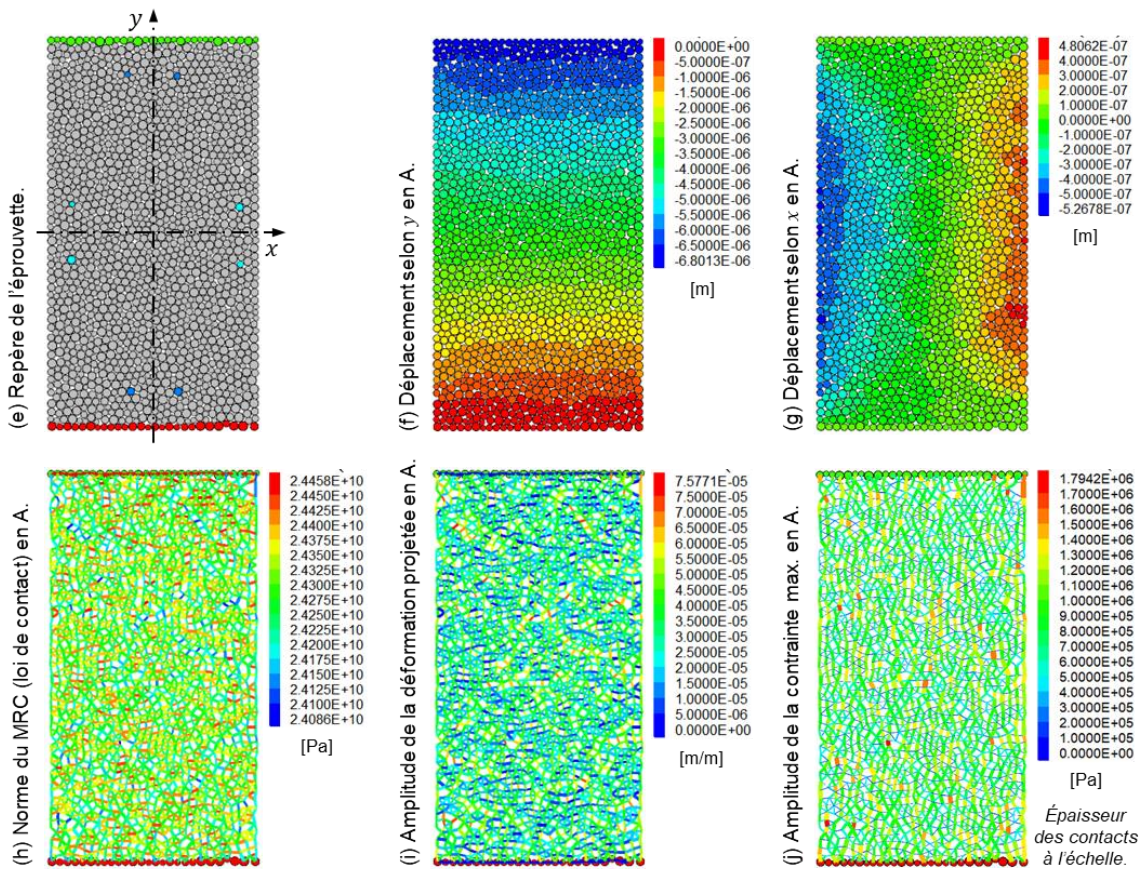
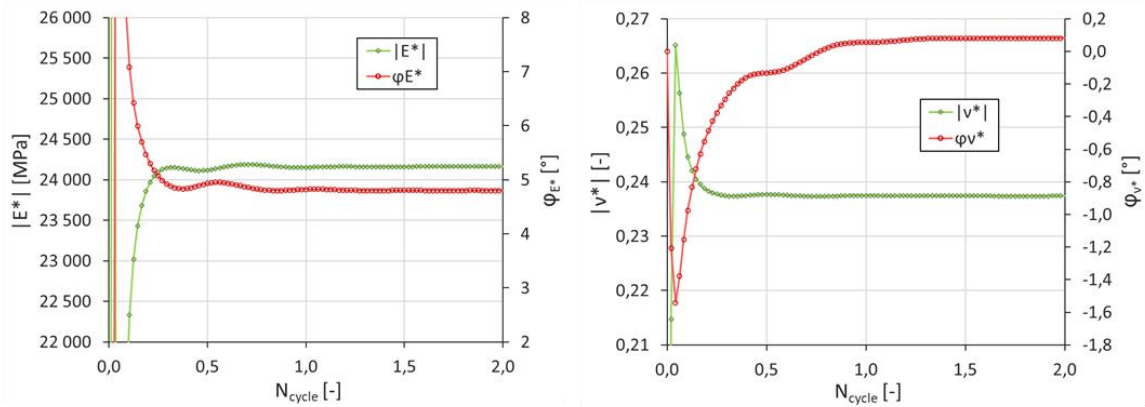
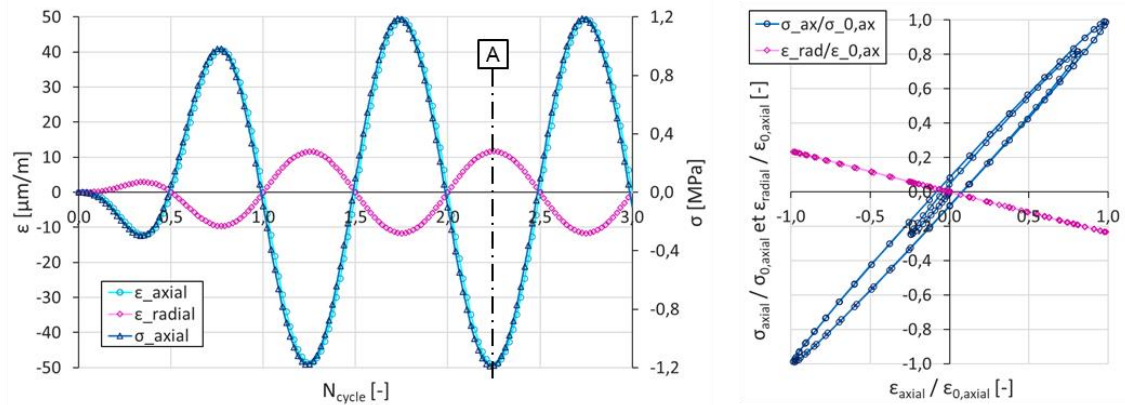


Figure 3.22 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m/m}$, 0 $^{\circ}\text{C}$, 10 Hz. Données de sortie de la simulation DEM d'un essai de module sur l'éprouvette numérique PFC-F-C-10019.

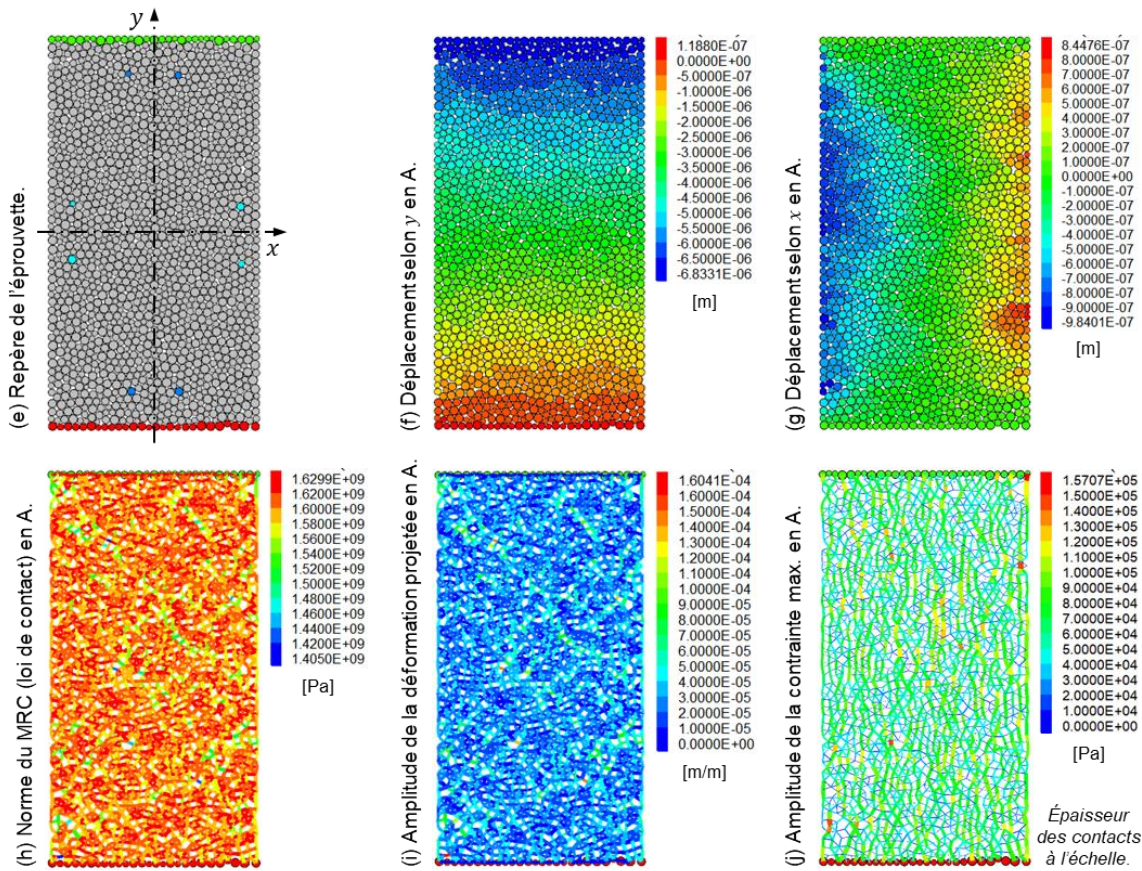
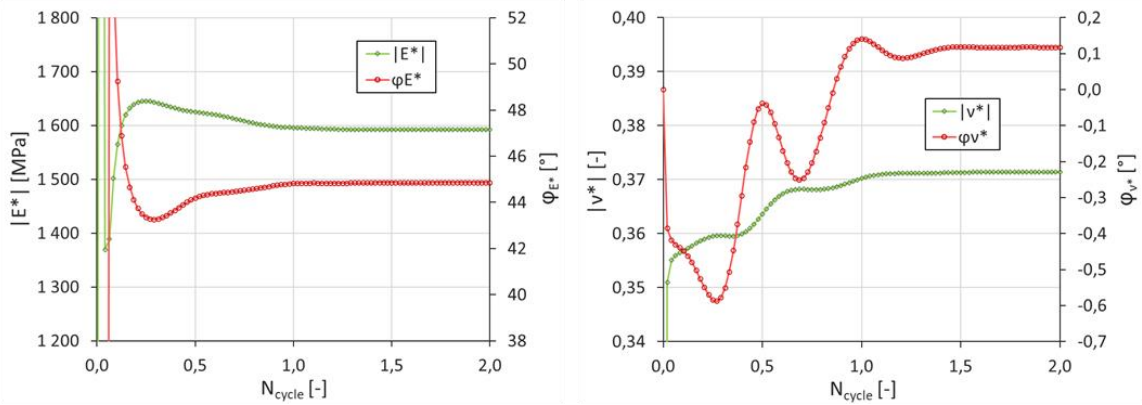
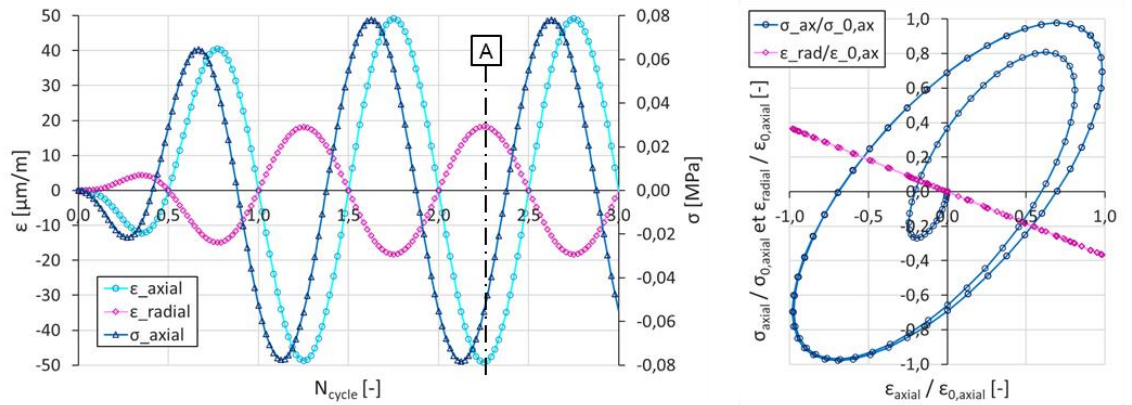


Figure 3.23 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, 40 °C, 10 Hz. Données de sortie de la simulation DEM d'un essai de module sur l'éprouvette numérique PFC-F-C-10019.

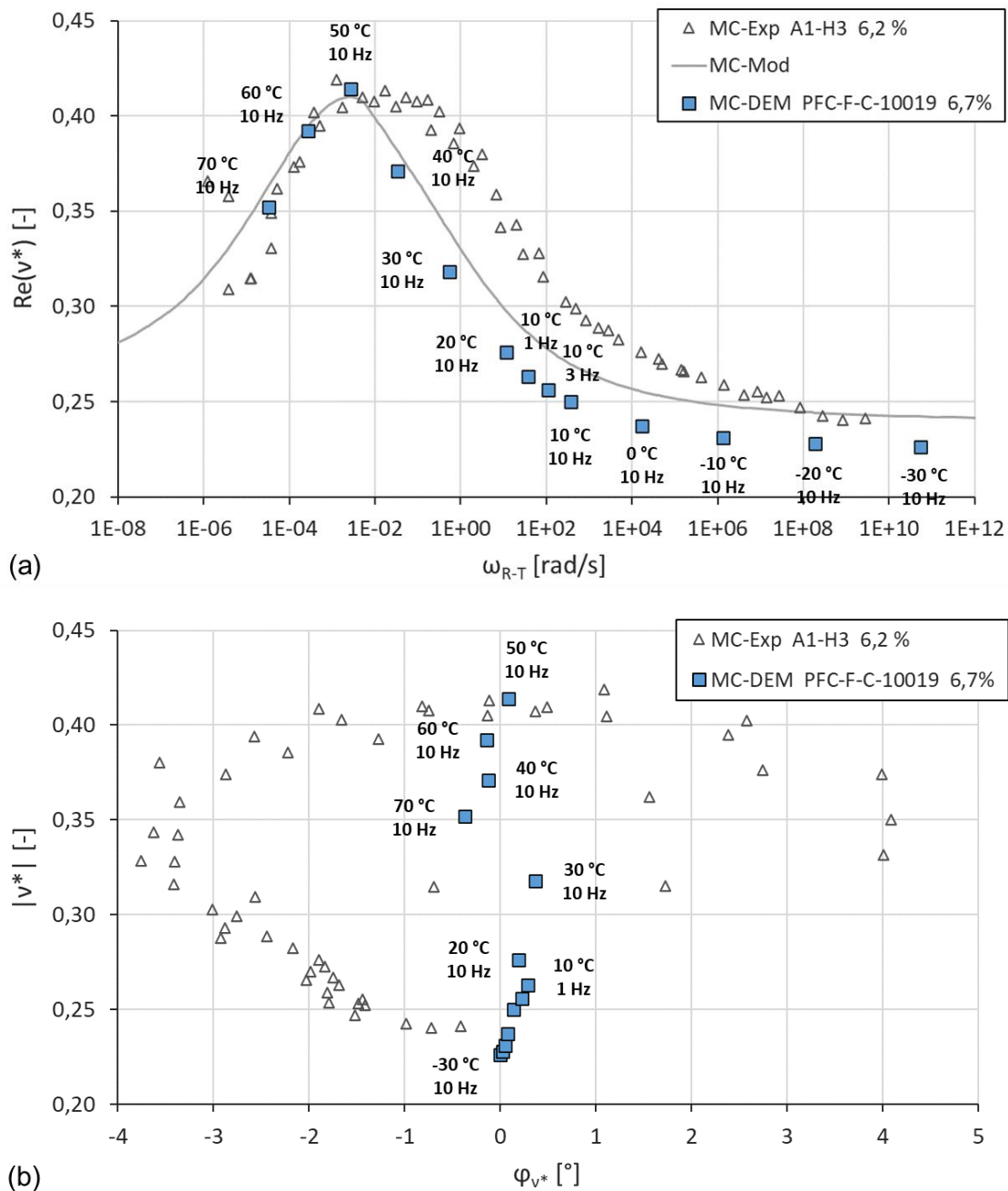


Figure 3.24 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. (a) Évolution de la partie réelle $Re(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . (b) Plan de Black du coefficient de Poisson complexe. Superposition des données expérimentales, du modèle analytique $VENoL(T,\omega)$ et des simulations DEM de l'éprouvette numérique PFC-F-C-10019.

3.5.2.1.2 Effet de la porosité

Les caractéristiques de l'éprouvette témoin PFC-F-C-10019 sont maintenues. Seul le numéro de génération aléatoire contrôlée des particules est modifié, ce qui permet de faire fluctuer la porosité des éprouvettes. Six porosités différentes sont testées au total. La Table 3.2 et la Figure 3.25 fournissent les caractéristiques de distribution des particules de ces six éprouvettes.

Table 3.2 Enrobés bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H#. Caractéristiques de distribution des particules des six éprouvettes numériques cylindriques conçues pour étudier l'effet de la porosité.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Éprouvettes numériques					
		PFC-F-C-10003	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10014	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-10044	PFC-F-C-10023
Rayon particule min.	r_{min} [mm]	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
Rayon particule max.	r_{max} [mm]	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8
Masse volumique	ρ [kg/m ³]	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500
Porosité PFC entrée	$pt_{entrée}$ [%]	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2
Num. génération aléatoire	$N_{générateur}$ [-]	10 003	10 005	10 014	10 019	10 044	10 023
Porosité réelle obtenue	p [%]	2,7	5,6	6,2	6,7	8,0	10,0
Nombre de particules	$N_{particule}$ [-]	1 605	1 564	1 537	1 557	1 528	1 504
Nombre de contacts actifs	$N_{contact}$ [-]	4 143	3 925	3 829	3 851	3 726	3 563
Densité contacts / particules	$d_{c/p}$ [-]	5,16	5,02	4,98	4,95	4,88	4,74

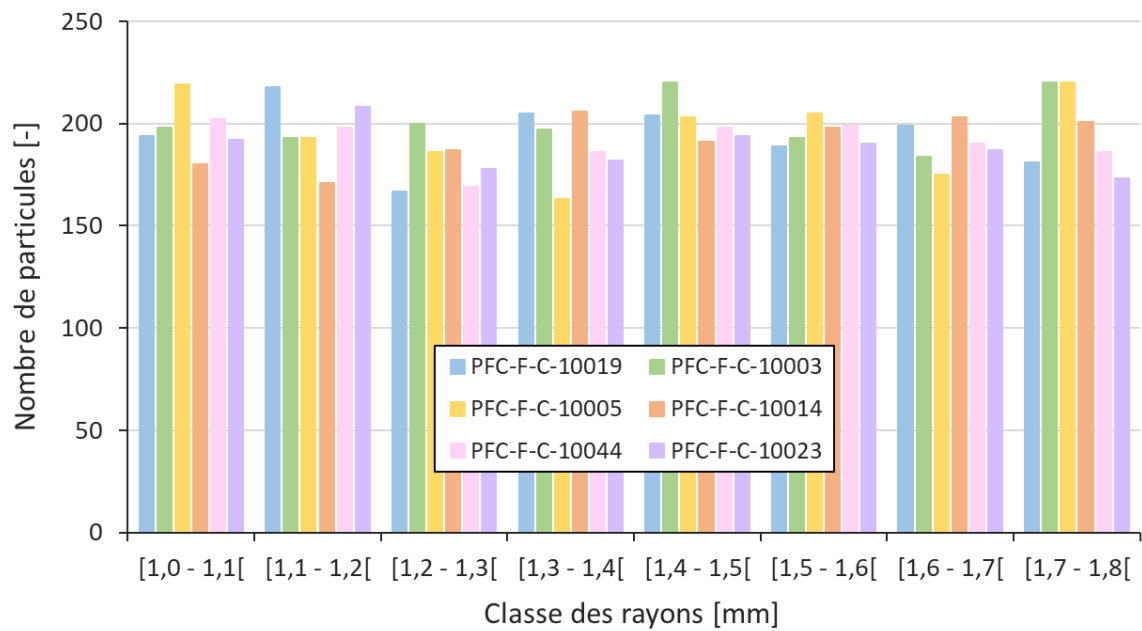


Figure 3.25 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H#. Distribution uniforme des particules des six éprouvettes numériques conçues pour étudier l'effet de la porosité.

Au niveau du module de rigidité complexe, le plan de Cole-Cole met clairement en évidence une augmentation de la rigidité avec la diminution de la porosité (Figure 3.26a). Ce phénomène s'explique en DEM par une augmentation du nombre de contacts par particule. Pour des porosités proches (éprouvettes 10005/14/19, porosité d'environ 6 %), les modules de rigidité complexes mesurés restent analogues, mais des fluctuations peuvent apparaître dues à des distributions et arrangements de particules différents.

Le plan de Black montre que l'angle de phase n'est pas influencé par la porosité (Figure 3.26b). Or les effets de porosité et d'endommagement empruntent des chemins identiques dans les

plans de Cole-Cole et de Black. Ainsi, appliquer la variable d'endommagement D à la fois aux parties réelles et imaginaires du module complexe semble bien être une bonne idée, son effet s'annihilant dans le calcul de l'angle de phase (voir section 2.6.1.1).

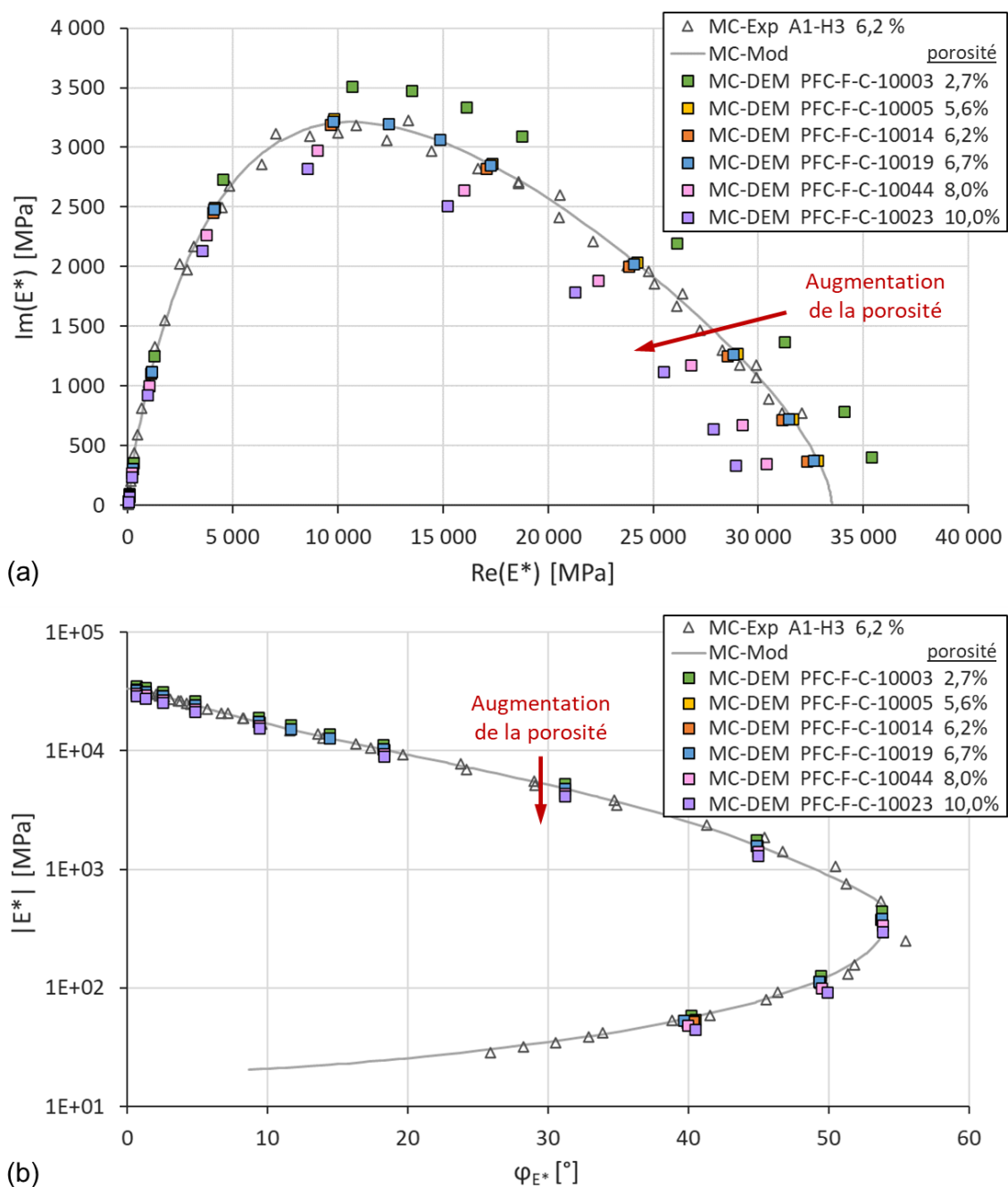


Figure 3.26 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet de la porosité numérique en DEM sur le module de rigidité complexe dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM. Les marques bleue, jaune et rouge se confondent.

Au niveau de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe, il est plus difficile de déterminer une tendance évolutive en fonction de la porosité car elle est voilée par la très grande sensibilité du CPC à la distribution et à l'arrangement des particules (Figure 3.27). Néanmoins, la partie réelle du CPC semblerait tendre vers une réduction lorsque la porosité diminue.

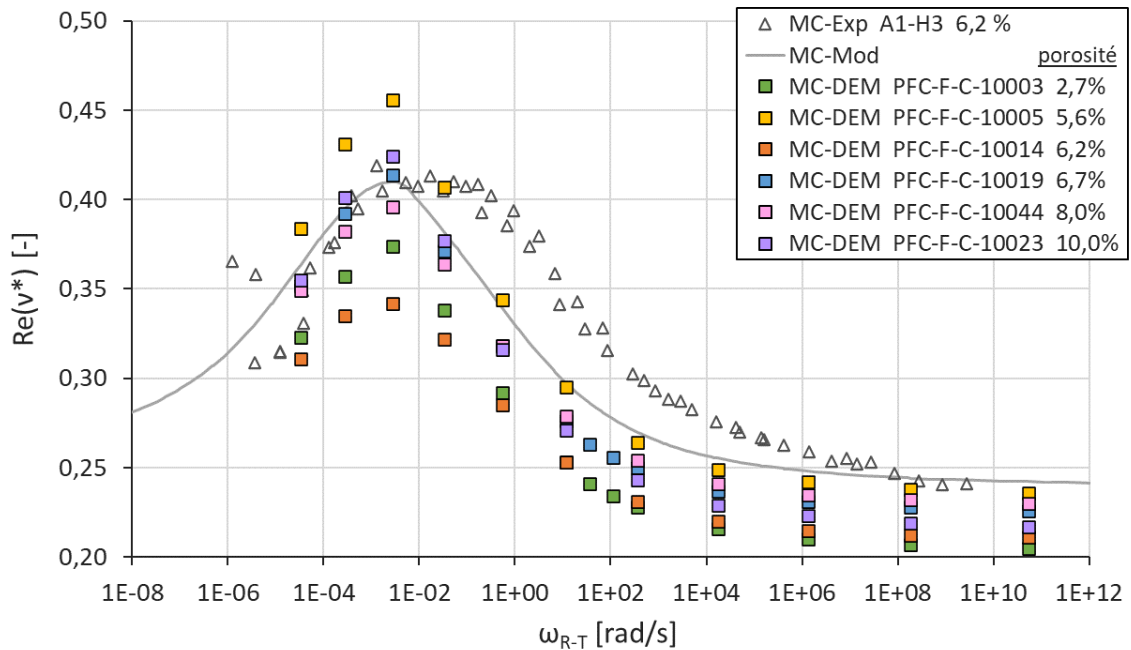


Figure 3.27 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet de la porosité numérique en DEM sur la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe, tracé en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique $\text{VENoL}(T, \omega)$ et des simulations DEM.

3.5.2.1.3 Effet de la taille des particules

L'éprouvette témoin PFC-F-10019 de porosité 6,7 % sert toujours de point de repère. Le rayon de ses particules fluctue de 1,0 à 1,8 mm (ratio min/max de 0,56). On se propose ici d'étudier quatre autres configurations de taille de particules, toujours selon une distribution uniforme. Les deux premières sont étudiées avec un ratio équivalent : 0,7/1,2 mm (ratio 0,58) et 1,5/2,5 mm (ratio 0,60). Pour les deux suivantes, le rayon maximal est maintenu, mais le ratio varie : 0,7/1,8 mm (ratio 0,39) et 1,4/1,8 mm (ratio 0,78). Puisque le changement de distribution modifie la porosité, on recherche de nouveau pour chaque configuration des numéros de génération tels que la porosité obtenue se rapproche de celle de l'éprouvette témoin. Les caractéristiques de ces cinq configurations sont données Table 3.3 et Figure 3.28.

Table 3.3 Enrobés bitumineux de FREIRE – Éprouvette A#-H#. Caractéristiques de distribution des particules des cinq éprouvettes numériques conçues pour étudier l'effet de la taille des particules.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Éprouvettes numériques				
		PFC-F-C-10019	PFC-F-C-0,7/1,2	PFC-F-C-1,5/2,5	PFC-F-C-0,7/1,8	PFC-F-C-1,4/1,8
Rayon particule min.	r_{min} [mm]	1,0	0,8	1,5	0,7	1,4
Rayon particule max.	r_{max} [mm]	1,8	1,4	2,5	1,8	1,8
Ratio min/max	ratio [-]	0,56	0,57	0,60	0,39	0,78
Masse volumique	ρ [kg/m ³]	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500
Porosité PFC entrée	$pt_{entrée}$ [%]	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2
Num. génération aléatoire	$N_{générateur}$ [-]	10 019	10 023	10 005	10 007	10 073
Porosité réelle obtenue	p [%]	6,7	6,7	6,8	6,7	6,9
Nombre de particules	$N_{particule}$ [-]	1 557	2 510	757	1 883	1 213
Nombre de contacts actifs	$N_{contact}$ [-]	3 851	6 259	1 852	4 655	2 993
Densité contacts / particule	$d_{c/p}$ [-]	4,95	4,99	4,89	4,94	4,93

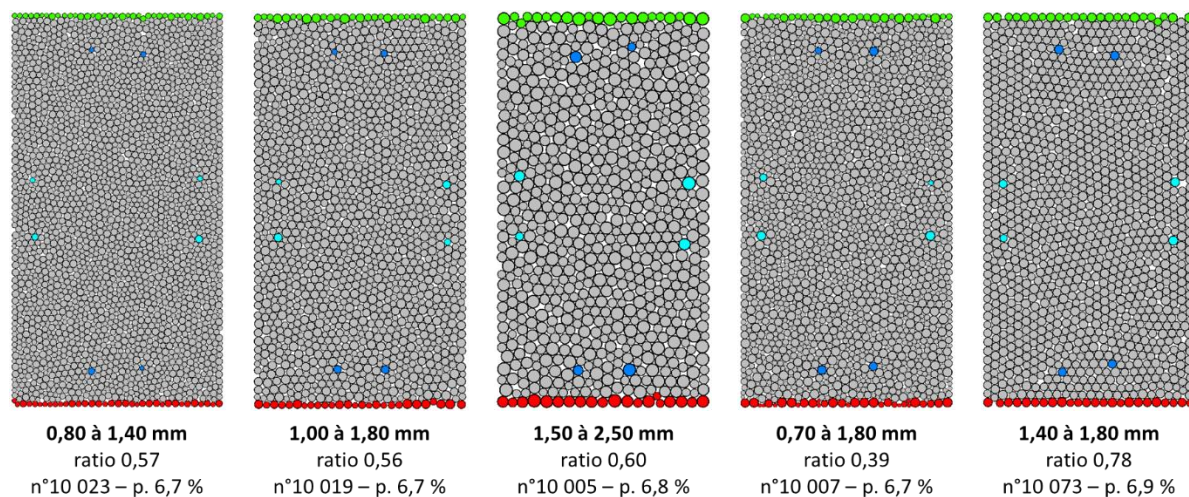


Figure 3.28 Représentation des différentes tailles de particules étudiées.

Pour un ratio équivalent entre le rayon minimum et maximum, des modules de rigidité complexes similaires sont obtenus entre les distributions 0,7/1,2 mm, 1,0/1,8 mm et 1,5/2,5 mm (Figure 3.29, marques carrées). Il semble en être de même pour la partie réelle du coefficient de Poisson complexe (Figure 3.30). Les fluctuations observées entre distribution proviendraient de la sensibilité du CPC puisque les données ne laissent transparaître aucune tendance. La taille des particules ne semble donc pas particulièrement impacter les résultats pour des ratios min/max équivalents.

En revanche, une diminution du ratio entraîne une nette diminution du module de rigidité complexe, particulièrement visible avec la distribution 0,7/1,8 mm (Figure 3.29, marques rhombiques). La partie réelle du coefficient de Poisson complexe ne semble quant à elle pas affectée (Figure 3.30). Une variation du ratio nécessite donc un réajustement des coefficients α_1 , α_2 et α_3 des expressions des facteurs λ_n et λ_s .

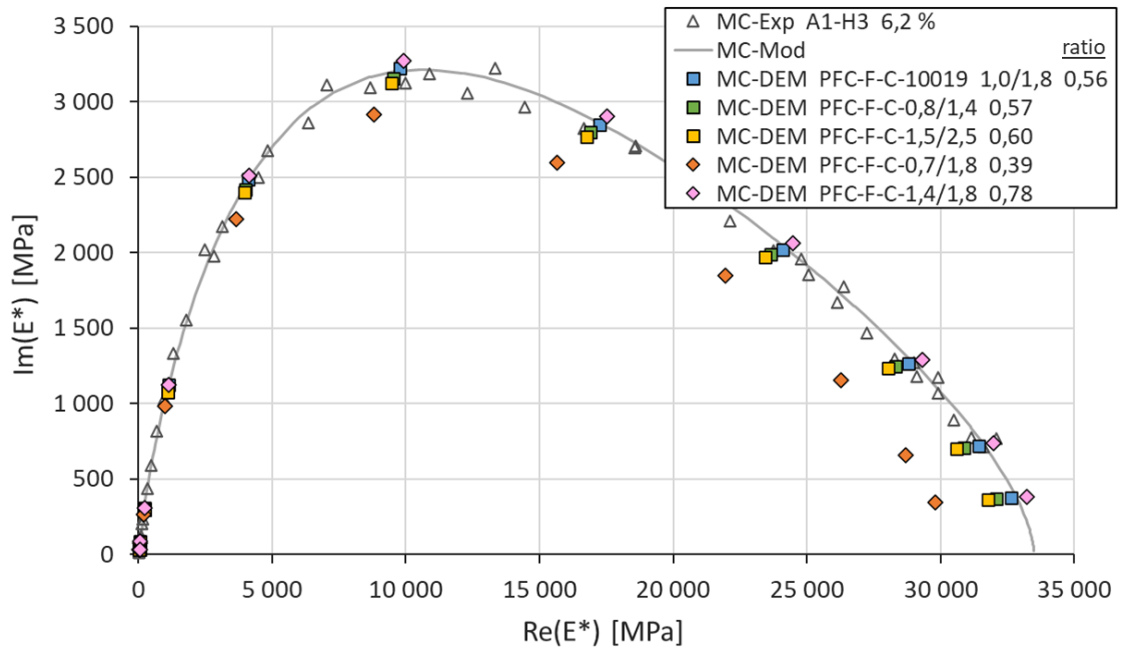


Figure 3.29 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet de la taille des particules en DEM sur le module de rigidité complexe dans le plan de Cole-Cole. Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM.

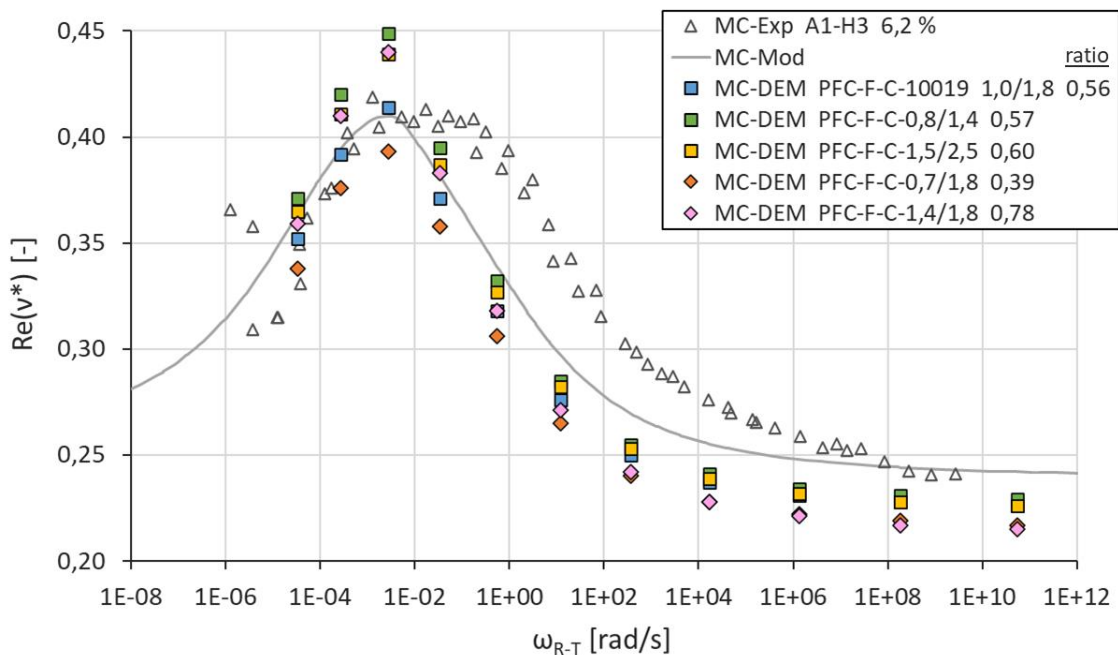


Figure 3.30 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet de la taille des particules en DEM sur la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe, tracé en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM.

Diverses autres simulations ont permis d'observer que pour des éprouvettes de porosité équivalente et issues d'une même configuration, des fluctuations dans les données de sorties pouvaient apparaître dues à des distributions et arrangements de particules différents. Cet effet est d'autant plus

important que la taille des particules est grande et tend à s'annuler pour des tailles très petites. Pour la distribution 1,0/1,8 mm, cet effet reste assez faible, d'où son choix car elle permet d'avoir suffisamment de particules pour limiter cet effet, sans en avoir trop pour éviter des temps de calcul trop longs.

3.5.2.1.4 Effet de la masse des particules

La masse volumique des particules de l'éprouvette témoin PFC-F-C-10019, fixée à 2500 kg/m^3 , est modifiée. Sont testées les valeurs de 1000 kg/m^3 et de 5000 kg/m^3 . Les coefficients d'accélération α_{acc} utilisés pour 2500 kg/m^3 sont maintenus. Pour ces deux nouvelles masses volumiques, les effets mesurés sur le module de rigidité complexe et sur le coefficient de Poisson complexe sont insignifiants. De légers effets d'inertie commencent à apparaître pour 5000 kg/m^3 , se traduisant par une petite diminution de la partie réelle du module de rigidité complexe. Cet effet est normal car son équivalent revient à diviser le coefficient α_{acc} par deux pour 2500 kg/m^3 . Or les valeurs suggérées pour α_{acc} , Table 3.1, sont déjà proches de la limite à utiliser. Par exemple, à $70 \text{ }^\circ\text{C}$ pour 5000 kg/m^3 , le facteur α_{acc} mériterait d'être réduit (0,1 au lieu de 0,01). Les observations sont conformes aux attentes car dans le cas contraire, l'existence d'effets d'inertie importants n'aurait pas permis d'utiliser des coefficients α_{acc} aussi petits.

3.5.2.1.5 Effet de la taille de l'éprouvette

On se propose ici d'étudier l'effet des dimensions de l'éprouvette cylindrique sur les valeurs du module de rigidité complexe et du coefficient de Poisson complexe. Pour rappel, les dimensions de l'éprouvette témoin PFC-F-C-10019 correspondent à une hauteur/diamètre de 140/75 mm. Quatre nouvelles configurations sont ici étudiées : une éprouvette élancée 180/60 mm, une éprouvette carrée 100/100 mm, une éprouvette aplatie 75/140 mm et l'éprouvette de GRAZIANI 120/94 mm (Figure 3.31). Les dimensions des côtés ont été choisies de sorte que le nombre de particules reste équivalent dans chaque éprouvette. Toutefois, lorsque le changement de taille d'éprouvette occasionne des fluctuations trop importantes dans la distribution des particules du numéro de génération 10019, et par conséquent de la porosité, un autre numéro est utilisé de sorte que la porosité obtenue se rapproche de celle de l'éprouvette témoin.

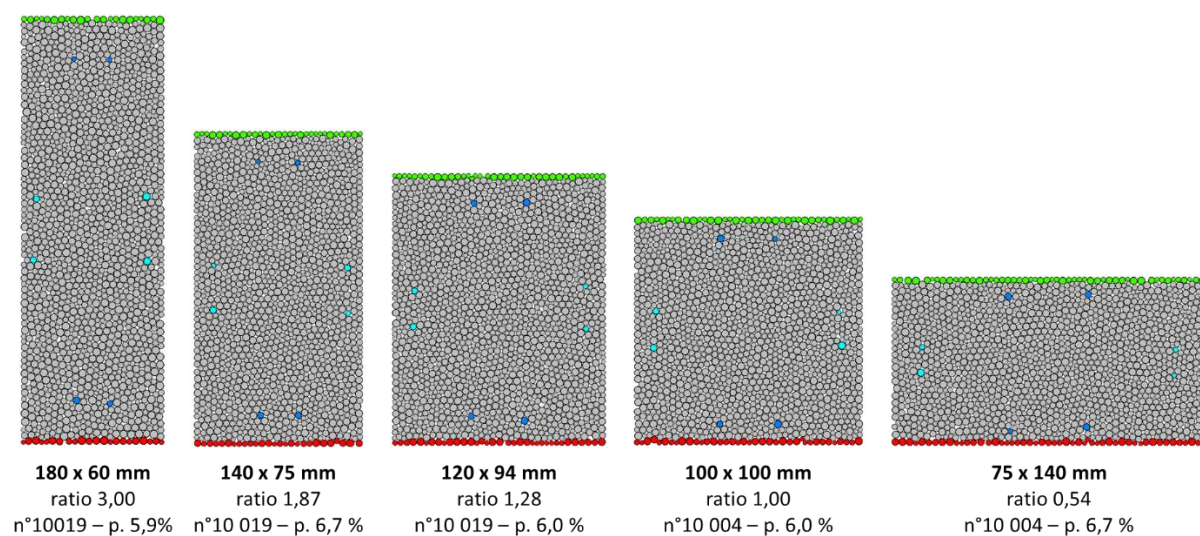


Figure 3.31 Représentation des différentes tailles d'éprouvettes analysées.

Les résultats montrent que peu importe les dimensions de l'éprouvette cylindrique 2D, le module de rigidité complexe tend vers des valeurs similaires, si on excepte les fluctuations dues aux effets de distribution et d'arrangement des particules (Figure 3.32). En revanche, lorsque l'éprouvette n'est pas assez élancée, le coefficient de Poisson diminue distinctement, et cette diminution est d'autant plus forte que l'éprouvette est aplatie (Figure 3.33). En effet, à partir d'un certain ratio critique hauteur/diamètre, un effet de bord apparaît causé par l'encastrement des plateaux inférieur et supérieur. La déformation transversale est alors en partie bloquée, biaisant la mesure du coefficient de Poisson. L'éprouvette de GRAZIANI semble être proche de cette limite.

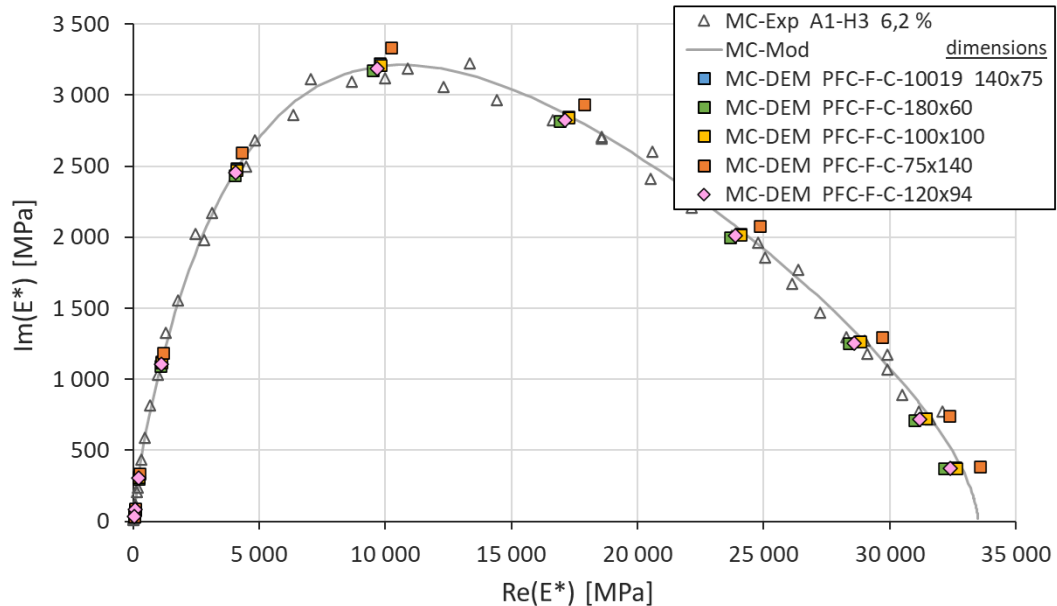


Figure 3.32 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet de la taille de l'éprouvette cylindrique en DEM sur le module de rigidité complexe dans le plan de Cole-Cole. Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM.

3.5.2.2 Application avec les enrobés de GRAZIANI et de PHAN

3.5.2.2.1 Enrobé de PHAN : confirmation de l'application numérique

Le code numérique des essais de module complexe est testé sur l'enrobé de PHAN afin de confirmer le travail réalisé précédemment avec l'enrobé de FREIRE, mais aussi afin de préparer la calibration de l'éprouvette numérique témoin pour les essais de fatigue.

L'éprouvette expérimentale E3550-5.1-0-1 de porosité 4,0 %, ayant servi de référentiel à la calibration du modèle analytique, le devient aussi pour le modèle numérique. Des éprouvettes numériques cylindriques 2D sont ainsi générées suivant une hauteur de 140 mm et un diamètre de 75 mm. Les particules sont distribuées uniformément selon un rayon variant entre 1,0 et 1,8 mm. Une porosité de 7,5 % est imposée au logiciel PFC pour cibler 4,0 % selon la définition 1 (voir section 3.3.1.3). Les particules sont attribuées d'une masse volumique de 2500 kg/m^3 . Les paramètres analytiques définis au Chapitre 2 sont octroyés à la loi de contact. S'agissant de l'éprouvette témoin, le numéro de génération adéquat des particules est défini sur 10020. L'éprouvette est nommée PFC-P-C-10020. Sa porosité finale est de 4,0 %. Les valeurs ajustées des coefficients α_1 , α_2 et α_3 sont fournies Table 3.4.

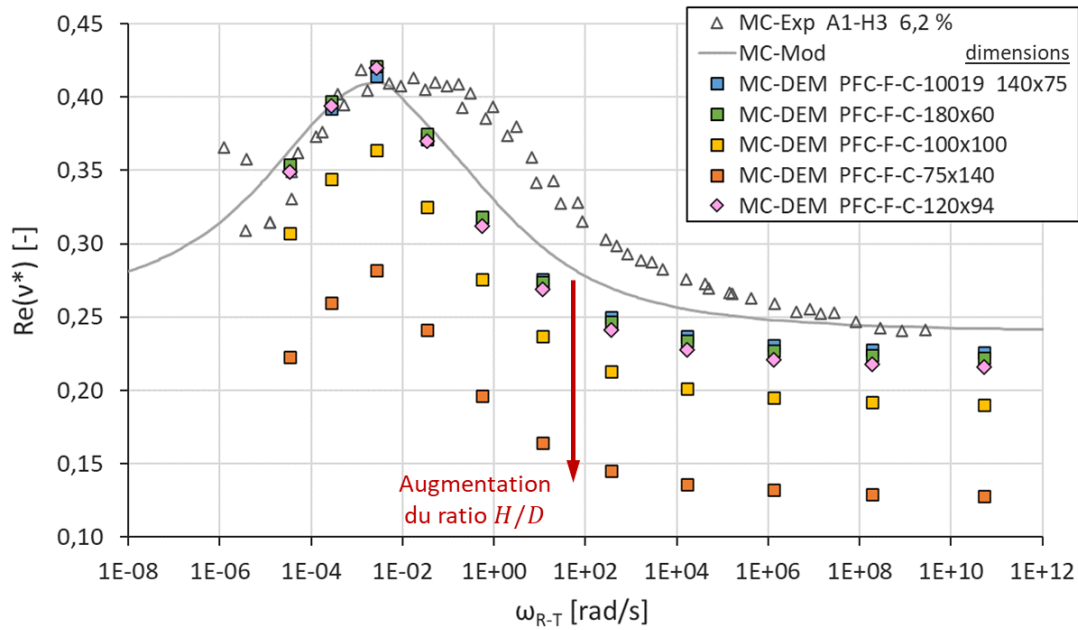


Figure 3.33 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet de la taille de l'éprouvette cylindrique en DEM sur la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe, tracé en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VE-NoL(T, ω) et des simulations DEM.

Table 3.4 Enrobés bitumineux de FREIRE, de GRAZIANI et de PHAN. Calibration numérique des coefficients α_1 , α_2 et α_3 des expressions des facteurs normal λ_n et tangentiel λ_s pour une distribution uniforme du rayon des particules variant de 1,0 à 1,8 mm.

Enrobés	Enrobé de FREIRE	Enrobé de GRAZIANI	Enrobé de PHAN
Éprouvette ajustée	A1-H3	S2	E3550-5.1-0-1
Coefficient α_1 [-]	1,40	1,29	1,38
Coefficient α_2 [-]	1,15	1,00	0,89
Coefficient α_3 [-]	2,40	2,22	2,10

Comme pour l'enrobé de FREIRE, les essais de module complexe sont menés sur l'éprouvette témoin PFC-P-C-10020 à 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 Hz et onze températures différentes (de -30 à 70 °C). À partir des paramètres ajustés pour l'éprouvette témoin, deux éprouvettes supplémentaires PFC-P-C-10010 et PFC-P-C-10040 sont également testées, de porosités respectives 6,2 et 1,1 %. Les valeurs obtenues pour le module de rigidité complexe et le coefficient de Poisson complexe confirment la fiabilité du modèle numérique pour un second enrobé ainsi que l'effet de porosité (Figure 3.34 et Figure 3.35).

3.5.2.2.2 Enrobé de GRAZIANI : vérification de l'effet de non-linéarité

L'enrobé de GRAZIANI ayant été expérimenté à trois amplitudes de déformation différentes, l'application du modèle numérique sur celui-ci doit permettre de nous assurer que la loi de contact développée tient bien compte des effets de non-linéarité.

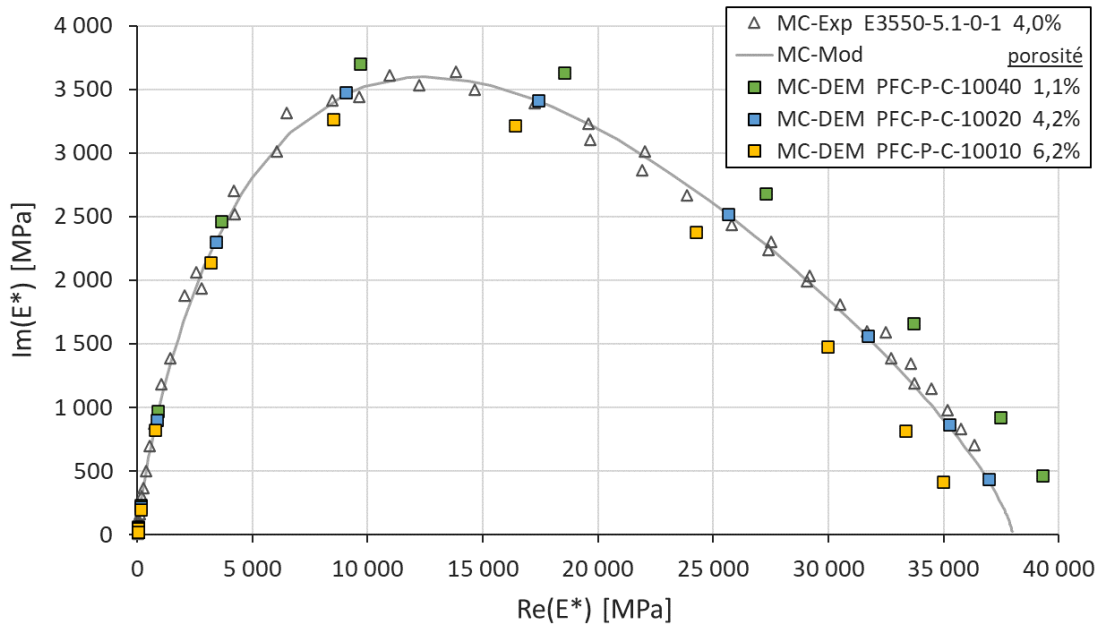


Figure 3.34 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-1 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Superposition dans le plan de Cole-Cole des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM des éprouvettes numériques PFC-P-C-10010/20/40.

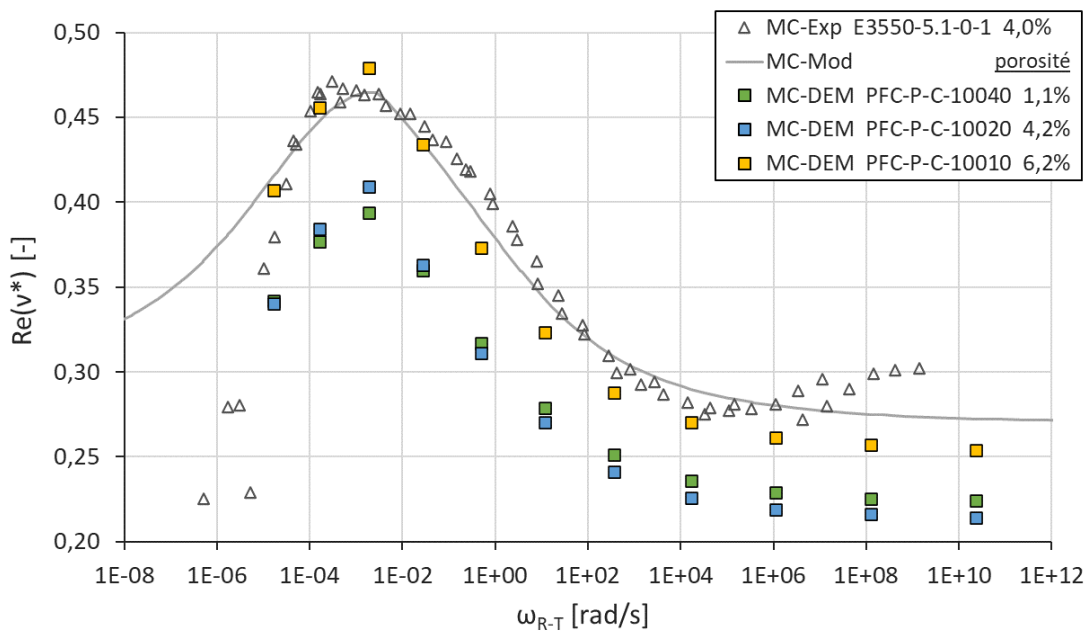


Figure 3.35 Enrobé bitumineux de PHAN – Éprouvette E3550-5.1-0-1 – DTC-CY, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Évolution de la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω) et des simulations DEM des éprouvettes numériques PFC-P-C-10010/20/40.

L'éprouvette expérimentale S2 de porosité 8,5 % est utilisée comme référentiel de calibration. Les éprouvettes numériques cylindriques 2D sont générées suivant une hauteur de 120 mm et un diamètre de 94 mm. Les particules sont distribuées uniformément selon un rayon variant entre 1,0 et 1,8 mm. Une porosité de 11,0 % est imposée au logiciel PFC pour cibler 8,5 % selon la définition 1 (voir section 3.3.1.3). Les particules sont attribuées d'une masse volumique de 2500 kg/m³. Le numéro de génération aléatoire contrôlée des particules est défini sur 10085 pour l'éprouvette témoin. Elle est nommée PFC-G-C-10085. Sa porosité finale est de 8,3 %. Les valeurs ajustées des coefficients α_1 , α_2 et α_3 sont fournies Table 3.4. Ces valeurs restent assez proches pour les enrobés de FREIRE, de GRAZIANI et de PHAN. Elles fournissent ainsi une zone d'estimation pour de prochaines études sur d'autres enrobés.

Des essais de module complexe sont menés sur cette éprouvette numérique PFC-G-C-10085 à trois amplitudes de déformation différentes (15, 30 et 60 $\mu\text{m/m}$). Pour chaque amplitude, une fréquence de 12 Hz et douze températures différentes (de -20 à 90 °C) sont imposées. Au niveau du module de rigidité complexe, les résultats numériques sont cohérents avec les résultats expérimentaux et le modèle analytique (Figure 3.36). Pour la partie réelle du coefficient de Poisson complexe, les tendances obtenues sont correctes, mais l'écart entre les trois amplitudes est trop important comparé aux résultats expérimentaux et au modèle analytique (Figure 3.37). Cette différence peut avoir plusieurs explications. D'abord, la loi analytique de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe est définie selon les variations de l'angle de phase (voir section 2.7.1). Or, l'effet de l'amplitude sur l'angle de phase est plus important que sur le coefficient de Poisson (voir Figure 2.54ab), et se reporte donc sur le modèle numérique. Ensuite, le choix du déplacement projeté δ_{proj} dans la direction de la force maximale F_{max} d'un contact pour définir son amplitude de déformation et ainsi l'effet de la non-linéarité locale n'est peut-être pas le plus optimal (voir section 3.4.3.2). Par exemple, si on avait pris à la place du déplacement projeté, le déplacement δ_n généré uniquement par la direction normale, les écarts auraient été beaucoup plus faibles, mais ils auraient été encore plus importants avec le choix du déplacement maximal δ_{max} défini par la norme des déplacements normal δ_n et tangentiel δ_s . Enfin, la porosité influe aussi fortement sur cet écart.

On souhaite également savoir si à partir de la calibration analytique et numérique des données expérimentales de l'éprouvette S2, il est possible de retrouver ceux de l'éprouvette S1, de porosité 9,6 %. Le numéro de génération de l'éprouvette numérique représentant S1 est défini sur 10104 car il permet d'obtenir une porosité de 9,6 %. L'éprouvette est nommée PFC-G-C-10104. Au niveau du module de rigidité complexe, les résultats numériques de PFC-G-C-10104 évoluent correctement, mais sa porosité numérique n'est pas assez grande pour que ces derniers coïncident avec les résultats expérimentaux de S1 (Figure 3.36). Il aurait dans ce cas fallu rechercher une porosité d'environ 11 %. Néanmoins, plus de résultats expérimentaux seraient nécessaires pour vérifier si le biais provient de la porosité numérique ou de celle expérimentale car il faut avouer que l'écart de rigidité entre les éprouvettes S1 et S2 est important compte tenu du fait que seulement 1,1 % de vide les sépare. Du côté du coefficient de Poisson complexe, l'amplitude de variation obtenue de la partie réelle est très différente entre le modèle numérique PFC-G-C-10104 et l'expérimentation S1 (Figure 3.37). Toutefois, nous avons vu précédemment en section 3.5.2.1.2, que cette amplitude pouvait être très différente d'une éprouvette numérique à une autre, et la différence entre S1 et S2 le montre également au niveau expérimental. De plus, l'écart entre les trois amplitudes de déformation est plus important pour l'éprouvette PFC-G-C-10104 que pour l'éprouvette PFC-G-C-10085, du fait d'une plus grande porosité. On notera également que le pic du coefficient de Poisson de l'éprouvette PFC-G-C-10104 dépasse légèrement la limite théorique de 0,50.

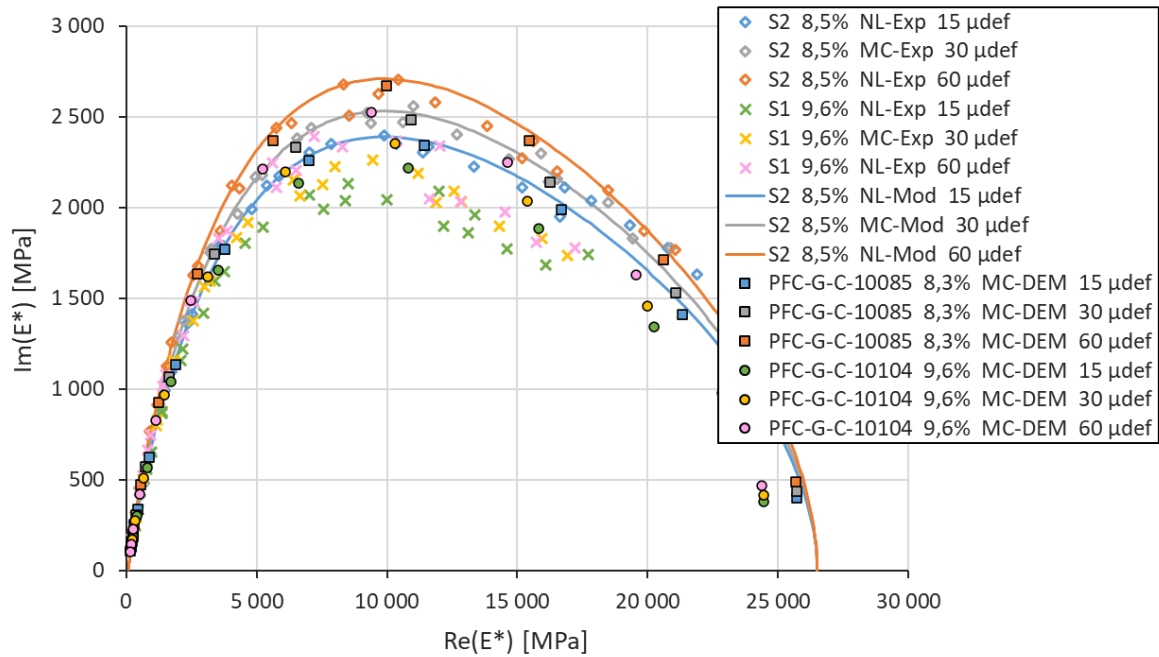


Figure 3.36 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m}/\text{m}$. Superposition dans le plan de Cole-Cole des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω, ε_0) et des simulations DEM des éprouvettes numériques PFC-G-C-10085 et PFC-G-C-10104.

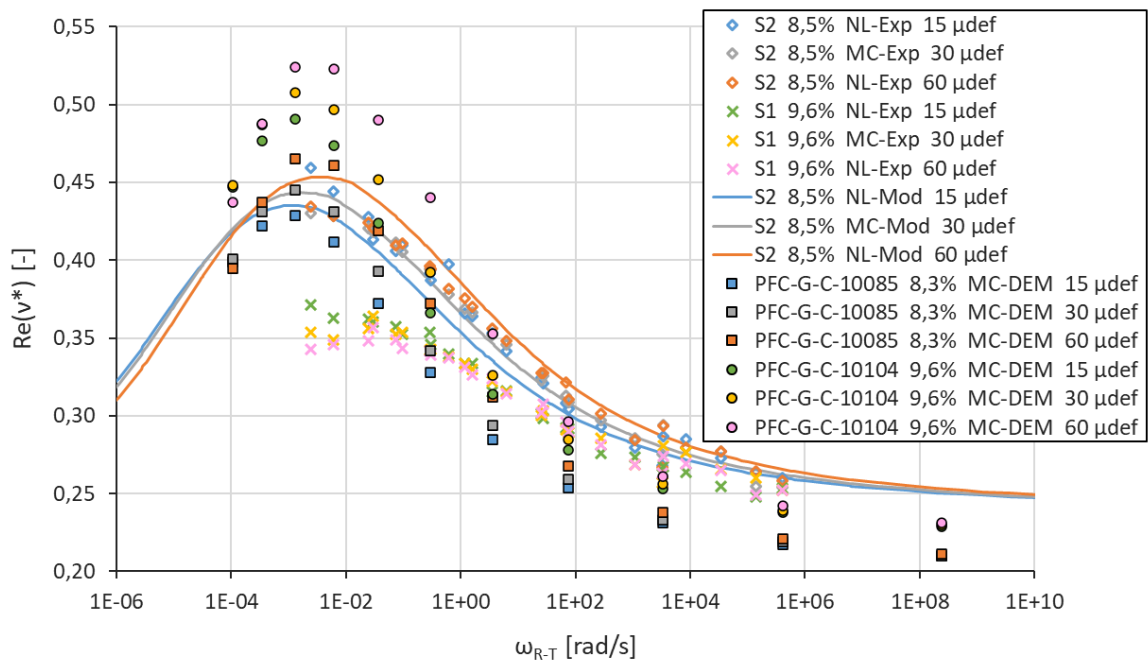


Figure 3.37 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvettes S1 et S2 – DTC-CY, MC, 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ et NL, 15/60 $\mu\text{m}/\text{m}$. Évolution de la partie réelle $\text{Re}(v^*)$ du coefficient de Poisson complexe en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique VENoL(T, ω, ε_0) et des simulations DEM des éprouvettes numériques PFC-G-C-10085 et PFC-G-C-10104.

3.6 ESSAIS DE FATIGUE CONTINUE

3.6.1 Principe de fonctionnement

L'essai de fatigue est mené de la même façon qu'un essai de module complexe avec quelques ajustements. D'abord, un essai de fatigue nécessite expérimentalement des centaines de milliers de cycles, voire quelques millions. Numériquement, il n'est pas possible de reproduire autant de cycles dans un temps acceptable. Par conséquent, des sauts de cycles sont pratiqués pour diminuer le nombre de cycles à effectuer (Figure 3.38). Il s'agit de la troisième discrétisation après le pas de temps de calcul et le temps discrétisé pour le relevé des mesures. L'effet du pas de cycles est discuté en section 3.6.3.3. Entre chaque saut de cycles, un cycle est pratiqué. À chaque début de cycle, les propriétés k_n , c_n et k_s , c_s de chaque contact sont mises à jour selon le PSETA (non-linéarité), le PSETX (thixotropie) et le modèle d'endommagement. Seuls les contacts qui ont au moins une extrémité reliée à une particule des plateaux inférieur ou supérieur ne sont pas endommagés, sinon les fissures de l'éprouvette ont tendance à apparaître dans cette zone, où les efforts sont généralement un peu plus prononcés. L'auto-échauffement n'a pas été modélisé pour une question de temps et parce qu'au chapitre 2, nous avons vu qu'il dépassait rarement un degré Celsius pour des essais DTC-CY menés à 100 $\mu\text{m/m}$. Ensuite, 12 mesures du module de rigidité complexe et du coefficient de Poisson complexe sont effectuées par cycle (contre 24 à 48 pour l'essai de module complexe). L'essai de fatigue s'arrête une fois que l'éprouvette a perdu 70 % de sa rigidité initiale.

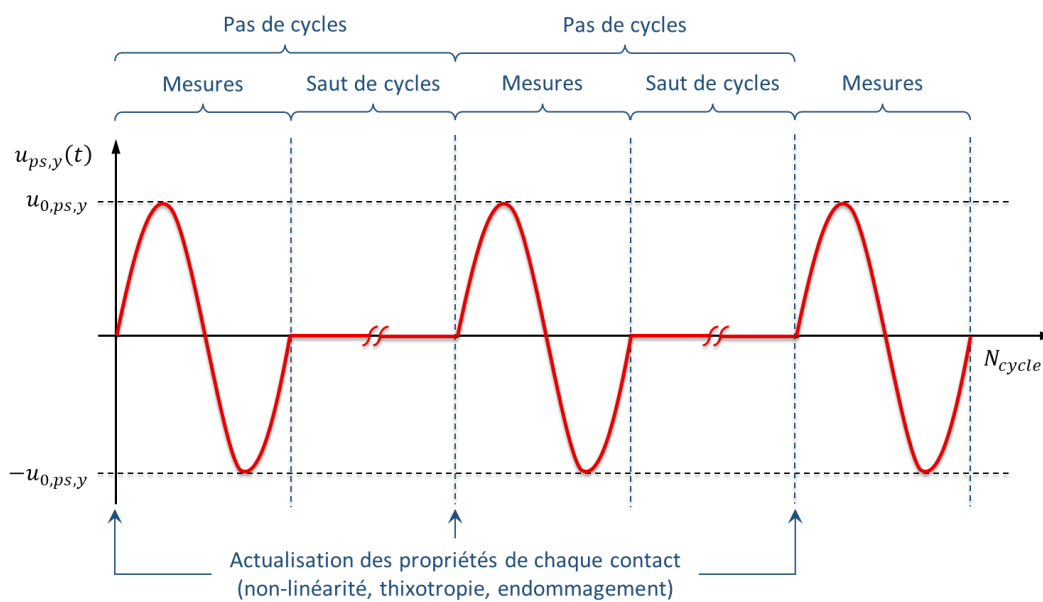


Figure 3.38 Principe d'utilisation des sauts de cycles en fatigue.

3.6.2 Pas de temps de calcul

Au cours d'un essai de fatigue les propriétés des contacts évoluent grandement, affectant le pas de temps critique. Puisque le pas de temps est maintenu constant au cours de l'essai, il tient donc d'utiliser un coefficient de sécurité proche de 0,8 à appliquer au pas de temps de calcul défini au début de l'essai.

3.6.3 Application avec l'enrobé de FREIRE

Des essais de fatigue numériques sont menés ci-après afin d'examiner la qualité du modèle d'endommagement. Sont étudiés les effets sur la durée de vie des paramètres propres à la fatigue, du niveau de déformation et de la température. Les résultats expérimentaux de l'enrobé de FREIRE servent encore une fois de point de comparaison. Parmi les trois enrobés étudiés jusqu'à maintenant, il est le seul dont les paramètres du modèle ont pu être ajustés selon l'effet du niveau de déformation sur l'endommagement. Or compte tenu des variations d'amplitude entre chaque contact en DEM, il est important de considérer sérieusement cet effet.

3.6.3.1 Calibration numérique

Les éprouvettes numériques conçues aux sections 3.5.2.1.1 et 3.5.2.1.2 pour les essais de module complexe DTC-CY sont réemployées pour les essais de fatigue sur l'enrobé de FREIRE. Les paramètres analytiques du PSETX (thixotropie) ajustés au chapitre 2 sont ajoutés à la loi de contact. Puisque les coefficients de forme du modèle d'endommagement d'un contact différent de celui analytique, une nouvelle calibration des paramètres de la loi de Paris modifiée est nécessaire.

Les paramètres d'endommagement sont approximés dans un premier temps en implémentant l'algorithme du modèle d'endommagement pour un seul contact dans un tableur Excel (Table 3.5). Les dimensions du contact sur Excel sont prises égales aux dimensions du contact moyen de la modélisation numérique. Puis, les paramètres trouvés sont testés au sein du code numérique. Cependant, avec ces paramètres, la rupture de l'éprouvette numérique est atteinte plus rapidement que celle prévue sur Excel. L'explication provient des hétérogénéités au sein de l'éprouvette numérique. En effet, les amplitudes de déformation des contacts ne sont pas toutes égales à celle imposée en tête d'éprouvette. En début d'essai, certaines amplitudes peuvent être 50 % plus importantes que celle imposée, et cet effet s'accroît avec l'ouverture de fissures macroscopiques. De ce fait, l'endommagement de l'éprouvette numérique progresse plus rapidement par rapport à la calibration analytique. Il convient alors d'effectuer quelques corrections des paramètres par tâtonnement numérique jusqu'à une durée de vie satisfaisante.

Ce tâtonnement doit être réalisé sur une éprouvette dont la durée de vie en fatigue est médiane par rapport à celle des autres éprouvettes. Il doit être mené à deux températures différentes car une température plus élevée conduit à de plus fortes hétérogénéités. Pour l'une des deux températures, deux ou trois niveaux de déformation différents doivent être testés. La divergence des essais de fatigue expérimentaux est telle qu'il n'est pas nécessaire d'accomplir ce tâtonnement avec des éprouvettes numériques de porosités trop rapprochées. Des écarts de deux-trois pourcents sont acceptables. Pour l'enrobé de FREIRE, l'ajustement est réalisé avec l'éprouvette PFC-F-C-10005 (porosité 5,6 %) à 10 °C, 10 Hz pour 76, 87 et 99 $\mu\text{m}/\text{m}$ et à 20 °C, 10 Hz pour 99 $\mu\text{m}/\text{m}$. FREIRE n'ayant réalisé des essais de fatigue qu'à 10 °C, les quelques essais menés par PHAN, dont un à 100 μdef , 10 °C, 10 Hz et un autre à 100 μdef , 25 °C, 10 Hz, nous renseignent pour approximer l'écart de durée de vie entre 10 et 20 °C. Le modèle analytique calibré sur l'enrobé de PHAN montre qu'à 20 °C, la durée de vie de l'enrobé est de l'ordre quatre fois plus grande qu'à 10 °C. Les paramètres finaux résultant de cet ajustement sur l'éprouvette PFC-F-C-10005 sont donnés Table 3.5. Le ratio a_0/b est fixé à 1 % en DEM contre 4 % habituellement pour les modèles analytiques car il est considéré que les vides entre contacts fournissent ce pourcentage supplémentaire. Plus un vide est important, plus les sollicitations aux abords de ce vide seront importantes, et par conséquent le taux d'endommagement aussi.

Table 3.5 Enrobé bitumineux de FREIRE. Calibration analytique et numérique des paramètres de la loi de Paris modifiée.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Un contact (Excel)	Éprouvette (DEM)
Rayon des particules	r_{part} [mm]	1,4	1,0 à 1,8
Pré-endommagement lors de l'essai MC référentiel	$D_{Mc,0}$ [%]	0,00	0,00
Ratio de la longueur initiale de la fissure par la largeur du contact	a_0/b [%]	1,0	1,0
Endommagement initial correspondant au ratio	$D_{f,0}$ [%]	0,02	-
Loi de Paris modifiée			
Coefficient	$C \left[\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m} \right]$	$3,60 \cdot 10^{-5}$	$3,00 \cdot 10^{-1}$
Coefficient de la loi puissance	m [-]	2,80	6,20
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
Influence de la non-linéarité	d [-]	6,10	5,60

La Figure 3.39 illustre une palette de données de sortie obtenues pour l'éprouvette PFC-F-C-10005 à $99 \mu\text{m}/\text{m}$, $10 \text{ }^\circ\text{C}$ et 10 Hz . La sous-figure (a) rend compte de l'évolution du pas de cycle utilisé (voir section 3.6.3.3). Les cycles sont tellement condensés sur cette figure qu'ils apparaissent sous la forme d'un trait vertical. L'espacement entre ces traits augmentent progressivement avant de diminuer de nouveau avec l'apparition de l'endommagement. Les sous-figures (c) et (d) montrent des courbes aux évolutions un peu saccadées avec la progression de l'endommagement. Le nombre limité de contacts dans les simulations en serait la cause. Globalement, les évolutions des courbes du MRC et du CPC correspondent aux attentes. La progression de la phase III paraît cependant un peu rapide. Pour rappel, d'après la façon dont est appliquée la variable d'endommagement D dans la loi de contact, l'endommagement n'est pas censé avoir d'effet sur l'angle de phase. Or, la sous-figure (c) dévoile pourtant une perturbation du déphasage lorsque la fissuration devient importante, comme rencontré sur plusieurs courbes expérimentales. Il s'agit donc bien d'un effet mécanique, validant l'hypothèse d'application de la variable D élaborée en section 2.6.1.1. Les sous-figures (g) et (h) rendent compte de comment la fissuration brise la continuité du matériau. De part et d'autre de la fissure, le matériau n'est plus sollicité, mais l'est fortement au-delà de la pointe de fissure au niveau de la section résistante.

Quelques remarques concernant les sous-figures (f), (h) et (i) et leurs légendes. Un contact se rompt lorsque D atteint la valeur de un. Le choix a été fait ici de maintenir le contact pour pouvoir lui affecter une couleur sur les graphiques. Ses propriétés k_n , c_n et k_s , c_s sont donc mises à zéro afin qu'il perde toute influence. Comme il n'est plus censé exister, son amplitude de déformation est fixée à zéro et les coefficients a_x et b_x du PSETX sont bloqués aux dernières valeurs obtenues.

La Figure 3.40 retrace étape par étape l'évolution de la fissure macroscopique de l'éprouvette PFC-F-C-10005. Pour la sous-figure (a), deux légendes sont utilisées, l'une exclusivement pour l'état initial ($|E^*|/|E_0^*| = 1,0$) et l'autre pour la progression de l'endommagement ($|E^*|/|E_0^*| < 1,0$). La première légende permet ainsi d'afficher la répartition hétérogène de l'endommagement initial au sein de l'éprouvette en raison des contacts de différentes dimensions. Elle met en évidence également le blocage imposé de l'endommagement des contacts ayant au moins une extrémité liée à une particule d'un plateau de chargement. L'agrandissement (a') identifie un double amorçage en amont du front de fissure. La propagation de l'un à conduit à l'arrêt de l'autre, généré par la perte de continuité du

matériau et donc à l’annihilation des sollicitations de part et d’autre de la fissure. Cet amorçage est le fruit de la mécanique DEM. Le contact séparant les deux parties de la fissure est orienté horizontalement, c’est-à-dire perpendiculairement aux sollicitations. Il s’est donc endommagé moins rapidement que ses voisins, mais a tout de même fini par casser comme on peut le constater sur l’image correspondant à une perte de 60 % du module ($|E^*|/|E_0^*| = 0,4$).

3.6.3.2 Effet des paramètres de la loi de Paris modifiée

Chacun des trois paramètres de la loi de Paris modifiée joue un rôle précis au sein du modèle analytique ajusté sur Excel (voir section 2.6.5.4). Ainsi le paramètre C contrôle la durée de vie du matériau de manière générale, le paramètre m contrôle l’effet de la contrainte, c’est-à-dire l’influence du niveau de sollicitation et du module complexe sur les écarts de durée de vie, et le paramètre ajouté d contrôle uniquement l’effet du niveau d’amplitude de déformation. La calibration est donc simple, l’effet de la température sur le module doit être ajusté en premier pour définir la valeur du paramètre m , puis l’effet de l’amplitude doit être corrigé au moyen du paramètre d .

Numériquement, l’ajustement est bien plus complexe car analytiquement, l’amplitude de déformation est fixée, ce qui n’est pas le cas au niveau d’un contact en DEM. Les essais de module complexe numériques démontrent en effet que pour des températures plus élevées, de plus fortes hétérogénéités sont obtenues (voir section 3.5.2.1.1). L’amplitude de déformation d’un contact dépend ainsi du niveau de chargement imposé mais aussi de la température. En d’autres termes, le paramètre d ne contrôle plus uniquement l’effet de l’amplitude sur la durée de vie du matériau mais également celui de la température, tout comme le paramètre m . Il n’est pas envisageable de supprimer le paramètre d pour simplifier la loi d’endommagement, les deux paramètres restent néanmoins toujours nécessaires. L’ajustement doit donc être réalisé pas à pas : ajuster l’effet de la température avec un premier jeu de paramètres, tester ce jeu pour deux ou trois amplitudes de déformation en vérifiant la pente obtenue de la droite de fatigue de type Wöhler, effectuer des corrections si nécessaire, révéifier l’effet de la température et ainsi de suite. La calibration numérique de l’endommagement prend donc un certain temps. Le rôle du paramètre C reste identique numériquement et analytiquement, il raccourcit ou rallonge les durées de vie tout en maintenant constant les écarts dus aux effets d’amplitude et de température.

3.6.3.3 Effet du pas de cycles

En section 2.6.5.2, il a été démontré que l’influence du pas de cycles sur la durée de vie du modèle analytique restait assez limitée en raison du fait que l’endommagement évoluait très lentement en début d’essai. En DEM, le modèle analytique est appliqué à chaque contact. Le cumul d’erreur est donc plus impactant au niveau macroscopique, d’où l’importance de vérifier l’influence du pas de cycles numériquement aussi. Les conclusions de cette vérification sont les suivantes. Le pas de cycle impacte faiblement la diminution de la norme du module de rigidité complexe lorsque celle-ci est générée par l’évolution des propriétés viscoélastiques du matériau (thixotropie). En revanche, l’influence du pas de cycle devient très importante avec le développement de l’endommagement.

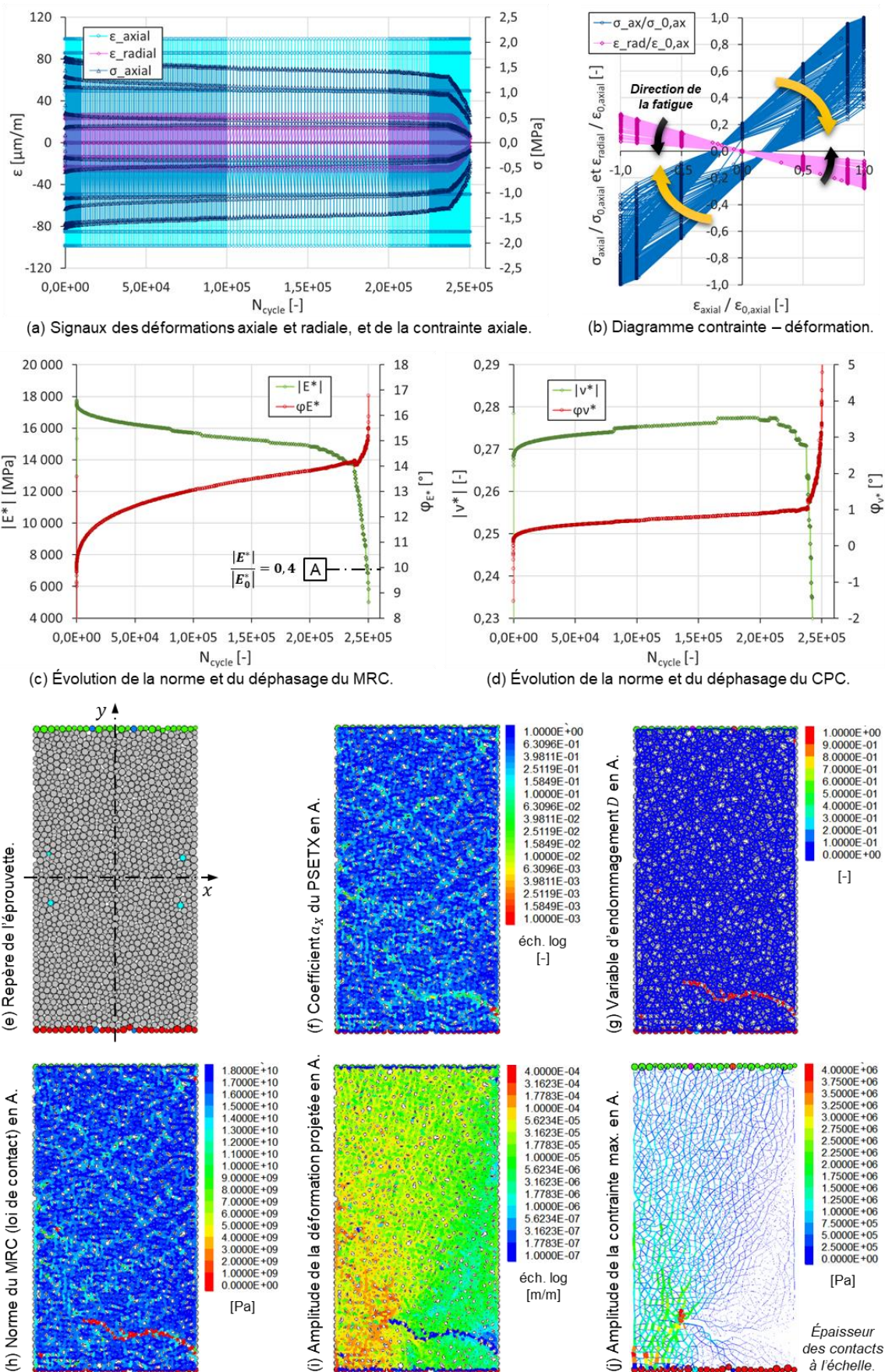


Figure 3.39 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 $\mu\text{m/m}$, 10 °C et 10 Hz. Données de sortie de la simulation DEM d'un essai de fatigue sur l'éprouvette numérique PFC-F-C-10005.

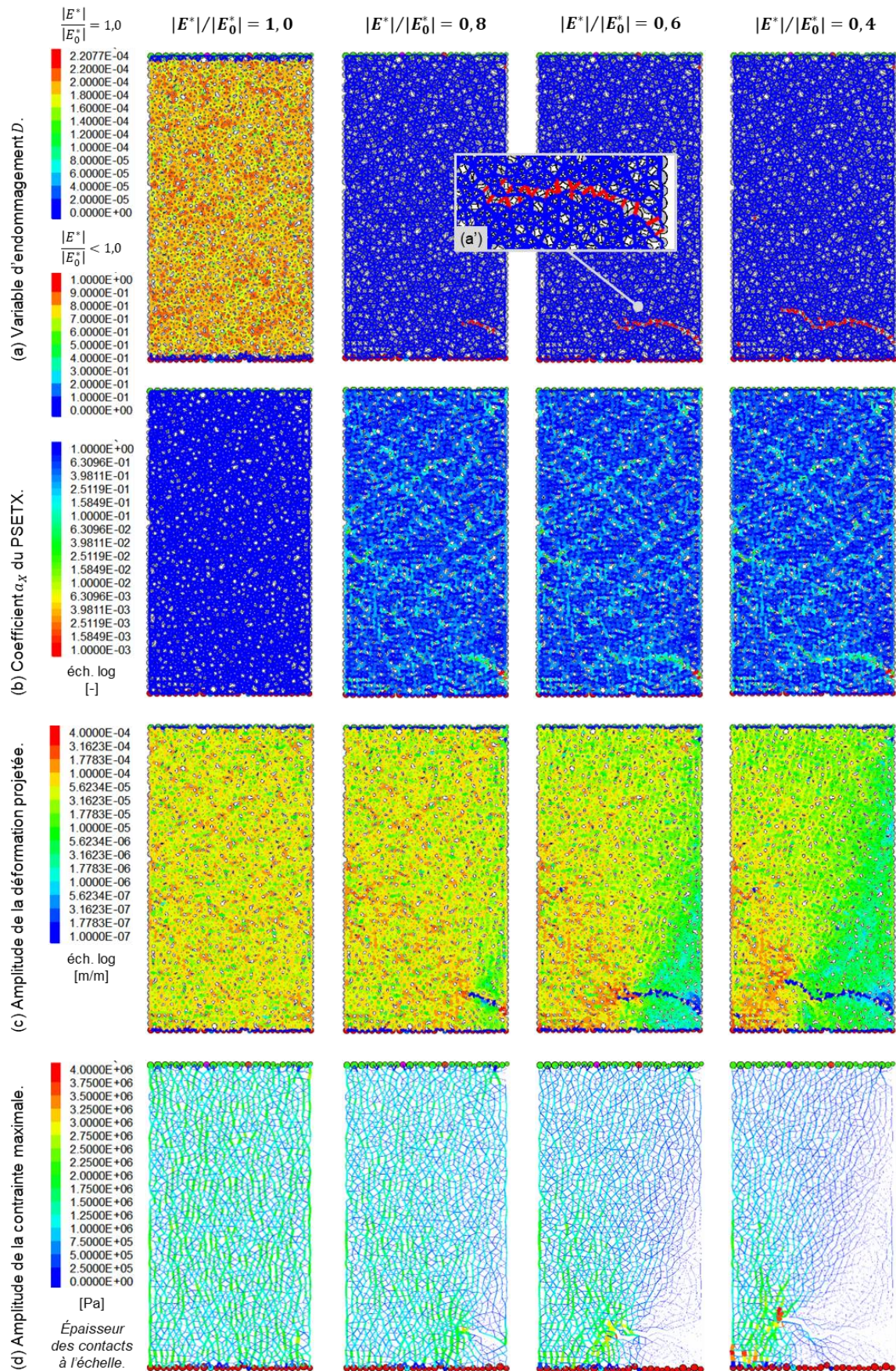


Figure 3.40 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 $^{\circ}\text{C}$ et 10 Hz. Suivi de la fissuration de l'éprouvette PFC-F-C-10005 et de l'évolution des sollicitations en front de fissure.

Un pas de cycles progressif a donc été mis en place en DEM (Table 3.6, colonne « Choix DEM »). Comme pour le modèle analytique sur Excel, les sauts de cycles pratiqués sont courts au début de l'essai, puis progressivement élargis, car la norme du module diminue rapidement lors de la phase I, puis ralentit en phase II sous la coupe des effets biaisants. À partir du milieu de la phase II, les sauts sont cependant raccourcis graduellement avec l'accroissement de l'endommagement. Par exemple, lorsque la variable d'endommagement D devient supérieur à 3 %, on ne considère plus que 50 % du pas de cycle en cours, établis pour les effets biaisants. Cet endommagement D est estimé au cycle i en soustrayant au module initial $|E_0^*|$, la somme du module en cours $|E_i^*|$ et la perte de module $\Delta|E_{thixo,i}^*|$ générée par la thixotropie (Équation 3.70). Cette part thixotropique peut être évaluée au moyen du modèle analytique. Toutefois, elle semble évoluer un peu moins rapidement dans le modèle numérique, sûrement en raison des amplitudes de déformation non homogènes des contacts, on ne considère donc que 80 % de cette part.

$$D_i = 1 - \frac{|E_0^*| - (|E_i^*| + \Delta|E_{thixo,i}^*|)}{|E_0^*|} \quad (3.70)$$

Table 3.6 Différents pas de cycles testés en DEM.

Cycles	Analytique (Excel)	Choix DEM	Différents pas de cycles (PDC) testés en DEM				
			PDC 100	PDC 200	PDC 500	PDC 1000	PDC 2000
1 à 10	Tous les cycles	1 cycle de montée en amplitude + 1 cycle de mesures					
10 à 50	Tous les 5 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles
50 à 100	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles	Tous les 10 cycles
100 à 500	Tous les 50 cycles	Tous les 20 cycles	Tous les 20 cycles	Tous les 20 cycles	Tous les 20 cycles	Tous les 20 cycles	Tous les 20 cycles
500 à 1 000	Tous les 100 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles	Tous les 50 cycles
1 000 à 5 000	Tous les 200 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 100 cycles	Tous les 200 cycles	Tous les 500 cycles	Tous les 1 000 cycles	Tous les 2 000 cycles
5 000 à 10 000	Tous les 500 cycles	Tous les 200 cycles					
10 000 à 50 000	Tous les 1 000 cycles	Tous les 500 cycles					
50 000 à 100 000	Tous les 2 000 cycles	Tous les 1 000 cycles					
100 000 à 500 000	Tous les 5 000 cycles	Tous les 2 000 cycles					
500 000 à 1 000 000	Tous les 10 000 cycles	Tous les 5 000 cycles					
Au-delà de 1 000 000	Tous les 20 000 cycles	Tous les 5 000 cycles					
Autres conditions	-	Si $D > 3\%$, 50 % PDC	-	-	-	-	-
	-	Si $D > 6\%$, 25 % PDC	-	-	-	-	-
	-	Si $D > 10\%$, 10 % PDC	-	-	-	-	-

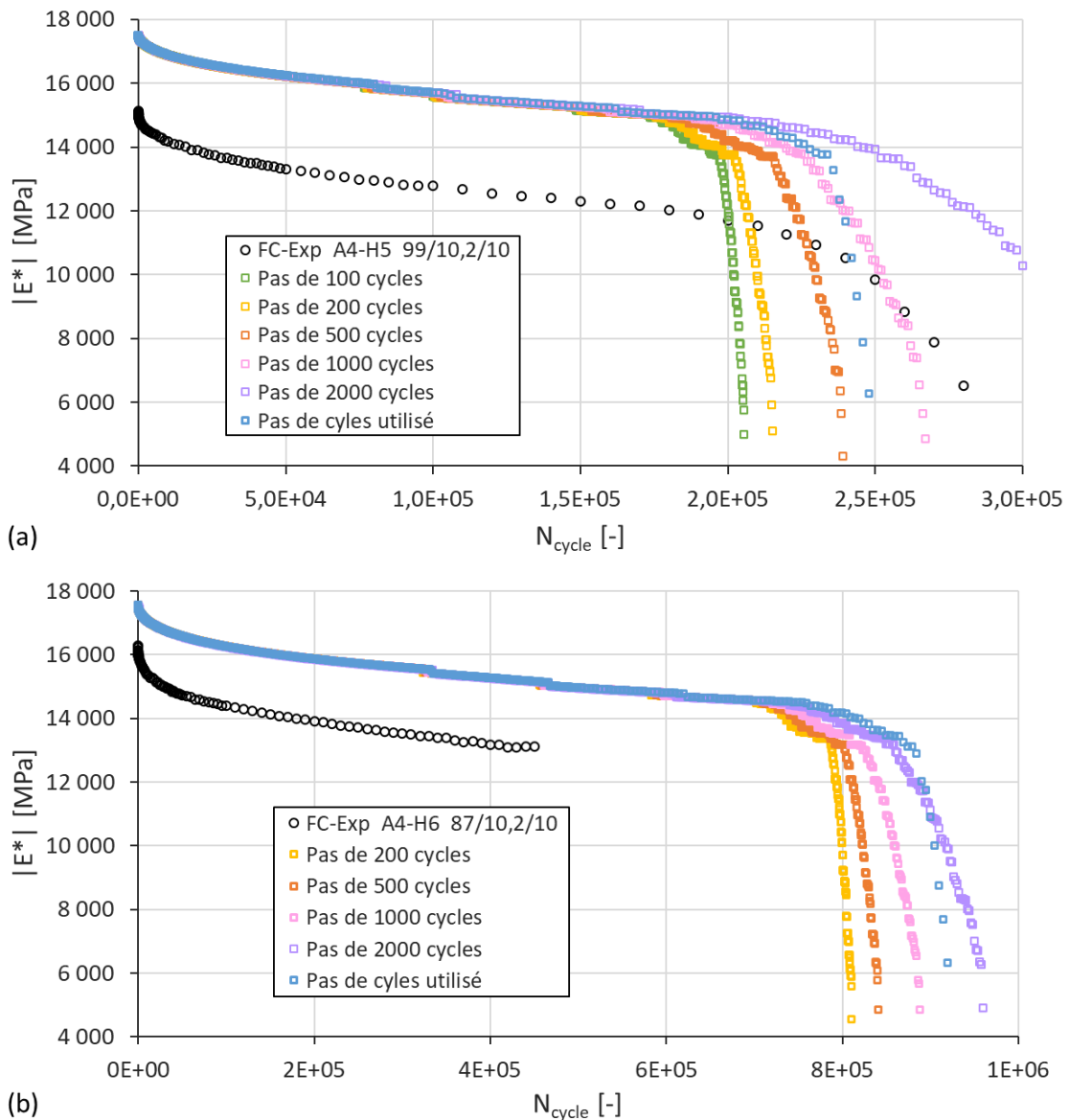


Figure 3.41 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A4-H6/5 – DTC-CY, FC, 87/99 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 10 Hz. Vérification de l’influence du pas de cycles en fatigue sur les simulations DEM des essais expérimentaux pour une durée de vie courte (a) et longue (b) avec l’éprouvette numérique PFC-F-C-10005.

Le pas de cycles établi est comparé à d’autres pas de cycles plus ou moins espacés (Table 3.6, Figure 3.41). Sur cette figure, l’effet de l’endommagement apparaît distinctement influencé par le pas de cycles, car plus ce dernier est espacé, et plus la durée de la phase III est longue. D’où le choix de raccourcir graduellement le pas de cycles avec l’augmentation de l’endommagement. Pour une sollicitation d’amplitude 99 μdef , le pas de cycles retenu se rapproche ainsi d’un pas de 1000 cycles avec une phase de rupture se rapprochant d’un pas de 200 cycles. Il présente une erreur de durée de vie d’environ 20 % avec le pas de 100 cycles, lequel ne semble pas être si éloigné de la simulation parfaite au regard du faible écart existant entre ce pas et celui de 200 cycles. Cet écart de 20 % se ressent à partir du milieu de la phase II et particulièrement au début de la phase III. Néanmoins les fissures générées dans l’éprouvette restent similaires entre ces deux pas de cycles (Figure 3.42). Pour des pas de cycles trop grands, la fissuration peut en revanche se développer autrement dans l’éprouvette. Sur la Figure 3.42, on observe en effet pour les pas de 100 et 200 cycles, un développement moins long de

la fissure principale et un développement d'endommagement plus important sur le bas-côté gauche (marques orange). Avec le pas de cycle retenu, il faut une durée de 26 h pour calculer l'essai de fatigue à $99 \mu\text{def}$, contre 32 h pour un pas de 500 cycles, et environ trois jours pour un pas de 200 cycles. Pour ce cas d'étude, les durées sont relativement courtes, le pas de cycles aurait donc pu être réduit. Mais le pas de cycle retenu constitue un référentiel d'études pour toutes les simulations numériques menées dans cette thèse. Or pour des essais de plus faibles amplitudes, de plus hautes températures ou de flexion deux points, les temps de calculs sont rapidement multipliés. Le choix de ce pas de cycle est donc un compromis entre une durée de simulation acceptable et des résultats qui restent proches du pas de cycle zéro, dans le but de permettre une étude relativement rapide des avantages et inconvénients du modèle établi.

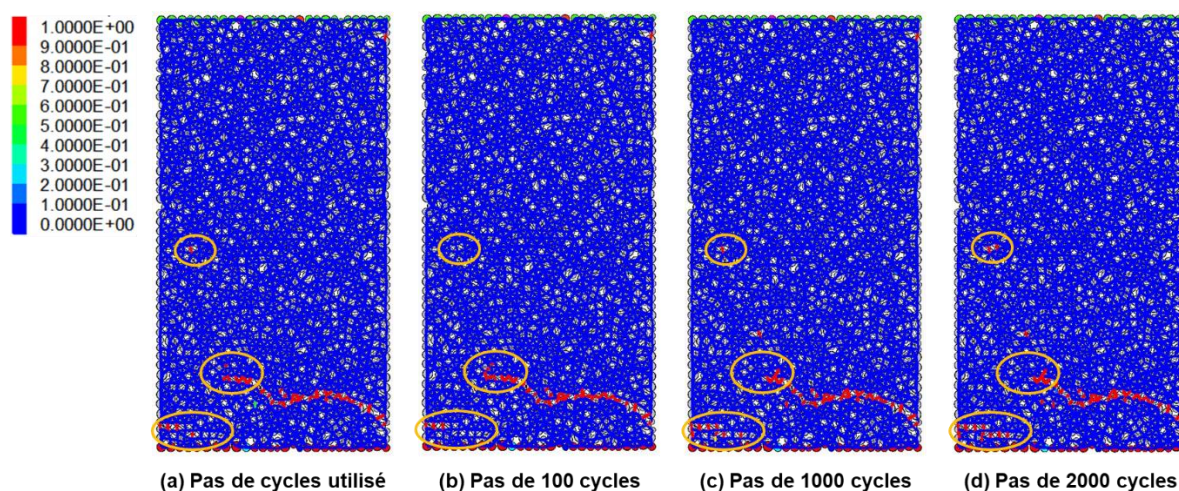


Figure 3.42 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A4-H5 – DTC-CY, FC, $99 \mu\text{m/m}$, 10°C , 10 Hz . Allure de la fissuration pour une perte de raideur de 70 % suivant le pas de cycles utilisé avec l'éprouvette numérique PFC-F-C-10005.

3.6.3.4 Effet de la position des capteurs de déplacement

L'apparition des fissures macroscopiques dans le « champ de vision » des deux capteurs de déplacement ou hors de celui-ci peut avoir une incidence sur la forme des courbes d'évolution mesurées de la norme du module de rigidité complexe et de l'angle de phase, particulièrement lors de la phase III. Par exemple, l'éprouvette PFC-F-C-10005 a été testée en fatigue selon deux configurations de positionnement des capteurs de déplacement. Dans la première, les particules des capteurs sont placées sur les plateaux de chargement et dans la seconde, elles sont fixées à 50 % de la mi-hauteur de l'éprouvette. Dans le premier cas, les mouvements du plateau supérieur étant contrôlés, l'amplitude de déformation des capteurs est donc fixe, seule l'évolution de la contrainte affecte ainsi l'évolution du module complexe. Dans le second cas, les particules des capteurs sont libérées des conditions limites, l'amplitude de déformation du capteur est donc amenée à varier durant l'essai. La Figure 3.43 montre que lorsque la fissure de l'éprouvette PFC-F-C-10005 apparaît hors du « champ de vision » des capteurs, les mesures en phase III s'en retrouvent perturbées. Après avoir commencé à diminuer rapidement en phase III, la norme du module est finalement remontée tandis que l'angle de phase est resté constant. C'est pourquoi les essais de fatigue de cette thèse seront menés avec les particules des capteurs de déplacement positionnées sur les plateaux de chargement, et non pas à 80 % de la mi-hauteur comme cela a été exécuté pour les essais de module complexe (voir section 3.3.2).

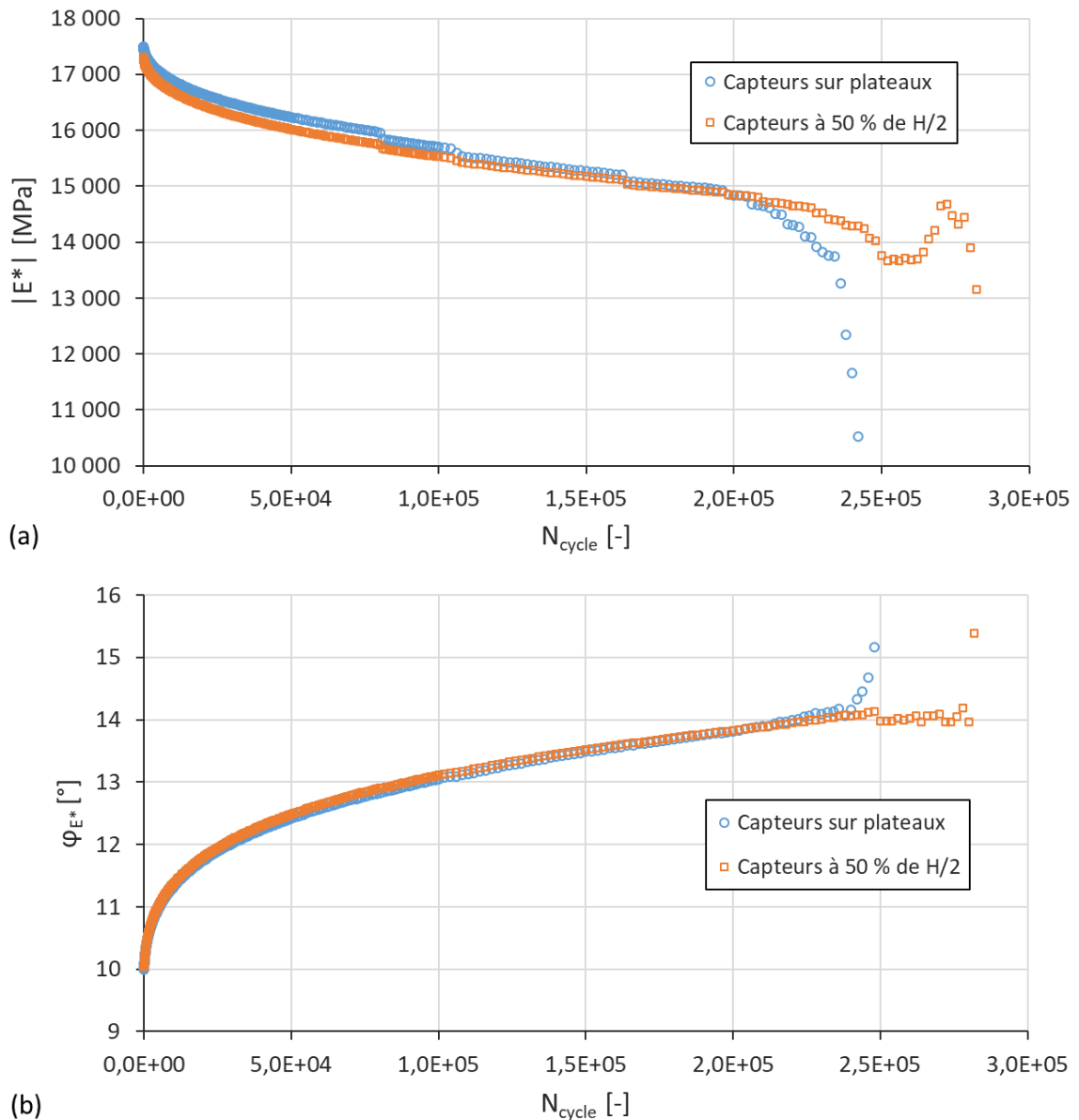


Figure 3.43 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A4-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Influence de la position des capteurs de déplacement en fatigue sur l'évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des simulations DEM de l'éprouvette numérique PFC-F-C-10005.

3.6.3.5 Effet de l'agencement des particules

Les six éprouvettes numériques PFC-F-C-10003/05/14/19/23/44 sont testées en fatigue aux mêmes conditions : 99 μ def, 10 °C et 10 Hz. Les simulations de la norme et de l'angle de phase du module de rigidité complexe admettent une forme générale qui corroborent les données expérimentales, si on excepte la phase III un peu rapide (Figure 3.44). Elles suivent également des chemins identiques dans le plan de Cole-Cole (Figure 3.45). Il y a un décalage au niveau du module initial car les courbes de fatigue expérimentales débutent un peu trop en-dessous de la valeur fournie par les essais de module complexe, alors que théoriquement elles devraient être les mêmes.

Le tracé de la norme $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles met en évidence une dispersion importante des résultats des simulations DEM, verticalement et horizontalement (Figure 3.44a). Cette

dispersion est due à la distribution des particules (agencement, porosité). Mais les six simulations numériques ne suffisent pas à conclure à propos de l'effet de la porosité sur la durée de vie en fatigue car les résultats n'évoluent pas tous dans la même direction, contrairement au module initial qui diminue lorsque la porosité augmente. L'agencement des particules semble donc être le principal acteur de cette dispersion, comme en témoigne les différentes formes de macrofissures obtenues (Figure 3.46). Au niveau du déphasage φ_{E^*} (Figure 3.44b), les trajectoires des six simulations ne forment qu'une seule courbe avant de se séparer à l'approche de la rupture, comme pour l'expérience. Cela montre bien encore une fois que le déphasage est indépendant de l'endommagement, sauf en présence de macrofissures, justifiant dans le modèle l'application simultanée de la variable d'endommagement D aux parties réelle et imaginaire du module complexe.

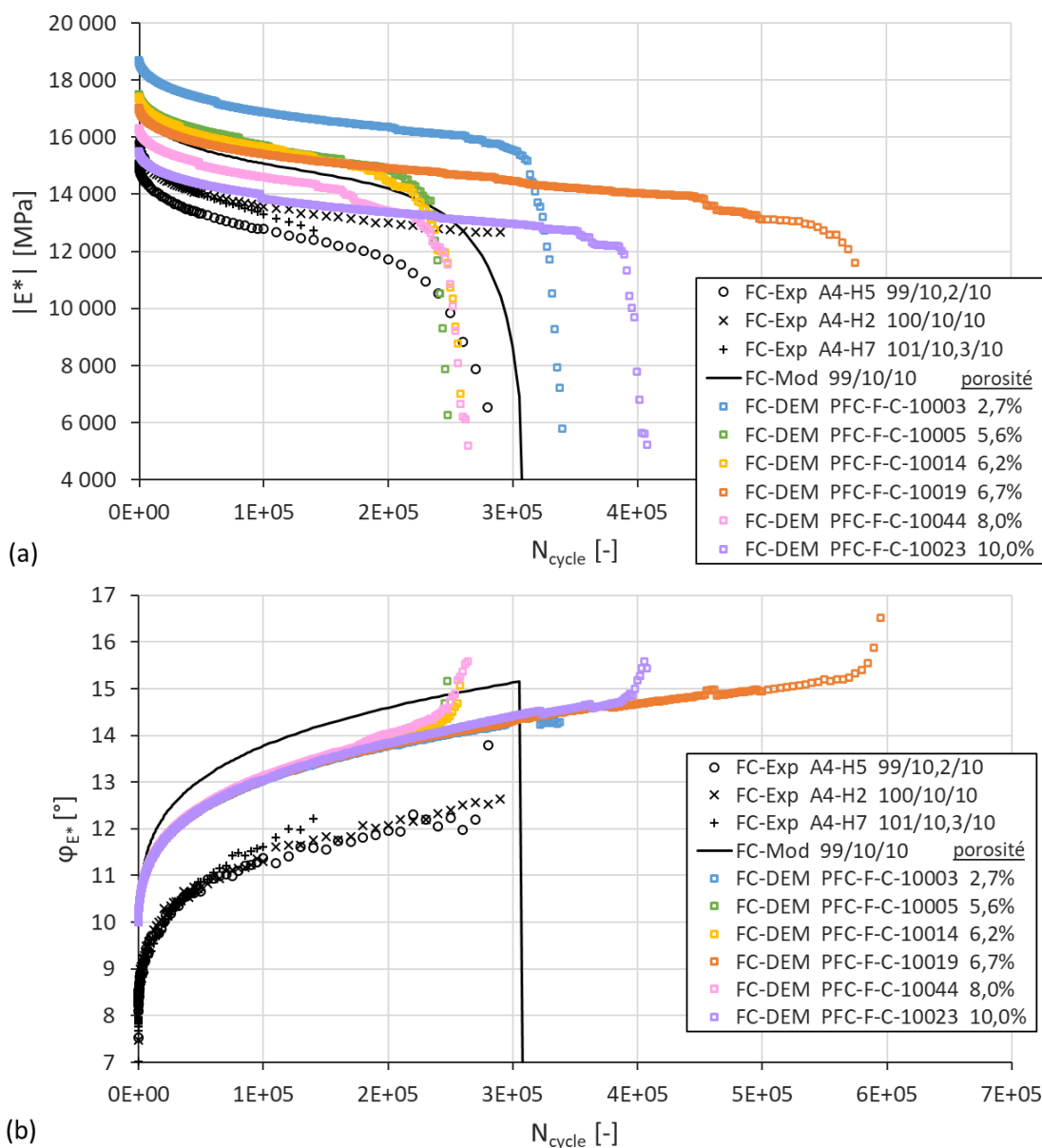


Figure 3.44 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Influence de l'agencement des particules DEM en fatigue sur l'évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Superposition des données expérimentales, du modèle analytique et des simulations DEM. La légende « 101/10,3/10 » correspond à 101 μ m/m / 10,3 °C / 10 Hz.

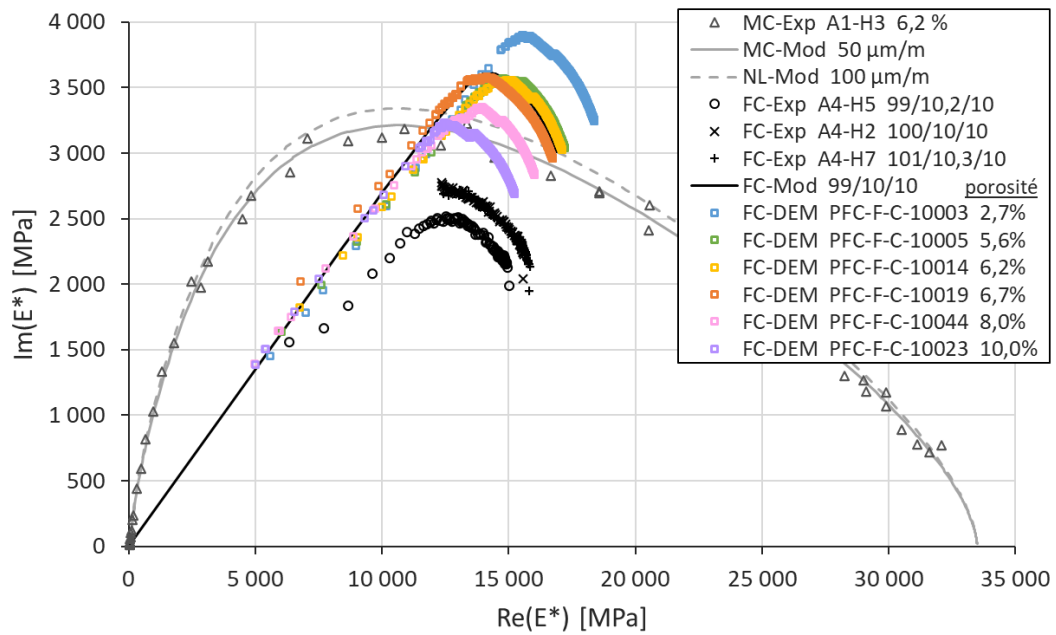


Figure 3.45 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Influence de l'agencement des particules DEM en fatigue sur l'évolution du module complexe dans le plan de Cole-Cole. Superposition des données expérimentales, du modèle analytique et des simulations DEM. La légende « 101/10,3/10 » correspond à 101 μ m/m / 10,3 °C / 10 Hz.

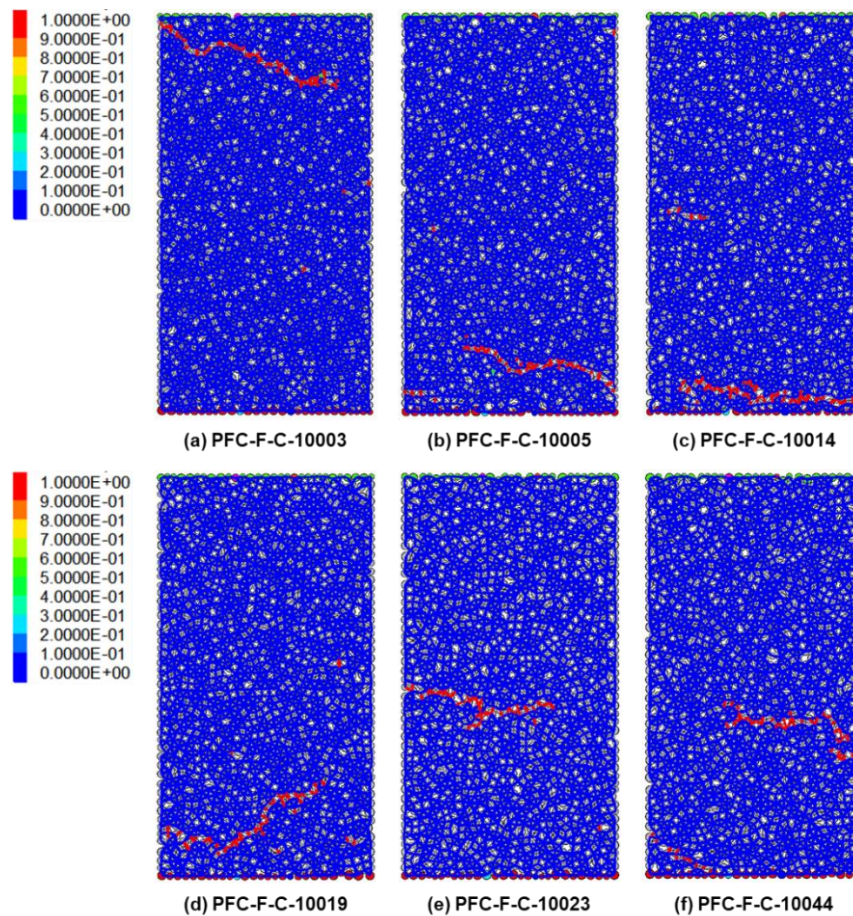


Figure 3.46 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Apparence des macrofissures obtenues en fatigue avec les simulations DEM pour une perte de raideur de 70 %.

La partie réelle du CPC évolue également de manière très différente selon l'éprouvette testée (Figure 3.47). Elle est de plus très sensible aux ruptures de contacts car les courbes apparaissent fortement saccadées. Il n'existe pas de comparaison expérimentale pour l'enrobé de FREIRE. D'après les mesures de PHAN, la partie réelle du CPC décroît lentement durant l'essai de fatigue puis fortement à la rupture. D'après les simulations, elle augmente lentement puis fortement à la rupture. Les simulations suivent la tendance analytique supposée, dont l'évolution de la norme du CPC est basée sur celle du déphasage.

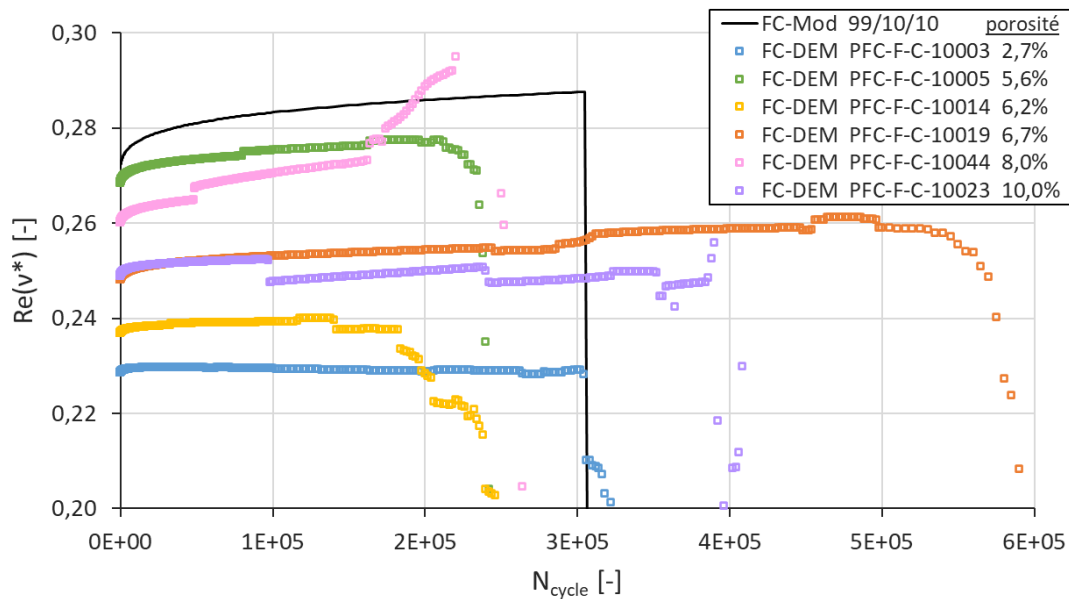


Figure 3.47 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Influence de l'agencement des particules DEM en fatigue sur l'évolution de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe $Re(v^*)$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Superposition du modèle analytique et des simulations DEM.

Les données numériques peuvent être manipulées comme des données expérimentales pour en extraire les tendances des coefficients a_x et b_x du PSETX (Figure 3.48). Cela permet de vérifier si la loi analytique du PSETX est altérée ou non par la simulation. Globalement, les formes des courbes restent les mêmes. Toutefois, la thixotropie numérique apparaît plus lente que la thixotropie analytique. L'une des causes pressenties serait la non-linéarité. En effet, tous les contacts ne sont pas sollicités à la même amplitude. La thixotropie se développe ainsi de manière hétérogène dans l'éprouvette. Les zones moins affectées pourraient ralentir l'effet thixotrope global. On note également que la porosité influence légèrement la thixotropie. Plus la porosité est importante, plus le coefficient a_x est ralenti et plus le coefficient b_x est accéléré, d'après les simulations.

3.6.3.6 Effet de l'amplitude de déformation

Les éprouvettes numériques de la section précédente sont également testées à 87 et 76 μ def afin de tracer la droite de Wöhler (Figure 3.49). La calibration numérique de la fatigue est globalement correcte, mais la pente de la droite de Wöhler s'éloigne un peu de l'expérience. Cette comparaison dépend aussi du point de vue car dans le plan $\varepsilon_0 = f(N_{cycle})$ (Figure 3.49a), elle apparaît bien meilleure que dans le plan $N_{cycle} = f(\varepsilon_0)$ (Figure 3.49b). Or la calibration numérique sur l'expérience a été réalisée à partir du premier plan.

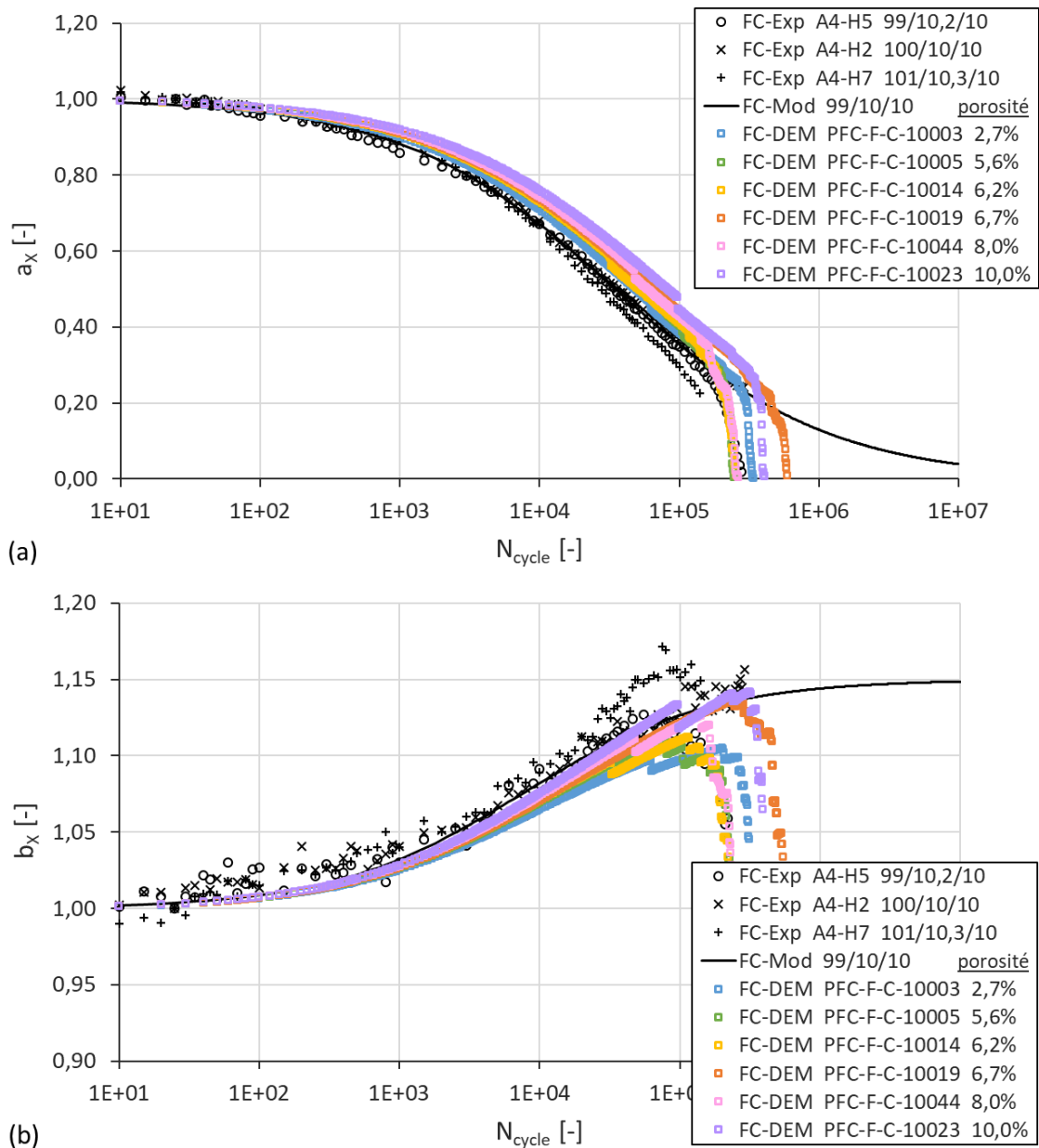


Figure 3.48 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 10 °C, 10 Hz. Extraction des coefficients a_x (a) et b_x (b) du PSETX à partir des simulations DEM et comparaison avec les données expérimentales et le modèle analytique. La légende « 101/10,3/10 » correspond à 101 μ m/m / 10,3 °C / 10 Hz.

Lors de la phase de calibration, il est également recommandé d'être vigilant sur le choix de l'éprouvette numérique servant de référentiel. Dans le cas présent, l'éprouvette numérique PFC-F-C-10005 considérée médiane en matière de durée de vie à 99 μ def s'est finalement avérée comme celle qui cassait le plus rapidement à 87 et 76 μ def. Elle avait pourtant été testée parmi un panel de trois-quatre éprouvettes à 99 μ def, 10 °C, 10 Hz avec une loi d'endommagement quelconque et un pas de cycle plus large pour la définir rapidement. Cependant suivant les conditions testées, une éprouvette qui paraît médiane peut l'être moins à d'autres conditions. C'est pour cette raison que la pente de la droite de Wöhler de la simulation DEM diffère un peu de l'expérience.

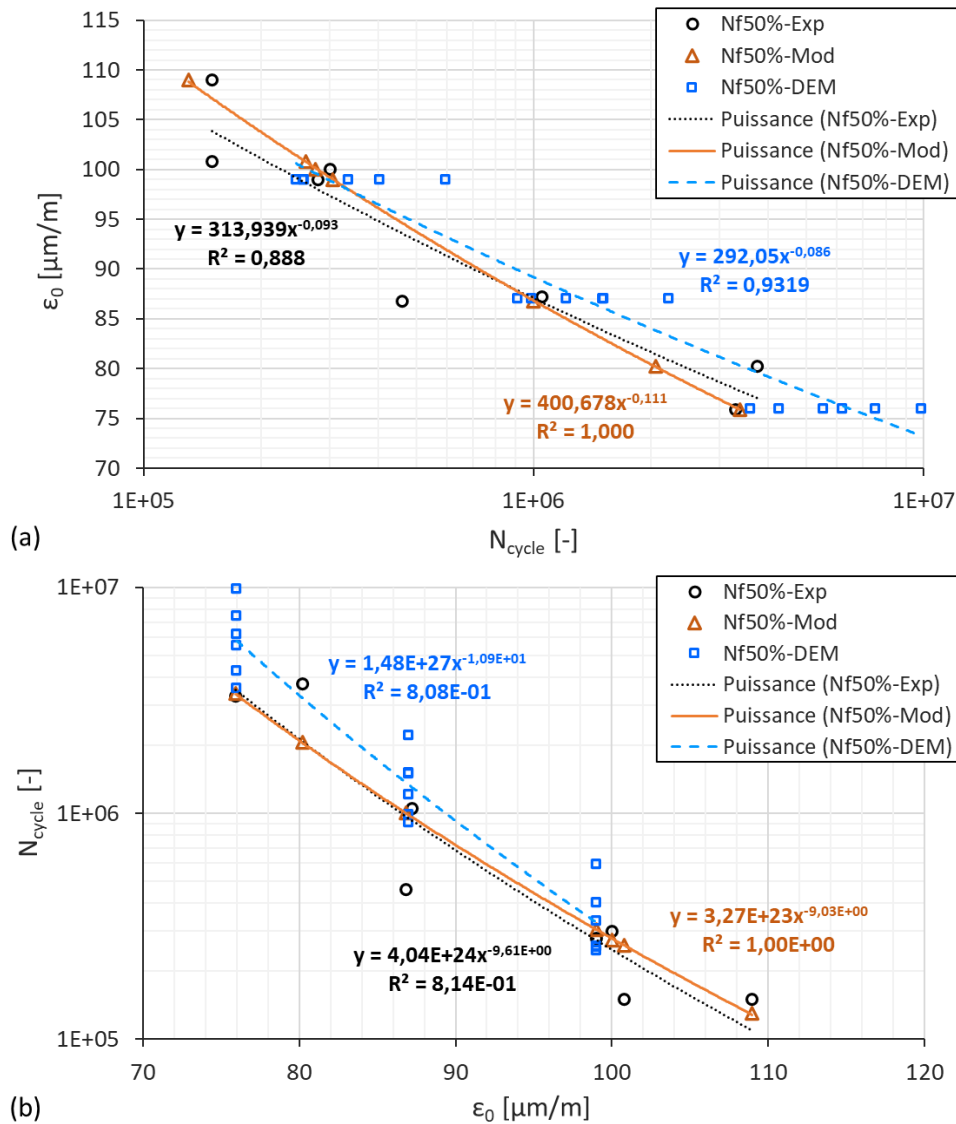


Figure 3.49 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 10 °C, 10 Hz. Tracé des courbes de Wöhler correspondant à une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue pour l'expérience, la modélisation analytique et la simulation DEM. L'influence du plan sur la détermination des courbes de tendance est étudiée : (a) $\epsilon_0 = f(N_{cycle})$ et (b) $N_{cycle} = f(\epsilon_0)$.

3.6.3.7 Effet de la température

Des essais de fatigue sont menés sur les éprouvettes PFC-F-C-10005/14/23 à 99 μdef et 10 Hz pour différentes températures : 0, 10 et 20 °C. La loi d'endommagement a été calibrée de sorte d'obtenir un allongement de la durée de vie des éprouvettes à 20 °C par rapport à 10 °C, de l'ordre d'un facteur quatre. Cet allongement de la durée de vie, plus la température est importante, est vérifié en Figure 3.50. Les chemins de fatigue de ces différentes températures sont tracés dans le plan de Cole-Cole en Figure 3.51. Cependant, l'écart de durée de vie obtenu entre 10 et 20 °C est finalement plus petit que celui souhaité, de l'ordre d'un facteur trois. La calibration s'est en effet avérée plus complexe que prévue. À haute température, un nouveau mode d'endommagement apparaît au sein du modèle numérique. À 10 °C, l'endommagement se produit par rupture du contact, alors qu'à 20 °C, il se produit en grande partie par liquéfaction du matériau sous l'effet de la thixotropie.

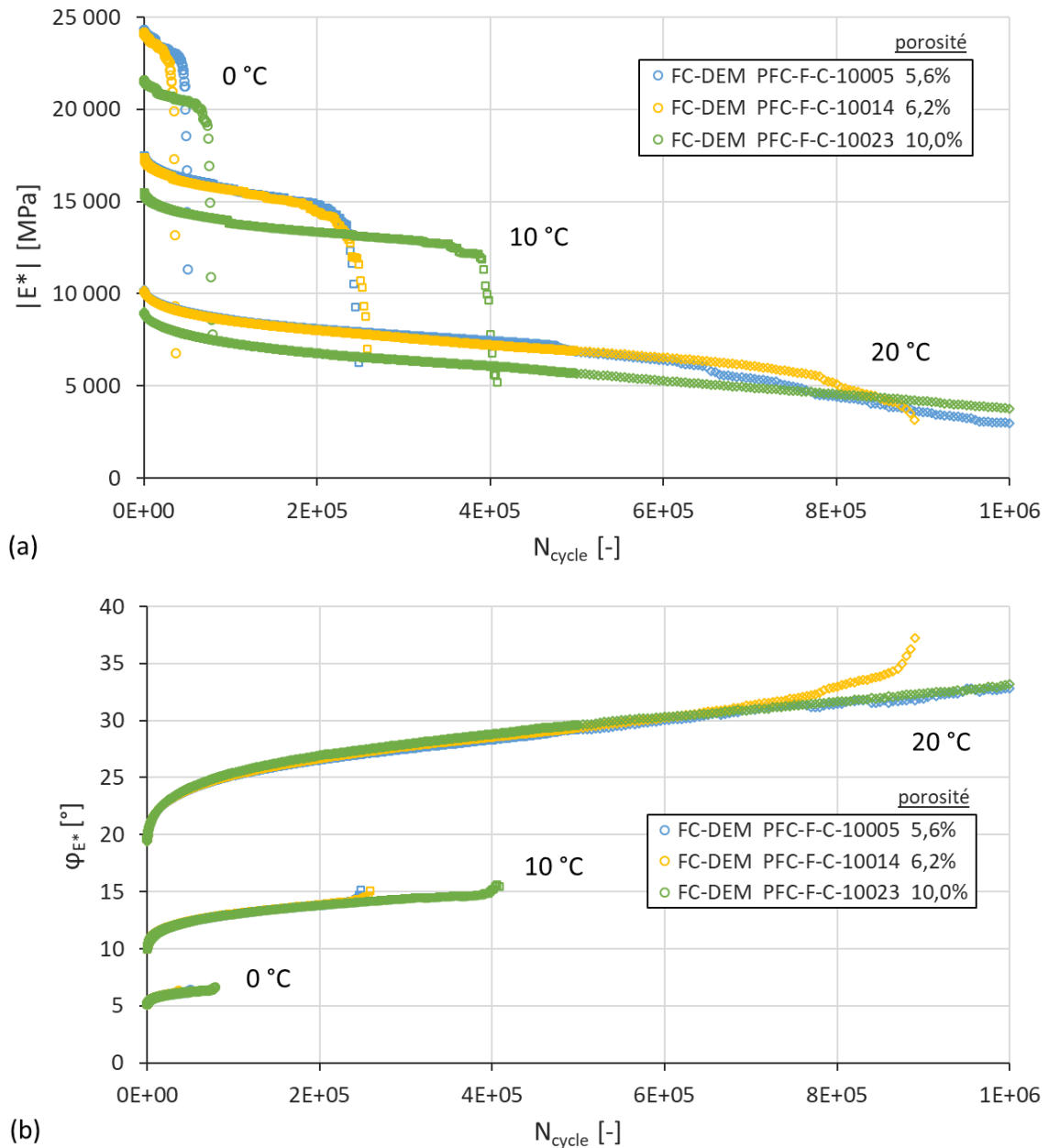


Figure 3.50 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 0/10/20 °C, 10 Hz. Influence de la température sur l'évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} à partir des simulations DEM.

Le mécanisme qui conduit à ce phénomène d'endommagement par liquéfaction s'explique simplement. L'endommagement se développe plus lentement à 20 °C, ce qui laisse plus de temps à la thixotropie de se développer. La thixotropie affecte plus rapidement les contacts les plus sollicités, c'est-à-dire ceux dont les amplitudes de déformation sont les plus importantes. Le module de rigidité de ces contacts diminue donc plus rapidement, par conséquent leur déformation augmente encore, et l'effet thixotrope s'accélère de nouveau. Un engrenage est né. Un développement hétérogène apparaît alors au sein de l'éprouvette conduisant à une fissuration par liquéfaction. La Figure 3.52 relate très bien ce processus : des zones conséquentes d'amplitudes de déformation élevées sont visibles alors que la variable d'endommagement D reste peu développée. Il faudra vérifier si ce phénomène se produit expérimentalement, ou s'il s'agit d'un problème de conception dans les lois du PSETX.

Quoiqu'il en soit, la modélisation obtenue ne reproduit sûrement qu'approximativement l'effet de la température. Les lois du PSETX au sein du modèle numérique sont construites sur l'hypothèse que la température n'affecte pas la thixotropie. Or il se pourrait que l'effet thixotrope soit plus important lorsque la température augmente, mais passé un grand nombre de cycles, il ralentirait plus rapidement que pour des températures inférieures. L'implémentation de cet effet redistribuerait quelque peu l'équilibre existant entre la loi d'endommagement et le PSETX.

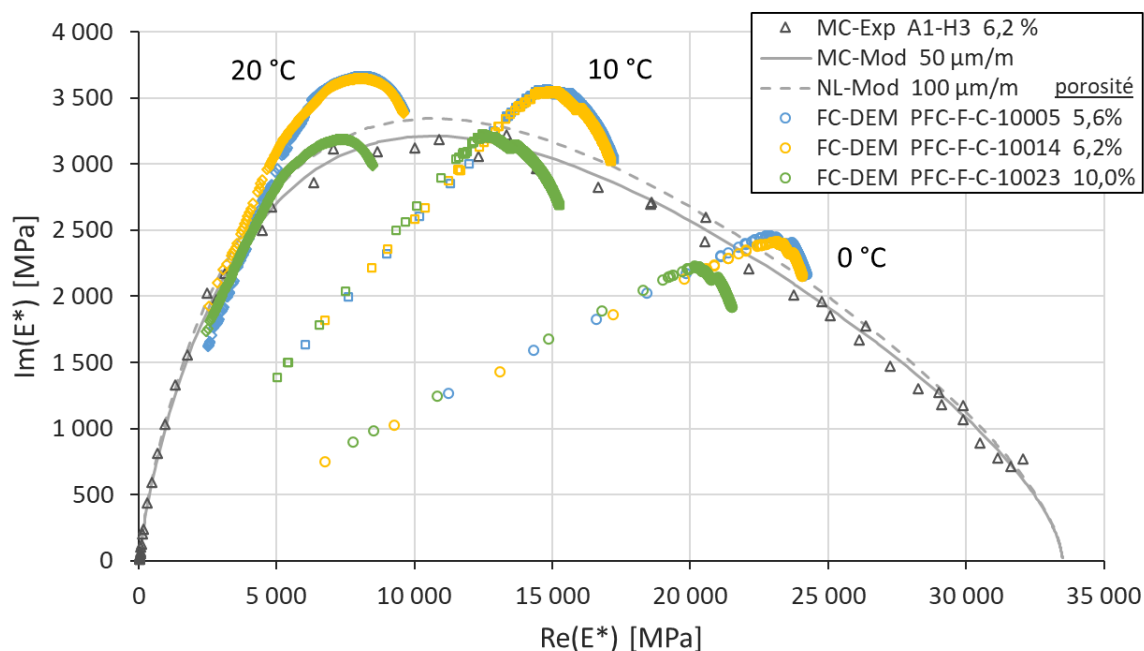


Figure 3.51 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 0/10/20 °C, 10 Hz. Influence de la température sur l'évolution du module complexe dans le plan de Cole-Cole à partir des simulations DEM.

3.7 DISCUSSION

3.7.1 Temps de calcul

3.7.1.1 Essai de module complexe

Les durées de simulation du code numérique créé sont très variables selon les paramètres fournis. Pour un essai de module complexe DTC-CY sur deux cycles, le temps de calcul peut fluctuer de quelques minutes à plusieurs heures. La Table 3.7 fournit plusieurs exemples de durée de simulation, pour de tels essais menés avec l'enrobé de FREIRE. Dans cette table, une séquence de cycles PFC consiste en un ensemble ordonné d'opérations de calcul (voir Figure 1.80, section 1.10.4). Les simulations ont été exécutées avec un processeur Intel(R) Xeon(R) W-2145 CPU @ 3.70GHz.

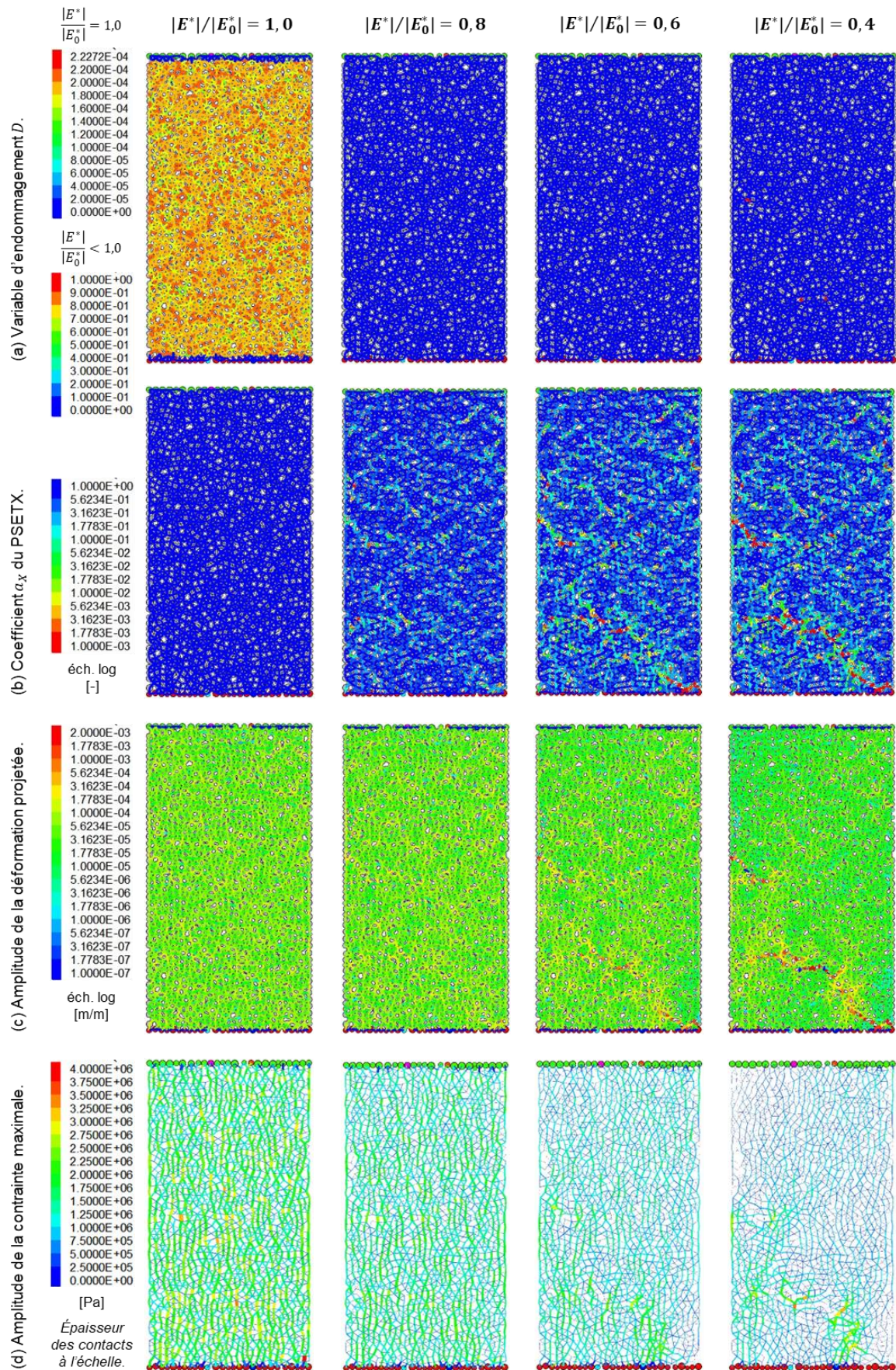


Figure 3.52 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY, FC, 99 μ def, 20 °C, 10 Hz. Suivi de la fissuration de l'éprouvette numérique PFC-F-C-10014 à 20 °C.

Table 3.7 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3. Durées de simulations DEM pour différents essais de module complexe DTC-CY. En vert, sont représentés les paramètres qui sont expérimentés.

Grandeur physique	Symbole	Simul. 1	Simul. 2	Simul. 3	Simul. 4	Simul. 5	Simul. 6	Simul. 7
Éprouvette numérique	Référence	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-10019	PFC-F-C-1,5/2,5
Nombre de cycles (dont montée en amplitude)	N_{cycle} [-]	2 (1)	2 (1)	2 (1)	2 (1)	2 (1)	2 (1)	2 (1)
Nombre de mesures / cycle	N_{mesure} [-]	24	24	24	24	24	48	24
Nombre de particules	$N_{particule}$ [-]	1 557	1 557	1 557	1 557	1 557	1 557	757
Masse volumique	ρ [kg/m ³]	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500
Amplitude de déformation	ε_0 [µm/m]	50	50	50	50	50	50	50
Température	T [°C]	-20	10	40	70	10	10	10
Fréquence	f [Hz]	10	10	10	10	1	10	10
Composante de rigidité	\Re_E [MPa]	31 596	17 204	1 110	41	12 180	17 204	17 204
Composante de viscosité	\Im_η [MPa.s]	1,17E+1	4,56E+1	1,77E+1	5,38E-1	5,08E+2	4,56E+1	4,56E+1
Ratio viscosité / rigidité	\Im_η / \Re_E [s]	3,70E-4	2,65E-3	1,59E-2	1,31E-2	4,17E-2	2,65E-3	2,65E-3
Facteur d'accélération	α_{acc} [-]	0,0001	0,0001	0,001	0,01	0,0001	0,0001	0,0001
Pas de temps auto PFC	Δt [s]	2,55E-6	6,40E-7	1,35E-7	4,61E-7	5,60E-8	6,40E-7	1,36E-6
Nb séquences de cycles PFC	$N_{séquence}$ [-]	85 565	319 634	1488615	440 973	35721419	319 634	151 142
Durée de simulation	t [h:min:s]	00:05:29	00:08:39	00:34:46	00:10:23	12:21:35	00:16:54	00:02:51

La Table 3.7 permet d'identifier le ratio viscosité \Im_η / rigidité \Re_E de la loi de contact comme l'un des paramètres principaux intervenant dans la durée de simulation (simulations 1 à 5). Plus celui-ci est important, plus la durée augmente. Ce ratio dépend des conditions de chargement (amplitude, température, fréquence). Ainsi, on évitera d'exécuter des essais à des fréquences trop basses, car non seulement la période d'un cycle augmente, mais la viscosité également (simulation 5). Dans la loi de contact, le facteur d'accélération des calculs α_{acc} permet aussi de jouer sur l'échelle des raideurs et amortissements des contacts, et donc sur le pas de temps critique, mais il est limité par les effets d'inertie. Ainsi, à 70 °C, les raideurs et amortissements étant déjà peu élevés, le facteur α_{acc} ne peut être autant diminué qu'à -30°C sinon des effets d'inertie apparaissent (simulation 4). Outre ces paramètres de la loi de contact, on identifie également le nombre de mesures par cycle (simulation 6). En effet, après chaque mesure, les propriétés des contacts sont réactualisées. Or ce procédé est lourd car il fonctionne au moyen de boucles algorithmiques « for » qui passent en revue chacun des contacts actifs de l'éprouvette. De ce fait, plus elles sont utilisées, et plus la durée de simulation augmente. Enfin, le nombre de particules influe aussi sur la durée (simulation 7). En effet, augmenter la taille des particules dans une éprouvette permet à la fois de diminuer leur nombre et d'augmenter leur masse, c'est-à-dire le pas de temps critique. Néanmoins, la précision est réduite. Il faut donc trouver le bon compromis entre durée de simulation et précision.

3.7.1.2 Essai de fatigue continue

Un cycle d'un essai fatigue nécessite moins de temps de calcul qu'un cycle d'un essai de module complexe car l'actualisation des propriétés des contacts n'est appliquée qu'une seule fois, au début du cycle, puis seulement douze mesures du module complexe sont pratiquées au cours du cycle.

Pour un essai de module complexe, l'actualisation des propriétés et les mesures sont répétées entre 24 et 48 fois. En revanche, en fatigue, les cycles doivent être répétés un grand nombre de fois générant de long temps de calculs et ce malgré les sauts de cycles pratiqués. Les durées se comptent alors en heures ou en jours. La Table 3.8 fournit des exemples de durée de simulation pour des essais de fatigue menés avec l'enrobé de FREIRE. Les conclusions restent les mêmes que pour un essai de module complexe.

Table 3.8 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H#. Durées de simulation pour différents essais de fatigue DTC-CY. En vert, sont représentés les paramètres qui sont expérimentés.

Grandeur physique	Symbole	Simul. 1	Simul. 2	Simul. 3	Simul. 4	Simul. 5	Simul. 6
Éprouvette numérique	Référence	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10005
Niveau de perte de rigidité pour arrêt de l'essai	Stop [%]	70	70	70	70	70	70
Pas de cycles	Référence	choix	PDC-100	PDC-200	choix	choix	choix
Nombre de mesures / cycle	N_{mesure} [-]	12	12	12	12	12	12
Nombre de particules	$N_{particule}$ [-]	1 564	1 564	1 564	1 564	1 564	1564
Masse volumique	ρ [kg/m ³]	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500
Amplitude de déformation	ε_0 [µm/m]	99	99	99	76	99	99
Température	T [°C]	10	10	10	10	0	20
Fréquence	f [Hz]	10	10	10	10	10	10
Comp. de rigidité initiale	\Re_E [MPa]	16 892	16 892	16 892	17 030	23 895	9 389
Comp. de viscosité initiale	\Im_η [MPa.s]	4,79E+1	4,79E+1	4,79E+1	4,70E+1	3,43E+1	5,29E+1
Ratio viscosité / rigidité	\Im_η/\Re_E [s]	2,84E-3	2,84E-3	2,84E-3	2,76E-3	1,44E-3	5,63E-3
Facteur d'accélération	α_{acc} [-]	0,0001	0,0001	0,0001	0,0001	0,0001	0,0001
Pas temps auto PFC (80 %)	Δt [s]	4,49E-7	4,49E-7	4,49E-7	4,59E-7	6,39E-7	3,91E-7
Nb de cycles lors de l'arrêt	N_{cycle} [-]	248 400	205 400	215 000	3 625 750	50 600	1 005 000
Nb de cycles réels pratiqués	$N_{c,pratiq}$ [-]	398	2 085	1 111	1 528	252	1 552
Nb séquences de cycles PFC	$N_{séquence}$ [-]	88687317	464411149	247484645	332942628	39470709	397001087
Durée de simulation	t [j:h:min]	01:02:26	05:05:43	02:23:02	04:00:51	00:10:39	04:00:01

3.7.2 Coefficient de Poisson complexe

La partie imaginaire du coefficient de Poisson complexe $\text{Im}(v^*)$ est dix à vingt fois plus petite que sa partie réelle $\text{Re}(v^*)$, ce qui laisse envisager un effet biaisant. La première hypothèse suggérerait $\text{Im}(v^*)$ comme la conséquence de la différence d'amplitude de déformation entre les directions longitudinale et transversale couplée au comportement non linéaire des enrobés. Malheureusement, les simulations numériques DEM montrent que $\text{Im}(v^*)$ reste égale à zéro, peu importe les conditions de chargement (voir section 3.5.2.1.1). Les écarts d'amplitudes de déformation entre les contacts orientés parallèlement et perpendiculairement à l'axe du chargement et l'intégration du PSETA à la loi de contact n'ont finalement aucun effet. En fait, il apparaît que tant que les ratios k_n/k_s et c_n/c_s restent identiques, $\text{Im}(v^*)$ reste toujours égal à zéro. L'hypothèse est donc en partie invalidée mais elle ne l'est pas

totalemment car on peut aussi se demander si les mécanismes de la DEM appliqués dans cette thèse sont suffisamment complexes pour pouvoir démontrer un tel effet.

En outre, les simulations numériques mettent en évidence une forte sensibilité de $\text{Im}(v^*)$ aux effets d'inertie. Ainsi, lors des essais en laboratoire, il serait intéressant de vérifier que les effets d'inertie de l'éprouvette et du matériel expérimental n'affectent pas $\text{Im}(v^*)$.

Dans le cas où $\text{Im}(v^*)$ serait bien la conséquence de la loi de comportement de l'enrobé et non d'un mécanisme externe, il faudrait envisager en DEM des coefficients λ_n et λ_s différents entre les raideurs k et les coefficients d'amortissement c . Or, une telle démarche nécessiterait un effort de calibration bien trop important par rapport à l'influence négligeable de $\text{Im}(v^*)$ sur le comportement de l'enrobé.

3.7.3 Amplitude de déformation d'un contact

Pour quantifier l'effet de la non-linéarité au niveau d'un contact en DEM, il a été choisi en section 3.4.3.2 d'utiliser l'amplitude du déplacement projeté δ_{proj} dans la direction de la force maximale F_{max} définie par la norme des forces normale F_n et tangentielle F_s . Cependant ce choix pourrait ne pas être le plus optimal (voir section 3.5.2.2.2). Il serait donc intéressant à l'avenir de tester en profondeur d'autres possibilités telles que l'amplitude du déplacement maximal δ_{max} défini par la norme des déplacements normal δ_n et tangentiel δ_s , le découplage des amplitudes de δ_n et δ_s , ou encore l'amplitude maximale entre δ_n et δ_s qui définirait la non-linéarité pour les deux directions.

3.8 SIMULATION DEM D'ESSAIS 2PB-TR

3.8.1 Actualisation de l'essai numérique

Le code numérique développé pour des essais DTC-CY reste en grande partie le même pour des essais 2PB-TR. Une adaptation de la forme de l'éprouvette et du principe d'essai est simplement nécessaire. Les modifications réalisées sont fournies ci-après pour les sections concernées.

3.8.1.1 Préparation de l'éprouvette numérique

L'éprouvette numérique est conçue dans un moule trapézoïdal dont l'utilisateur fournit les dimensions de la grande base, la petite base et la hauteur. La génération des particules au sein du moule reste inchangée, tout comme la loi de contact entre particules. Après suppression du moule, l'éprouvette est appareillée de ses plateaux de chargement et capteurs pour l'essai 2PB-TR (Figure 3.53). Le plateau supérieur est formé de particules dont les déplacements x et y et les rotations sont libérés. Il sert à appliquer les déplacements horizontaux et à mesurer en retour la force de réaction horizontale exercée par l'échantillon sur la paroi (Équation 3.71). Ce déplacement et cette force permettront d'évaluer le module du matériau. Quant au plateau inférieur, il est maintenu immobile grâce au blocage complet de ses particules (encastrement). D'autres particules sont également ciblées pour servir de capteurs. Le premier capteur sert à mesurer la déformation de la zone la plus sollicitée afin de s'assurer que la déformation ciblée est bien atteinte (Équation 3.72). Le second permet de vérifier un quelconque allongement de l'éprouvette lors des essais de fatigue (Équation 3.73).

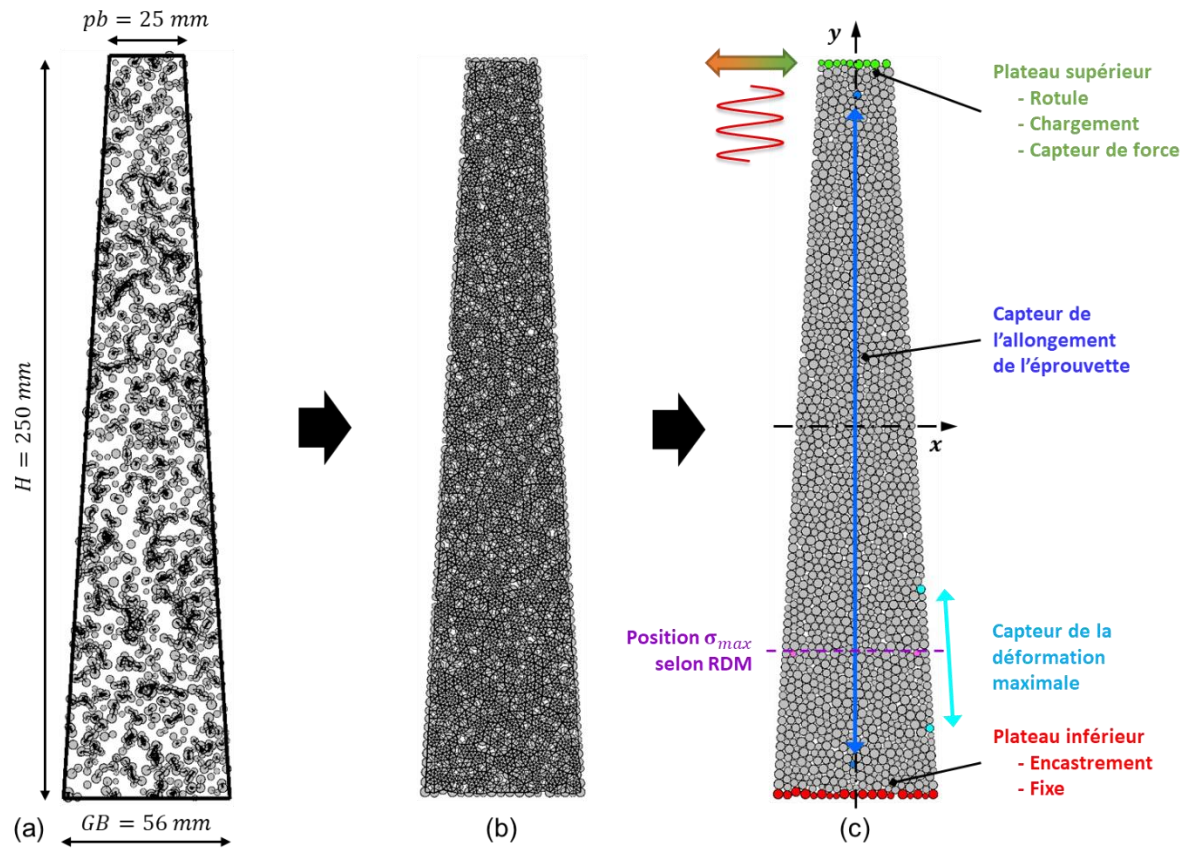


Figure 3.53 Exemple de conception d'une éprouvette trapézoïdale 2D : (a) génération aléatoire des particules, (b) éprouvette finale après stabilisation des particules et application de la loi de contact, (c) appareillage expérimental. Caractéristiques de l'éprouvette finale : rayon des particules min. 1,0 mm et max. 1,8 mm, porosité 6,6 % (définition 1), génération n°10019, 1491 particules, 3646 contacts.

Force horizontale :

$$F_h = -F_{ps,x} \quad (3.71)$$

Où,

- F_h , force horizontale mesurée en tête d'éprouvette [N] ;
- $F_{ps,x}$, composante x de la force de réaction du plateau supérieur [N].

Déformation maximale :

$$\varepsilon_{max} = \frac{l_{max} - l_{max,0}}{l_{max,0}} \quad (3.72)$$

Où,

- ε_{max} , déformation maximale [m/m] ;
- l_{max} , distance entre particules du capteur à chaque instant [m] ;
- $l_{max,0}$, distance initiale entre particules [m].

Allongement de l'éprouvette :

$$\varepsilon_{ep} = \frac{u_{ep,y}}{l_{ep,y,0}} \quad (3.73)$$

Où,

- ε_{ep} , déformation de l'éprouvette trapézoïdale sur sa hauteur [m/m] ;
- $u_{ep,y}$, composante y du déplacement entre particules du capteur [m] ;
- $l_{ep,y,0}$, composante y de la distance initiale séparant les particules du capteur [m].

3.8.1.2 Facteur d'accélération des calculs

Pour réduire les temps de calculs des essais 2PB-TR, les propriétés k_n , c_n et k_s , c_s sont diminuées au moyen du coefficient α_{acc} mais pas de manière aussi significative que pour un essai DTC-CY, car la flexion deux points génère des effets inertiels plus importants. Le facteur α_{acc} devra ainsi être pris cent fois plus grand que celui utilisé pour un essai DTC-CY à fréquence et température équivalentes (voir section 3.4.6, Table 3.1). Par exemple, pour un essai de module complexe à 10 °C et 10 Hz, le facteur α_{acc} est pris égal à 0,0001 pour DTC-CY mais il devra être pris égal à 0,01 pour 2PB-TR, ce qui accroît fortement les temps de calcul et ne permet pas une étude aussi approfondie que pour DTC-CY. Pour gagner un peu de temps en fatigue, on pourra toutefois prendre comme facteur 0,008 à la place de 0,01. Avec ce facteur, l'erreur inertielle reste faible.

3.8.1.3 Principe de fonctionnement des essais

L'essai 2PB-TR est exécuté en appliquant au plateau de chargement supérieur un déplacement horizontal sinusoïdal $u_{ps,x}$ d'amplitude $u_{0,ps,x}$ (Équation 3.74). Cette amplitude est déterminée à partir de l'amplitude de déformation ciblée $\varepsilon_{0,essai}$ fournie par l'utilisateur et qui correspond à la zone la plus sollicitée de l'éprouvette située environ au quart de la hauteur de l'éprouvette (voir section 4.2.2.1). Le passage entre ces deux amplitudes s'effectue au moyen du facteur de forme K_ε (Équation 3.75).

Déplacement horizontal $u_{ps,x}$ imposé au plateau supérieur :

$$u_{ps,x}(t) = u_{0,ps,x} \cdot h_{rampe}(t) \cdot \cos\left(\omega_{essai}t + \frac{\pi}{2}\right) \quad (3.74)$$

$$u_{0,ps,x} = \frac{\varepsilon_{0,essai}}{K_\varepsilon} \quad (3.75)$$

Où,

- $u_{0,ps,x}$, amplitude de la pulsation [m/m] ;
- $h_{rampe}(t)$, fonction de montée en amplitude [-] ;
- ω_{essai} , pulsation de l'essai [rad/s] ;
- K_ε , facteur de forme [m⁻¹].

L'homogénéité de l'essai DTC-CY permet de travailler directement à partir des contraintes et déformations mais l'essai 2PB-TR étant hétérogène, l'extraction des propriétés du matériau doit être réalisée à partir de la force F_h et du déplacement $u_{ps,x}$ du plateau supérieur. En effectuant ces mesures sur deux temps distants d'un seul pas de temps, elles permettent de composer un système d'équations dont les solutions sont les composantes de raideur \Re_k et d'amortissement \Im_c du module de raideur complexe k^* , de norme $|k^*|$ et d'angle de phase φ_{k^*} (Équations 3.76 à 3.78). L'application du

coefficient de forme γ permet d'effectuer le passage vers les composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η du module de rigidité complexe E^* (Équations 3.79). Le coefficient de Poisson ne peut pas être mesuré pour un essai 2PB-TR.

Système d'équations de mesure du module de raideur complexe k^* :

$$\begin{cases} F_h(t_1) = \Re_k \cdot u_{ps,x}(t_1) + \Im_c \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_1) \\ F_h(t_2) = \Re_k \cdot u_{ps,x}(t_2) + \Im_c \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_2) \end{cases} \quad (3.76)$$

$$\begin{cases} \Re_k = \frac{1}{u_{ps,x}(t_1)} \left[\frac{F_h(t_1)u_{ps,x}(t_1) \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_2) - F_h(t_2)u_{ps,x}(t_1) \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_1)}{u_{ps,x}(t_1) \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_2) - u_{ps,x}(t_2) \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_1)} \right] \\ \Im_c = \frac{F_h(t_2)u_{ps,x}(t_1) - F_h(t_1)u_{ps,x}(t_2)}{u_{ps,x}(t_1) \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_2) - u_{ps,x}(t_2) \cdot \dot{u}_{ps,x}(t_1)} \end{cases} \quad (3.77)$$

$$\begin{cases} |k^*| = \sqrt{\Re_k^2 + (\Im_c \omega_{essai})^2} \\ \tan \varphi_{k^*} = \frac{\Im_c \omega_{essai}}{\Re_k} \end{cases} \quad (3.78)$$

Passage du module de raideur complexe au module de rigidité complexe E^* :

$$\begin{cases} \Re_E = \gamma \cdot (|k^*| \cos \varphi_{k^*} + \mu \omega_{essai}^2) \\ \Im_\eta = \frac{\gamma}{\omega_{essai}} \cdot (|k^*| \sin \varphi_{k^*}) \end{cases} \quad (3.79)$$

Où,

- γ , facteur de forme [m^{-1}] ;
- μ , facteur de masse tenant compte des effets d'inertie [kg]. Puisque le plateau de chargement est constitué de particules de l'éprouvette numérique, seule la masse de l'éprouvette est prise en compte dans le calcul de μ .

3.8.2 Essai de module complexe

3.8.2.1 Application avec l'enrobé de FREIRE : généralités

Les mêmes distributions de particules et paramètres de la loi de contact utilisés en section 3.5.2.1.1 pour des essais DTC-CY sur l'enrobé de FREIRE sont réappliqués ici. Seul le type d'essai change, le but étant d'observer le comportement d'un essai 2PB-TR et les variations qu'il génère par rapport à un essai DTC-CY. Des éprouvettes numériques trapézoïdales 2D sont générées avec pour dimensions une hauteur de 250 mm, une grande base de 56 mm et une petite base de 25 mm. Ces dimensions satisfont les exigences de la norme NF EN 12697-26, 2018 pour une granulométrie expérimentale de 0/10 mm.

Quatre numéros de génération aléatoire contrôlée des particules sont testés ici, c'est-à-dire quatre éprouvettes différentes. La Table 3.9 fournit les caractéristiques de distribution des particules de ces quatre éprouvettes numériques. Bien que certains numéros utilisés soient identiques à ceux utilisés pour des essais DTC-CY, les surfaces d'emprise différentes des éprouvettes cylindrique et trapézoïdale amènent à de petites variations dans la distribution des particules. Ces éprouvettes n'ont donc plus en commun que leur numéro. Néanmoins, le numéro 10019 est maintenu comme

éprouvette témoin des essais 2PB-TR car sa porosité réelle est de 6,6 % selon la définition 1 (voir section 3.3.1.3). Elle reste donc proche de la porosité 6,2 % de l'éprouvette expérimentale référentielle A1-H3. Elle est nommée PFC-F-T-10019, avec la lettre « T » pour « trapèze » en remplacement de la lettre « C ». Parmi les trois autres éprouvettes, une est de porosité similaire et deux sont de porosités différentes.

Table 3.9 Enrobés bitumineux de FREIRE – Éprouvette A#-H#. Caractéristiques de distribution des particules des quatre éprouvettes numériques trapézoïdales.

Grandeur physique	Symbole [unité]	Éprouvettes numériques			
		PFC-F-T-10032	PFC-F-T-10003	PFC-F-T-10019	PFC-F-T-10005
Rayon particule min.	r_{min} [mm]	1,0	1,0	1,0	1,0
Rayon particule max.	r_{max} [mm]	1,8	1,8	1,8	1,8
Masse volumique	ρ [kg/m ³]	2 500	2 500	2 500	2 500
Porosité PFC entrée	$pt_{entrée}$ [%]	9,2	9,2	9,2	9,2
Num. génération aléatoire	$N_{générateur}$ [-]	10 032	10 003	10 019	10 005
Porosité réelle obtenue	p [%]	3,8	6,6	6,6	8,4
Nombre de particules	$N_{particule}$ [-]	1 519	1 485	1 491	1 466
Nombre de contacts actifs	$N_{contact}$ [-]	3 833	3 641	3 646	3 511
Densité contacts / particules	$d_{c/p}$ [-]	5,05	4,90	4,89	4,79

Des essais de module complexe sont exécutés à une amplitude de déformation de 50 $\mu\text{m/m}$ et une fréquence de 10 Hz, pour trois températures différentes (0, 10 et 20 °C). Pour l'éprouvette témoin PFC-F-T-10019, huit températures supplémentaires sont étudiées (-30, -20, -10, et 30, 40, 50, 60, 70 °C). La Figure 3.55 et la Figure 3.56 illustrent une palette de données de sortie obtenues respectivement pour l'éprouvette PFC-F-T-10019 aux conditions de chargement 0 °C, 10 Hz et 40 °C, 10 Hz. Ces deux figures mettent en évidence le changement d'état structural du matériau entre les deux conditions dans le cadre d'un essai 2PB-TR. Les conclusions restent les mêmes que celles établies pour des essais DTC-CY en section 3.5.2.1.1. Les sous-figures (a) et (c) permettent de vérifier la qualité du facteur de forme K_ϵ qui relie le déplacement horizontal en tête d'éprouvette et la déformation des fibres les plus sollicitées. Ainsi, pour un déplacement d'environ 65 μm , une déformation maximale de 47 μdef à 0 °C et de 46 μdef à 40 °C est obtenue, soit proche des 50 μdef visés. Bien que l'équation du facteur de forme K_ϵ découle d'une simplification élastique, elle reste tout de même valable à 40 °C en petites déformations. La principale différence entre les essais 2PB-TR et DTC-CY réside dans l'agencement des forces de contact. La sous-figure (h) met en évidence l'axe neutre des essais 2PB-TR. Les forces croissent en s'éloignant de cet axe.

Les résultats obtenus à partir de la calibration des essais de module DTC-CY sont également très satisfaisants pour les essais 2PB-TR comme on peut le constater dans le plan de Cole-Cole (Figure 3.54). Les essais 2PB-TR sont également sensibles aux effets de porosité en DEM : plus la porosité est faible, plus le module est important. Les essais 2PB-TR semblent néanmoins fournir des valeurs de module légèrement plus faibles que les essais DTC-CY. Ce point est vérifié dans la section suivante avec l'enrobé de GRAZIANI.

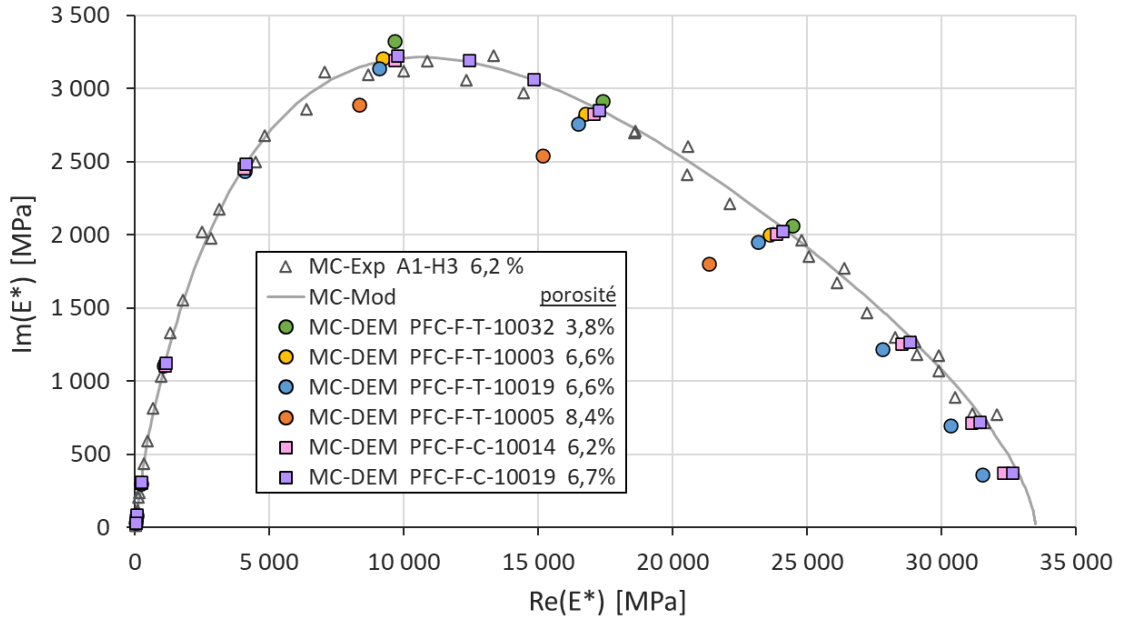


Figure 3.54 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – DTC-CY et 2PB-TR, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Influence du type d'essai et de la porosité en DEM sur le module de rigidité complexe dans le plan de Cole-Cole. Dans la légende, la lettre « T » désigne le trapèze et la lettre « C » le cylindre.

3.8.2.2 Application avec l'enrobé de GRAZIANI : non-linéarité

Comme en section précédente, la calibration DEM utilisée en section 3.5.2.2.2 pour des essais DTC-CY menés sur l'éprouvette S2 de l'enrobé de GRAZIANI est réappliquée ici pour des essais 2PB-TR. Le bitume de l'enrobé de GRAZIANI étant plus mou que celui des enrobés de FREIRE et de PHAN, les effets de non-linéarité sont plus importants. Les divergences structurelles entre les essais DTC-CY et 2PB-TR pourraient donc l'être aussi.

Des essais de module complexe DEM sont donc menés sur quatre éprouvettes DTC-CY et quatre éprouvettes 2PB-TR. Les éprouvettes numériques cylindriques 2D sont définies pour une hauteur de 120 mm et un diamètre de 94 mm. Les éprouvettes trapézoïdales 2D sont générées selon une hauteur de 250 mm, une grande base de 56 mm et une petite base de 25 mm. Les numéros de génération aléatoire de ces éprouvettes numériques sont définis de sorte que leurs porosités soient proches de celle de l'éprouvette S2, soit 8,5 %. Pour chacune des éprouvettes, des essais de module complexe sont exécutés à une amplitude de déformation de 30 $\mu\text{m}/\text{m}$ et une fréquence de 12 Hz, pour trois températures différentes (0, 10 et 20 °C). Les résultats sont fournis dans le plan de Cole-Cole, Figure 4.5. Il s'avère que les essais 2PB-TR fournissent des valeurs de module un peu en-dessous de celles des essais DTC-CY, mais globalement proches. Le graphe montre aussi que pour des porosités similaires, la dispersion des résultats entre éprouvettes d'un même type d'essai est plus importante pour des essais 2PB-TR que pour des essais DTC-CY.

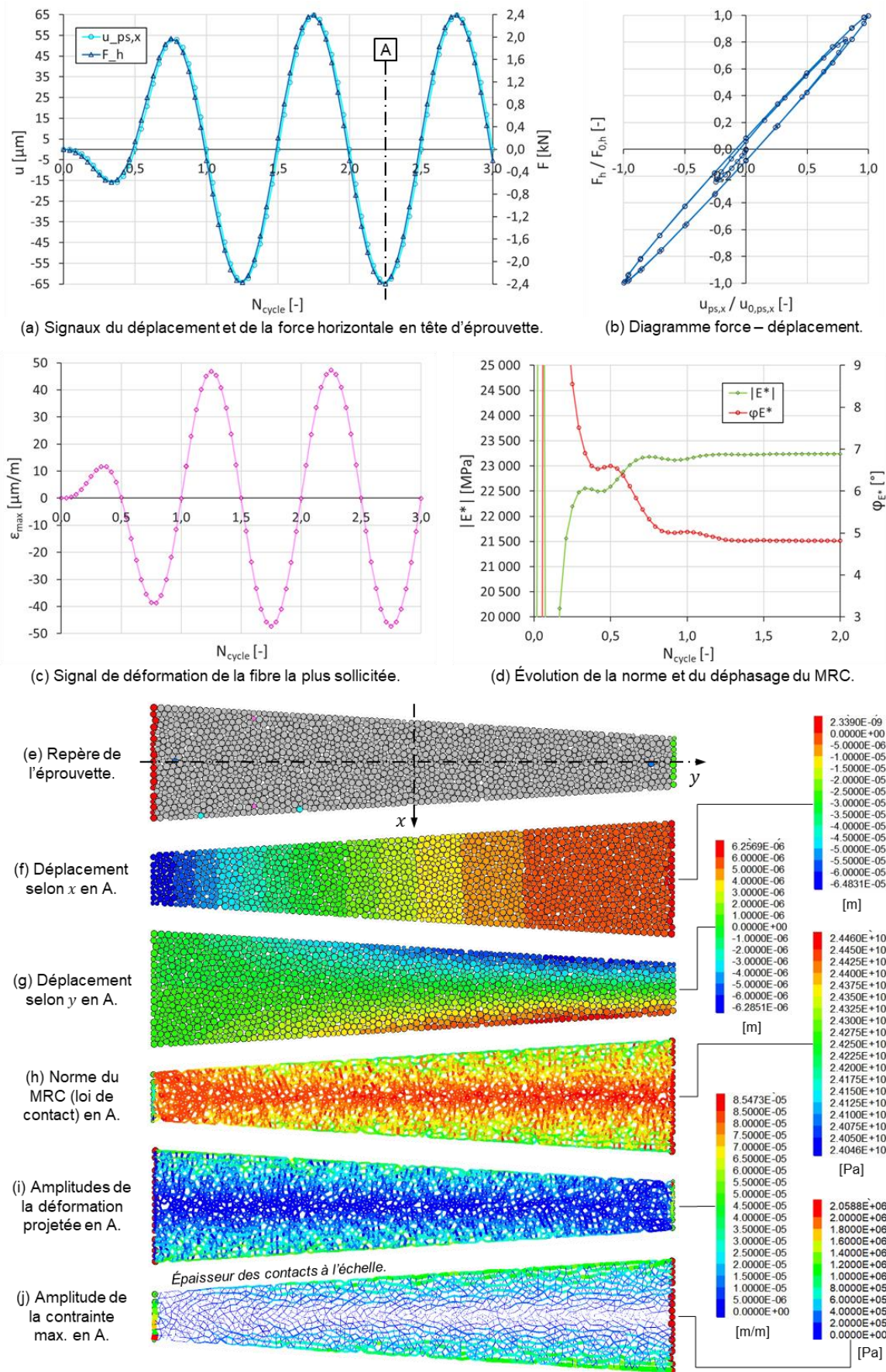


Figure 3.55 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – 2PB-TR, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, 0 °C, 10 Hz. Données de sortie de la simulation DEM d'un essai de module complexe sur l'éprouvette numérique PFC-F-T-10019.

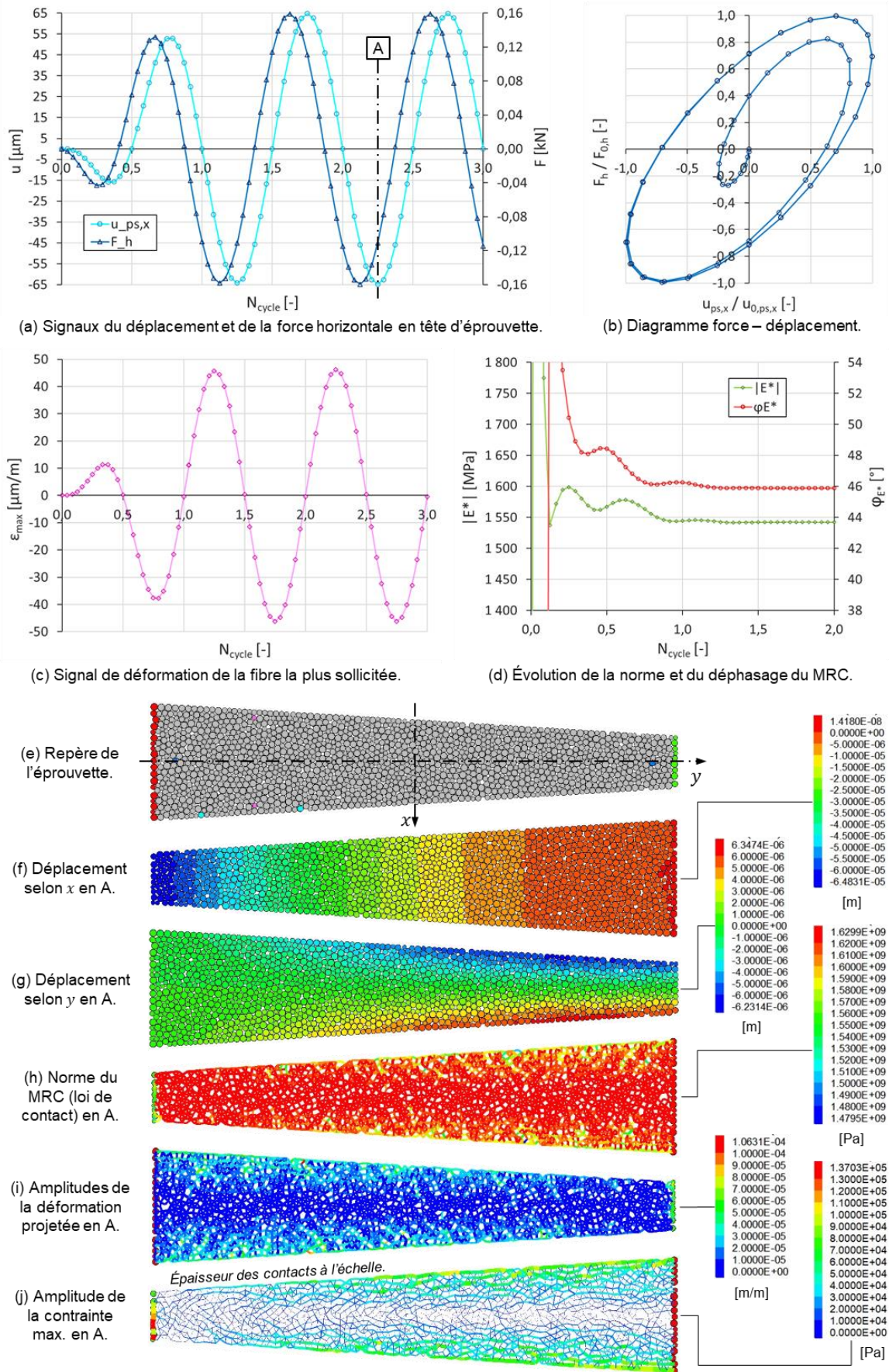


Figure 3.56 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvette A1-H3 – 2PB-TR, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$, 40 $^{\circ}\text{C}$, 10 Hz. Données de sortie de la simulation DEM d'un essai de module sur l'éprouvette numérique PFC-F-T-10019.

Les deux éprouvettes PFC-G-C-10174 et PFC-G-T-10054 sont de nouvelles testées en supprimant les effets du PSETA local, c'est-à-dire que les propriétés des contacts ne sont plus actualisées par rapport à leur déformation mais par rapport à celle de l'éprouvette. Tous les contacts admettent ainsi la même loi de comportement. Les résultats montrent que les valeurs de module des essais 2PB-TR et DTC-CY ne se superposent toujours pas (Figure 4.5, marques losange jaune et triangle vert). L'écart existant est donc bien dû à des effets structurels entre les essais 2PB-TR et DTC-CY. En outre, on observe logiquement que la non-linéarité affecte plus fortement le module des essais 2PB-TR en raison de leur caractère hétérogène. En effet, les déformations sont maximales sur les fibres externes et décroissent jusqu'à s'annuler en direction du centre de l'éprouvette (axe neutre). Or la norme du module croît lorsque la déformation diminue. La prise en compte de la non-linéarité à l'échelle locale permet donc de générer des valeurs de la norme du module un peu plus importantes que si elle était considérée à l'échelle globale.

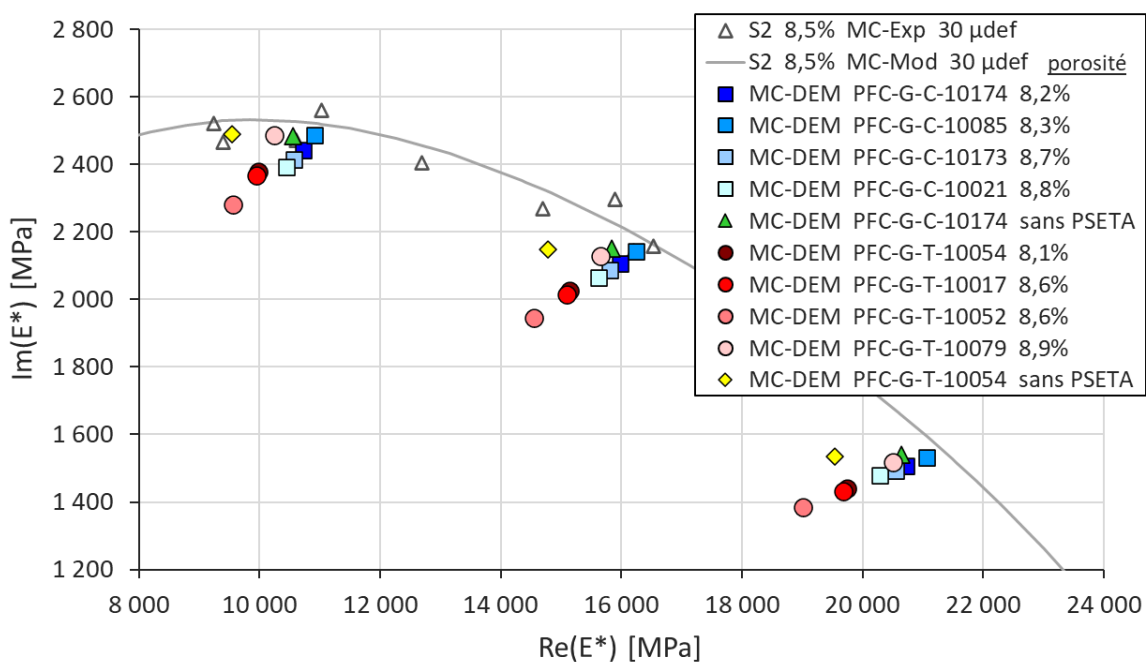


Figure 3.57 Enrobé bitumineux de GRAZIANI – Éprouvette S2 (DTC-CY) – DTC-CY et 2PB-TR, MC, 30 µdef. Influence du type d'essai et de la non-linéarité en DEM sur le module de rigidité complexe dans le plan de Cole-Cole. Dans la légende, la lettre « C » désigne le cylindre et la lettre « T » le trapèze.

3.8.3 Essai de fatigue continue

Des essais de fatigue 2PB-TR sont réalisés en considérant l'enrobé de FREIRE et la calibration de sa loi d'endommagement définie en section 3.6.3.1 à partir d'essais DTC-CY. Les essais sont exécutés sur les trois éprouvettes PFC-F-T-10003/05/19 déjà utilisées lors des essais de module complexe. Les conditions des essais sont définies sur 99 µdef, -30 °C et 10 Hz. L'éprouvette PFC-F-T-10005 a également été testée à -20 °C et -10 °C. La température est choisie extrêmement basse car elle permet d'obtenir une composante visqueuse quasi-nulle, et donc un pas de temps maximal. Malgré cela, il faut quand même compter quatre à six jours pour réaliser un essai à -30 °C contre seulement une à deux heures pour un essai DTC-CY à conditions équivalentes. Et cette durée de calcul explose pour des températures supérieures. C'est pourquoi les essais n'ont pas pu être réalisés à 10 °C.

3.8.3.1 Généralités

La Figure 3.59 illustre une palette de données de sortie obtenues pour l'éprouvette PFC-F-T-10005 à $99 \mu\text{m/m}$, $-20 \text{ }^\circ\text{C}$ et 10 Hz , comme cela a déjà été fait pour un essai DTC-CY en section 3.6.3.1. Pour rappel à propos de la sous-figure (a), les cycles sont tellement condensés qu'ils apparaissent sous la forme d'un trait vertical. Elle rend compte du pas de cycle utilisé. La sous-figure (c) présente le suivi de la déformation verticale de l'éprouvette durant l'essai. La taille de l'éprouvette diminue doucement d'abord lors des premières ruptures de contacts, puis augmente sous l'effet de la macrofissure composée. Mais cette déformation verticale est négligeable à $-20 \text{ }^\circ\text{C}$ car de l'ordre seulement de quelques microns. La diminution de la norme du module de rigidité complexe en sous-figure (d) apparaît très saccadée. À $-20 \text{ }^\circ\text{C}$, la part visqueuse est très faible et le développement de la thixotropie est extrêmement limité. L'échelle de la sous-figure (f) montre effectivement que les valeurs du coefficient α_x du PSETX sont comprises à la fin de l'essai entre 1 et 0,1, ce qui est très peu. La chute de la norme est donc uniquement due à l'effet de l'endommagement pour les conditions testées. La rupture d'un contact produit une chute plus importante de la norme du module que pour des essais DTC-CY. L'éprouvette trapézoïdale admet une base de 56 mm , alors que les éprouvettes cylindriques testées admettent un diamètre de 75 et 94 mm . Les contacts sont de ce fait moins nombreux sur la largeur de l'éprouvette trapézoïdale, d'autant plus que les fissures apparaissent plus haut dans l'éprouvette. Puisque le matériau est quasiment élastique à $-20 \text{ }^\circ\text{C}$, la mesure de l'angle de phase est très faible et donc logiquement très perturbée car elle demande une grande précision de mesure. La sous-figure (g) rend compte de la forme de fissure obtenue pour cette éprouvette PFC-F-T-10005. Celle-ci est apparue un peu basse dans l'éprouvette, mais pour les deux autres éprouvettes testées PFC-F-T-10003/19, elles sont apparues plus hautes (Figure 3.58). La fissuration progresse de l'extérieur vers l'intérieur de l'éprouvette. Pour les trois éprouvettes PFC-F-T-10003/05/19, les fissures se sont développées sur chacun des côtés mais avec un développement plus important sur l'un des côtés.

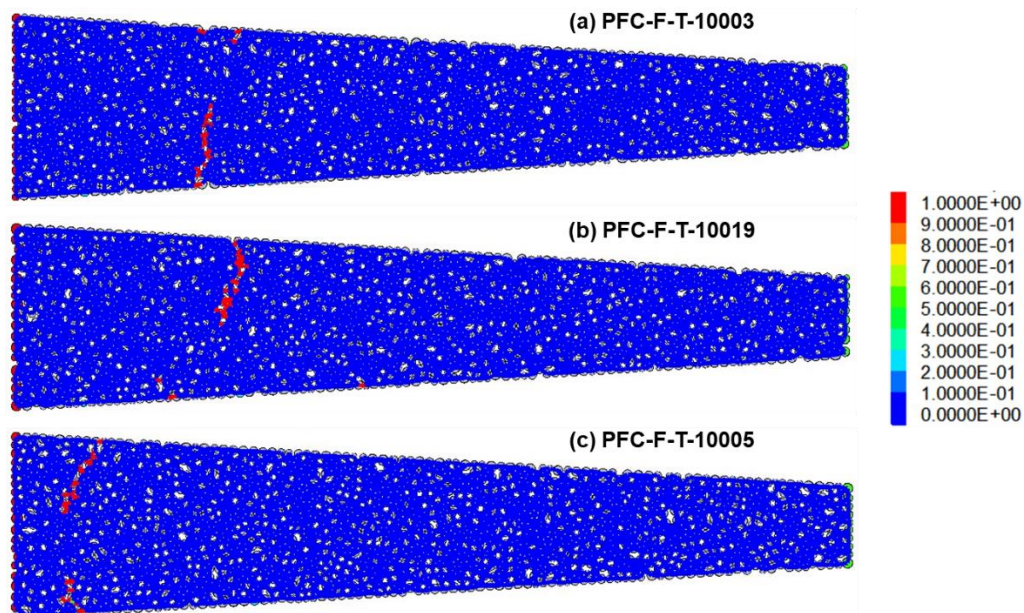


Figure 3.58 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – 2PB-TR, FC, $99 \mu\text{def}$, $-30 \text{ }^\circ\text{C}$, 10 Hz . Profils de fissuration obtenus en fatigue avec les simulations DEM pour une perte de raideur de 60% .

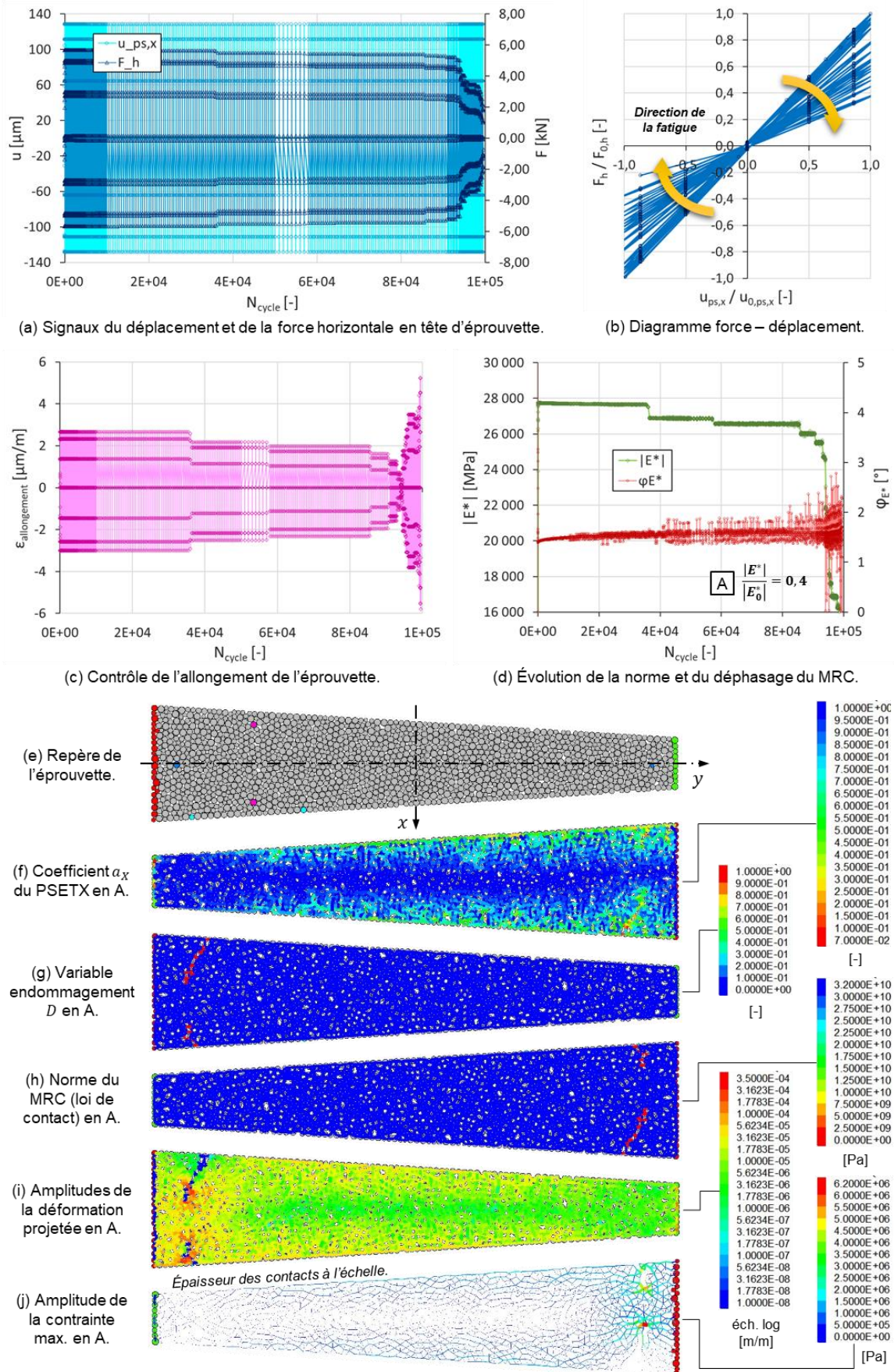


Figure 3.59 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – 2PB-TR, FC, 99 μ def, -20 °C, 10 Hz. Données de sortie de la simulation DEM d'un essai de fatigue sur l'éprouvette numérique PFC-F-T-10005.

3.8.3.2 Comparaison DTC-CY et 2PB-TR

Les résultats des essais de fatigue menés à $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ sont présentés Figure 3.60 avec l'évolution de la norme du module de rigidité complexe. Des essais DTC-CY sont menés en parallèles sur les éprouvettes PFC-F-C-10005/14/23 afin de comparer les durées de vie. Les essais 2PB-TR fournissent des durées de vie cinq à vingt fois plus grandes que les essais DTC-CY pour les éprouvettes testées, en accord avec la littérature. Dans le cas des essais DTC-CY, le caractère homogène permet une initialisation plus rapide de la macrofissure car un nombre important de contacts s'endommagent à des taux comparables. Dans le cas des essais 2PB-TR, seuls les contacts des fibres externes s'endommagent d'abord, les autres étant peu sollicités jusqu'à ce que les contacts des fibres externes se rompent.

Cette comparaison reste néanmoins limitée en raison du choix de modéliser à deux dimensions pour une question de durée de calcul. Bien que l'essai 2PB-TR se prête bien à la modélisation 2D, le développement de la fissure étant plan, ceci est moins le cas pour l'essai DTC-CY car le développement de la fissure est spatial, et est donc beaucoup plus contraint. En 2D, la non prise en compte de cette différence peut créer un biais dans la comparaison. Il serait donc intéressant à l'avenir de reproduire ces mêmes simulations en 3D, après une optimisation des temps de calculs.

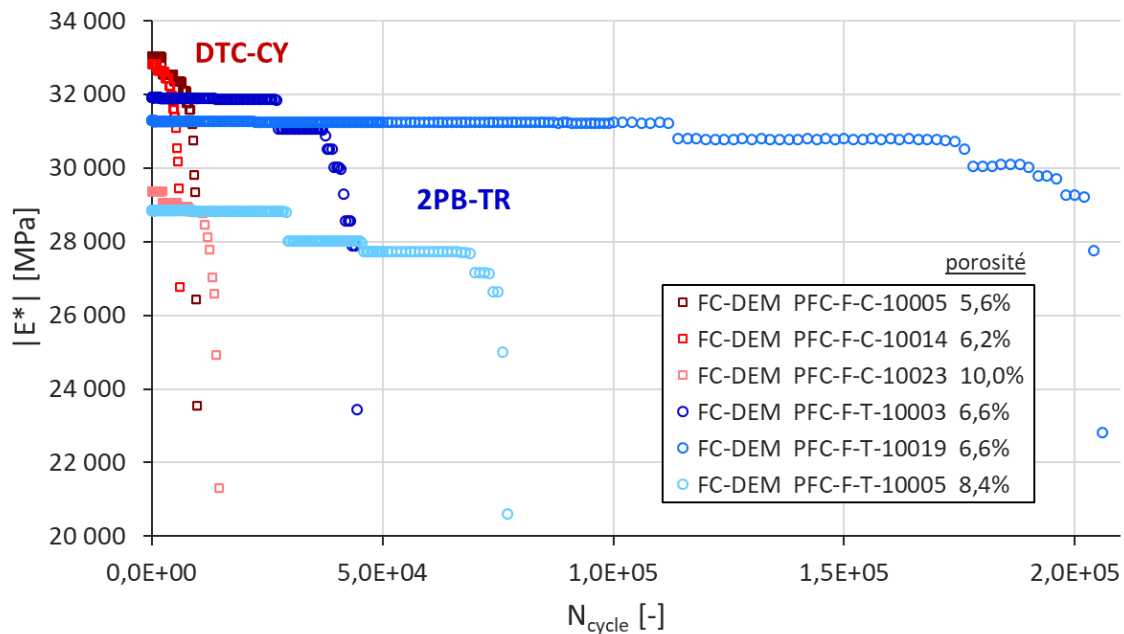


Figure 3.60 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – DTC-CY et 2PB-TR, FC, $99\text{ }\mu\text{def}$, $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$, 10 Hz. Effet du type d'essai sur la durée de vie des simulations numériques en fatigue. Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} .

3.8.3.3 Effet de la température

L'éprouvette numérique PFC-F-T-10005 est testée en fatigue à trois températures différentes, à $99\text{ }\mu\text{def}$ et 10 Hz (Figure 3.61). Des données obtenues, il en ressort un allongement de la durée de vie de l'éprouvette plus la température de l'essai est élevée. Cette tendance correspond avec la théorie : une augmentation de température conduit à une réduction de la norme du module de rigidité complexe et par conséquent de l'incrément d'endommagement. Néanmoins, elle va à l'encontre des résultats expérimentaux de la littérature lesquels stipulent que le paramètre ε_6 de la durée de vie des éprouvettes 2PB-TR évolue de manière parabolique en fonction de la température avec un minimum

situé entre 0 et 10 °C (voir section 1.6.4.1.2). La durée de vie est donc censée augmenter lorsque la température diminue pour des essais menés à des températures inférieures à 0 °C, ce qui n'est pas le cas avec le modèle. Une explication probable à ce défaut pourrait être la non prise en compte de l'auto-échauffement dans la modélisation. L'hypothèse selon laquelle l'auto-échauffement évolue peu pour des niveaux de déformation proches de 100 μdef est maintenue. En revanche, lorsqu'une fissuration apparaît, les déformations en pointe de fissure sont si élevées qu'il s'y développe un auto-échauffement local qui pourrait jouer un rôle majeur, comme ralentir la rupture de l'éprouvette (voir section 1.6.5.2). Ce point sera à considérer à l'avenir.

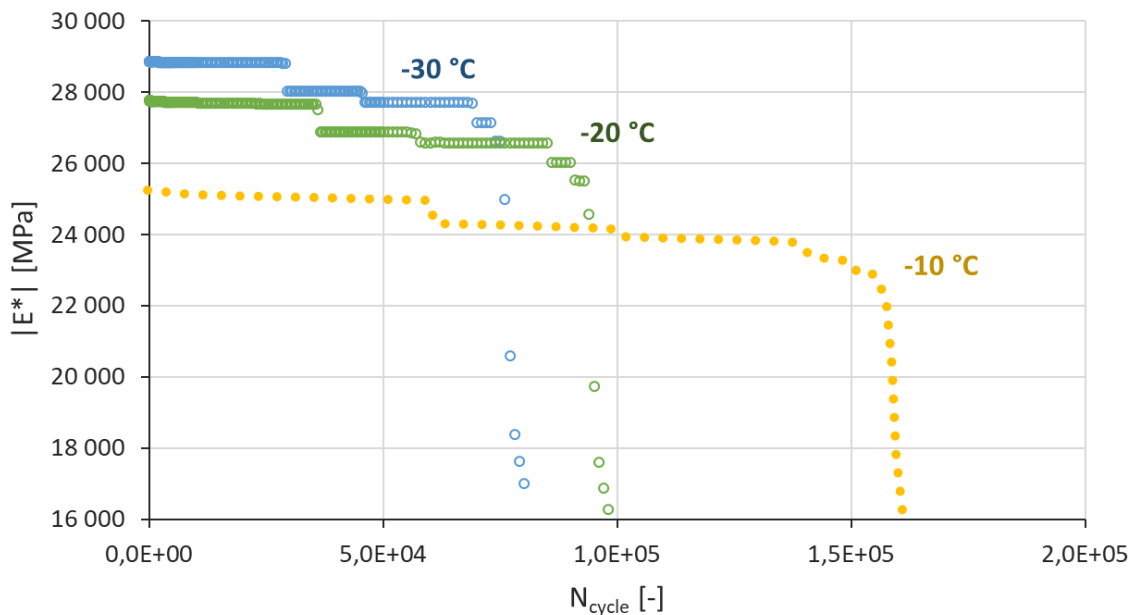


Figure 3.61 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H# – 2PB-TR, FC, 99 μdef , 10 Hz. Effet de la température sur la durée de vie de l'éprouvette numérique PFC-F-T-10005 en fatigue. Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Pour la courbe à -10 °C, un problème d'extraction des valeurs a été rencontré avec le code numérique.

3.8.4 Discussion

3.8.4.1 Temps de calcul

Les temps de calculs des essais 2PB-TR sont extrêmement longs. En raison des effets inertiels importants qu'ils génèrent, il n'est en effet pas possible de réduire, au moyen du facteur d'échelle α_{acc} , les propriétés de la loi de contact aussi fortement que pour des essais DTC-CY. Ainsi, pour un simple essai de module complexe mené à 10 °C et 10 Hz avec 24 mesures par cycles, il faut compter environ 3-4 heures par cycle pour un essai 2PB-TR contre seulement 3-4 minutes pour un essai DTC-CY. En fatigue, les temps de calcul se retrouvent donc démultipliés comme le montre si bien la Table 3.10 qui compare à -30 °C, les temps de calculs des essais DTC-CY et 2PB-TR. La Méthode des Éléments Discrets est donc appropriée pour réaliser des essais de module complexe sur différents types d'essai, mais en fatigue, elle l'est moins pour des essais hétérogènes.

Table 3.10 Enrobé bitumineux de FREIRE – Éprouvettes A#-H#. Comparaison de durées de simulation entre des essais de fatigue DTC-CY et 2PB-TR. En vert, sont représentés les paramètres qui sont expérimentés.

Grandeur physique	Symbole	Simul. 1	Simul. 2	Simul. 3	Simul. 4	Simul. 5
Éprouvette numérique	Référence	PFC-F-C-10005	PFC-F-C-10023	PFC-F-T-10005	PFC-F-T-10019	PFC-F-T-10005
Type d'essai		DTC-CY	DTC-CY	2PB-TR	2PB-TR	2PB-TR
Niveau de perte de rigidité pour arrêt de l'essai	Stop [%]	70	70	70	70	70
Pas de cycles	Référence	choix	choix	choix	choix	choix
Nombre de mesures / cycle	N_{mesure} [-]	12	12	12	12	12
Nombre de particules	$N_{particule}$ [-]	1 564	1 504	1 466	1 491	1 466
Masse volumique	ρ [kg/m ³]	2 500	2 500	2 500	2 500	2 500
Amplitude de déformation	ε_0 [µm/m]	99	99	99	99	99
Température	T [°C]	-30	-30	-30	-30	-20
Fréquence	f [Hz]	10	10	10	10	10
Comp. de rigidité initiale	\Re_E [MPa]	32 809	32 809	32 809	32 809	31 545
Comp. de viscosité initiale	\Im_η [MPa.s]	6,44E+0	6,44E+0	6,44E+0	6,44E+0	1,23E+1
Ratio viscosité / rigidité	\Im_η/\Re_E [s]	1,96E-4	1,96E-4	1,96E-4	1,96E-4	3,90E-4
Facteur d'accélération	α_{acc} [-]	0,0001	0,0001	0,008	0,008	0,008
Pas temps auto PFC (80 %)	Δt [s]	3,34E-6	3,58E-6	4,58E-8	4,59E-7	2,38E-8
Nb de cycles lors de l'arrêt	N_{cycle} [-]	10 400	16 000	81 000	215 100	99 600
Nb de cycles réels pratiqués	$N_{c,pratiq}$ [-]	155	166	300	365	328
Nb séquences de cycles PFC	$N_{séquence}$ [-]	4 652 254	4 650 679	655 419 151	824 339 725	1 378 908 313
Durée de simulation	t [j:h:min]	00:02:07	00:01:30	06:03:38	07:11:35	17:23:40

3.8.4.2 Raideur de la tête d'éprouvette

Lors de la conception du modèle numérique, il a été remarqué qu'en bloquant le déplacement vertical des particules en tête d'éprouvette, ce qui revient à l'encastrement, la force mesurée en tête d'éprouvette devenait multipliée par deux, et par conséquent le module mesuré aussi. Bien entendu le calcul du module est dans ce cas de figure erroné, car les équations des coefficients de forme γ et K_ε de la norme NF EN 12697-26 (2018) sont théoriquement définies pour une éprouvette trapézoïdale encastree à sa base et libre en tête. Néanmoins, cette manipulation montre comment des réglages imparfaits d'encastrement à la base de l'éprouvette ou de liberté de mouvement en tête peuvent générer des erreurs conséquentes et de ce fait des résultats inter-laboratoires quelques peu différents.

3.9 RÉSUMÉ

Les développements analytiques menés au chapitre 2 sont intégrés au sein d'un code numérique basé sur la Méthode des Éléments Discrets dans le but d'identifier l'influence des effets locaux. Pour faciliter la création du modèle numérique et réduire les temps de calculs, l'échelle macroscopique en deux dimensions est retenue. L'adaptation du modèle analytique à la méthode numérique est réalisée en deux temps à partir d'essais numériques DTC-CY à déformation imposée.

La première adaptation est celle du comportement viscoélastique. Le modèle VENO_L est défini à partir d'une relation contrainte-déformation. Son implémentation comme loi de contact s'effectue donc en considérant la géométrie du contact pour obtenir une relation force-déplacement (Équations 3.80 à 3.85). Les paramètres intrinsèques au modèle VENO_L, ajustés analytiquement, ne changent pas numériquement. Finalement, la seule difficulté réside dans l'ajustement du rapport entre les propriétés normales et tangentielles du contact, représentés par les paramètres numériques λ_n et λ_s (Équations 3.86 et 3.87). Ces paramètres influent sur l'échelle des déformations axiales et radiales de l'éprouvette cylindrique. L'ajustement de λ_n et λ_s est réalisé par tâtonnement numérique avec des essais de module complexe sur une éprouvette numérique de porosité proche de celle de l'éprouvette expérimentale référentielle.

La seconde adaptation s'applique à la loi d'endommagement. Dans l'éprouvette numérique DEM, il est imaginé que chaque interstice entre particules représente un amorçage possible de fissure. Pour créer ce potentiel de fissuration, chaque contact de largeur $2b$ est pré-fissuré sur ses deux bords d'une longueur a . Les fissures croissent ensuite en suivant la loi de Paris modifiée de la même façon que dans le chapitre 2, à la différence que les niveaux de contrainte et de déformation sont pris au niveau du contact et non plus au niveau de l'éprouvette. L'équation reliant la variable d'endommagement localisé D_f au ratio a/b est actualisée d'après cette nouvelle configuration de fissuration (Équations 3.88 à 3.90). La loi du taux de propagation des fissures présente néanmoins l'inconvénient d'être extrêmement longue à ajuster. Elle ne peut être calibrée que par tâtonnement numérique auquel il faut rajouter la durée des essais de fatigue. À partir d'un premier jeu de paramètres de la loi de Paris, il est conseillé de tester dans des mêmes conditions de fatigue plusieurs éprouvettes numériques puis de retenir l'éprouvette numérique dont la durée de vie est médiane. Celle-ci servira de référentielle à la calibration de la loi d'endommagement. Ce tâtonnement doit être ensuite mené sur trois jeux de fatigue dont deux admettent une température d'essai commune mais deux amplitudes de déformation différentes, et deux autres une amplitude commune mais deux températures différentes. Puisque les temps de calcul sont longs, des sauts de cycles sont pratiqués. Le pas de cycle est choisi de sorte que son effet sur la durée de vie de l'éprouvette soit limité.

Après calibration, la qualité du modèle numérique est vérifiée au moyen des données expérimentales des essais DTC-CY du chapitre 2. Les simulations des essais de module complexe s'avèrent très satisfaisantes. Le modèle numérique est d'autant plus capable de reproduire les effets de non-linéarité et les variations de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe, dictés par les lois du modèle analytique. Cependant, les mécanismes de la DEM associés aux effets de non-linéarité ne permettent pas d'obtenir automatiquement la partie imaginaire du CPC par simple implémentation de la partie réelle. Ces mécanismes permettent en revanche de modéliser des effets de porosité. Plus la porosité est importante, plus la densité de contacts par particule est faible, et plus la valeur mesurée du module est basse. Cette direction est en adéquation avec la littérature, mais il faudra vérifier ultérieurement que les différentiels de module de rigidité complexe obtenus pour diverses porosités corroborent ceux expérimentaux. Ainsi, bien que le modèle soit construit à une échelle macroscopique, il

permet grâce à la mécanique de la DEM de prendre en compte des effets mésoscopiques que représentent la porosité.

En fatigue, les tendances des courbes simulées sont dans l'ensemble correctes mais l'accroissement de la macrofissure en phase III apparaît un peu rapide. L'écart pourrait provenir de la non prise en compte de l'effet d'auto-échauffement supposé négligeable pour les niveaux de déformation testés (autour de 100 μdef). Bien que cette hypothèse soit maintenue, les déformations en pointe de fissure s'avèrent beaucoup plus élevées, et l'auto-échauffement qui s'y développe habituellement pourrait ralentir la propagation de cette macrofissure en phase III. Il s'agit là d'une amélioration à prévoir dans de prochains travaux. Mais il pourrait aussi s'agir de la non-considération du comportement plastique de l'enrobé. D'autre part, profitant de ce modèle numérique créé, plusieurs paramètres influant sur les essais de fatigue sont testés. À déformation imposée, plus l'amplitude est importante, plus la durée de vie décroît. Et plus la température augmente, plus la durée de vie augmente (pour la plage testée de 0 à 20 °C). De 0 à 10 °C, l'endommagement se produit par rupture du contact, à 20 °C, il se produit majoritairement par fluidification du bitume du fait d'effets thixotropes plus importants que les effets d'endommagement. Pour deux éprouvettes de porosité similaire, l'écart de durée de vie peut être important en raison d'agencements de particules très différents. De ce fait, six éprouvettes numériques ne suffisent pas pour conclure quant à l'effet de la porosité sur la durée de vie, tous les résultats ne convergeant pas pareillement. Le modèle numérique montre également l'effet du positionnement d'une fissure vis-à-vis des capteurs sur les mesures du module complexe. Pour les essais DTC-CY par exemple, lorsque la fissure apparaît dans le champ des capteurs de déplacement axial, la norme du module décroît et l'angle de phase augmente rapidement en phase III. Au contraire, lorsque la fissure est hors du champ des capteurs, la norme et l'angle de phase peuvent évoluer autrement en phase III. Il faut par conséquent être vigilant sur l'interprétation des résultats.

Le modèle numérique développé précédemment pour les essais DTC-CY est également appliqué aux essais 2PB-TR. Seule la génération de l'éprouvette change, le programme de calcul reste le même puisque la loi d'endommagement est appliquée au niveau du contact. Par contre, les temps de calcul des essais 2PB-TR sont cent fois plus longs que ceux des essais DTC-CY. L'explication provient de l'inertie importante en flexion qui empêche d'utiliser des facteurs d'accélération α_{acc} aussi petits que pour les essais DTC-CY.

Des essais numériques 2PB-TR sont effectués à partir de la calibration des essais DTC-CY. Pour des essais de module complexe de mêmes conditions, les essais 2PB-TR fournissent dans le plan de Cole-Cole des valeurs de module légèrement en-dessous de celles des essais DTC-CY. Il s'agit d'un effet structurel. Néanmoins, ces valeurs sont globalement proches démontrant la fiabilité des deux types d'essai. Les effets de porosité sont également confirmés pour les essais 2PB-TR.

En fatigue, à conditions équivalentes, les essais 2PB-TR fournissent des durées de vie dix fois plus longues que les essais DTC-CY, comme on pouvait s'y attendre d'après la répartition des forces dans les contacts. Cette comparaison est cependant probablement impactée par le choix d'une modélisation 2D car bien que l'essai 2PB-TR se prête parfaitement à la modélisation 2D, le développement de la fissure étant plan, ceci est moins le cas pour l'essai DTC-CY dont le développement de la fissure est spatial. Des essais 2PB-TR ont également pu être menés à -30, -20 et -10 °C sur une éprouvette. Il apparaît à déformation imposée que la durée de vie augmente plus la température augmente. D'après les tendances paraboliques de la littérature, l'inverse était pourtant attendu pour des températures d'essai inférieures à 0 °C. La non prise en compte de l'auto-échauffement en pointe de fissure pourrait être une explication à cette déviation.

RAPPEL DES ÉQUATIONS MAJEURES

Raideurs et amortissements normaux et tangentiels d'un contact en DEM :

$$F_n(t) = k_n \cdot \delta_n(t) + c_n \cdot \dot{\delta}_n(t) \quad (3.80)$$

$$k_n = \alpha_{acc} \cdot (1 - D_f) \cdot \lambda_n \cdot \frac{2r}{l_{ij,0}} \cdot \frac{\Re_E(\omega_{R-TAX})}{1 - D_{MC,0}} \quad (3.81)$$

$$c_n = \alpha_{acc} \cdot (1 - D_f) \cdot \lambda_n \cdot \frac{2r}{l_{ij,0}} \cdot \frac{\Im_\eta(\omega_{R-TAX})}{1 - D_{MC,0}} \quad (3.82)$$

Et,

$$F_s(t) = k_s \cdot \delta_s(t) + c_s \cdot \dot{\delta}_s(t) \quad (3.83)$$

$$k_s = \lambda_s \cdot k_n \quad (3.84)$$

$$c_s = \lambda_s \cdot c_n \quad (3.85)$$

Tels que,

$$\lambda_n = \frac{1}{\alpha_1(1 - \alpha_2 \cdot \nu)} \quad (3.86)$$

$$\lambda_s = \frac{1 - \alpha_3 \cdot \nu}{1 + \nu} \quad (3.87)$$

Variable d'endommagement pour un contact en DEM :

$$D_f = \frac{K_\varepsilon a \cdot Z(a/b)}{1 + K_\varepsilon a \cdot Z(a/b)} \quad (3.88)$$

Avec,

$$K_\varepsilon = \frac{1}{2h} \quad (3.89)$$

$$Z(a/b) = 4 \left(\frac{\pi a}{2b} \right)^{-1} \left[0,0629 - 0,0610 \left(\cos \frac{\pi a}{2b} \right)^4 - 0,0019 \left(\cos \frac{\pi a}{2b} \right)^8 + \ln \left(\sec \frac{\pi a}{2b} \right) \right] \quad (3.90)$$

Chapitre 4 - Application aux essais 2PB-TR sur les enrobés vieillis du projet ANR MOVEDVDC

Table des matières

4.1	Introduction.....	350
4.2	Actualisation du modèle analytique aux essais 2PB-TR.....	350
4.3	Matériaux et essais du projet MOVEDVDC.....	355
4.4	Application du modèle analytique.....	371
4.5	Analyse du vieillissement.....	394
4.6	Discussion sur l'estimation du niveau d'endommagement d'une chaussée	416
4.7	Résumé.....	427

4.1 INTRODUCTION

Ce quatrième et dernier volet est consacré à l'analyse partielle des essais 2PB-TR du projet MOVEDVDC. Les enrobés testés au sein de ce projet national sont de trois natures différentes : neufs, vieillis en laboratoire et prélevés *in situ* au sein des couches d'assise de chaussées sélectionnées. Cette vaste campagne expérimentale doit d'abord nous fournir des informations complémentaires sur l'influence des conditions d'essais (niveau de déformation, température, fréquence) envers la thixotropie et la durée de vie en fatigue. Il s'agit ainsi de conforter ou d'infirmer les tendances précédemment observées dans les chapitres 2 et 3. L'étude de ces différents enrobés doit aussi permettre d'associer le vieillissement thermo-chimique au modèle analytique développé au chapitre 2. À cet effet, ce chapitre propose une actualisation de la loi d'endommagement analytique pour les essais 2PB-TR. En complément, fort de l'expérience engrangée tout au long de cette étude, il s'agit de répondre à l'un des trois objectifs principaux du projet MOVEDVDC qui consiste à proposer des moyens de prédiction de l'état d'endommagement d'un enrobé en place et/ou de sa durée de vie résiduelle. Pour rappel, le contexte du projet est défini dans l'introduction générale de ce manuscrit.

4.2 ACTUALISATION DU MODÈLE ANALYTIQUE AUX ESSAIS 2PB-TR

4.2.1 Bilan des modifications à effectuer

Le modèle analytique des essais 2PB-TR reste globalement le même que celui développé au Chapitre 2 pour des essais DTC-CY. L'essai étant non homogène, la déformation référentielle à tenir compte désormais est la déformation maximale ε_{max} située sur les bords de l'éprouvette, environ au quart de sa hauteur. Elle est déterminée à partir du déplacement u imposé en tête d'éprouvette multiplié au facteur de forme K_ε (voir section 1.4.2.5.5). De plus, quelques ajustements sont à prévoir au niveau des coefficients de forme du modèle d'endommagement (fonctions $F(a/b)$ du FIC et $Z(a/b)$ de u_{crack}), les fissures se propageant désormais sous l'action d'une flexion.

4.2.2 Adaptation du modèle d'endommagement

Il n'existe pas en MLR dans les abaques de TADA et al. (2000) de cas d'étude représentant l'essai 2PB-TR. Il faut donc trouver une équivalence.

4.2.2.1 Cas d'étude équivalent à l'essai 2PB-TR

En flexion deux points, les fissures débutent sur les bords de l'éprouvette et progressent vers son centre, car la contrainte σ_{yy} agissant sur le plan de normale y et évoluant selon l'axe horizontal x est maximale sur les bords. Verticalement, ces fissures apparaissent généralement proches de la position y_f de la contrainte maximale σ_{max} (Figure 4.1a). À cette position correspond une largeur d'éprouvette

$L(y_f)$ et un moment de flexion M_f qui peut être déduit de la force mesurée en tête d'éprouvette. Ainsi, la fissuration d'un essai de flexion deux points peut être rapprochée d'une barre de hauteur $2y_f$ et de largeur $L(y_f)$ soumise en flexion pure à un moment M_f (Figure 4.1b).

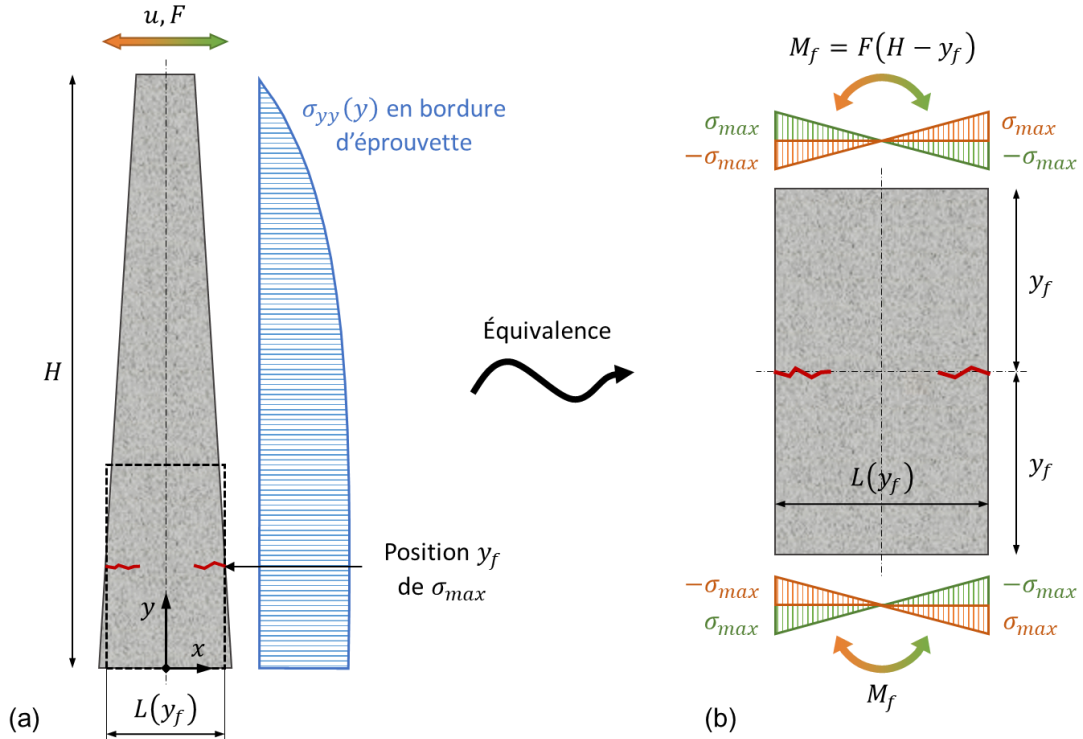


Figure 4.1 Cas d'étude présumé équivalent à l'essai 2PB-TR.

En élasticité, la contrainte $\sigma_{yy}(y)$ sur les bords de l'éprouvette trapézoïdale admet une évolution parabolique (Équations 4.1 à 4.4). $I(y)$ correspond au moment quadratique de la section transversale de l'éprouvette à la position y . GB , pb et w sont les dimensions de l'éprouvette trapézoïdale, respectivement grande base, petite base et épaisseur.

$$\sigma_{yy}(y) = \frac{M_f}{I(y)} \cdot \frac{L(y)}{2} \quad (4.1)$$

Tels que,

$$L(y) = GB + y \left(\frac{pb - GB}{H} \right) \quad (4.2)$$

$$I(y) = \frac{w \cdot L(y)^3}{12} \quad (4.3)$$

Ainsi,

$$\sigma_{yy}(y) = \frac{6F(H - y)}{w \left[\frac{y}{H}(pb - GB) + GB \right]^2} \quad (4.4)$$

Le maximum σ_{max} de la fonction $\sigma_{yy}(y)$ est atteint lorsque sa dérivée s'annule. Les dimensions y_f et $L(y_f)$ peuvent ainsi être déduites de cet axiome (Équations 4.5 et 4.6).

$$y_f = \left(\frac{GB - 2pb}{GB - pb} \right) \cdot H \quad (4.5)$$

$$L(y_f) = 2pb \quad (4.6)$$

Pour une éprouvette trapézoïdale de dimensions $H = 250 \text{ mm}$, $GB = 56 \text{ mm}$, $pb = 25 \text{ mm}$ et $w = 25 \text{ mm}$, la contrainte maximale σ_{max} se trouve donc à la position $y_f = 48,39 \text{ mm}$, soit à 19,35 % de la hauteur H . À cette position correspond une largeur d'éprouvette $L(y_f) = 50 \text{ mm}$. On supposera qu'en viscoélasticité, ce calcul reste approximativement vrai.

En réintégrant l'Équation 4.5 dans 4.4, on obtient l'expression de la contrainte maximale :

$$\sigma_{max} = \sigma_{yy}(y_f) = \frac{3HF}{2w \cdot pb(GB - pb)} \quad (4.7)$$

Cette contrainte maximale se calcule également à partir des propriétés du matériau, en multipliant la déformation de la fibre la plus sollicitée par le module d'élasticité.

$$\sigma_{max} = E \cdot \varepsilon_{max} \quad (4.8)$$

4.2.2.2 Fonctions de forme $F(a/b)$ et $Z(a/b)$ de la MLR

Dans l'abaque de TADA et al. (2000), le cas d'étude se rapprochant de la Figure 4.1 est « l'éprouvette de flexion pure fissurée sur ses deux bords » (Figure 4.2a). Cependant l'abaque ne fournit pour ce cas que la fonction de forme $F\left(\frac{a}{b}\right)$ du FIC. Un autre cas se rapprochant assez bien du premier est « l'éprouvette de flexion pure fissurée sur un bord » (Figure 4.2b). Cette similitude entre ces deux cas peut se vérifier en traçant l'évolution de leurs fonctions $F\left(\frac{a}{b}\right)$. On utilisera donc ce second cas pour lequel sont fournies les fonctions de forme $F\left(\frac{a}{b}\right)$ du FIC et $S\left(\frac{a}{b}\right)$ de la rotation θ_{crack} . Ce second cas n'est pas plus faux que le premier. Il est vrai qu'en flexion deux points, les fissures apparaissent généralement de part et d'autre de l'éprouvette trapézoïdale, mais pas forcément à la même position et l'une des deux fissures est fréquemment plus développée que l'autre, comme le montre la Figure 3.58 en DEM. Le mécanisme réel de fissuration est donc plutôt un état intermédiaire entre ces deux cas d'étude. Pour l'essai 2PB-TR, la largeur $L(y_f)$ est à rapprocher de la dimension b , et la hauteur y_f de la hauteur h .

Facteur d'intensité de contrainte (Mode I) :

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right) \quad (4.9)$$

Rotation supplémentaire dû à la présence des fissures (Mode I) :

$$\theta_{total} = \theta_{no\ crack} + \theta_{crack} \quad (4.10)$$

Où,

- θ_{total} , rotation totale du matériau endommagé [rad] ;
- $\theta_{no\ crack}$, rotation totale du matériau non endommagé [rad] ;
- θ_{crack} , rotation supplémentaire dû à la présence des fissures [rad].

$$\theta_{crack,l} = \frac{4\sigma}{E} \cdot S\left(\frac{a}{b}\right) \quad (4.11)$$

Où,

- E , module élastique du matériau (sain) [Pa] ;
- $S\left(\frac{a}{b}\right)$, facteur de forme [-].

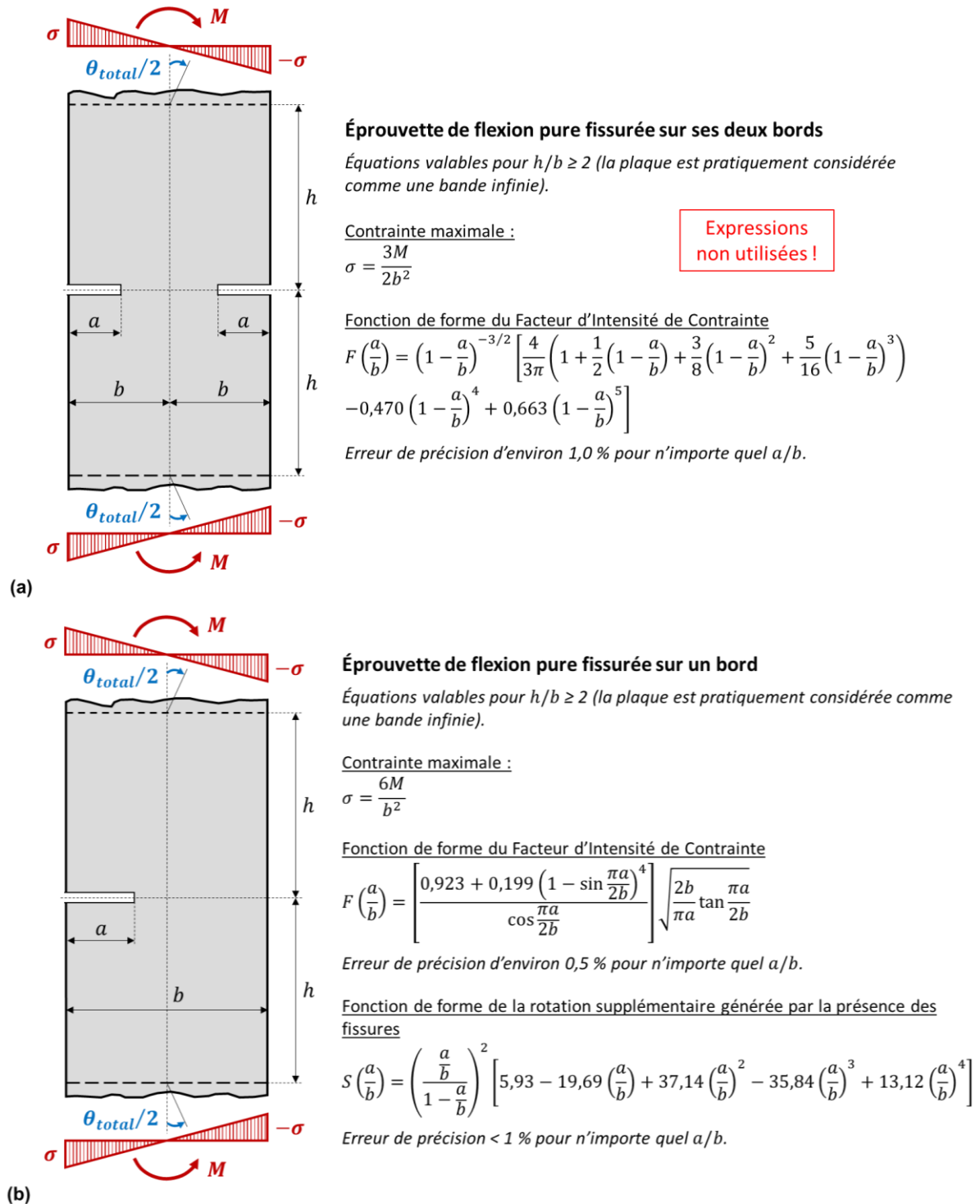


Figure 4.2 Cas considérés pour le modèle d'endommagement de l'essai 2PB-TR : éprouvette de flexion pure fissurée sur ses deux bords (a) et sur un bord (b) (d'après TADA et al., 2000, p. 236 et p. 55-57).

Les rotations θ peuvent être approximées à partir des déplacements horizontaux u en tête de l'éprouvette trapézoïdale.

$$\tan(\theta) = \frac{u}{H - y_f} \quad (4.12)$$

Or, en petites déformations, l'effet de la tangente est négligeable, ce qui permet d'écrire :

$$u \approx \theta(H - y_f) \quad (4.13)$$

Et on retrouve ainsi l'équation suivante :

$$u_{total} = u_{no\ crack} + u_{crack} \quad (4.14)$$

Pour maintenir la symétrie avec les modèles d'endommagement de l'essai DTC-CY et d'un contact en DEM, l'équation de $u_{crack,l}$ est définie avec la forme suivante :

$$u_{crack,l} = \frac{\sigma a}{E} \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right) \quad (4.15)$$

Tel que,

$$Z\left(\frac{a}{b}\right) = \frac{4(H - y_f)}{a} \cdot S\left(\frac{a}{b}\right) \quad (4.16)$$

4.2.2.3 Équation de la variable d'endommagement D

En viscoélasticité, la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ remplace le module élastique E utilisé en MLR. En analyse cyclique, la contrainte σ et la déformation ε de la MLR sont traitées à partir des amplitudes σ_0 et ε_0 de leurs signaux. Dans le livre de TADA et al. (2000), le FIC est calculé en flexion pure à partir de la contrainte située dans les fibres extrêmes de l'éprouvette, soit la contrainte maximale. Pour l'essai 2PB-TR, puisque le moment M_f a été défini à la position des fissures, cette contrainte σ_0 peut être obtenue en multipliant la norme $|E^*|$ par l'amplitude $\varepsilon_{0,max}$ de la déformation maximale ε_{max} . L'amplitude $\varepsilon_{0,max}$ est déterminée à partir de l'amplitude u_0 du déplacement horizontal $u_{crack,l}$ en tête de l'éprouvette trapézoïdale grâce au facteur de forme K_ε . La contrainte σ_0 est ainsi définie de la même façon que pour les modèles d'endommagement de l'essai DTC-CY et d'un contact en DEM (voir sections 2.6.2.2 et 3.4.5.3). Les étapes qui amènent à l'expression de la variable d'endommagement localisée D_f sont ainsi les mêmes.

En conclusion, la variable d'endommagement D_f est définie par la relation suivante :

$$D_f = \frac{K_\varepsilon a \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right)}{1 + K_\varepsilon a \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right)} \quad (4.17)$$

Tel que,

$$K_\varepsilon = \frac{(GB - pb)^2}{8pbH^2} \cdot \left[\frac{(pb - GB)(3GB - pb)}{2GB^2} + \ln \frac{GB}{pb} \right]^{-1} \quad (4.18)$$

4.2.2.4 Actualisation de la procédure d’itération

La procédure d’itération est la même que celle définie en section 2.6.3, mais la fonction de forme $Z(a/b)$ doit désormais être définie à partir de l’Équation 4.16 et de la Figure 4.2b, la variable d’endommagement D_f à partir de l’Équation 4.17 et la fonction de forme $F(a/b)$ à partir de la Figure 4.2b.

4.3 MATÉRIAUX ET ESSAIS DU PROJET MOVEDVDC

Cette sous-partie fournit une description des enrobés et de leurs liants bitumineux expérimentés dans le cadre du projet MOVEDVDC, qu’ils soient prélevés *in situ* ou produits en laboratoire avec une procédure de vieillissement. Toutes les démarches expérimentales présentées ci-après ont été menées par des laboratoires partenaires du projet. Parmi les nombreux essais réalisés, l’attention est portée uniquement sur les essais de module complexe et de fatigue sur bitume et enrobé, en lien avec le travail effectué dans les chapitres précédents. Si le lecteur souhaite en savoir davantage sur les différents travaux menés dans le cadre du projet, il pourra se rediriger vers les livrables du projet et les thèses de Soufyane BENABOUD (2022) et de Rodrigo SIROMA (2022).

4.3.1 Matériaux prélevés *in situ*

4.3.1.1 Appel à manifestation d’intérêt pour la sélection de sites expérimentaux

Au commencement du projet, un appel à manifestation d’intérêt pour la sélection de sites expérimentaux de chaussées bitumineuses avait été lancé auprès des gestionnaires des routes de France métropolitaine. Le but était de prélever des matériaux dans les zones circulées pour étudier leurs caractéristiques actuelles (performances mécaniques, état de vieillissement, dégradations) et de les comparer avec leurs caractéristiques initiales ou au moins non dégradées telles que dans les zones non circulées. Les sections de chaussées devaient répondre au cahier des charges suivant :

- Type de réseau : interurbain ;
- Niveau de trafic : au moins de classe T2, c’est-à-dire un passage de plus de 150 poids lourds (PL) par jour ;
- Âge de la chaussée : 15 ans minimum pour les couches d’assises ;
- Type de structure de chaussées : chaussée bitumineuse épaisse ou mixte avec une épaisseur de couche d’assise d’au moins 10 cm, ou si l’assise comporte deux couches, avec une couche d’épaisseur d’au moins 8 cm afin de permettre la découpe d’éprouvettes ;
- Nature des matériaux d’assise : GB, EME ou BBSG ;
- Prélèvement de matériaux : autorisation de prélever des échantillons pour des essais de laboratoire dans des zones circulées (bande de roulement) et non circulées avec une structure identique (accotement, délaissées, zones de commodités, musoirs, etc.). Les prélèvements envisagés sont des carottages de grand diamètre (250 à 300 mm) ou des découpes de plaques (de l’ordre de 400 x 400 mm) ;
- Documentation de la chaussée : rapports détaillés de la construction (conception géométrique, propriétés initiales des matériaux bitumineux d’assise) et du suivi éventuel des sections de chaussée (évolution du trafic des poids-lourds, données d’auscultation).

4.3.1.2 Localisation des sites expérimentaux retenus

Finalement, quatre tronçons de chaussées ont été soigneusement retenus :

- Autoroute A35 au sud-ouest de Strasbourg, gérée par la Direction Interdépartementale des Routes de l'Est (DIR Est) ;
- Route départementale D700 à l'est de Dijon, gérée par le Conseil Départemental de la Côte-d'Or (CD21) ;
- Route Départementale D14 au nord-ouest de Béziers, gérée par le Conseil Départemental de l'Hérault (CD34) ;
- Manège de fatigue de l'UGE au sud-ouest de Nantes. Il s'agit d'un grand équipement d'essais accélérés sur chaussées, permettant de tester des structures à l'échelle réelle sous les charges de poids lourds (piste de 120 m de long, vitesse de chargement pouvant aller jusqu'à 100 km/h) (Figure 4.3).



Figure 4.3 Manège de fatigue de l'Université Gustave Eiffel à proximité de Nantes (© LAMES, UGE, n.d.).

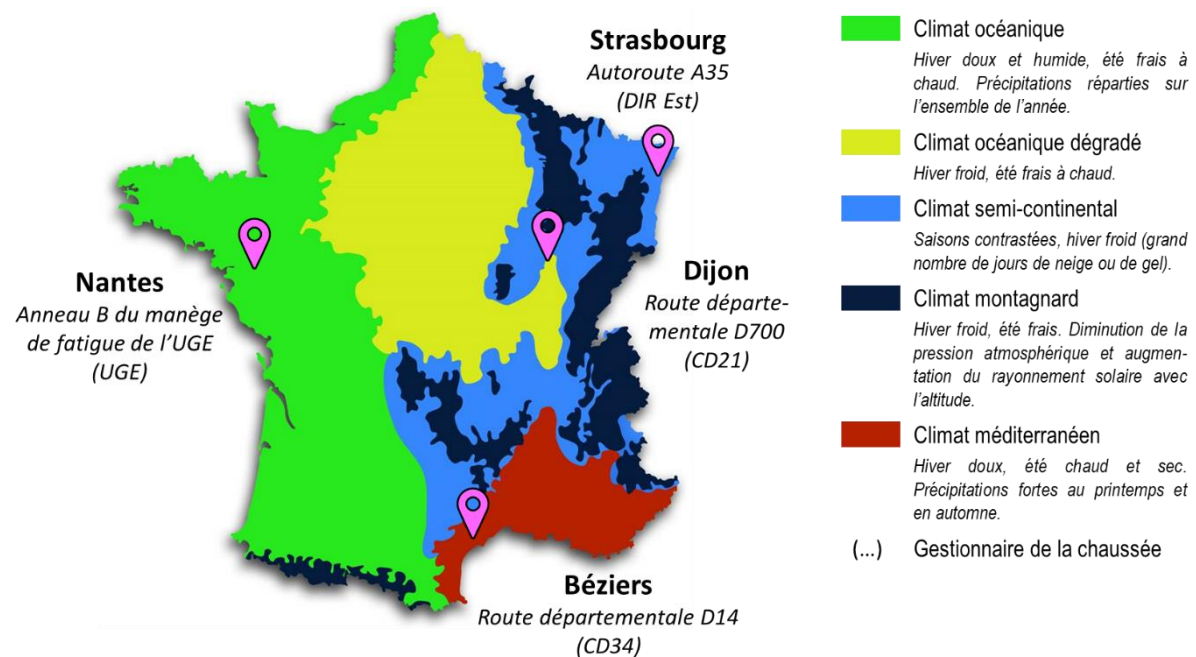
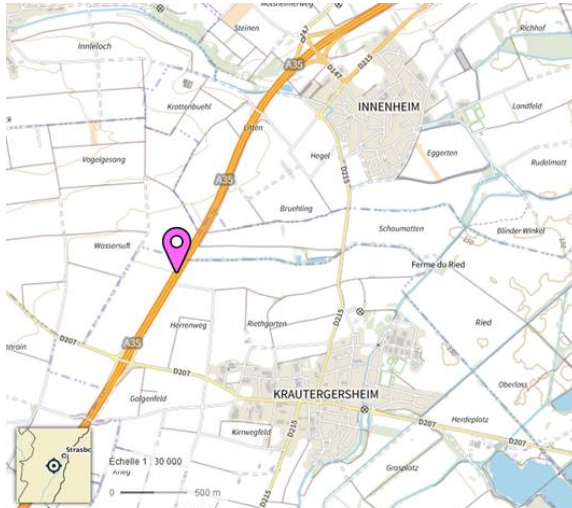
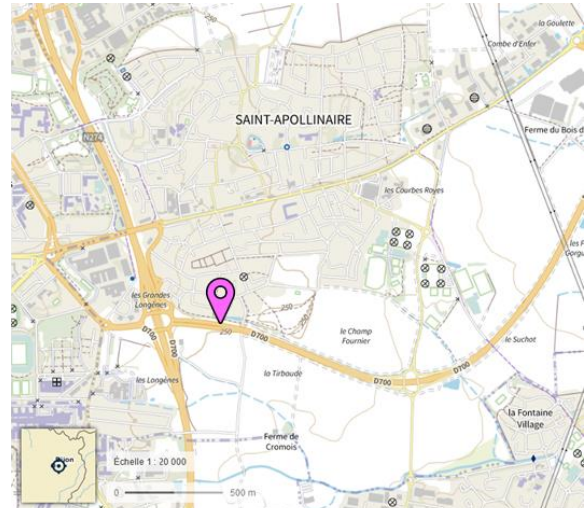


Figure 4.4 Localisation des quatre sites expérimentaux retenus en fonction de la zone climatique.

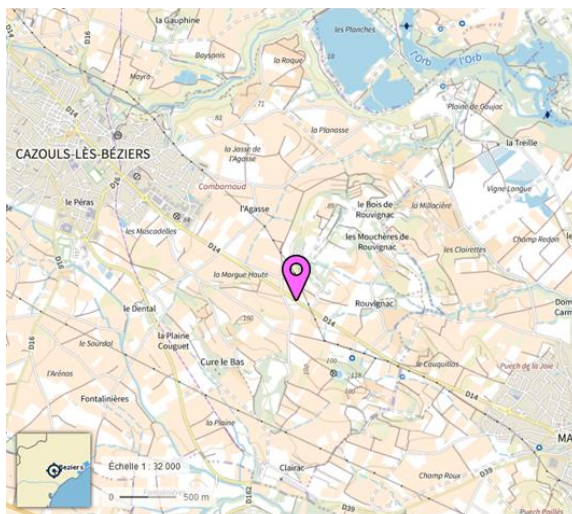
Chacun de ces tronçons provient d’une zone climatique bien différente, afin de tenir compte d’un possible effet du climat : Nantes pour le climat océanique, Strasbourg pour le climat semi-continentale, Dijon à l’intersection des climats océanique dégradé et semi-continentale, et Béziers pour le climat méditerranéen (Figure 4.4). Seul le climat montagnard n’a pu être représenté faute de réponse favorable. La Figure 4.5 fournit la position précise de la zone de prélèvement pour le tronçon de chaussée considéré.



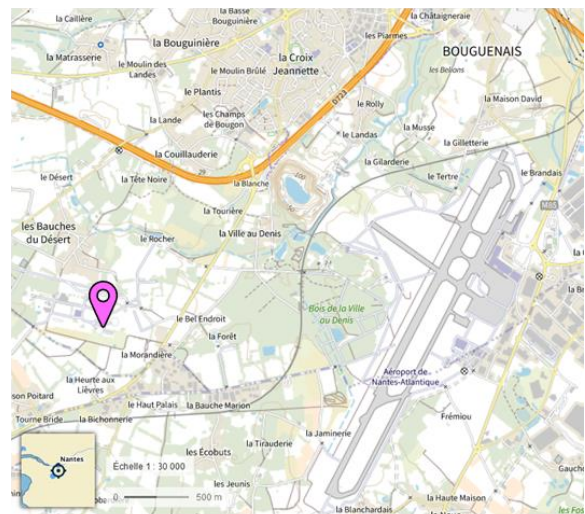
(a) Strasbourg – Autoroute A35 (2 x 2 voies)
De Innenheim vers Niedernai, entre croisements avec D147 et D207, entre PR 413 et PR 414



(b) Dijon – Départementale D700 (2 x 2 voies)
De Arc-sur-Tille vers Dijon, entre croisements avec D125D et N274, entre PR 0 et PR 1



(c) Béziers – Départementale D14 (1 x 1 voies)
De Maraussan vers Cazouls-lès-Béziers, entre PR 60 et PR 62



(d) Nantes – Manège de fatigue de l’UGE
Site de l’UGE à Bouguenais, anneau B du manège

Figure 4.5 Position des zones de prélèvement d’enrobé sur l’axe routier considéré (cartes extraites de Géoportail, 2022).

4.3.1.3 Prélèvement des échantillons

Après sélection, des plaques de matériaux ont été prélevées. La Figure 4.6 fournit un exemple de prélèvement mené le 18 juin 2018 sur une section du tronçon Innenheim-Niedernai de l’autoroute A35 au sud-ouest de Strasbourg. Le prélèvement a consisté à découper par fraisage sur toute la profondeur du corps de la chaussée, six plaques en bande de roulement gauche de la voie lente (soumise

à la circulation PL, Zone Circulée (ZC)), et six plaques en axe de la voie rapide (pas ou peu soumise à la circulation PL, Zone Non Circulée (ZNC)) (Figure 4.6a). Les dimensions des plaques étaient de 700 mm x 500 mm x H. 300 mm, pour un poids total avoisinant 250 kg. Une fois découpées, les plaques ont été dégagées à la pelle (Figure 4.6b) et déposées sur palettes (Figure 4.6c). Stockées temporairement au laboratoire de Strasbourg du Cerema, les plaques ont ensuite été redirigées vers les laboratoires d'essais du projet MOVEDVDC en vue de leur caractérisation.



Figure 4.6 Prélèvement de douze plaques d'enrobés 700 x 500 x H. 300 mm sur toute la profondeur du corps de chaussée, sur une section de l'autoroute A35 au sud-ouest de Strasbourg le 18 juin 2018 (© Cerema). (a) Découpe par fraisage. (b) Extraction à la pelle. (c) Stockage sur palettes.

Pour les trois autres tronçons de chaussées, les zones de prélèvement sont les suivantes :

- Dijon – D700 : prélèvement le 7 octobre 2018 sur la section de rabattement à une voie en amont du giratoire, bande de roulement droite (ZC) et sur l'îlot de rabattement délimité par des balises J11 créé quelques années après la mise en service de la D700 (ZNC) (Figure 4.7) ;
- Béziers – D14 : prélèvement le 14 octobre 2020 sur la bande de roulement droite (ZC) et en axe de voie, peu soumis au passage des essieux (ZNC) ;
- Nantes – Manège de fatigue : prélèvement le 10 juin 2021 sur l'axe de passage de la roue (ZC) et à 45 cm de l'axe de la roue (ZNC).

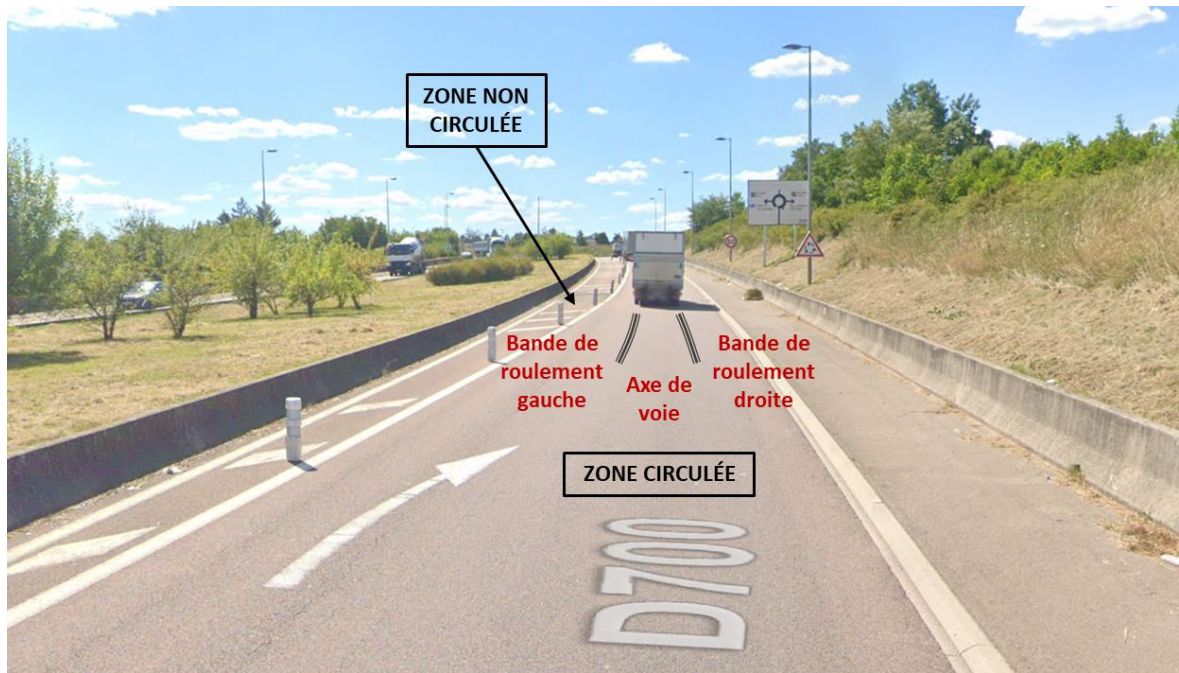


Figure 4.7 Identification des zones circulée et non circulée en amont du giratoire précédant Dijon sur la route départementale D700 (photo extraite de Google Street View, juillet 2022).

4.3.1.4 Caractéristiques des sections de chaussée

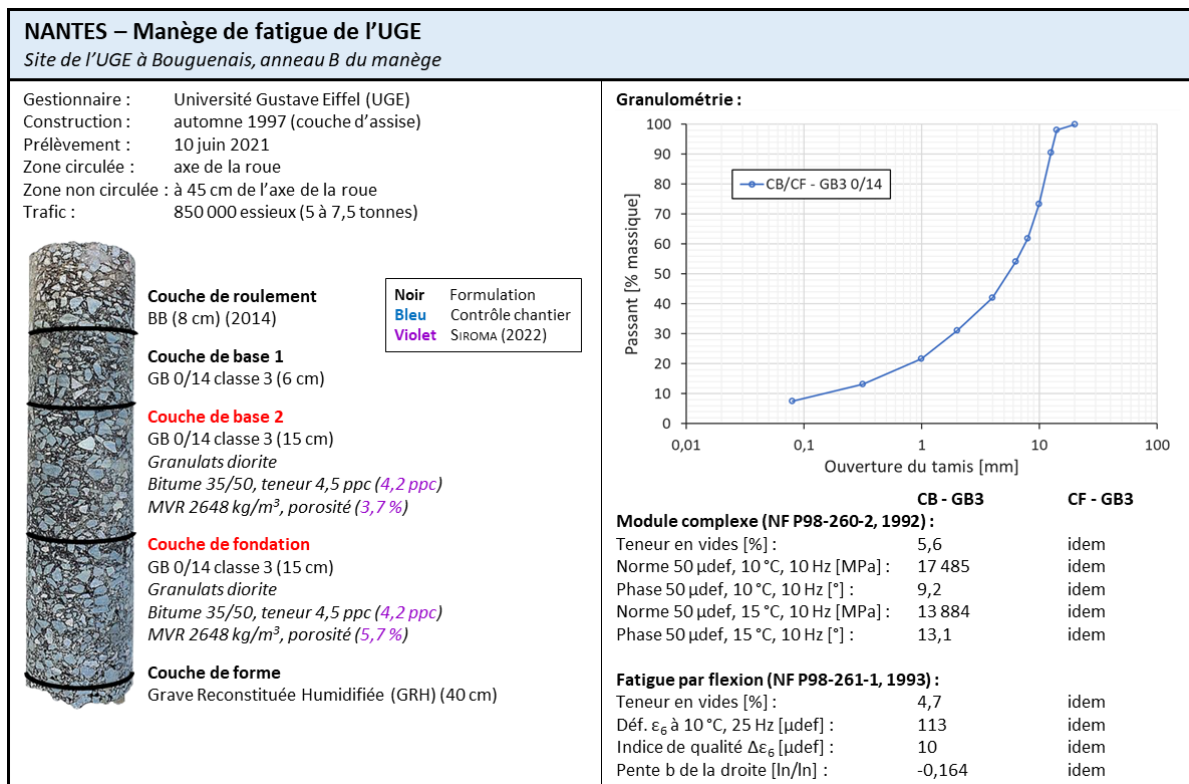
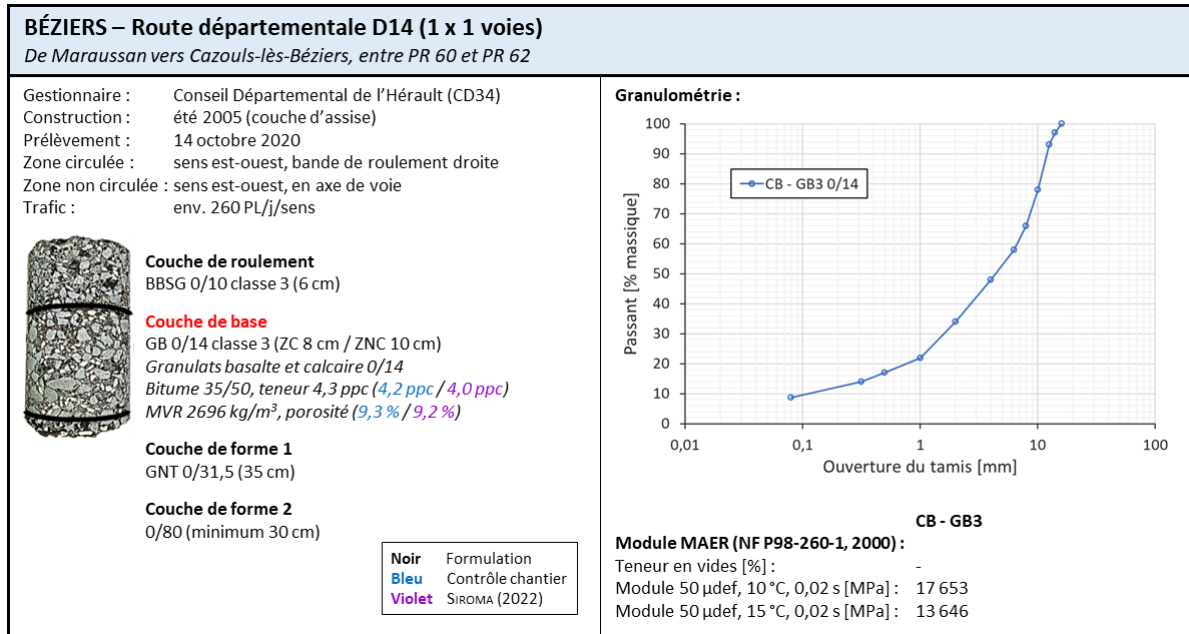
Grâce à la documentation fournie par les gestionnaires des différentes chaussées, les caractéristiques des enrobés prélevés des couches d'assise ont pu être retrouvées (Table 4.1). Pour les quatre sections, les matériaux d'assise sont des grave-bitumes de classe 3. Les données proviennent des études de formulation réalisées lors de la conception des chaussées. En complément sont fournies les teneurs en liant et les porosités provenant des mesures de contrôle lors de la mise en œuvre des couches (en bleu), ainsi que des mesures effectuées par Rodrigo SIROMA sur les sections prélevées (en violet) afin de constater les variations existantes entre sections (fabrication, compactage). On remarque une tendance basse dans les mesures des teneurs en liant de SIROMA qui se répète pour chacune des sections prélevées. Le cas le plus marquant est celui de Strasbourg. Les rapports de contrôle de la mise en œuvre indiquent un enrobé trop enrichie en liant comparée à la formulation, alors que les mesures de SIROMA sont inférieures à celles de ladite formulation.

Dans les différentes tables, quelques données proviennent d'essais de module MAER (Machine Asservie d'Essais Rhéologiques, NF P98-260-1, 2000). Il s'agit d'une ancienne méthode d'essai utilisée pour déterminer les modules des enrobés en traction directe sur des éprouvettes cylindriques à différentes températures (0, 5, 10 et 15 °C) et temps de charges (0,02 à 300 s). Il fournit le module à 15 °C, 0,02 s qui est supérieur ou égal au module complexe à 15 °C et 10 Hz. Il est à noter qu'un temps de charge de 0,02 s correspond à un poids lourd lancé à 60 km/h. L'essai MAER a été progressivement supplanté par les essais de module complexe. Depuis la mise à jour de la norme NF P98-260-1 en 2011, la méthode de mesure a d'ailleurs été effacée de celle-ci. Concernant les autres données de module complexe et de fatigue, il s'agit d'essais 2PB-TR mais définis selon d'anciennes normes.

Table 4.1 Caractéristiques des sections de chaussée analysées dans le projet MOVEDVDC. (photos des carottages tirées de SIROMA, 2022, p. 91). Les couches d'enrobé étudiées sont inscrites en rouge.

STRASBOURG – Autoroute A35 (2 x 2 voies)							
De Innenheim vers Niedernai, entre croisements avec D147 et D207, entre PR 413 et PR 414							
<p>Gestionnaire : Direction Interdépartementale Routes Est (DIR Est) Construction : printemps 2002 (couche d'assise) Prélèvement : 18 juin 2018 Zone circulée : sens nord-sud, voie lente, bande de roulement gauche Zone non circulée : sens nord-sud, voie rapide, en axe de voie Trafic : 2003 à 2009, env. 1700 PL/j/sens 2010 à 2016, env. 3050 PL/j/sens</p>	<p>Granulométrie :</p> <p style="text-align: right;">CB - GB3</p> <p>Module MAER (NF P98-260-1, 2000) : Teneur en vides [%] : 9,0 Module 50 µdef, 10 °C, 0,02 s [MPa] : 14 100 Module 50 µdef, 15 °C, 0,02 s [MPa] : 10 400</p> <p>Fatigue par flexion (NF P98-261-1, 2001) : Teneur en vides [%] : 8,5 Déf. ε_g à 10 °C, 25 Hz [µdef] : 115 Pente b de la droite [ln/ln] : -0,167</p>						
<p>Couche de roulement BBSG 0/10 classe 2 (6 cm)</p> <p>Couche de base GB 0/14 classe 3 recyclée à 40 % (12 cm) <i>Granulats silico-calcaire 0/14 + 40 % RAP 0/10</i> Bitume 70/100, teneur 2,7 ppc (4,7 ppc avec RAP (5,1 ppc / 4,5 ppc)) MVR 2484 kg/m³, porosité (6,5 % / 6,2 %)</p> <p>Couche de fondation GB enrichie 0/14 classe 3 (12 cm) Granulats silico-calcaire 0/14 Bitume 35/50, teneur 4,6 ppc (5,3 ppc / 4,4 ppc) MVR 2484 kg/m³, porosité (8,0 % / 4,3 %)</p> <p>Couche de forme 1 GNT B2 (12 cm)</p> <p>Couche de forme 2 Sol traité classe 4 (60 cm)</p> <p>Arase de terrassement Module 35 MPa</p>	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 30px;">Noir</td> <td>Formulation</td> </tr> <tr> <td>Bleu</td> <td>Contrôle chantier</td> </tr> <tr> <td>Violet</td> <td>SIROMA (2022)</td> </tr> </table>	Noir	Formulation	Bleu	Contrôle chantier	Violet	SIROMA (2022)
Noir	Formulation						
Bleu	Contrôle chantier						
Violet	SIROMA (2022)						

DIJON – Route départementale D700 (2 x 2 voies)							
De Arc-sur-Tille vers Dijon, entre croisements avec D125D et N274, entre PR 0 et PR 1							
<p>Gestionnaire : Conseil Départemental de la Côte-d'Or (CD21) Construction : automne 2001 (couche d'assise) Prélèvement : 7 octobre 2018 Zone circulée : sens est-ouest, section de rabattement à une voie en amont du giratoire, bande de roulement droite Zone non circulée : sens est-ouest, îlot de rabattement délimité par des balises J11 créé quelques années après la mise en service de la D700 Trafic : env. 500 PL/j/sens</p>	<p>Granulométrie :</p>						
<p>Couche de roulement BBSG (4 cm) (2011)</p> <p>Couche de liaison BBME (6 cm)</p> <p>Couche de base GB 0/14 classe 3 recyclée à 10 % (ZC 11 cm / ZNC 9 cm) Granulats calcaire 0/14 + 10 % RAP 0/10 Bitume 35/50, teneur 4,6 ppc sans RAP (4,7 ppc / 4,0 ppc) MVR 2518 kg/m³, porosité (7,4 % / 10,1 % ZC, 7,4 % ZNC)</p> <p>Couche de fondation GB 0/14 classe 3 (ZC 12 cm / ZNC 9 cm) Granulats calcaire 0/14 Bitume 35/50, teneur 4,5 ppc (4,4 ppc / 4,3 ppc) MVR 2503 kg/m³, porosité (7,5 % / 7,4 %)</p> <p>Couche de forme Sol limoneux traité à la chaux (35 cm)</p>	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 30px;">Noir</td> <td>Formulation</td> </tr> <tr> <td>Bleu</td> <td>Contrôle chantier</td> </tr> <tr> <td>Violet</td> <td>SIROMA (2022)</td> </tr> </table>	Noir	Formulation	Bleu	Contrôle chantier	Violet	SIROMA (2022)
Noir	Formulation						
Bleu	Contrôle chantier						
Violet	SIROMA (2022)						



4.3.1.5 Nomenclature des matériaux prélevés

Les noms des matériaux prélevés *in situ* sont codifiés par trois composantes. La première indique le type de matériaux (enrobé ou bitume extrait). La seconde est formée de trois lettres dont la première désigne le site d'extraction, la seconde la zone de la chaussée (circulée ou non), et la troisième le type de couche. À la fin du nom est ajouté l'état de vieillissement du matériau lequel indique le nombre d'années séparant la construction du prélèvement. La nomenclature des enrobés est fournie Table 4.2. Les bitumes extraits des enrobés *in situ* ne sont pas analysés dans cette thèse.

Table 4.2 Enrobés bitumineux de MOVEDVDC. Nomenclature des enrobés prélevés *in situ*.

Dénomination	Formule de l'enrobé	Site d'extraction	Zone de la chaussée	Couche de la chaussée	État de vieillissement
GB3_BCB_15A	Grave-bitume cl. 3	Béziers	Circulée	Base	15 années
GB3_BNB_15A	Grave-bitume cl. 3	Béziers	Non circulée	Base	15 années
GB3_DCB_17A	Grave-bitume cl. 3	Dijon	Circulée	Base	17 années
GB3_DNB_17A	Grave-bitume cl. 3	Dijon	Non circulée	Base	17 années
GB3_DCF_17A	Grave-bitume cl. 3	Dijon	Circulée	Fondation	17 années
GB3_DNF_17A	Grave-bitume cl. 3	Dijon	Non circulée	Fondation	17 années
GB3_MCB_23A	Grave-bitume cl. 3	Manège	Circulée	Base	23 années
GB3_MNB_23A	Grave-bitume cl. 3	Manège	Non circulée	Base	23 années
GB3_MCF_23A	Grave-bitume cl. 3	Manège	Circulée	Fondation	23 années
GB3_MNF_23A	Grave-bitume cl. 3	Manège	Non circulée	Fondation	23 années
GB3_SCB_16A	Grave-bitume cl. 3	Strasbourg	Circulée	Base	16 années
GB3_SNB_16A	Grave-bitume cl. 3	Strasbourg	Non circulée	Base	16 années
GB3_SCF_16A	Grave-bitume cl. 3	Strasbourg	Circulée	Fondation	16 années
GB3_SNF_16A	Grave-bitume cl. 3	Strasbourg	Non circulée	Fondation	16 années

4.3.2 Matériaux élaborés en laboratoire

4.3.2.1 Formulation de l'enrobé

En complément des enrobés prélevés *in situ*, quatre enrobés de formulations distinctes ont été conçus dans les laboratoires de Spie Batignolles Malet. Il s'agit également de Grave-Bitumes classe 3 (NF EN 13108-01, 2007), testés avec deux types de granulats et deux types de bitume différents. Les granulats concassés sont soit de diorite (nommé N), soit de calcaire (nommé C), et proviennent respectivement des carrières de Roy La Noubleau (Saint-Varent (79), France) et de La Madeleine (Villeneuve-lès-Maguelone (34), France). Leurs squelettes granulaires sont caractérisés par une courbe granulométrique continue 0/14 mm (Figure 4.8). Les granulats ont été mélangés à chaud à des bitumes fournis par TotalEnergies dont le premier est un bitume pur de grade 35/50 (gamme Azalt, nommé bitume A) et le second un bitume modifié aux polymères 13/40 (gamme Styrelf, nommé bitume S), de consistance équivalente à un bitume pur 35/50. Les liants sont dosés à une teneur de 4,5 %. Le mélange s'est déroulé de la façon suivante. Les granulats ont été initialement chauffés toute une nuit à 165 °C pour ceux prévus avec le bitume A et à 180 °C pour ceux prévus avec le bitume S. Quant au bitume, il a été préchauffé toute une nuit à 110 °C. Puis, la température du bitume a été augmentée jusqu'à celle des granulats pendant environ deux heures. Enfin, le mélange a été réalisé à l'aide d'un malaxeur pendant environ trois minutes jusqu'à ce que les granulats soient complètement enrobés de bitume

(NF EN 12697-35, 2007). L'enrobé à base de diorite admet une MVR de 2666 kg/m³ et celui à base de calcaire, une MVR de 2509 kg/m³.

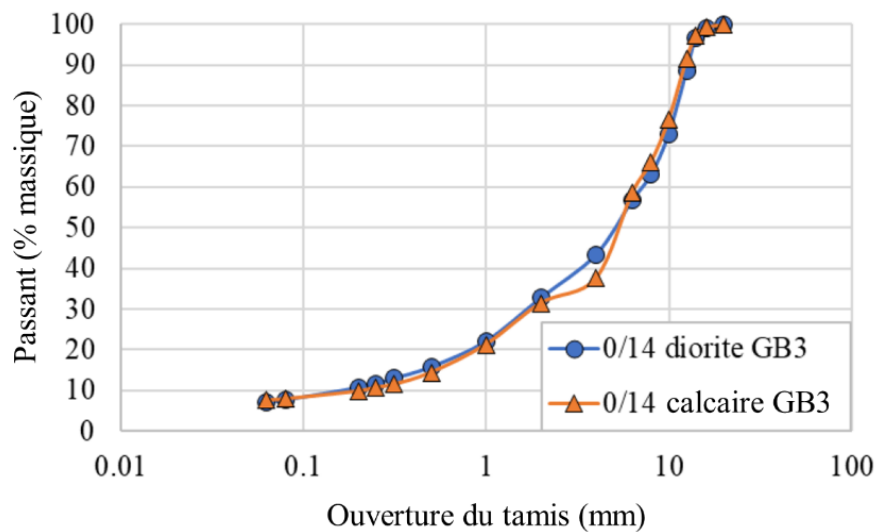


Figure 4.8 Enrobés bitumineux de MOVEDVDC. Courbes granulométriques des granulats diorite et calcaire entrant dans la composition des GB3 conçus en laboratoire (traduit de SIROMA, 2022).

4.3.2.2 Procédures de vieillissement

La procédure précédente de conception est celle des enrobés foisonnés dits « après mélange ». Des procédures complémentaires de vieillissement ont également été effectuées sur les bitumes frais et sur ces enrobés foisonnés.

4.3.2.2.1 Bitume

Les deux échantillons de bitume frais A et S ont reçu trois procédures de vieillissement successives, une RTFOT et deux PAV, menées à l'UGE. Après chaque étape, une partie du bitume vieilli était mise de côté afin de tester ultérieurement leurs performances mécaniques.

La méthode RTFOT (NF EN 12607-1, 2014, voir section 1.9.2.1.1) a été menée sur les deux bitumes frais A et S pour simuler le vieillissement à court terme que subit le bitume pendant le mélange avec les granulats en centrale d'enrobage à chaud, le transport et la mise en œuvre. Une quantité de 35 g de bitume frais a été versée dans chacune des huit bouteilles en verre placées dans la sole tournante verticale d'une étuve, chauffée à 163 °C pour le bitume A et à 175 °C pour le bitume S. La sole était entraînée mécaniquement à une vitesse de 15 tours par minute pendant 75 min. Un injecteur d'air soufflait de l'air chaud à un débit de 4000 ml/min dans chaque récipient au point le plus bas de leur course, soit un jet toutes les 4 s.

La méthode PAV (NF EN 14769, 2013, voir section 1.9.2.1.2) a été exécutée sur les bitumes A et S vieillis par RTFOT pour reproduire le vieillissement à long terme que subit le liant au cours de son utilisation dans les chaussées. Une quantité de 50 g de bitume a ainsi été déposée dans chaque coupelle en acier inoxydable de 140 mm de diamètre, ce qui représente un film de liant d'environ 3,2 mm d'épaisseur. Les coupelles ont été déposées sur une étagère au sein du récipient de vieillissement, conditionné à une température de 100 °C sous une pression d'air de 2,1 MPa pendant une durée de 20 h pour 1 PAV et de 40 h pour 2 PAV.

4.3.2.2.2 Enrobé

À la suite de la phase de mélange du bitume et des granulats en section 4.3.2.1, un protocole de vieillissement proposé par LA ROCHE et al. (2009) a été appliqué sur l'enrobé foisonné de la GB3 par Spie Batignolles Malet afin d'évaluer l'influence de l'interaction granulats-bitume sur le vieillissement. Après chacune de ces différentes étapes, un échantillon d'enrobé était conservé. De cet échantillon, une partie a servi à la confection de plaques d'enrobé et une autre à l'extraction du bitume présent, dans le but ultime d'analyser leurs performances mécaniques.

Le protocole était le suivant. Pour simuler le vieillissement à court terme, l'enrobé foisonné a d'abord été étalé uniformément dans des bacs métalliques sur une épaisseur d'environ 5 à 6 cm. Puis, les bacs ont été placés dans un four à tirage forcé à 135 °C pendant 4 heures. L'enrobé a été remué pendant une minute toutes les heures. Pour reproduire le vieillissement à long terme, l'enrobé foisonné a ensuite été conditionné à 85 °C pendant 2, 5, 7, 9 et 20 jours.

4.3.2.3 Compactage des plaques d'enrobés

Une partie des enrobés foisonnés vieillis précédents a ensuite été compactée dans des plaques de dimensions 600 x 400 x 100 mm au moyen d'un compacteur à deux roues équipées de pneumatiques (NF EN 12697-33, 2019). Afin d'obtenir des porosités similaires entre les différents états de vieillissement, les enrobés ont été préalablement chauffés à des températures visées pour maintenir constante la viscosité du bitume. Ainsi, pour atteindre une porosité proche de 6 %, le compactage a été réalisé à une température de 165 °C pour les enrobés « après mélange » et vieilli de 4 h, et de 180 °C pour ceux vieillis de 5 et 9 jours, suivant les prescriptions de Spie Batignolles Malet.

4.3.2.4 Nomenclature des matériaux de laboratoire

Le nom attribué aux liants bitumineux est formé de trois groupes de caractères. Le premier indique le type de bitume, le second s'il est extrait d'un enrobé par mention du type de granulat avec lequel il a interagit, et enfin le suivant le type de vieillissement (Table 4.3). Concernant l'enrobé, quatre groupes composent son nom. Le premier indique le type d'enrobé, le second le type de granulats entrant dans sa composition, le troisième le type de bitume, et enfin le quatrième le type de vieillissement (Table 4.4). Les matériaux bitumineux liés au Styrelf 13/40 n'ont pas été étudiés dans cette thèse, et ne sont donc pas affichés dans les nomenclatures.

4.3.3 Logistique et préparation des éprouvettes

4.3.3.1 Transport

Les plaques d'enrobés ont été transportées sur palette et les échantillons dans des containers adaptés à leur fragilité vers les différents laboratoires partenaires du projet qui se sont occupés de leur caractérisation (extraction des liants, analyse de la microstructure des liants, essais mécaniques sur bitumes et enrobés).

4.3.3.2 Extraction des bitumes

Les extractions de bitume ont été menées sur les enrobés prélevés *in situ* et sur les enrobés foisonnés conçu et vieilli en laboratoire. Elles ont été menées à la fois par TotalEnergies et l'UGE selon les échantillons pour lesquels ils étaient missionnés. Les méthodes d'extraction dépendent de leurs protocoles

internes et du type de bitume extrait (pur ou modifié), mais dans les grandes lignes, elles sont similaires et respectent la norme NF EN 12697-1, 2020.

La première étape consistait à désagréger les échantillons d'enrobés compactés en les chauffant rapidement. Les enrobés foisonnés ont ensuite été nettoyés au moyen d'un solvant d'extraction (toluène pour TotalEnergies et tétrachloroéthylène pour UGE). Puis les granulats ont été séparés de la solution bitume-solvant et des fines par tamisage. La matière minérale restante a alors été séparée de la solution au moyen d'une centrifugeuse. Enfin, le solvant a progressivement été évaporé de la solution par une distillation sous vide pour ne garder que le bitume. Pour s'assurer qu'il ne restait plus de trace du solvant dans le bitume, une spectrométrie IRTF a été réalisée.

Table 4.3 Liants bitumineux de MOVEDVDC. Nomenclature des liants vieillis en laboratoire.

Dénomination	Type de bitume	Interaction granulats	État de vieillissement
A3550_Frais	Azalt 35/50	Non	Non vieilli
A3550_RTFOT	Azalt 35/50	Non	RTFOT à 163 °C
A3550_RTFOT+1PAV	Azalt 35/50	Non	RTFOT + 1PAV 20 h à 100 °C
A3550_RTFOT+2PAV	Azalt 35/50	Non	RTFOT + 2PAV 40 h à 100 °C
A3550_C_AC	Azalt 35/50	Calcaire	Après chauffage une nuit à 110 °C
A3550_C_00J	Azalt 35/50	Calcaire	Après mélange à 165 °C
A3550_C_04H	Azalt 35/50	Calcaire	4 heures à 135 °C
A3550_C_02J	Azalt 35/50	Calcaire	4 h + 2 jours à 85 °C
A3550_C_05J	Azalt 35/50	Calcaire	4 h + 5 jours à 85 °C
A3550_C_07J	Azalt 35/50	Calcaire	4 h + 7 jours à 85 °C
A3550_C_09J	Azalt 35/50	Calcaire	4 h + 9 jours à 85 °C
A3550_C_20J	Azalt 35/50	Calcaire	4 h + 20 jours à 85 °C
A3550_N_AC	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	Après chauffage une nuit à 110 °C
A3550_N_00J	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	Après mélange à 165 °C
A3550_N_04H	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	4 heures à 135 °C
A3550_N_02J	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	4 h + 2 jours à 85 °C
A3550_N_05J	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	4 h + 5 jours à 85 °C
A3550_N_07J	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	4 h + 7 jours à 85 °C
A3550_N_09J	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	4 h + 9 jours à 85 °C
A3550_N_20J	Azalt 35/50	Diorite (Noubleau)	4 h + 20 jours à 85 °C

Table 4.4 Enrobés bitumineux de MOVEDVDC. Nomenclature des enrobés élaborés et vieillis en laboratoire.

Dénomination	Formule enrobé	Type de granulat	Type de bitume	État de vieillissement
GB3_C_A3550_00J	Grave-bitume cl 3	Calcaire	Azalt 35/50	Après mélange à 165 °C
GB3_C_A3550_04H	Grave-bitume cl 3	Calcaire	Azalt 35/50	4 heures à 135 °C
GB3_C_A3550_05J	Grave-bitume cl 3	Calcaire	Azalt 35/50	4 h + 5 jours à 85 °C
GB3_C_A3550_09J	Grave-bitume cl 3	Calcaire	Azalt 35/50	4 h + 9 jours à 85 °C
GB3_N_A3550_00J	Grave-bitume cl 3	Diorite (Noubleau)	Azalt 35/50	Après mélange à 165 °C
GB3_N_A3550_09J	Grave-bitume cl 3	Diorite (Noubleau)	Azalt 35/50	4 h + 9 jours à 85 °C

4.3.3.3 Découpe des éprouvettes d'enrobé

La découpe des éprouvettes a été réalisée par un unique prestataire : Aquitaine Granits. Les plaques d'enrobé GB3 ont d'abord été rognées d'environ 2 cm d'épaisseur sur chacune de leurs six faces afin d'éliminer les effets de bord (endommagement dû au sciage pour les enrobés *in situ*, mauvais compactage dû au bord du moule pour les enrobés de laboratoire). Dans ces plaques, des éprouvettes trapézoïdales pour des essais 2PB-TR ont été découpées, telles que leurs axes longitudinaux soient parallèles à la direction du compactage. Les dimensions de découpe dépendent de la taille nominale du plus gros granulat (NF EN 12697-26, 2018). Pour une granulométrie de 0/14 mm, les dimensions appliquées étaient donc les suivantes : hauteur de 250 mm, grande base de 56 mm, petite base de 25 mm et épaisseur de 25 mm. Une fois extraites, les éprouvettes ont été triées et caractérisées (géométrie, masse, porosité). Les éprouvettes présentant un aspect visuel dégradé (arrête abîmée, base abîmée, irrégularité importante d'épaisseur ou de surface) ont été rejetées.

4.3.3.4 Respect des délais d'étude

Après la découpe, les éprouvettes ont généralement été expérimentées entre une semaine et quarante jours afin d'éviter un vieillissement supplémentaire important. Cependant en raison des décisions gouvernementales sur le confinement dû à la Covid-19, certaines éprouvettes d'enrobés prélevés sur site sont restées stockées dans les sites de recherche des partenaires pendant plusieurs mois. Dans tous les cas, et pendant toute la durée du stockage, celui-ci a été réalisé en salle ombragée et climatisée. Les délais d'étude fixés dans la norme NF EN 12697-24, 2018 n'ont pas pu être respectés pour tous les échantillons des enrobés prélevés sur site.

4.3.3.5 Nomenclature des éprouvettes

Dans la suite de ce manuscrit, les éprouvettes sont désignées par le nom du matériau, complété du nom du laboratoire ayant expérimenté l'éprouvette, et du numéro de l'éprouvette attribué par le laboratoire en question. Les noms des partenaires sont désignés par un sigle, pour ceux utilisés dans cette thèse (Table 4.5).

Exemple de noms d'éprouvette : A3550_RTFOT_UGE_07 ou GB3_DNF_17A_EFG_12

Table 4.5 Abréviations des noms des laboratoires partenaires du projet MOVEDVDC utilisés dans la dénomination des éprouvettes.

Abréviation	Laboratoire
EFG	Eiffage
ERV	Eurovia
SBM	Spie Batignolles Malet
UGE	Université Gustave Eiffel

4.3.4 Essais réalisés

4.3.4.1 Spectroscopie IRTF

La spectroscopie IRTF en mode transmission a été utilisée pour quantifier les groupes fonctionnels dans les liants bitumineux et suivre leur évolution avec le vieillissement (voir section 1.9.3.1.2). Les essais ont été conduits à la fois par l'UGE et l'ESTP au moyen d'un spectromètre optique Spectrum Two de la marque PerkinElmer. Les échantillons ont été préparés en déposant une gouttelette de bitume chaud sur une lamelle de KBr¹, transparente aux rayonnements infrarouges, puis étalée à l'aide d'une spatule pour obtenir un film extrêmement fin de bitume. La lamelle a ensuite été placée sur un support, lui-même déposé dans le spectromètre, au sein duquel elle a été traversée par un rayonnement infrarouge. Les données d'absorbance ont été collectées sur une plage spectrale de 400 à 4000 cm⁻¹ avec une résolution de 2 cm⁻¹. Elles sont le résultat d'une moyenne de trente-deux balayages. Un minimum de cinq échantillons a été effectué pour chaque condition de vieillissement.

L'oxydation des bitumes a ensuite été suivie par le calcul des indices de carbonyle I_{CO} et de sulfinyne I_{SO} , comme indiquée par la méthode d'essai des LPC n°69 (LCPC, 2010). Le calcul consiste à mesurer les aires sous les bandes d'absorption à 1700 cm⁻¹ (carbonyle ν^2 C=O) et 1030 cm⁻¹ (sulfinyne ν S=O) et à les normaliser chacune par la somme des aires situées à 1460 cm⁻¹ (éthyle δ_{as} ³ CH₂, CH₃) et 1375 cm⁻¹ (méthyle δ_s CH₃) (Équations 4.19 et 4.20). Ces marqueurs du vieillissement reposent sur le fait que les groupements éthyle et méthyle ne sont pas significativement modifiés par l'oxydation des liants. Les bornes d'intégration ont été définies en considérant les minimums d'absorbance sur les bords des pics, de « vallée à vallée » (Figure 4.9). Ces limites se situent ainsi vers 1539-1325 cm⁻¹ pour les pics de référence d'éthyle et de méthyle, 1735-1665 cm⁻¹ pour le groupe carbonyle et 1070-980 cm⁻¹ pour le groupe sulfinyne. Cette méthode présente deux puissants avantages. Premièrement, l'utilisation de la surface des bandes d'absorption caractéristiques plutôt que la mesure des hauteurs permet d'intégrer globalement plusieurs vibrations de même type (par exemple pour les vibrations C=O : esters, acides, cétones, lactones, entre 1800 et 1635 cm⁻¹). Deuxièmement, l'utilisation d'une proportion relative des différentes espèces chimiques entre elles atténue fortement l'influence de l'épaisseur du film mince de bitume ainsi que la longueur du trajet de la lumière infrarouge.

$$I_{CO} = \frac{A_{1700}}{A_{1460} + A_{1375}} \quad (4.19)$$

$$I_{SO} = \frac{A_{1030}}{A_{1460} + A_{1375}} \quad (4.20)$$

4.3.4.2 Essais de module complexe

L'ensemble des essais de module complexe présenté dans cette thèse a été réalisé par l'UGE, qui a quasiment accompli la totalité des essais de module du projet MOVEDVDC. On doit aussi quelques essais de module complexe à l'ESTP exécutés sur bitume au moyen d'un DSR et à Spie Batignolles Malet sur enrobé en 2PB-TR.

¹ Bromure de potassium.

² Vibration d'élongation ν .

³ Vibration de déformation δ (s pour symétrique, as pour asymétrique).

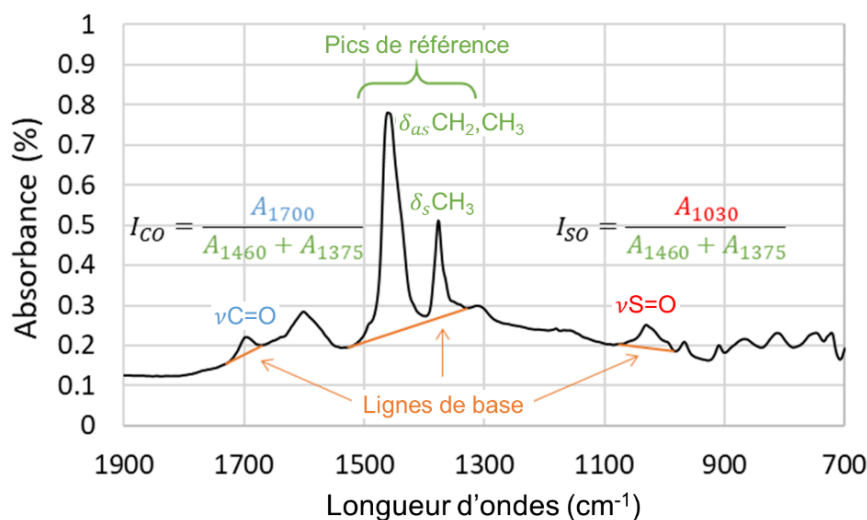


Figure 4.9 Représentation des aires des groupes fonctionnels utilisées dans le calcul des indices de carbonyle I_{CO} et de sulfynyle I_{SO} (traduit de SIROMA, 2022, p. 101).

4.3.4.2.1 Bitume – DMA Metravib

Les essais de module complexe sur bitume ont été réalisés à l'aide d'un rhéomètre d'Analyse Mécanique Dynamique (DMA pour *Dynamic Mechanical Analysis*) de la marque Metravib (Figure 4.10). Ce dispositif expérimental est placé à l'intérieur d'une chambre thermique pour maintenir la température ciblée des éprouvettes. Il fonctionne suivant deux modes de sollicitation. À basses températures (inférieures à 20 °C), les essais sont menés en traction-compression directe sur éprouvette cylindrique (diamètre 10 mm, hauteur 22 mm) et permettent d'estimer le module de rigidité complexe E^* . À hautes températures (supérieures à 20 °C), les essais sont menés par cisaillement annulaire sur éprouvette cylindrique creuse (diamètre intérieur 8 mm, diamètre extérieur 10 mm et hauteur 20 mm) et permettent d'estimer le module de cisaillement complexe G^* . La conversion de la norme $|G^*|$ en $|E^*|$ a été effectuée en considérant l'Équation 1.28 et par mesure de simplification un coefficient de Poisson constant de 0,50. Les essais ont été menés par contrôle du déplacement (amplitude de déformation proche de 50 $\mu\text{m/m}$) avec des balayages en fréquence (de 1 à 80 Hz) à différentes températures (de -15 à 70 °C). Un minimum de deux répétitions a été effectué pour chaque échantillon, pour autant que les coefficients de variation de $|E^*|$ et φ_{E^*} aient été respectivement inférieurs à 15 % et 5 %.

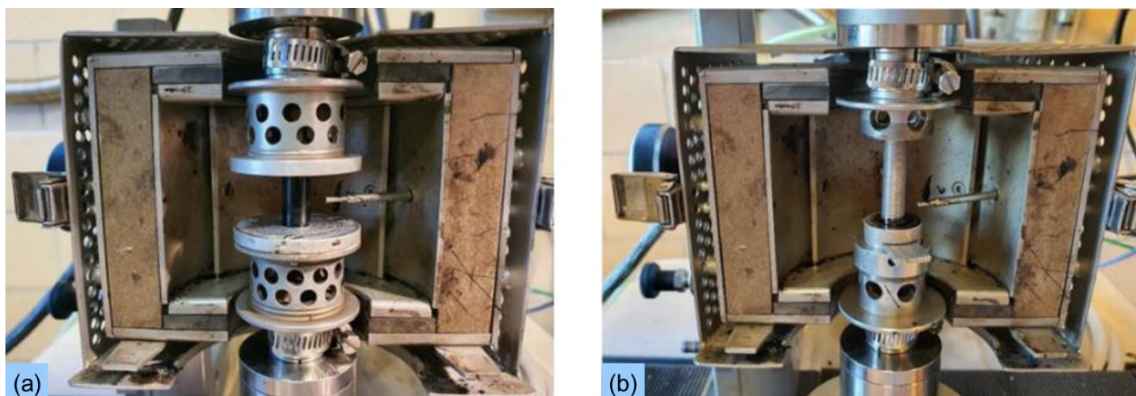


Figure 4.10 Rhéomètre DMA de la marque Metravib pour les essais de module complexe sur bitume au laboratoire de l'UGE à Bouguenais (44) (SIROMA, 2022, p. 104). (a) mode traction-compression, (b) mode cisaillement annulaire.

4.3.4.2.2 Enrobé – 2PB-TR

Les essais de module complexe sur enrobé sont de type 2PB-TR et sont soumis à la norme NF EN 12697-26, 2018 (voir section 1.4.2.5.5). Le dispositif expérimental 3MC de l'UGE permet de tester quatre éprouvettes simultanément (Figure 4.11). Ainsi, pour chaque enrobé GB3, quatre éprouvettes trapézoïdales aux caractéristiques similaires (masse volumique, teneur en vides) ont été sélectionnées. Un déplacement sinusoïdal a été appliqué en tête de chaque éprouvette dont l'amplitude a été ajustée pour correspondre à la déformation maximale ciblée, située environ au quart de la hauteur de l'éprouvette. En retour, le capteur de force relève la réponse du matériau. Le dispositif 3MC est installé à l'intérieur d'une enceinte thermique garantissant la température des éprouvettes. Les essais ont été réalisés à une amplitude de déformation fixée à $50 \mu\text{m/m}$, à sept températures (de -10 à $40 \text{ }^\circ\text{C}$) et à huit fréquences (de 1 à 40 Hz).



Figure 4.11 Dispositif expérimental 3MC conçu pour les essais de module complexe 2PB-TR menés sur enrobés au laboratoire de l'UGE à Bouguenais (44) (SIROMA, 2022, p. 106).

4.3.4.3 Essais de fatigue 2PB-TR

Les essais de fatigue ont été menés uniquement sur les enrobés. Ils ont été répartis entre plusieurs partenaires du projet : Eiffage, Eurovia et Spie Batignolles Malet. Comme pour les essais de module complexe, ils sont de type 2PB-TR, mais ils dépendent d'une norme différente NF EN 12697-24, 2018. Selon les dispositifs expérimentaux employés par les partenaires, une ou deux éprouvettes à la fois peuvent être testées (Figure 4.12). Les éprouvettes retenues ont été sélectionnées avec des caractéristiques similaires. Ces éprouvettes consoles encastées à leurs bases ont ensuite été soumises en tête à un déplacement sinusoïdal d'amplitude constante et de fréquence 25 Hz, dans un milieu à température contrôlée de $10 \text{ }^\circ\text{C}$. Pour chaque enrobé, l'essai a été répété pour trois niveaux de déplacement, et pour chaque niveau, six éprouvettes ont été testées. Les trois niveaux de déplacement ont été choisis de telle sorte que les déformations maximales, situées environ au quart de la hauteur de l'éprouvette, soient comprises entre 100 et $200 \mu\text{m/m}$. Les montées en amplitude ont été effectuées de manière quasi-instantanée.

Pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J, les essais de fatigue classiques ont été réalisés à la fois par Eiffage, Eurovia et Spie Batignolles Malet afin d'examiner les possibles différences inter-laboratoires. Ces essais sont nommés « essais croisés ». En fonction des éprouvettes restantes pour les enrobés GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J, des essais complémentaires ont également été réalisés à d'autres températures et fréquences, respectivement par Eiffage et Eurovia. Les conditions de chargement ont été choisies selon les besoins exprimés pour cette thèse, afin d'en mesurer l'impact sur la durée de vie en fatigue.



Figure 4.12 Machine de fatigue à deux voies pour les essais 2PB-TR sur enrobés au laboratoire d'Eiffage à Ciry-Salsogne (02) (BENABOUD, 2022, p. 45).

4.3.4.4 Nomenclature des essais

Des abréviations sont données aux types d'essais du projet MOVEDVDC pour les référencer facilement dans les légendes des graphiques (Table 4.6).

Table 4.6 Nomenclature des essais menés dans le projet MOVEDVDC.

Abréviation	Type d'essai	Conditions de chargement	Précision
MC	Module Complexe	-	-
FR-C	Fatigue Résiduelle	Classiques (10 °C, 25 Hz)	Enrobés prélevés <i>in situ</i>
FR-A	Fatigue Résiduelle	Autres conditions	Enrobés prélevés <i>in situ</i>
FL-C	Fatigue Laboratoire	Classiques (10 °C, 25 Hz)	Enrobés neufs et vieillis en labo
FL-X	Fatigue Laboratoire	Croisés (EFG, ERV, SPM)	Enrobés neufs et vieillis en labo
FL-A	Fatigue Laboratoire	Autres conditions	Enrobés neufs et vieillis en labo

4.4 APPLICATION DU MODÈLE ANALYTIQUE

4.4.1 Enrobés analysés

Cette section 4.4 est centrée sur l'étude de deux enrobés, l'un prélevé *in situ* (GB3_DNF_17A) et l'autre fabriqué en laboratoire (GB3_N_A3550_00J). Ils ont été choisis pour leurs données de fatigue très fournies, avec des données d'essais classiques (trois amplitudes, 10 °C, 25 Hz) et d'essais à différentes températures et fréquences. Le but ci-après est d'analyser l'impact des conditions de chargement sur la thixotropie et la durée de vie en fatigue, et de voir si le modèle analytique est capable de reproduire le comportement de ces deux enrobés.

Les essais de module complexe nécessaires à l'analyse des essais de fatigue n'ont malheureusement pas été réalisés pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J mais seulement pour l'enrobé GB3_C_A3550_00J. Entre les deux formulations, seul le type de granulats change. On partira du principe que les variations viscoélastiques sont uniquement dues au bitume qui est le même dans les deux formulations et que le type de granulats n'agit que sur l'échelle de ces variations. En d'autres termes, les formes des courbes dans le plan de Cole-Cole restent identiques pour les deux formulations. Or, ce qui importe dans l'analyse, c'est justement l'évolution viscoélastique. L'enrobé GB3_C_A3550_00J servira donc de référentiel pour la calibration du comportement viscoélastique du modèle analytique de l'enrobé GB3_N_A3550_00J. Ceci n'est bien entendu faisable que pour l'enrobé neuf, étant donné qu'il existe une interaction liant-granat au cours du vieillissement.

Les Table 4.7 et Table 4.8 présentent les caractéristiques des différentes éprouvettes analysées, ainsi que les types d'essais et conditions qui leur ont été appliqués. Les conditions d'essais transcrites ont été relevées au 300^{ème} cycle de fatigue, suivant les données fournies par les partenaires du projet.

Table 4.7 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A. Caractéristiques des éprouvettes analysées et conditions initiales des essais exécutés.

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou F	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
GB3_DNF_17A_UGE_02	2367	5,4	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_DNF_17A_UGE_03	2357	5,8	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_DNF_17A_UGE_09	2362	5,6	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_DNF_17A_UGE_10	2366	5,5	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_DNF_17A_EFG_02	2285	8,7	FR-C	100,5	9,6	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_06	2310	7,7	FR-C	101,5	9,7	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_12	2317	7,4	FR-C	100,7	9,7	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_14	2299	8,2	FR-C	100,2	9,8	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_17	2331	6,9	FR-C	101,2	9,6	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_19	2341	6,5	FR-C	100,5	9,8	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_03	2292	8,4	FR-C	130,0	9,6	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_07	2310	7,7	FR-C	128,2	9,7	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_08	2298	8,2	FR-C	128,0	9,7	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_10	2316	7,5	FR-C	127,6	9,7	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_21	2325	7,1	FR-C	128,6	9,7	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_26	2331	6,9	FR-C	130,2	9,6	24,8

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou F	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
GB3_DNF_17A_EFG_04	2295	8,3	FR-C	161,7	9,7	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_11	2314	7,6	FR-C	157,7	9,7	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_13	2302	8,0	FR-C	155,9	9,6	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_18	2312	7,6	FR-C	159,6	9,7	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_20	2317	7,4	FR-C	158,3	9,6	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_25	2326	7,1	FR-C	159,9	9,6	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_05	2277	9,0	FR-A	126,6	9,7	9,9
GB3_DNF_17A_EFG_23	2348	6,2	FR-A	128,1	9,8	9,9
GB3_DNF_17A_EFG_09	2282	8,8	FR-A	124,6	-0,3	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_22	2334	6,7	FR-A	126,0	-0,3	24,8
GB3_DNF_17A_EFG_27	2350	6,1	FR-A	131,2	19,9	24,9
GB3_DNF_17A_EFG_30	2351	6,1	FR-A	131,9	19,9	24,9

Table 4.8 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J. Caractéristiques des éprouvettes analysées et conditions initiales des essais exécutés.

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou F	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
GB3_C_A_00J_UGE_03	2351	6,6	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_00J_UGE_07	2351	6,6	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_00J_UGE_09	2357	6,4	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_N_A_00J_EFG_04	2422	7,9	FL-X	114,6	9,6	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_12	2403	8,7	FL-X	115,4	9,7	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_15	2414	8,2	FL-X	115,5	9,6	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_17	2433	7,5	FL-X	116,2	9,9	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_18	2445	7,1	FL-X	115,1	9,8	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_23	2468	6,2	FL-X	114,0	9,8	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_13	2406	8,5	FL-X	149,1	9,8	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_14	2431	7,6	FL-X	148,2	9,8	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_19	2413	8,3	FL-X	148,1	9,8	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_20	2432	7,6	FL-X	146,9	9,8	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_21	2427	7,8	FL-X	147,8	9,8	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_25	2402	8,7	FL-X	150,9	9,8	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_01	2415	8,2	FL-X	184,9	10,0	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_02	2427	7,8	FL-X	183,9	9,8	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_06	2411	8,3	FL-X	186,2	9,9	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_08	2420	8,0	FL-X	184,2	9,8	24,8
GB3_N_A_00J_EFG_09	2425	7,8	FL-X	184,3	9,9	24,9
GB3_N_A_00J_EFG_11	2419	8,1	FL-X	182,7	10,0	24,8
GB3_N_A_00J_ERV_101	2416	8,2	FL-X	97,3	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_117	2423	7,9	FL-X	96,2	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_203	2435	7,5	FL-X	96,2	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_308	2399	8,8	FL-X	97,8	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_507	2439	7,3	FL-X	96,0	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_520	2418	8,1	FL-X	97,6	10,0	25,0

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou F	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
GB3_N_A_00J_ERV_206	2439	7,3	FL-X	126,6	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_209	2400	8,8	FL-X	128,5	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_220	2431	7,6	FL-X	127,0	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_301	2415	8,2	FL-X	128,7	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_302	2439	7,3	FL-X	127,2	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_402	2407	8,5	FL-X	128,7	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_305	2420	8,0	FL-X	168,3	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_404	2432	7,6	FL-X	167,7	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_419	2402	8,7	FL-X	168,7	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_607	2410	8,4	FL-X	168,2	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_611	2430	7,6	FL-X	169,6	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_613	2438	7,4	FL-X	167,5	10,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_214	2438	7,4	FL-A	97,8	0,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_321	2374	9,8	FL-A	98,0	0,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_516	2463	6,4	FL-A	96,5	0,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_103	2463	6,4	FL-A	103,6	25,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_218	2442	7,2	FL-A	103,7	25,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_406	2376	9,7	FL-A	105,6	25,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_204	2384	9,4	FL-A	167,6	0,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_514	2442	7,2	FL-A	163,6	0,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_518	2455	6,7	FL-A	164,9	0,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_115	2445	7,1	FL-A	174,3	25,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_215	2452	6,8	FL-A	174,4	25,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_316	2387	9,3	FL-A	175,7	25,0	25,0
GB3_N_A_00J_ERV_112	2479	5,8	FL-A	168,9	10,0	5,0
GB3_N_A_00J_ERV_304	2360	10,3	FL-A	167,6	10,0	5,0
GB3_N_A_00J_ERV_307	2408	8,5	FL-A	167,7	10,0	5,0
GB3_N_A_00J_ERV_202	2371	9,9	FL-A	168,1	10,0	10,0
GB3_N_A_00J_ERV_222	2405	8,6	FL-A	168,7	10,0	10,0
GB3_N_A_00J_ERV_612	2468	6,2	FL-A	167,9	10,0	10,0
GB3_N_A_00J_SBM_107	2424	7,9	FL-X	114,8	9,3	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_207	2427	7,7	FL-X	115,7	9,2	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_208	2406	8,6	FL-X	118,1	9,5	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_211	2420	8,0	FL-X	110,7	9,7	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_309	2416	8,2	FL-X	115,2	9,5	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_614	2393	9,1	FL-X	110,9	9,5	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_312	2434	7,5	FL-X	156,6	9,3	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_401	2386	9,3	FL-X	153,0	9,4	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_407	2409	8,4	FL-X	152,6	9,0	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_505	2442	7,2	FL-X	150,8	8,8	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_602	2402	8,7	FL-X	147,5	9,4	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_605	2418	8,1	FL-X	148,8	9,7	25,0

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou F	ϵ_0 [µm/m]	T [°C]	f [Hz]
GB3_N_A_00J_SBM_212	2411	8,4	FL-X	182,9	9,5	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_217	2408	8,5	FL-X	185,9	8,8	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_313	2422	8,0	FL-X	181,4	9,8	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_417	2393	9,0	FL-X	185,7	9,9	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_506	2434	7,5	FL-X	191,7	9,5	25,0
GB3_N_A_00J_SBM_616	2427	7,7	FL-X	183,6	9,4	25,0

4.4.2 Calibration des essais de module complexe

Les essais de module complexe réalisés par l'UGE ont été menés sur trois ou quatre éprouvettes différentes choisies soigneusement avec des caractéristiques similaires telles que la densité et la porosité. La moyenne de leurs réponses peut donc être utilisée comme base de calibration après nous être assurés que leurs réponses aux essais soient bien similaires.

4.4.2.1 Calibration du PETT

La calibration du PETT des deux enrobés a été accomplie automatiquement par l'application web Viscoanalyse de l'UGE, libre d'accès (<https://viscoanalyse-database.ifsttar.fr/>) (Table 4.9). L'application est valable pour n'importe quel matériau bitumineux représenté par une courbe unique dans les plans de Cole-Cole et de Black. Elle utilise un module complexe écrit sous la forme :

$$M^*(f, T) = |M^*(f, T)|e^{i\varphi(f, T)} \quad (4.21)$$

Où M^* peut être le module de rigidité complexe E^* ou le module de cisaillement complexe G^* .

Après avoir fourni les données expérimentales, l'utilisateur entre une température de référence T_{ref} pour laquelle est recherchée la courbe maîtresse. Celle-ci est construite à partir des coefficients de translation a_T calculés pour chaque isotherme avec la méthode LCPC (CHAILLEUX et al., 2006), basée sur la relation proposée par BOOIJ & THOONE (1982).

$$\log a_T(T_i, T_{ref}) = \frac{\pi}{2} \sum_{k=1}^{k=ref} \frac{\log|M^*(T_j, \omega)| - \log|M^*(T_{j+1}, \omega)|}{\varphi_{avg}^{T_j, T_{j+1}}(\omega)} \quad (4.22)$$

L'équation de Williams-Landel-Ferry est ensuite utilisée pour modéliser les variations de $a_T(T_i, T_{ref})$. La calibration de ses paramètres $C_{1,aT}^{ref}$ et $C_{2,aT}^{ref}$ permet ainsi la construction de la courbe maîtresse à n'importe quelle autre température de référence T_{ref}' grâce aux équations suivantes :

$$C_{2,aT}^{ref} = C_{2,aT}^{ref'} + T_{ref} - T_{ref}' \quad (4.23)$$

$$C_{1,aT}^{ref} = \frac{C_{1,aT}^{ref'} \cdot C_{2,aT}^{ref'}}{C_{2,aT}^{ref}} \quad (4.24)$$

Table 4.9 Enrobés bitumineux GB3_DNF_17A et GB3_C_A3550_00J. Paramètres de la loi WLF déterminant l'évolution du facteur de translation a_T du PETT.

Grandeur physique	Symbole [unité]	GB3_DNF_17A	GB3_C_A3550_00J
Température de référence	T_{ref} [°C]	15,0	15,0
Paramètre 1	$C_{1,aT}$ [-]	26,9	20,4
Paramètre 2	$C_{2,aT}$ [°C]	190,5	147,1

4.4.2.2 Calibration du référentiel du modèle VENoL(T, ω)

Les paramètres de calibration des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$ tracées suivant la pulsation réduite ω_{R-T} à la température de référence T_{ref} sont donnés Table 4.10 pour les deux enrobés. T_{ref} est choisie égale à 15 °C car cette température correspond au milieu de la plage testée [-10 °C, 40 °C]. Les résultats des deux calibrations sont affichés dans les plans de Cole-Cole et de Black (Figure 4.13 et Figure 4.14). Au-delà de la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$, le modèle épouse parfaitement le tracé des données expérimentales. En-dessous de $\omega_{R-T,tr}$, seules deux données expérimentales ont été mesurées, le tracé n'a donc pu qu'être supposé.

Table 4.10 Enrobés bitumineux GB3_DNF_17A et GB3_C_A3550_00J – Éprouvettes GB3_DNF_17A_UGE_02/03/09/10 et GB3_C_A_00J_UGE_03/07/09. Paramètres de modélisation des équations CY pour les courbes de référence $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ à $T_{ref} = 15$ °C et $\varepsilon_{0,ref} = 50$ $\mu m/m$.

Grandeur physique	Symbole [unité]	GB3_DNF_17A	GB3_C_A3550_00J
Pulsation réduite de transition	$\omega_{R-T,tr}$ [rad/s]	$3,50 \cdot 10^{-2}$	$1,00 \cdot 10^{-1}$
Composante de rigidité \Re_E pour $\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$			
Palier inférieur	$\Re_{E,inf,1}$ [MPa]	50	50
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{E,R-T,1}$ [s/rad]	$6,80 \cdot 10^{-4}$	$8,00 \cdot 10^{-1}$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{E,1}$ [-] (> 0)	0,190	0,270
Coefficient pente logarithmique	$n_{E,1}$ [-] (> 1)	6,000	3,000
Composante de rigidité \Re_E pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$			
Palier supérieur	$\Re_{E,sup,2}$ [MPa]	31 600	29 100
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{E,R-T,2}$ [s/rad]	$3,00 \cdot 10^5$	$4,00 \cdot 10^2$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{E,2}$ [-] (< 0)	-0,210	-0,220
Coefficient pente logarithmique	$n_{E,2}$ [-] (> 1)	6,000	3,000
Composante de viscosité $\Im_{\eta,R-T}$ pour $\omega_{R-T} \leq \omega_{R-T,tr}$			
Palier inférieur	$\Im_{\eta,R-T,inf,1}$ [MPa.s]	$5,00 \cdot 10^2$	$2,00 \cdot 10^2$
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{\eta,R-T,1}$ [s/rad]	$6,00 \cdot 10^0$	$3,60 \cdot 10^0$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{\eta,1}$ [-] (< 0)	-0,160	-0,160
Coefficient pente logarithmique	$n_{\eta,1}$ [-] (< 1)	0,150	0,170
Composante de viscosité $\Im_{\eta,R-T}$ pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$			
Palier supérieur	$\Im_{\eta,R-T,sup,2}$ [MPa.s]	$4,20 \cdot 10^5$	$1,00 \cdot 10^5$
Position intersection pente/plateau	$\lambda_{\eta,R-T,2}$ [s/rad]	$4,20 \cdot 10^1$	$1,00 \cdot 10^1$
Coefficient de forme transition pente/plateau	$k_{\eta,2}$ [-] (> 0)	0,370	0,360
Coefficient pente logarithmique	$n_{\eta,2}$ [-] (< 1)	-0,130	-0,135

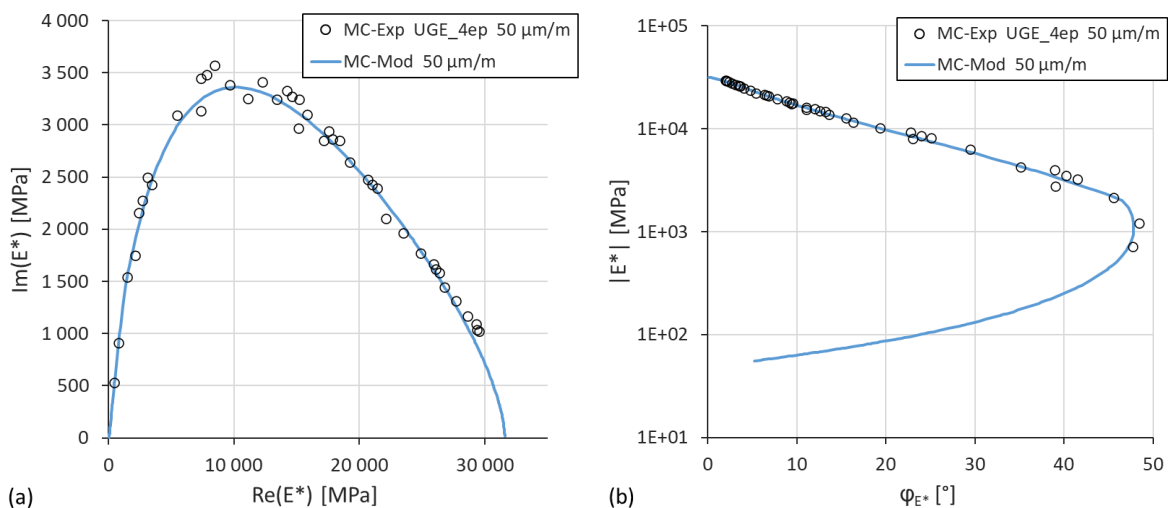


Figure 4.13 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes UGE_02/03/09/10 – 2PB-TR, MC moyen, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Variation du module de rigidité complexe dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL(T, ω).

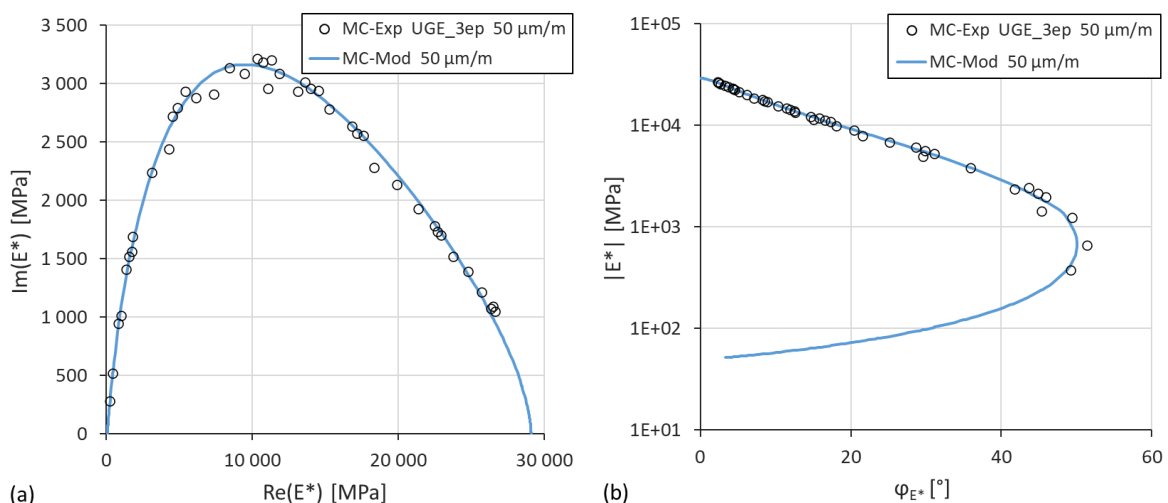


Figure 4.14 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_00J – Éprouvettes UGE_03/07/09 – 2PB-TR, MC moyen, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Variation du module de rigidité complexe dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL(T, ω).

4.4.2.3 Calibration du PSETA

Les données expérimentales ne permettent pas d'estimer l'effet de la non-linéarité du fait que les essais de module complexe ont tous été réalisés à la même amplitude de déformation dans le projet. Par défaut, les mêmes paramètres du PSETA que ceux définis pour l'enrobé de PHAN sont utilisés (voir section 2.5.2.2, Table 2.9). L'enrobé de PHAN est préféré à celui de GRAZIANI car le premier est composé d'un bitume de classe 35/50 en accord avec les enrobés étudiés, contre 70/100 pour le second. L'amplitude de référence $\varepsilon_{0,ref}$ est fixée à 50 $\mu\text{m}/\text{m}$.

4.4.3 Analyse globale des essais de fatigue

4.4.3.1 Généralités sur le traitement des données

Les résultats des essais de fatigue sur les enrobés bitumineux GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J sont analysés ci-après afin de préparer leur modélisation analytique. Les données de fatigue traitées étant nombreuses, seuls quelques exemples de résultats seront présentés par la suite pour illustrer les propos avancés.

Parmi les nombreux résultats, certains peuvent apparaître très excentrés par rapport aux autres résultats obtenus pour un même groupement de conditions de chargement. Ils peuvent alors nuire au tracé des courbes de Wöhler. Il tient donc de les exclure. La Table 4.11 présente ainsi les éprouvettes ayant été exclues des analyses de durée de vie avec la raison évoquée.

Pour certaines études, afin d'épurer les graphiques, seules deux courbes de fatigue seront représentées par groupement de conditions. Comme courbes représentatives, sont retenues les courbes médianes en matière de durée de vie, mais avec deux exceptions. Lorsque deux groupes de courbes se distinguent plus ou moins dans un même jeu de conditions, on choisira une courbe représentative de chacun de ces groupes. Lorsqu'un jeu de conditions de chargement n'est représenté que par trois courbes, on retiendra les courbes enveloppes si celles-ci diffèrent les unes des autres.

Table 4.11 Enrobés bitumineux GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J. Éprouvettes exclues des analyses de durée de vie.

Éprouvette exclue	Essai	Amplitude	Température	Fréquence	Raison
		ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [$^{\circ}\text{C}$]	f [Hz]	
GB3_DNF_17A_EFG_04	FR-C	161,7	9,7	24,9	Rupture extrêmement rapide
GB3_DNF_17A_EFG_23	FR-A	128,1	9,8	9,9	Rupture extrêmement rapide
GB3_N_A_00J_EFG_21	FL-X	147,8	9,8	24,9	Rupture extrêmement rapide
GB3_N_A_00J_ERV_321	FL-A	98,0	0,0	25,0	Rupture extrêmement lente

4.4.3.2 Facteurs influant sur la fatigue

4.4.3.2.1 Amplitude de déformation

La Figure 4.15 présente un exemple de courbes de fatigue FR-C obtenues par Eiffage pour l'enrobé GB3_DNF_17A. Malgré la dispersion expérimentale, les effets sur la durée de vie des trois niveaux de déformation testés sont clairement distincts. L'éprouvette GB3_DNF_17A_EFG_04 fournit un exemple de résultat excentré. Celle-ci semblait très pré-endommagée avant l'essai car elle a cassé extrêmement rapidement. Lorsque l'endommagement devient conséquent, on observe une montée rapide de l'angle de phase, tendance identique aux essais DTC-CY de FREIRE et de DEM (voir section 3.6.3.5, Figure 3.44b).

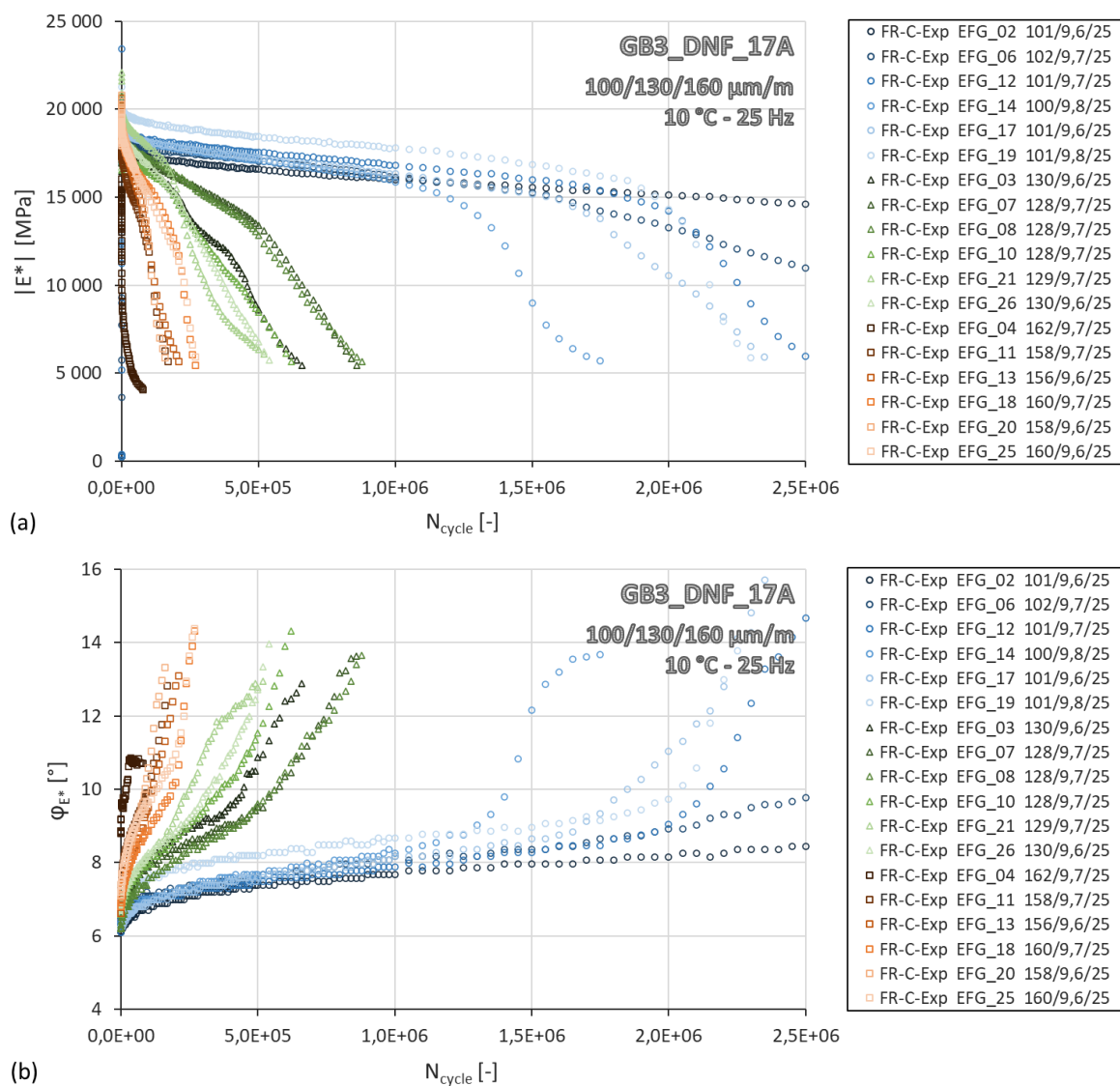


Figure 4.15 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 100/130/160 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet du niveau de déformation sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et de l'angle de phase ϕ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales. La légende « 129/9,7/25 » correspond à 129 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,7 °C / 25 Hz.

4.4.3.2.2 Température

Les essais de fatigue réalisés à trois températures différentes pour les deux enrobés GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J corroborent les résultats de la littérature : la durée de vie en flexion deux points n'augmente pas toujours avec la température (voir section 1.6.4.1.2, et exemple Figure 4.16). Pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J, les températures à 0 et 25 °C ont été étudiées pour deux amplitudes différentes 100 et 170 $\mu\text{m}/\text{m}$, permettant de tracer les courbes de Wöhler pour une perte de rigidité de 50 % (Figure 4.17a). Le relevé du niveau de déformation ε_6 atteint pour un million de cycles permet d'en déduire la durée de vie de l'enrobé GB3_N_A3550_00J en fonction de la température (Figure 4.17b). Cependant les résultats sont à considérer avec prudence puisque pour les essais FL-A, seules trois éprouvettes ont été testées par groupement de conditions de chargement.

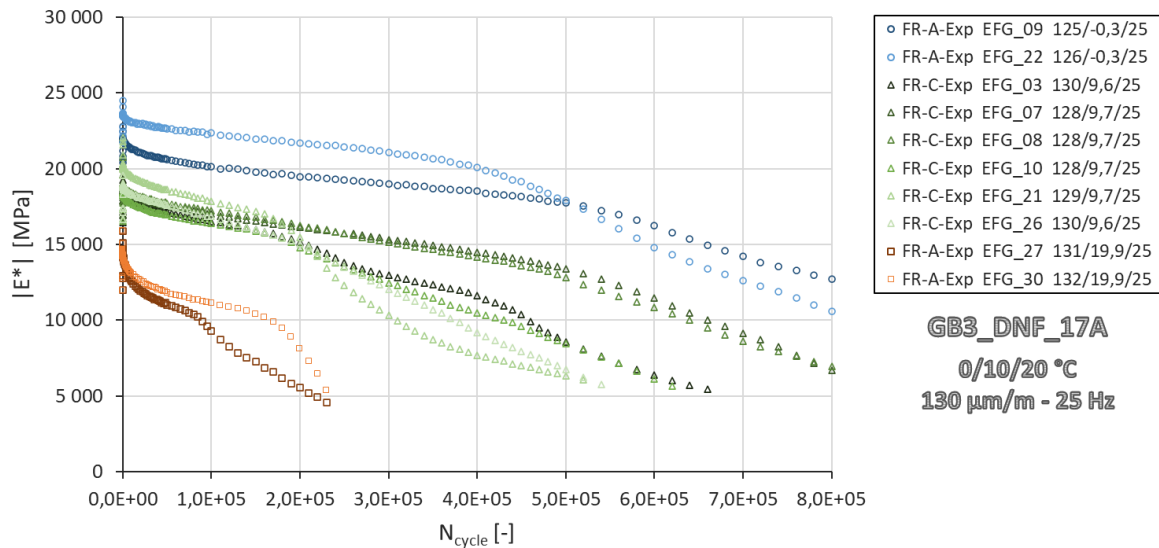


Figure 4.16 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C et FR-A, 130 $\mu\text{m}/\text{m}$, 0/10/20 $^{\circ}\text{C}$, 25 Hz. Effet de la température sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales. La légende « 128/9,7/25 » correspond à 128 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,7 $^{\circ}\text{C}$ / 25 Hz.

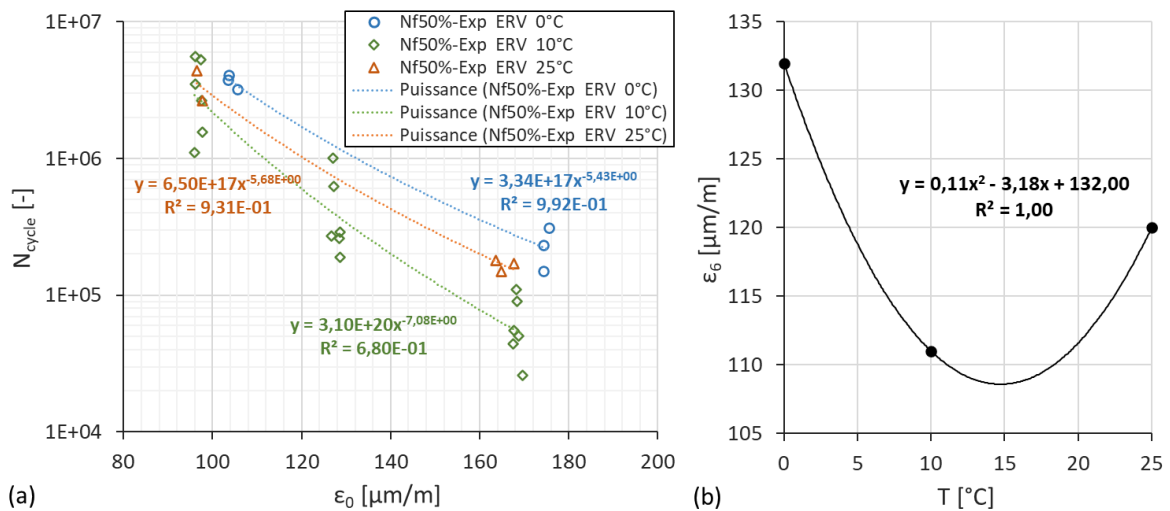


Figure 4.17 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes GB3_N_A_00J_ERV_# – 2PB-TR, FL-X et FL-A, 100/130/170 $\mu\text{m}/\text{m}$, 0/10/25 $^{\circ}\text{C}$, 25 Hz. (a) Effet de la température sur les courbes de Wöhler, tracées pour une perte de rigidité de 50 % en fatigue. (b) Variation du niveau de déformation ε_6 en fonction de la température, relevé à un million de cycles en figure (a).

4.4.3.2.3 Fréquence

Les essais de fatigue ont été réalisés à des fréquences trop rapprochées (5, 10 et 25 Hz) pour pouvoir conclure à ce sujet. Du fait de la forte dispersion expérimentale en fatigue, les durées de vie obtenues sont en effet apparues analogues pour ces fréquences. L'effet de la fréquence est plus difficile à étudier que celui de la température étant donné qu'il affecte moins le module complexe. Il faut donc l'étudier avec des fréquences éloignées de celle préconisée par la norme (25 Hz). Mais, à basses fréquences, les essais de fatigue durent beaucoup plus longtemps, ce qui constitue un coût supplémentaire pour les laboratoires, et à hautes fréquences, les bancs d'essais ne sont pas toujours adaptés

(risque d'effets inertiels importants). Toutefois, selon la littérature, le PETT se vérifie en fatigue, donc l'effet de la fréquence est censé être semblable à celui de la température (voir section 1.6.4.1.2).

4.4.3.2.4 Porosité

Pour chaque enrobé, chaque groupement de conditions de chargement, et chaque éprouvette, le nombre de cycles relevé pour une perte de 50 % de rigidité est tracé en fonction de la porosité de l'éprouvette afin d'en identifier l'effet sur la durée de vie (Figure 4.18 et Figure 4.19). Globalement, les résultats montrent que la porosité ne semble pas impacter la durée de vie de ces enrobés. Les pentes des courbes de tendance sont en effet très variables. Mais cette conclusion est à considérer avec précaution en raison des porosités assez rapprochées et/ou d'un faible nombre de données suivant les conditions.

Parmi le panel d'éprouvettes découpées au sein des plaques d'enrobés, les éprouvettes utilisées pour les essais de fatigue classique ont été choisies avec soin en fonction de leur état extérieur et de leur porosité. Ainsi, leurs porosités diffèrent effectivement modérément (autour de 8 %), rendant l'observation de l'effet de la porosité plus difficile. Les essais de fatigue menés à d'autres conditions ont été réalisés à partir des éprouvettes restantes, leurs porosités varient donc davantage mais le nombre d'éprouvettes est réduit à deux ou trois par groupement de conditions. Ceux dont le nombre se réduisait à deux éprouvettes n'ont d'ailleurs pas été représentés dans le graphique.

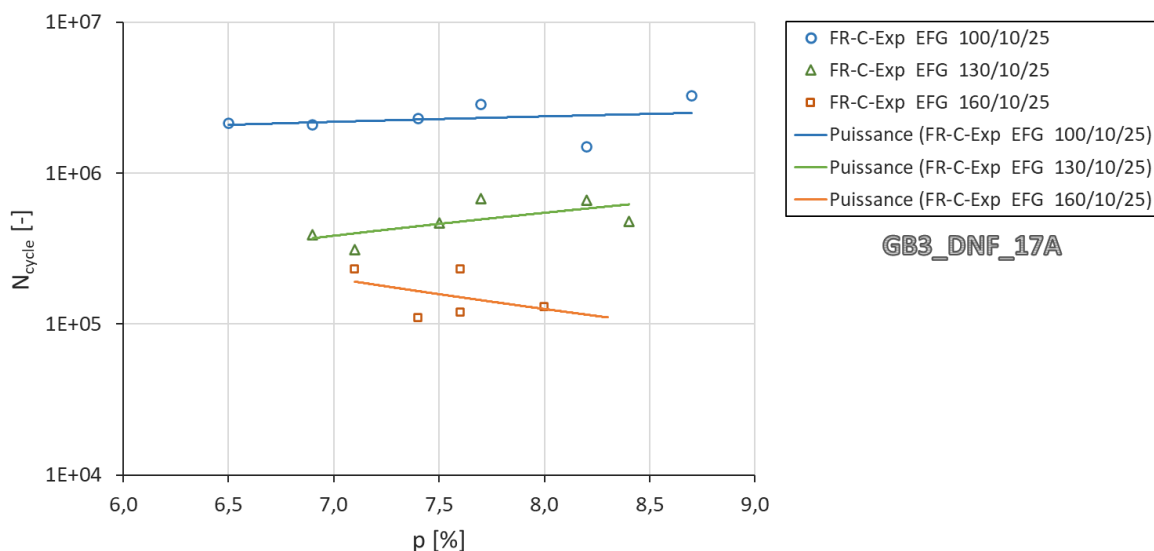


Figure 4.18 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 100/130/160 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de la porosité p sur la durée de vie des éprouvettes en fatigue en matière de nombre de cycles N_{cycle} pour une perte de rigidité de 50 %.

4.4.3.2.5 Comparaison inter-laboratoires

Pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J, des essais de fatigue classiques ont été réalisés à la fois par Eiffage, Eurovia et Spie Batignolles Malet. Ces essais croisés mettent en lumière des résultats globalement semblables mais des écarts distincts apparaissent aussi. Par exemple, le niveau de déformation ε_6 obtenu à partir des courbes de Wöhler est de 124 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour Eiffage contre 111 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour Eurovia (Figure 4.20). De ce fait, les paramètres d'ajustement du modèle d'endommagement différeront, malgré l'utilisation d'un même enrobé.

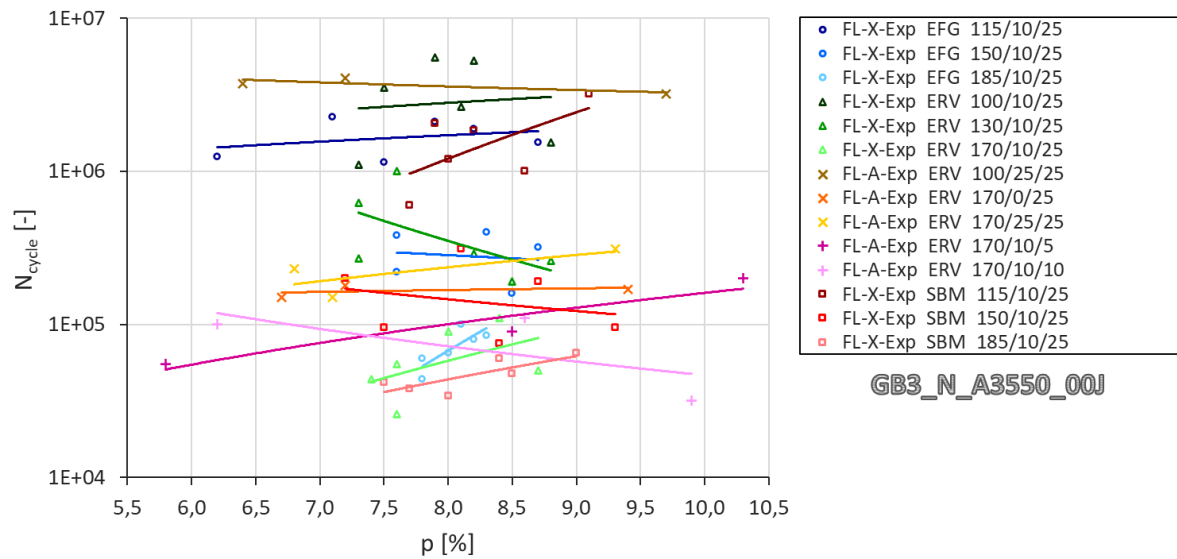


Figure 4.19 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvette EFG_#, ERV_# et SBM_# – 2PB-TR, FL-X et FL-A. Effet de la porosité p sur la durée de vie des éprouvettes en fatigue en matière de nombre de cycles N_{cycle} pour une perte de rigidité de 50 %. La légende « 170/10/25 » correspond à 170 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 $^{\circ}\text{C}$ / 25 Hz.

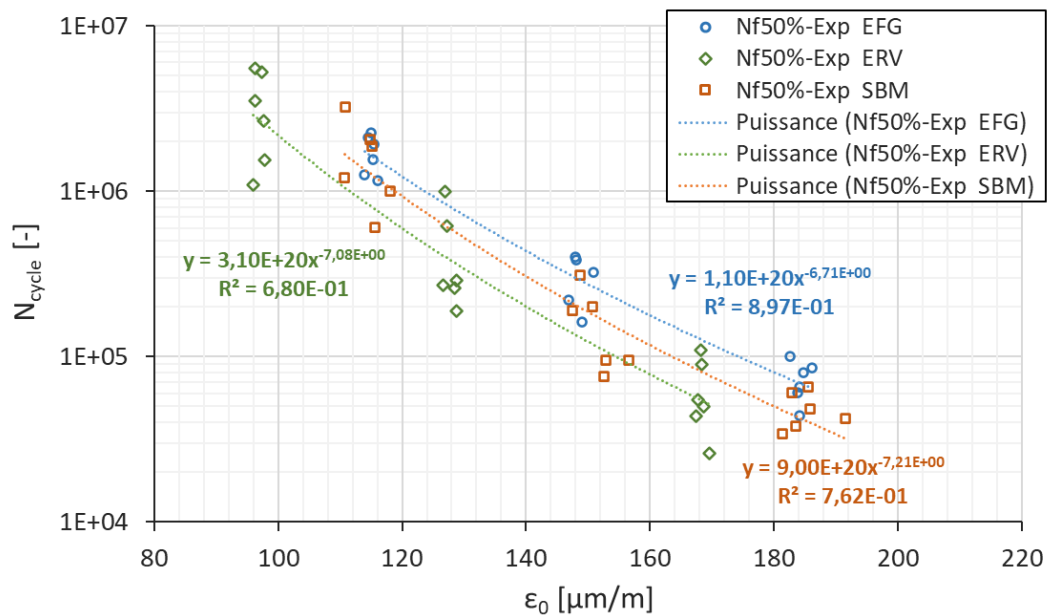


Figure 4.20 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes EFG_#, ERV_# et SBM_# – 2PB-TR, FL-X, 100 à 185 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 $^{\circ}\text{C}$, 25 Hz. Comparaison inter-laboratoires à partir des courbes de Wöhler, tracées pour une diminution de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue.

Cette différenciation se retrouve également dans le plan de Cole-Cole. La superposition des essais de fatigue avec ceux de module complexe de l'UGE montre que les essais d'Eiffage sont globalement situés en-dessous de la courbe du module alors que ceux d'Eurovia sont globalement au-dessus (Figure 4.21). Cette rigidité plus importante pour les essais d'Eurovia pourrait être la raison de la durée de vie moins longue obtenue en fatigue. Théoriquement, il est ici difficile d'identifier la place exacte dans ce plan des essais de fatigue par rapport à celle des essais de module complexe car les éprouvettes des essais de fatigue classiques ont été sélectionnées selon une porosité proche de 8 % et

soumises à un niveau de déformation supérieur à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$, contre 6,5 % et 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour les éprouvettes des essais MC. Or les directions des chemins de ces deux caractéristiques s'opposent dans le plan de Cole-Cole. D'autant plus, les essais MC sont ceux de l'enrobé GB3_C_A3550_00J.

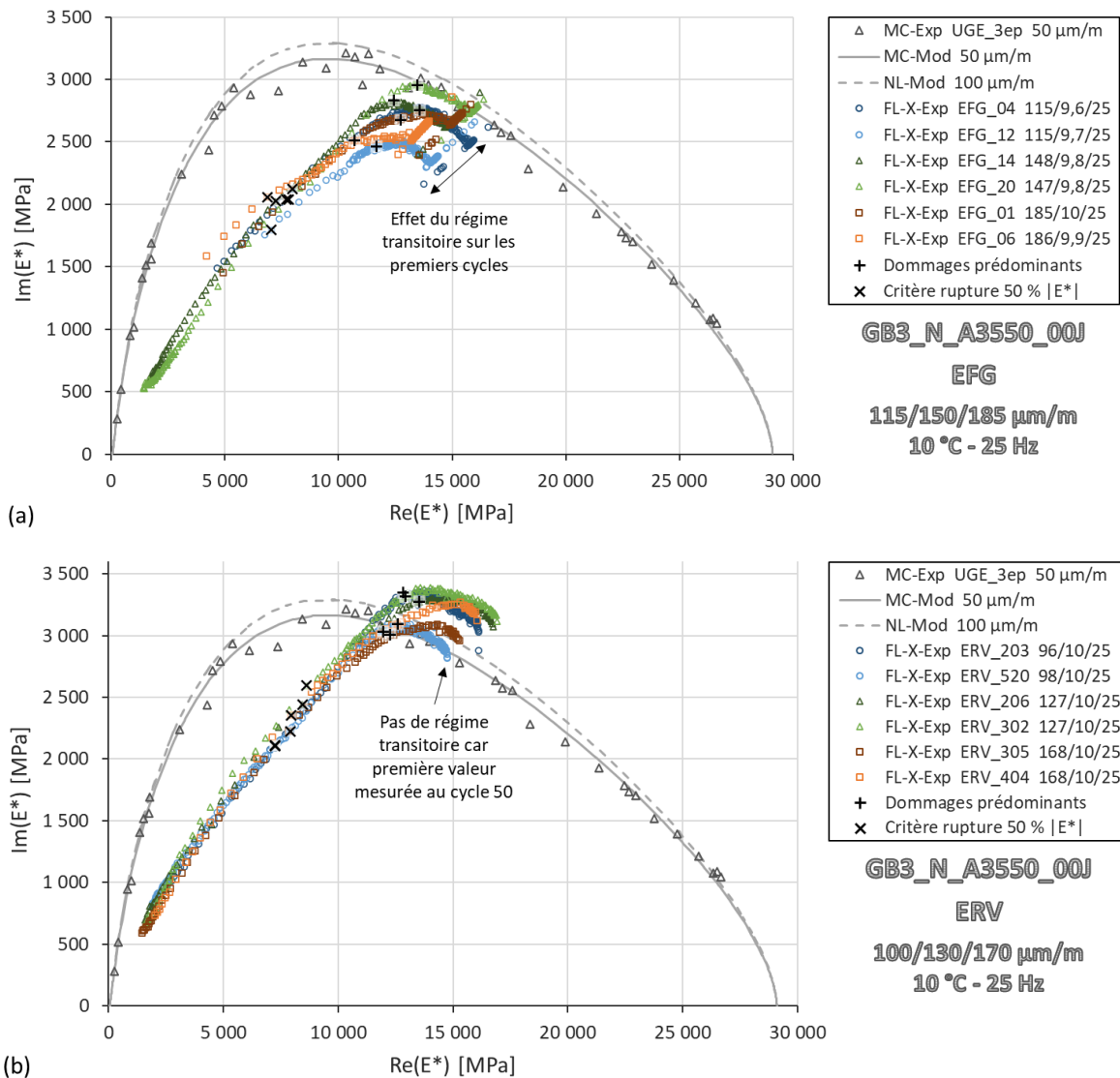


Figure 4.21 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes GB3_C_A_00J_UGE_03/07/09, GB3_N_A_00J_EFG_# (a) et ERV_# (b) – 2PB-TR, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et FL-X, 100 à 185 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Comparaison inter-laboratoires des résultats en fatigue à partir de leur superposition avec ceux des essais de module complexe dans le plan de Cole-Cole. La légende « 148/9,8/25 » correspond à 148 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,8 °C / 25 Hz.

4.4.3.3 Manifestation de l'endommagement

Pour chaque essai de fatigue, deux positions sont marquées : la prédominance de l'endommagement et le critère de rupture classique correspondant à une perte de rigidité de 50 %. La première position est repérée en observant l'évolution de la pente de la courbe décroissante de la norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Cette pente décroissante ralentit progressivement sous l'emprise des effets biaisant mais lorsque l'endommagement devient prédominant, elle augmente généralement. Dans certains cas, la pente cesse simplement de ralentir et reste plus ou moins constante.

Le marquage de la prédominance de l'endommagement identifie le milieu de la phase II de fatigue (Figure 4.22a). Dans le plan de Cole-Cole, il correspond à un changement de direction du chemin suivi par l'essai de fatigue (Figure 4.21 et Figure 4.22b). Le marquage des 50 % de perte de rigidité identifie le milieu de la phase III pour les essais à 0 et 10 °C, et le début de la phase III pour les essais à 25 °C (Figure 4.22a). Cette dernière observation met en évidence deux limitations du critère de rupture classique. Premièrement, l'évolution lors de la phase III étant extrêmement rapide, les éprouvettes dont le critère indique le milieu de la phase III sont alors déjà en cours de rupture. Deuxièmement, la température affecte la position de ce critère de rupture. Ces observations corroborent celles des essais DTC-CY (voir section 2.6.4, Figure 2.46). Pour la plupart des essais 2PB-TR, le chemin de l'endommagement dans le plan de Cole-Cole semble se produire en deux temps (Figure 4.22b). Ce deuxième temps correspond au ralentissement de la perte de module observé en fin de phase III (Figure 4.22a). Cet effet n'a pas pu être vérifié avec le modèle numérique DEM car les temps de calculs étaient trop importants pour de telles conditions de chargement.

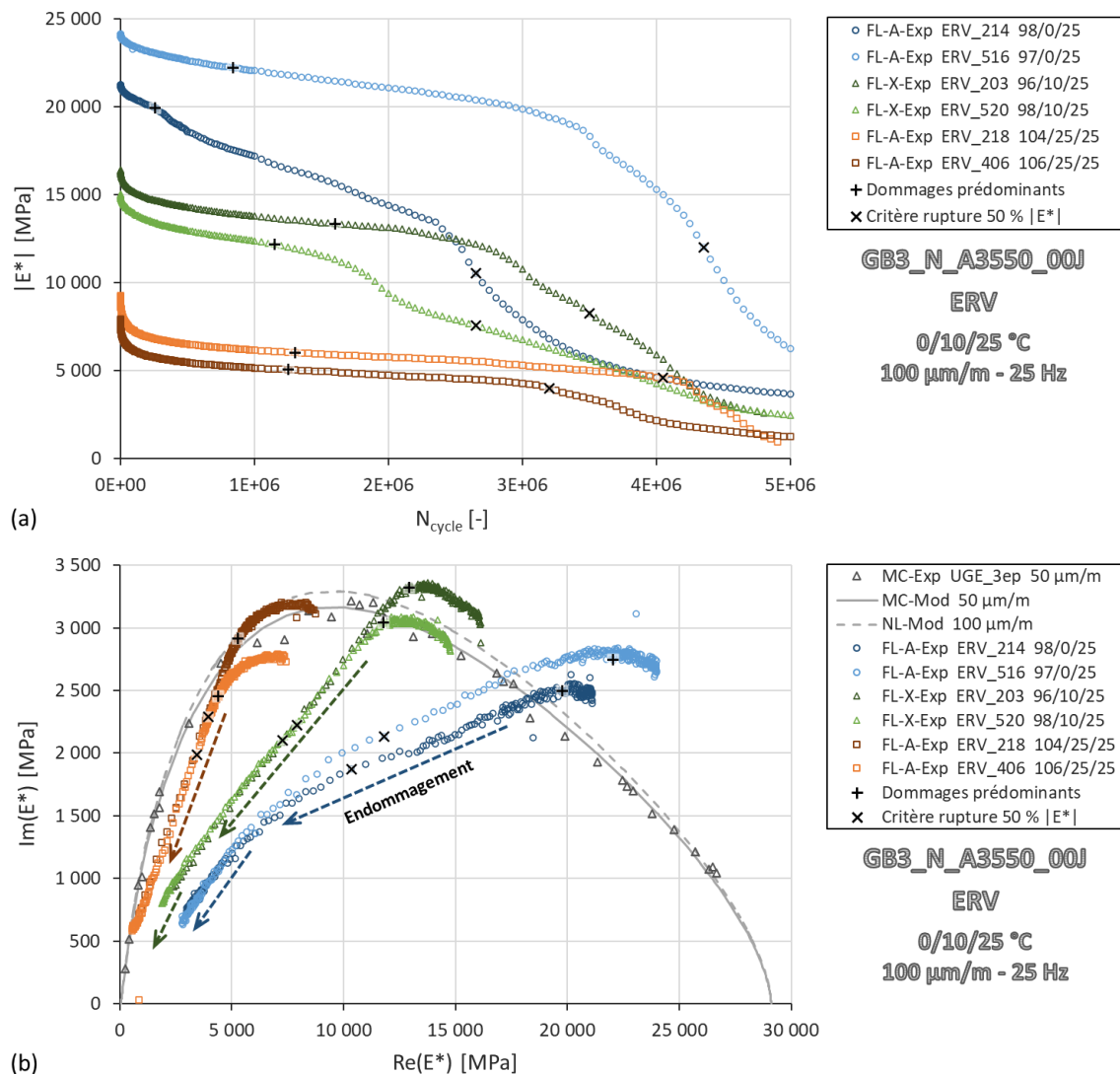


Figure 4.22 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes GB3_C_A_00J_UGE_03/07/09 et GB3_N_A_00J_ERV_# – 2PB-TR, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et FL-X, FL-A, 100 $\mu\text{m}/\text{m}$, 0/10/25 °C, 25 Hz. (a) Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . (b) Représentation des essais de fatigue dans le plan de Cole-Cole. Et repérage du développement de l'endommagement sur les données expérimentales. La légende « 98/10/25 » correspond à 98 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 °C / 25 Hz.

Une preuve supplémentaire à la direction de l'endommagement se trouve dans les essais excentrés qui cassent trop rapidement. L'éprouvette étant déjà fortement endommagée avant l'essai de fatigue, la thixotropie n'a que très peu ou pas suffisamment le temps de se développer durant l'essai car la rupture survient très rapidement. Pratiquement seul l'effet d'endommagement est alors visible, ce qui correspond à la phase III d'un essai de fatigue. L'éprouvette GB3_DNF_17A_EFG_04 en est le parfait exemple (Figure 4.23, en rose). En outre, ce cas spécifique montre également une limitation supplémentaire du critère de rupture de 50 %. Celui-ci ne devrait pas être appliqué à une éprouvette déjà en cours de rupture avant l'essai.

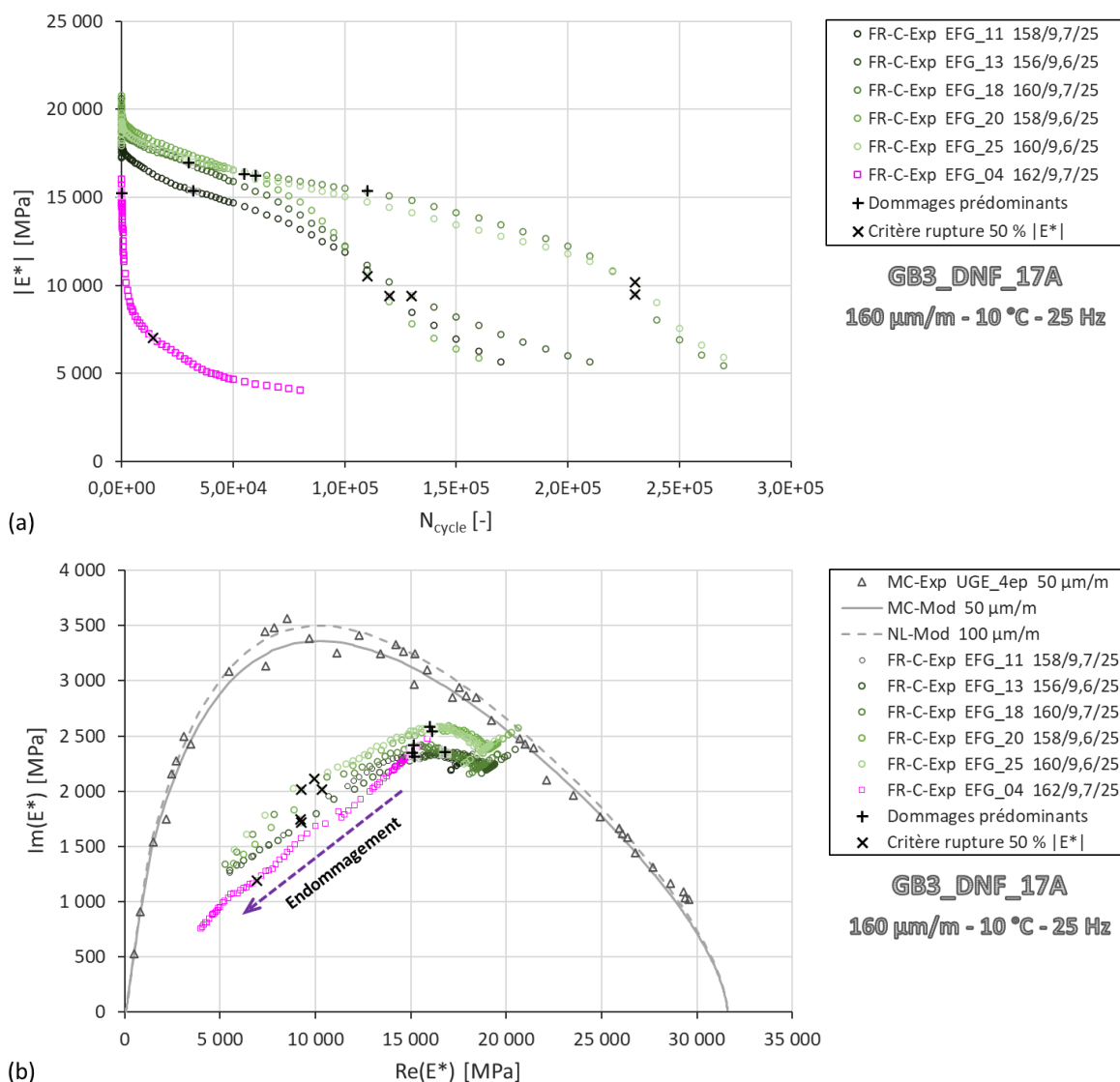


Figure 4.23 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes UGE_02/03/09/10 et EFG_# – 2PB-TR, MC, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ et FR-C, 160 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. (a) Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ d'un résultat excentré (en rose, éprouvette cassant rapidement) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . (b) Représentation de ce résultat excentré dans le plan de Cole-Cole. La légende « 156/9,6/25 » correspond à 156 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,6 °C / 25 Hz.

4.4.4 Calibration des essais de fatigue

4.4.4.1 Thixotropie

4.4.4.1.1 Effet des conditions de chargement sur la thixotropie

La calibration des essais de module complexe et de non-linéarité fournit le chemin viscoélastique du matériau. En superposant pour chaque éprouvette le chemin suivi par l'essai de fatigue avec celui viscoélastique modélisé, on extrait les tendances évolutives des coefficients a_X et b_X censés représenter l'effet de la thixotropie au cours des cycles (voir section 2.5.5 pour la méthodologie). La chute brutale des courbes des coefficients a_X et b_X en fin d'essai ne doit pas être considérée car elle est la conséquence de l'effet d'endommagement (exemple Figure 4.24). Du fait des divergences expérimentales entre éprouvettes, les valeurs de $a_{X,exp}(N_{cycle})$ et $b_{X,exp}(N_{cycle})$ sont normalisées selon celles obtenues au cycle 60 pour l'enrobé GB3_DNF_17A et au cycle 50 pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J.

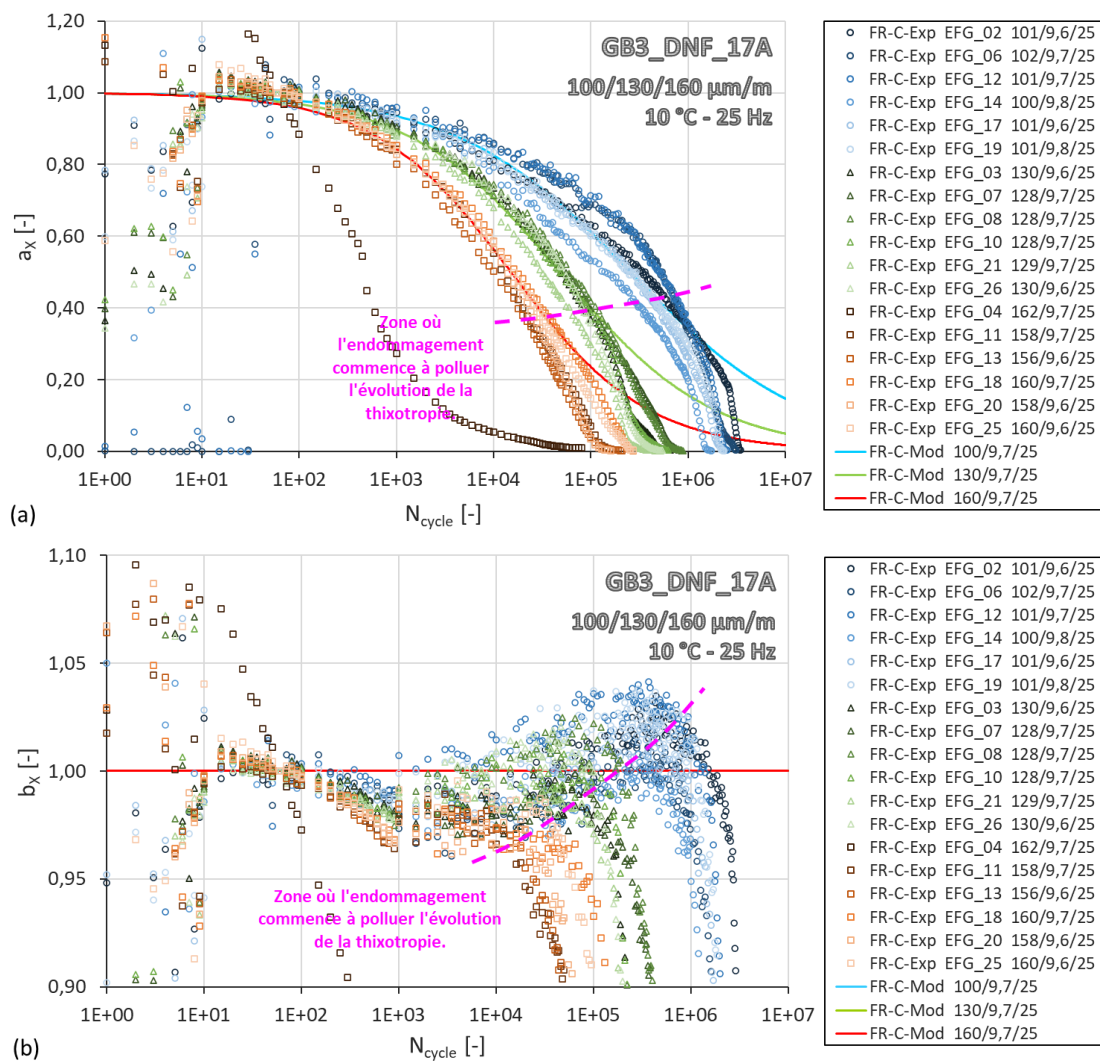


Figure 4.24 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 100/130/160 $\mu\text{m/m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l'amplitude de déformation sur l'évolution des facteurs de translation du PSETX a_X (a) et b_X (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec une équation de type CY. Pour b_X , les trois courbes modélisées sont maintenues égales à un ici. La légende « 129/9,7/25 » correspond à 129 $\mu\text{m/m}$ / 9,7 °C / 25 Hz.

Les résultats obtenus à partir des essais de fatigue menés sur les deux enrobés GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J confirment l'effet de l'amplitude de déformation sur la thixotropie, précédemment observé en section 2.5.5.3. À conditions équivalentes, les données des différentes éprouvettes paraissent en effet bien groupées, et pour chaque amplitude testée, les cinétiques d'évolution des coefficients a_x et b_x sont clairement distinctes (exemple Figure 4.24).

Les résultats obtenus à partir des essais de fatigue à d'autres conditions semblent finalement indiquer un effet progressif de la température sur la thixotropie. Cet effet de la température paraît en effet négligeable entre 0 et 10 °C, mais plus à 20 et 25 °C (exemple Figure 4.25). L'effet paraît également plus important à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ qu'à 170 $\mu\text{m}/\text{m}$. Concernant les essais de fatigue menés à différentes fréquences (5, 10 et 25 Hz), aucun effet significatif n'a été remarqué sur la thixotropie (exemple Figure 4.26). Cette observation était prévisible puisque le module complexe ne varie que trop peu entre ces trois fréquences. En section 2.5.5.2, la thixotropie avait été préalablement supposée indépendante de la température et de la fréquence malgré un doute persistant.

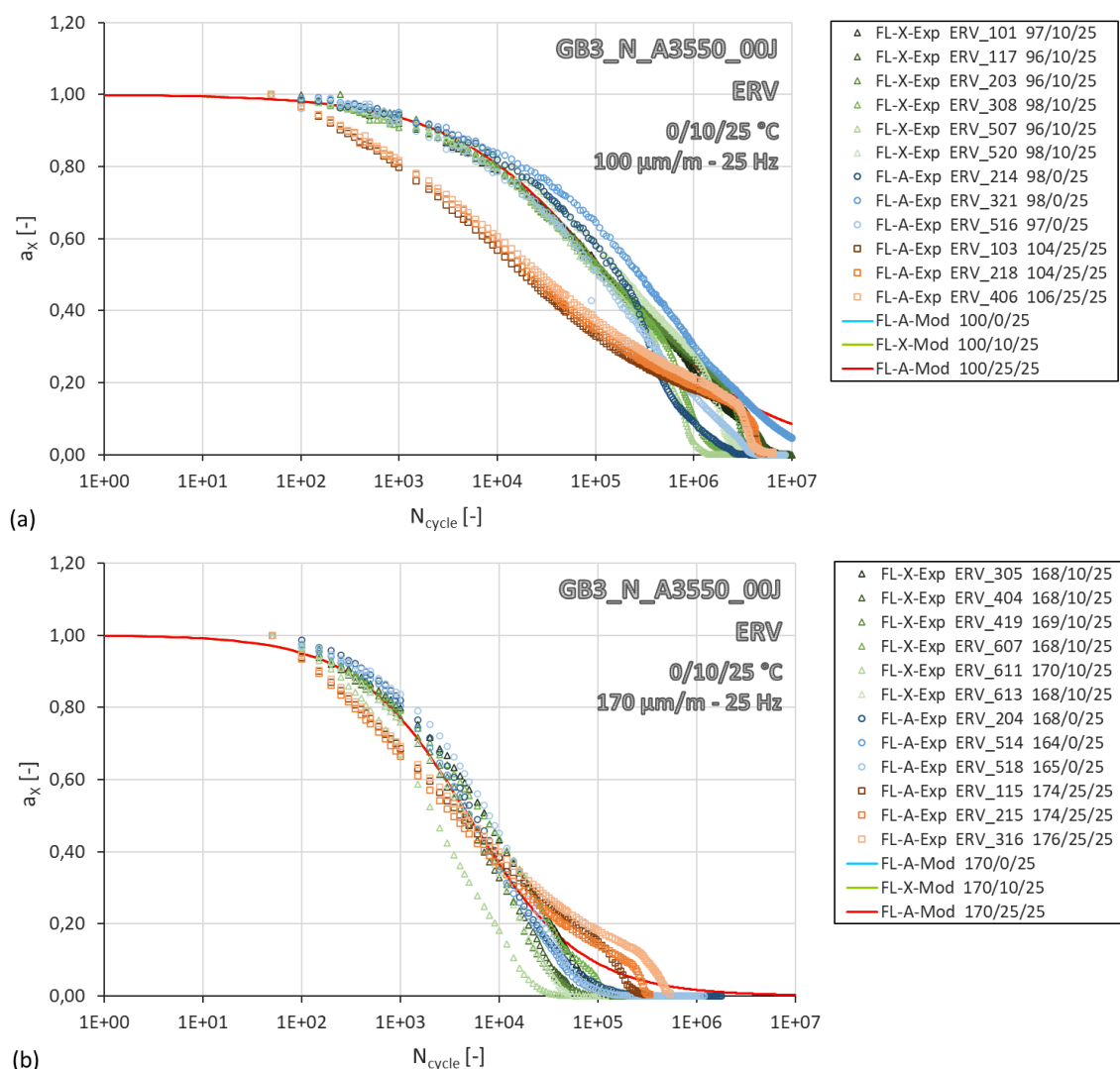


Figure 4.25 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes ERV_# – 2PB-TR, FL-X et FL-A, 100/170 $\mu\text{m}/\text{m}$, 0/10/25 °C, 25 Hz. Effet de la température sur l'évolution du facteur de translation a_x du PSETX à 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ (a) et à 170 $\mu\text{m}/\text{m}$ (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec une loi de type CY. Les courbes modélisées se superposent du fait de la non prise en compte de l'effet de la température dans le modèle. La légende « 168/10/25 » correspond à 168 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 10 °C / 25 Hz.

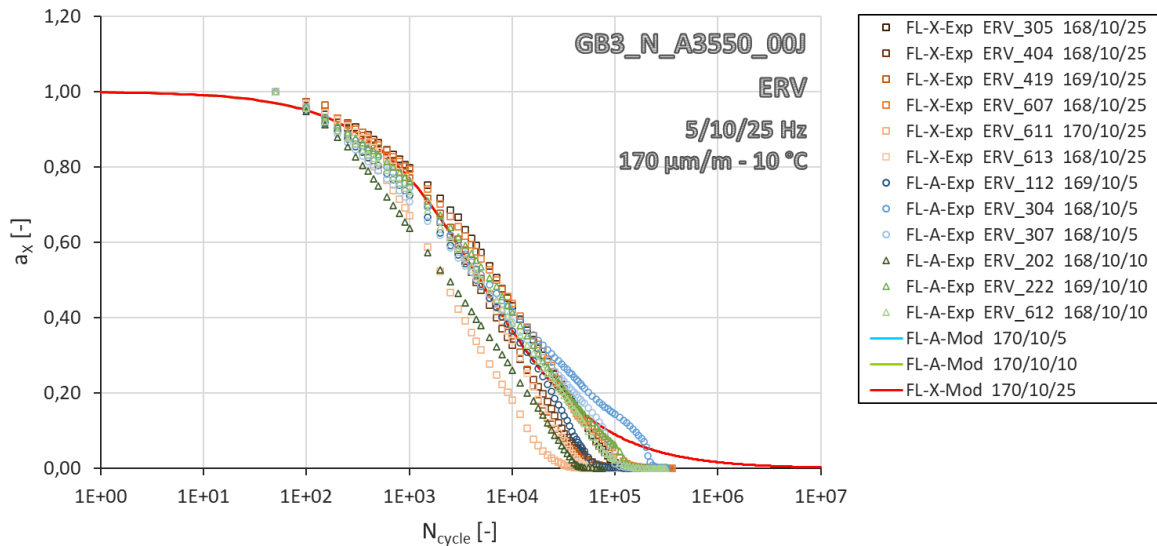


Figure 4.26 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes ERV_# – 2PB-TR, FL-X et FL-A, 170 µm/m, 10 °C, 5/10/25 Hz. Effet de la fréquence sur l'évolution du facteur de translation a_x du PSETX à 170 µm/m en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec une équation de type CY. Les trois courbes modélisées se superposent du fait de la non prise en compte de l'effet de la fréquence dans le modèle. La légende « 168/10/25 » correspond à 168 µm/m / 10 °C / 25 Hz.

4.4.4.1.2 Discussion sur l'existence ou non du coefficient b_x

L'évolution du coefficient b_x lors des premiers cycles de l'essai 2PB-TR diffère de celle obtenue pour un essai DTC-CY. Selon l'essai homogène, le coefficient b_x extrait est censé augmenter progressivement avec la thixotropie avant de chuter sous l'effet de l'endommagement (voir section 2.5.5). Or pour l'essai 2PB-TR, selon que l'expérimentateur soit Eiffage ou Eurovia, deux autres variantes sont obtenues (Figure 4.27). Pour le premier, le coefficient b_x diminue d'abord avant d'augmenter puis chute sous l'effet de l'endommagement. Pour le second, il reste constant avant de chuter sous l'effet de l'endommagement. Ces divergences entre types d'essai pourraient être le fruit de l'hétérogénéité de l'essai 2PB-TR. Les divergences inter-laboratoires pourraient aussi indiquer que le coefficient b_x ne provient pas du comportement de l'enrobé mais d'approximations engendrées par l'appareillage expérimental. Pour lever le doute sur ce point, il faudrait analyser des essais de fatigue DTC-CY provenant d'un autre laboratoire que celui de l'ENTPE, d'où sont issues les données de PHAN et de FREIRE.

4.4.4.1.3 Calibration du PSETX

La Table 4.12 fournit les paramètres de calibration des équations de type Carreau-Yasuda (CY) reproduisant l'évolution des coefficients a_x et b_x au cours des cycles (de la Figure 4.24 à la Figure 4.27). La chute brutale des tendances évolutives des coefficients a_x et b_x est exclue de la calibration car elle est le fruit de l'endommagement (Figure 4.24). Les lois de type CY utilisées tiennent compte de l'effet d'amplitude mais pas des effets de température ou de fréquence. Pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J, du fait de résultats inter-laboratoires divergeant quelque peu, un ajustement est proposé pour les essais d'Eiffage et un autre pour ceux d'Eurovia. Concernant le coefficient b_x , la magnitude de ses variations étant faible pour l'essai 2PB-TR, il est donc simplement modélisé ici par une constante égale à un. La modélisation analytique de la thixotropie pour l'essai 2PB-TR est ainsi uniquement représentée par le coefficient a_x .

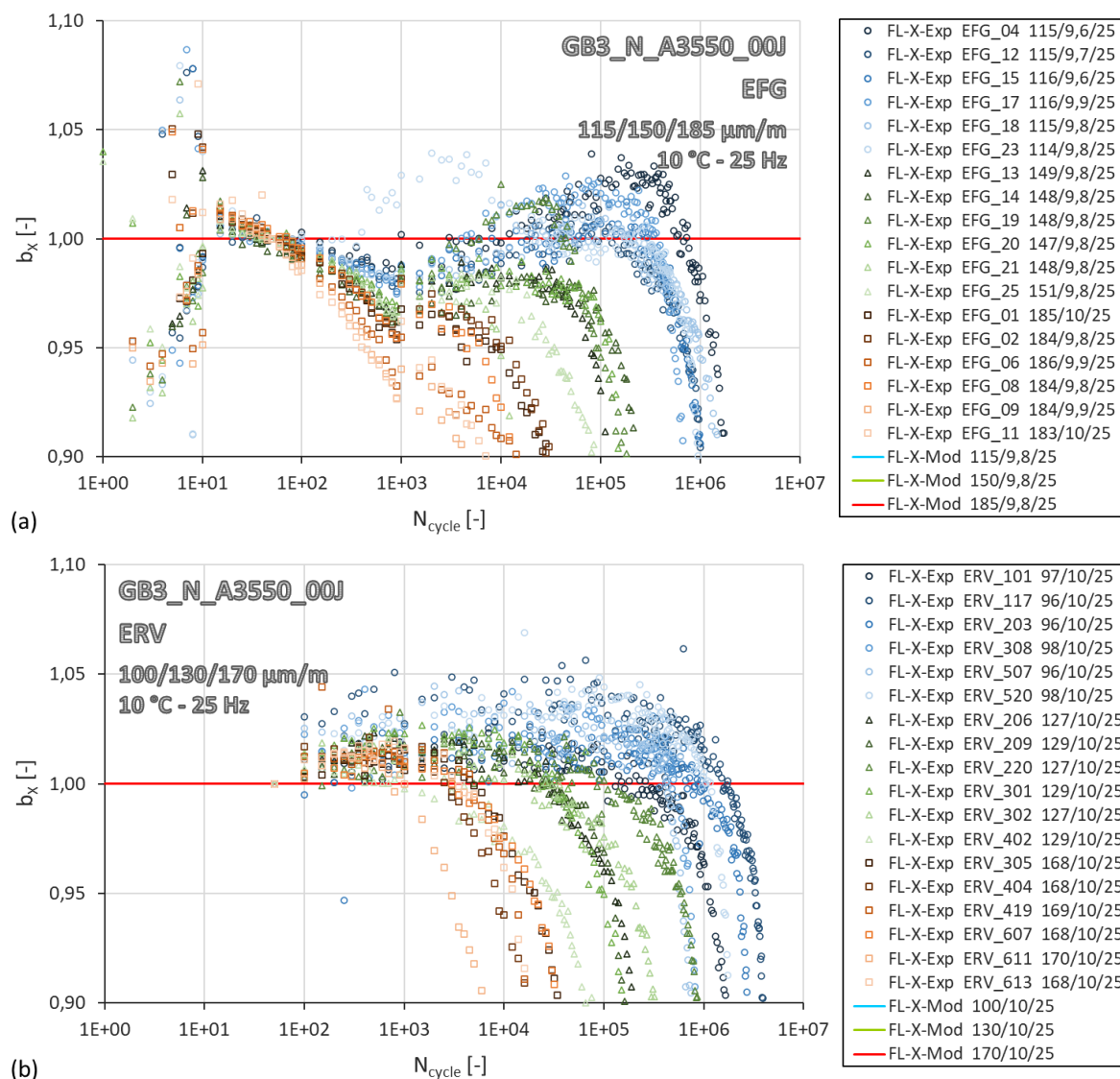


Figure 4.27 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes EFG_# (a) et ERV_# (b) – 2PB-TR, FL-X, 100 à 185 µm/m, 10 °C, 25 Hz. Comparaison inter-laboratoires sur l'évolution du facteur de translation b_X du PSETX en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et modélisation par une constante égale à un pour les trois niveaux d'amplitude. La légende « 148/9,8/25 » correspond à 148 µm/m / 9,8 °C / 25 Hz.

Table 4.12 Enrobés bitumineux GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J. Paramètres des équations de type CY déterminant l'évolution des facteurs de translation a_X et b_X du PSETX.

Grandeur physique	Symbole [unité]	GB3_DNF_17A		GB3_N_A3550_00J			
		Eiffage		Eiffage		Eurovia	
		$a_{X,CY}$	$b_{X,CY}$	$a_{X,CY}$	$b_{X,CY}$	$a_{X,CY}$	$b_{X,CY}$
Plateau inférieur	$a_{X,inf}$ ou $b_{X,inf}$ [-]	X	1,00	1,00	1,00	X	1,00
Plateau supérieur	$a_{X,sup}$ ou $b_{X,sup}$ [-]	1,00	1,00	1,15	1,00	1,00	1,00
Position de la courbe	λ_{aX} ou λ_{bX} [N_{cycle}^{-1}]	$3,90 \cdot 10^{-6}$	-	$4,00 \cdot 10^{-6}$	-	$7,50 \cdot 10^{-6}$	-
Transition pente / plateau	k_{aX} ou k_{bX} [-]	0,48	-	0,48	-	0,55	-
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	-	$1,00 \cdot 10^{-4}$	-	$1,00 \cdot 10^{-4}$	-
Influence non-linéarité	p_{aX} ou p_{bX} [-]	0,55	-	0,62	-	0,62	-

4.4.4.2 Endommagement

4.4.4.2.1 Paramètres de calibration de l'endommagement

Nous rappelons que le module complexe endommagé E_D^* est actualisé d'après la relation suivante :

$$E_D^* = (1 - D_f)(1 - D_{rep,0}) \frac{E_{MC}^*}{1 - D_{MC,0}} \quad (4.25)$$

Où,

- E_{MC}^* , module complexe fourni par l'essai MC référentiel [MPa] ;
- $D_{MC,0}$, pré-endommagement de l'éprouvette testée avec l'essai MC référentiel [-] ;
- $D_{rep,0}$, pré-endommagement réparti de l'éprouvette modélisée [-] ;
- D_f , endommagement issu du développement de la fissure macroscopique supposée et incrémenté par le modèle d'endommagement analytique basé sur la loi de Paris [-].

La calibration de l'endommagement est menée sur les deux enrobés GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J. En l'absence d'informations, il est supposé que les essais MC, constituant le cadre référentiel, ont été réalisés sur des éprouvettes complètement saines (voir section 4.4.2.2). De ce fait, $D_{MC,0}$ est pris égal à zéro. Deux jeux de calibration du modèle d'endommagement sont proposés. Dans le premier jeu, il est supposé que les éprouvettes modélisées ne sont pas affectées d'un pré-endommagement réparti $D_{rep,0}$. Cependant, elles sont supposées pré-fissurées d'un ratio a_0/b de 6 %, correspondant environ à une fissure de 3 mm de longueur dans la zone la plus sollicitée de l'éprouvette trapézoïdale. La propagation de cette fissure est guidée par une loi de Paris modifiée dont les paramètres sont fournis Table 4.13 (jeu 1). Pour l'enrobé GB3_N_A3550_00J, du fait de résultats inter-laboratoires divergeant un peu d'après les essais croisés, deux ajustements différents de la loi de Paris modifiée sont attribués aux essais d'Eiffage et d'Eurovia.

Dans le second jeu de calibration, une valeur est attribuée à $D_{rep,0}$ de sorte que le module initial des éprouvettes modélisées corresponde à celui des éprouvettes expérimentales. Puisque le fait d'augmenter $D_{rep,0}$ rallonge la durée de vie de l'éprouvette, le paramètre C de la loi de Paris est ajusté pour faire correspondre les courbes modélisées avec les courbes expérimentales (Table 4.13, jeu 2). Concernant les essais d'Eurovia sur l'enrobé GB3_N_A3550_00J, un second jeu n'est pas nécessaire car pour $D_{rep,0}$ nul, les courbes modélisées sont déjà en phase avec les courbes expérimentales.

La Figure 4.28a indique l'évolution suivie par la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du ratio a/b . Celle-ci progresse d'abord assez rapidement jusqu'à atteindre une tendance linéaire avant de diminuer progressivement. Cette évolution est caractéristique du cas d'étude de flexion considéré en section 4.2.2.1. Elle diffère de celle obtenue pour un essai DTC-CY, laquelle progressait d'abord lentement avant d'augmenter brusquement (voir section 2.6.4, Figure 2.43a). Cette évolution de l'endommagement D_f s'accompagne également de différents taux de propagation de la fissure da/dN_{cycle} , régis par la loi de Paris modifiée (Figure 4.28b). Le couplage de D_f et da/dN_{cycle} fournit la variation de l'endommagement en fonction du nombre de cycles accumulés pour différents niveaux de déformation (Figure 4.28c). Le ralentissement observé en fin de courbe est d'autant plus important lorsque le niveau de déformation est moindre.

Table 4.13 Enrobés bitumineux GB3_DNF_17A et GB3_N_A3550_00J. Paramètres du modèle d'endommagement analytique.

Grandeur physique	Symbole [unité]	GB3_DNF_17A		GB3_N_A3550_00J			
		Eiffage		Eiffage		Eurovia	
		Jeu 1	Jeu 2	Jeu 1	Jeu 2	Jeu 1	Jeu 2
Pré-endommagement lors de l'essai MC référentiel	$D_{MC,0}$ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-
Pré-endommagement réparti	$D_{rep,0}$ [%]	0,00	8,00	0,00	7,00	0,00	-
Ratio de la longueur initiale de la fissure par la largeur du contact	a_0/b [%]	6,00	6,00	6,00	6,00	6,00	-
Endommagement initial correspondant au ratio de fissure	$D_{f,0}$ [%]	1,22	1,22	1,22	1,22	1,22	-
Loi de Paris modifiée							
Coefficient	$C \left[\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m} \right]$	$5,50 \cdot 10^{-7}$	$7,30 \cdot 10^{-7}$	$5,00 \cdot 10^{-7}$	$6,30 \cdot 10^{-7}$	$8,00 \cdot 10^{-7}$	-
Coefficient de la loi puissance	m [-]	3,50	3,50	3,20	3,20	3,20	-
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	-
Influence de la non-linéarité	d [-]	2,80	2,80	3,70	3,70	4,20	-

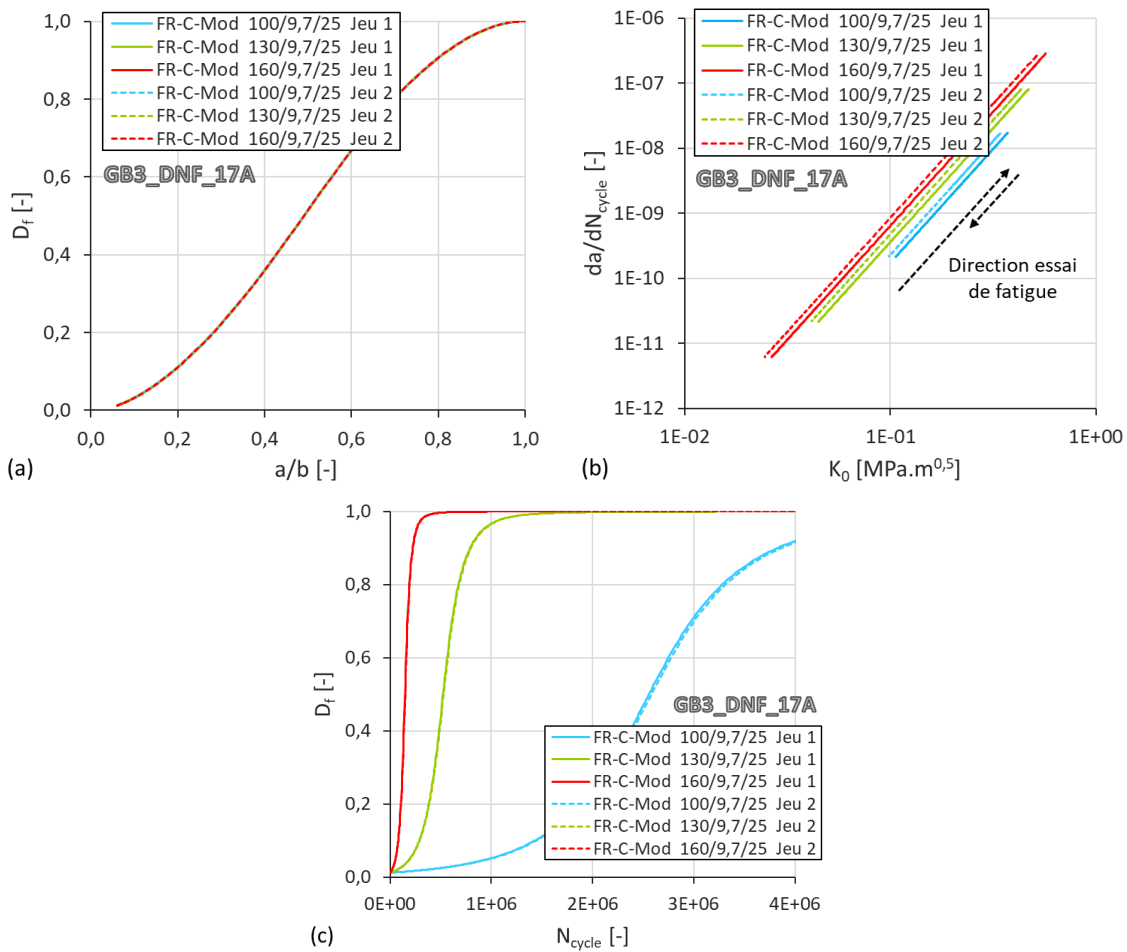


Figure 4.28 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 100/130/160 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz). (a) Évolution de la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du ratio de la longueur a de la fissure par la largeur b de l'éprouvette. (b) Variation du taux de propagation de la fissure da/dN_{cycle} suivant le FIC. (c) Évolution de D_f en fonction du nombre de cycles N_{cycle} .

4.4.4.2.2 Comparaison des résultats

Pour les deux enrobés, les essais de fatigue classiques modélisés à partir des paramètres ajustés de la thixotropie et du modèle d'endommagement concordent assez bien avec ceux expérimentaux que ce soit au niveau de la norme du module de rigidité complexe ou de l'angle de phase (Figure 4.29). Les courbes de Wöhler confirment cette impression (Figure 4.30). Pour rappel, l'effet de l'endommagement n'apparaît théoriquement pas au niveau du déphasage car appliqué conjointement à la partie réelle et à la partie imaginaire, il s'annule dans l'équation du déphasage. L'effet du paramètre $D_{rep,0}$ est nettement visible dans les plans de Cole-Cole et de Black avec le décalage des courbes modélisées du jeu 2 par rapport à celles du jeu 1 (Figure 4.31).

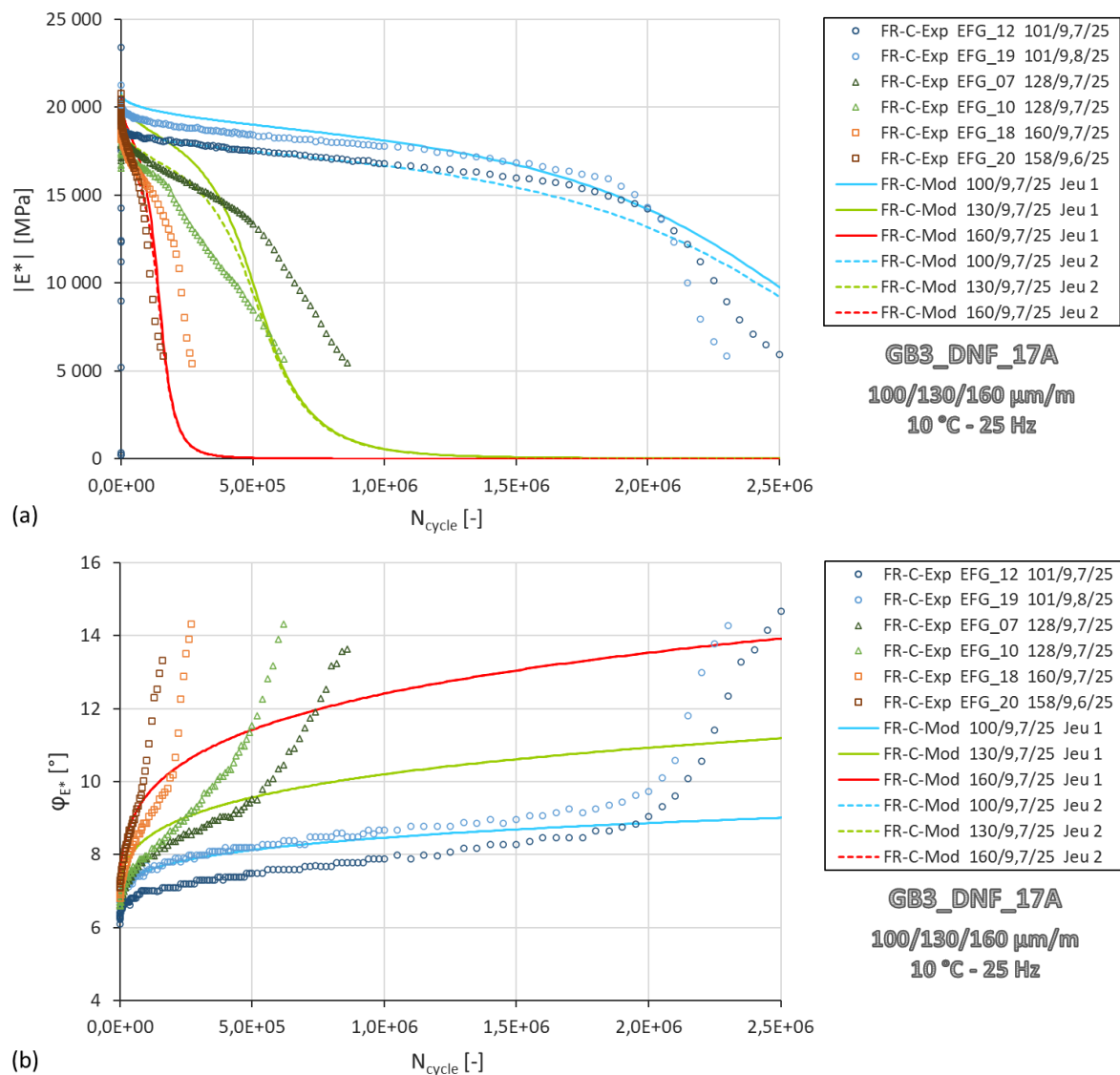


Figure 4.29 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 100/130/160 $\mu\text{m/m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l'amplitude de déformation sur l'évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et sur l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle $VENoL(T, \omega, \epsilon_0, N_{cycle})$ couplé au modèle d'endommagement analytique. Pour φ_{E^*} , les courbes modélisées des jeux de paramètres 1 et 2 se superposent. La légende « 128/9,7/25 » correspond à 128 $\mu\text{m/m}$ / 9,7 °C / 25 Hz.

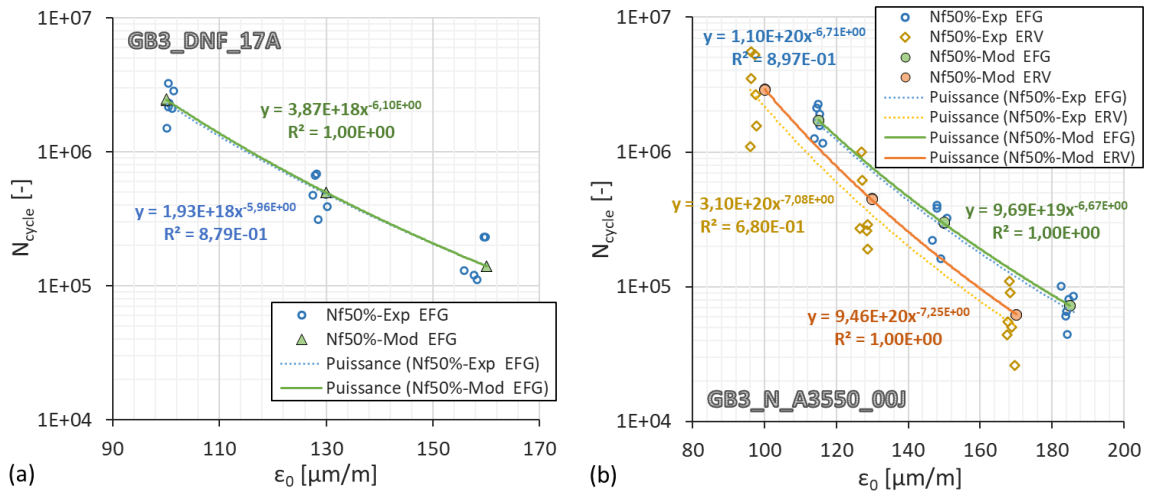


Figure 4.30 Enrobés bitumineux GB3_DNF_17A (a) et GB3_N_A3550_00J (b) – Éprouvettes EFG_# et ERV_# – 2PB-TR, FR-C et FL-X, 10 °C, 25 Hz. Pour l’expérience et la modélisation analytique, tracé des courbes de Wöhler correspondantes à une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue.

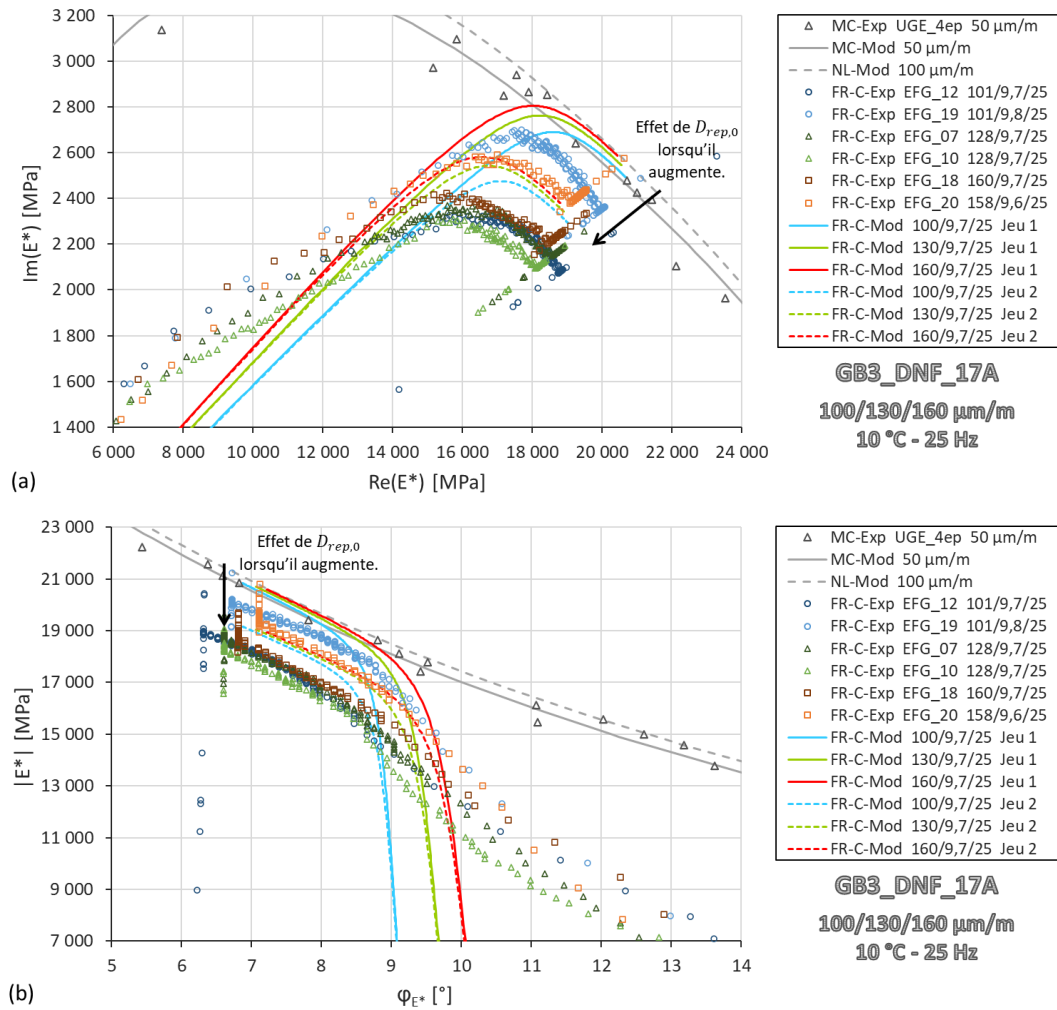


Figure 4.31 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 100/130/160 μm/m, 10 °C, 25 Hz. Effet de l’amplitude de déformation sur les essais de fatigue dans les plans de Cole-Cole (a) et de Black (b). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle VENoL($T, \omega, \epsilon_0, N_{cycle}$) couplé au modèle d’endommagement. La légende « 128/9,7/25 » correspond à 128 μm/m / 9,7 °C / 25 Hz.

Le paramètre de puissance m de la loi de Paris n'a pas été choisi trop grand de sorte que les écarts de durée de vie entre les essais de fatigue modélisés à différentes températures restent acceptables, tout en maintenant la pente de la phase III correcte. Malgré tout, les courbes modélisées ne permettent pas de reproduire parfaitement les tendances expérimentales de la norme du module (Figure 4.32a), car pour des essais 2PB-TR, la durée de vie est censée augmenter avec la diminution de la température pour des températures inférieures à 0-10 °C. Ce phénomène pourrait être expliqué par l'influence structurelle de l'essai 2PB-TR sur l'endommagement que ne peut calquer le modèle analytique 1D. Il faut dans ce cas passer par une modélisation numérique comme cela a été produit en section 3.7.2. En revanche, le PSETX modélise correctement la partie liée à la thixotropie, avant que l'endommagement ne devienne dominant (Figure 4.32b). On retrouve cependant une petite différence d'évolution à 25 °C entre l'expérience et la modélisation, les hautes températures semblant influencer sur la thixotropie (voir section 4.4.4.1.1).

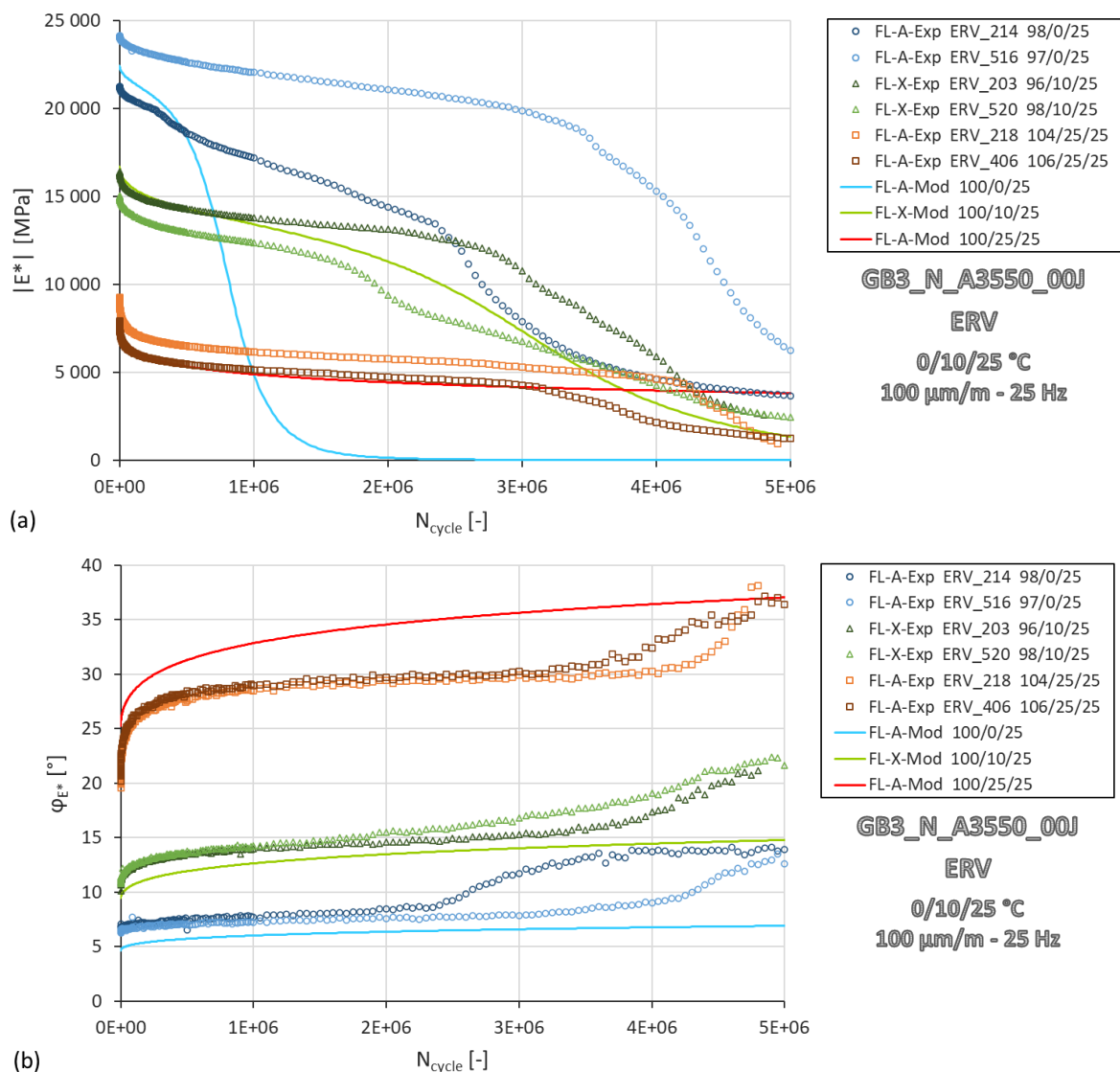


Figure 4.32 Enrobé bitumineux GB3_N_A3550_00J – Éprouvettes ERV_# – 2PB-TR, FL-X et FL-A, 100 μm/m, 0/10/25 °C, 25 Hz. Effet de la température sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et sur l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle $VENoL(T, \omega, \epsilon_0, N_{cycle})$ couplé au modèle d'endommagement analytique. La légende « 98/10/25 » correspond à 98 μm/m / 10 °C / 25 Hz.

4.5 ANALYSE DU VIEILLISSEMENT

4.5.1 Bitumes et enrobés analysés

Dans cette partie, on se propose d'étudier le comportement de trois matériaux produits et vieillis en laboratoire : un bitume pur (A3550), ce même bitume extrait d'un enrobé (A3550_C) et l'enrobé en lui-même (GB3_C_A3550). Pour chacun de ces trois matériaux, les données des essais de module complexe à différents niveaux de vieillissement sont analysées. Pour l'enrobé, sont également analysées les données des essais de fatigue classiques (trois amplitudes, 10 °C et 25 Hz) à deux états de vieillissement différents (0 et 9 jours). Les Table 4.14, Table 4.15 et Table 4.16 fournissent les caractéristiques des éprouvettes des trois matériaux ainsi que les conditions de chargement appliquées.

L'objectif est de saisir l'effet du vieillissement sur les paramètres du modèle VENO_L et sur le modèle d'endommagement. Il s'agit en effet de vérifier si le jeu de paramètres du modèle d'endommagement est indépendant ou non de l'état de vieillissement. Dans le cas d'une telle validation, cela signifierait que les variations du module complexe suffisent à rendre compte de l'impact des changements de la microstructure du bitume sur le taux d'endommagement macroscopique.

Table 4.14 Bitume A3550 à différents niveaux de vieillissement. Caractéristiques des éprouvettes analysées et conditions initiales des essais appliqués.

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou FC	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
A3550_Frais_UGE		-	MC	50,0	-15 à 60	1 à 80
A3550_RTFOT_UGE		-	MC	50,0	-15 à 50	1 à 80
A3550_RTFOT+1PAV_UGE		-	MC	50,0	-15 à 40	1 à 80
A3550_RTFOT+2PAV_UGE		-	MC	50,0	-15 à 40	1 à 80

Table 4.15 Bitume extrait A3550_C à différents niveaux de vieillissement. Caractéristiques des éprouvettes analysées et conditions initiales des essais appliqués.

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou FC	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
A3550_C_00J_UGE		-	MC	50,0	-15 à 60	1 à 80
A3550_C_04H_UGE		-	MC	50,0	-15 à 60	1 à 80
A3550_C_05J_UGE		-	MC	50,0	-15 à 50	1 à 80
A3550_C_09J_UGE		-	MC	50,0	-15 à 60	1 à 80

Table 4.16 Enrobé GB3_C_A3550 à différents niveaux de vieillissement. Caractéristiques des éprouvettes analysées et conditions initiales des essais appliqués.

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou FC	ϵ_0 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	T [°C]	f [Hz]
GB3_C_A_00J_UGE_03	2351	6,6	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_00J_UGE_07	2351	6,6	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_00J_UGE_09	2357	6,4	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40

Dénomination	MVA	Porosité	Essai	Amplitude	Température	Fréquence
	ρ [kg/m ³]	p [%]	MC ou FC	ϵ_0 [µm/m]	T [°C]	f [Hz]
GB3_C_A_04H_UGE_04	2395	4,8	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_04H_UGE_09	2374	5,7	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_04H_UGE_10	2384	5,3	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_05J_UGE_02	2381	5,4	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_05J_UGE_07	2387	5,2	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_05J_UGE_09	2361	6,2	MC	50,0	-10 à 40	1 à 40
GB3_C_A_09J_UGE_02	2320	7,8	MC	50,0	-10 à 60	1 à 40
GB3_C_A_09J_UGE_08	2329	7,5	MC	50,0	-10 à 60	1 à 40
GB3_C_A_09J_UGE_09	2338	7,1	MC	50,0	-10 à 60	1 à 40
GB3_C_A_00J_EFG_20	2287	8,4	FL-C	82,1	9,9	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_23	2299	7,9	FL-C	79,3	9,9	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_26	2282	8,6	FL-C	82,9	10,0	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_31	2305	7,6	FL-C	81,3	10,0	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_34	2292	8,2	FL-C	81,1	9,9	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_36	2306	7,6	FL-C	80,1	9,9	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_01	2304	7,6	FL-C	110,2	9,9	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_03	2285	8,4	FL-C	110,1	9,9	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_04	2300	7,7	FL-C	110,3	9,9	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_30	2289	8,2	FL-C	113,4	9,9	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_35	2309	7,4	FL-C	113,6	9,7	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_38	2275	8,8	FL-C	114,3	9,7	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_05	2306	7,6	FL-C	139,8	10,0	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_14	2304	7,6	FL-C	141,1	10,0	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_16	2299	7,9	FL-C	142,5	10,0	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_19	2291	8,2	FL-C	143,1	10,0	25,0
GB3_C_A_00J_EFG_22	2288	8,3	FL-C	140,3	10,0	24,9
GB3_C_A_00J_EFG_25	2291	8,2	FL-C	141,1	10,0	24,9

4.5.2 Impact du vieillissement sur le module complexe

4.5.2.1 Calibration des essais de module complexe

Pour chacun des trois matériaux et chaque état de vieillissement, les essais de module complexes sont calibrés avec le modèle VENoL après ajustement du PETT à une température de référence unique fixée à 20 °C. La Table 4.17 fournit les paramètres de la loi WLF du PETT, ajustés au moyen de l'application Viscoanalyse de l'UGE. Et la Table 4.18 fournit les paramètres de calibration du modèle VENoL. Seuls les paramètres au-dessus de la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$ sont ajustés car pour le bitume, le déphasage n'admet pas de retour de courbe, et pour l'enrobé, le panel des données expérimentales fournies n'est pas suffisamment élargi vers les hautes températures (sauf pour l'enrobé GB3_C_A3550_00J). Les résultats des différentes calibrations sont exposés de la Figure 4.33 à la Figure 4.35.

Table 4.17 Matériaux bitumineux A3550, A3550_C et GB3_C_A3550 à différents niveaux de vieillissement. Paramètres de la loi WLF déterminant l'évolution du facteur de translation a_T du PETT.

Matériaux	T_{ref}	$C_{1,aT}$	$C_{2,aT}$
	[°C]	[-]	[°C]
A3550_Frais	20	17,7	147,6
A3550_RTFOT		18,6	149,9
A3550_RTFOT+1PAV		21,9	167,9
A3550_RTFOT+2PAV		23,9	181,2
A3550_C_00J		20,3	163,8
A3550_C_04H		20,7	166,3
A3550_C_05J		21,7	170,0
A3550_C_09J		22,0	173,4
GB3_C_A3550_00J		19,7	152,1
GB3_C_A3550_04H		23,4	164,2
GB3_C_A3550_05J		38,7	260,8
GB3_C_A3550_09J		36,0	248,3

Table 4.18 Matériaux bitumineux A3550, A3550_C et GB3_C_A3550 à différents niveaux de vieillissement. Paramètres des équations CY pour les courbes maîtresses $\Re_E(\omega_{R-T})$ et $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ à $T_{ref} = 20$ °C.

Matériaux	Comp. rigidité \Re_E pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$				Comp. viscosité $\Im_{\eta,R-T}$ pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$			
	$\Re_{E,sup,2}$	$\lambda_{E,R-T,2}$	$k_{E,2}$	$n_{E,2}$	$\Im_{\eta,R-T,sup,2}$	$\lambda_{\eta,R-T,2}$	$k_{\eta,2}$	$n_{\eta,2}$
	[MPa]	[s/rad]	[-] (< 0)	[-] (> 1)	[MPa.s]	[s/rad]	[-] (> 0)	[-] (< 1)
A3550_Frais	2 620	$6,00 \cdot 10^{-2}$	-0,180	2,400	$1,60 \cdot 10^1$	$1,00 \cdot 10^{-2}$	0,210	-0,125
A3550_RTFOT	2 500	$8,00 \cdot 10^{-2}$	-0,170	2,230	$8,50 \cdot 10^1$	$3,00 \cdot 10^{-2}$	0,172	-0,145
A3550_RTFOT+1PAV	2 900	$6,00 \cdot 10^0$	-0,135	2,250	$4,00 \cdot 10^3$	$9,00 \cdot 10^{-1}$	0,135	-0,129
A3550_RTFOT+2PAV	2 850	$8,00 \cdot 10^0$	-0,130	2,180	$1,30 \cdot 10^4$	$3,00 \cdot 10^0$	0,126	-0,119
A3550_C_00J	2 750	$3,00 \cdot 10^{-1}$	-0,159	2,310	$1,20 \cdot 10^2$	$7,00 \cdot 10^{-2}$	0,180	-0,113
A3550_C_04H	2 800	$5,00 \cdot 10^{-1}$	-0,153	2,300	$2,80 \cdot 10^2$	$1,00 \cdot 10^{-1}$	0,159	-0,128
A3550_C_05J	2 900	$4,00 \cdot 10^0$	-0,140	2,300	$1,50 \cdot 10^3$	$6,00 \cdot 10^{-1}$	0,151	-0,115
A3550_C_09J	2 900	$9,00 \cdot 10^0$	-0,136	2,310	$2,50 \cdot 10^3$	$1,00 \cdot 10^0$	0,148	-0,111
GB3_C_A3550_00J	29 100	$1,00 \cdot 10^2$	-0,220	3,000	$2,50 \cdot 10^4$	$2,50 \cdot 10^0$	0,360	-0,135
GB3_C_A3550_04H	33 500	$8,00 \cdot 10^5$	-0,155	3,000	$4,90 \cdot 10^6$	$6,00 \cdot 10^2$	0,290	-0,090
GB3_C_A3550_05J	33 500	$1,50 \cdot 10^6$	-0,138	2,200	$3,00 \cdot 10^7$	$5,10 \cdot 10^3$	0,310	-0,072
GB3_C_A3550_09J	31 000	$7,00 \cdot 10^6$	-0,125	2,000	$9,00 \cdot 10^8$	$1,80 \cdot 10^5$	0,255	-0,060

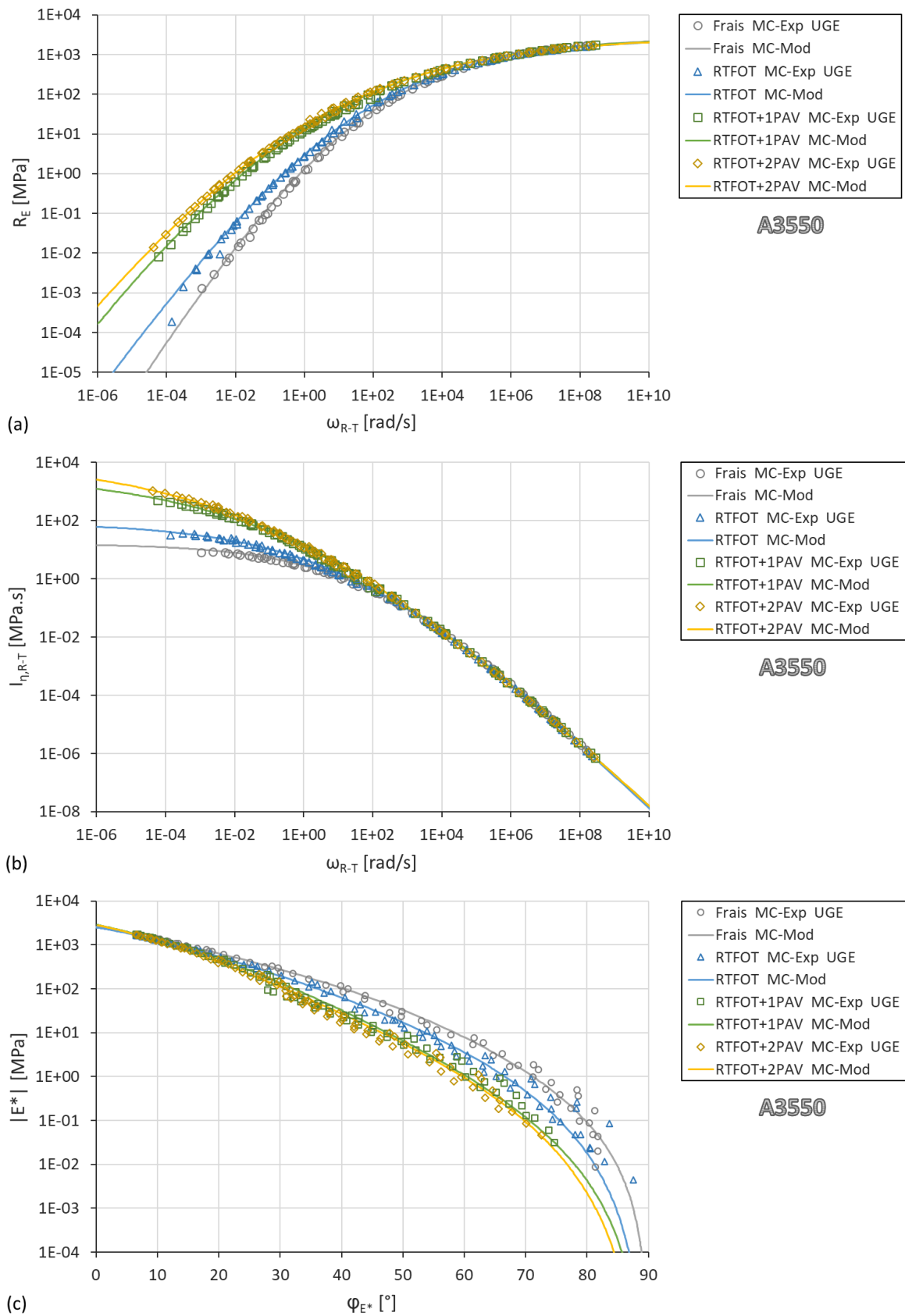


Figure 4.33 Liants bitumineux A3550_# – Éprouvettes UGE_# – DMA Metravib, MC moyen, 50 μm/m. Effet du vieillissement (frais, RTFOT, RTFOT+1PAV et 2PAV) sur la composante de rigidité R_E (a), sur la composante de viscosité réduite $I_{\eta_{R-T}}$ (b) en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} , et sur le module complexe dans le plan de Black (c). Tracé des données expérimentales et ajustement avec le modèle VEnoL(T,ω).

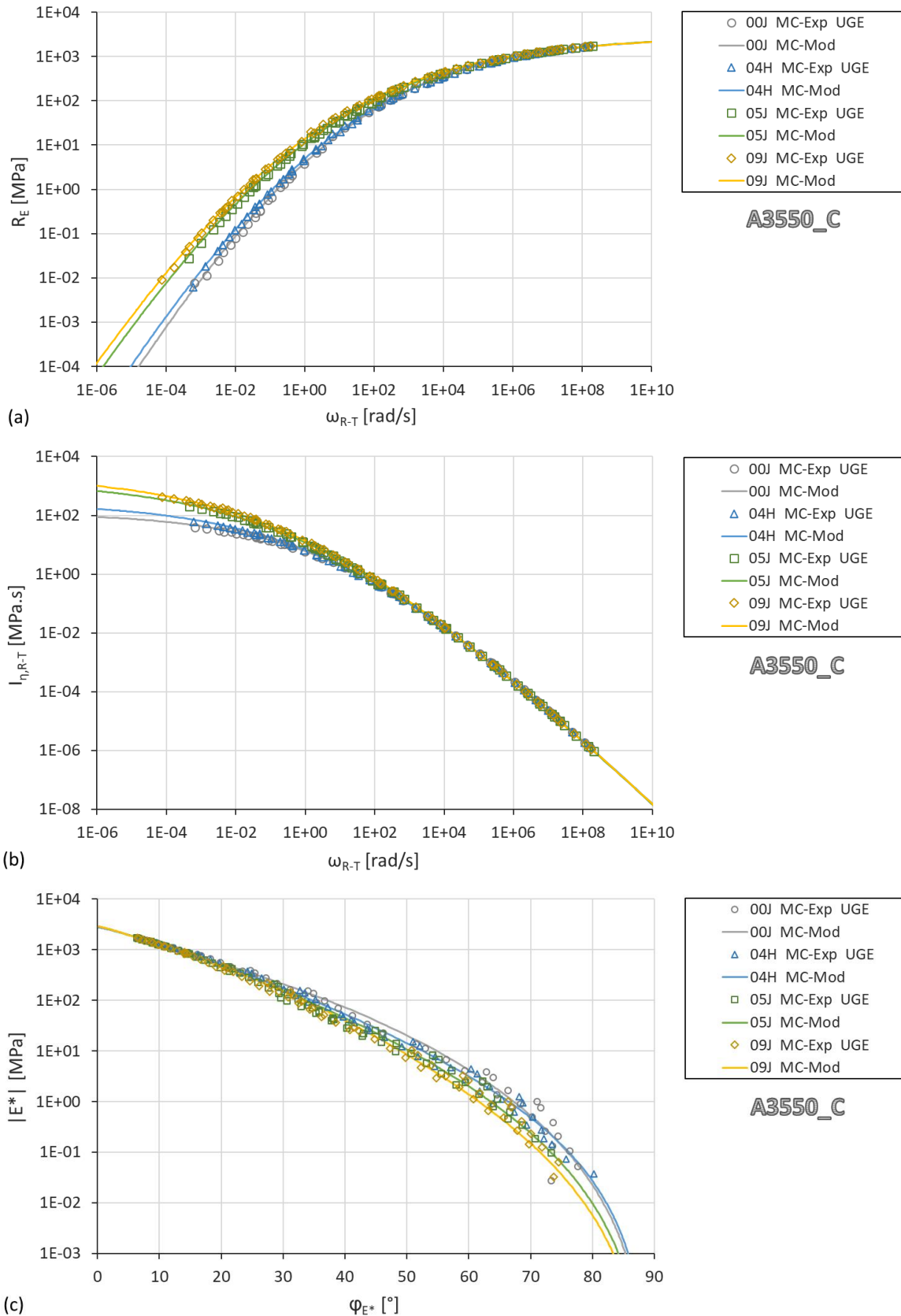


Figure 4.34 Liants bitumineux extraits A3550_C_# – Éprouvettes UGE_# – DMA Metravib, MC moyen, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet du vieillissement (après mélange, 4 h à 135 °C, 5 et 9 jours à 85 °C) sur la composante de rigidité \Re_E (a), sur la composante de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$ (b) en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} , et sur le module complexe dans le plan de Black (c). Tracé des données exp. et ajustement avec le modèle VENoL(T,ω).

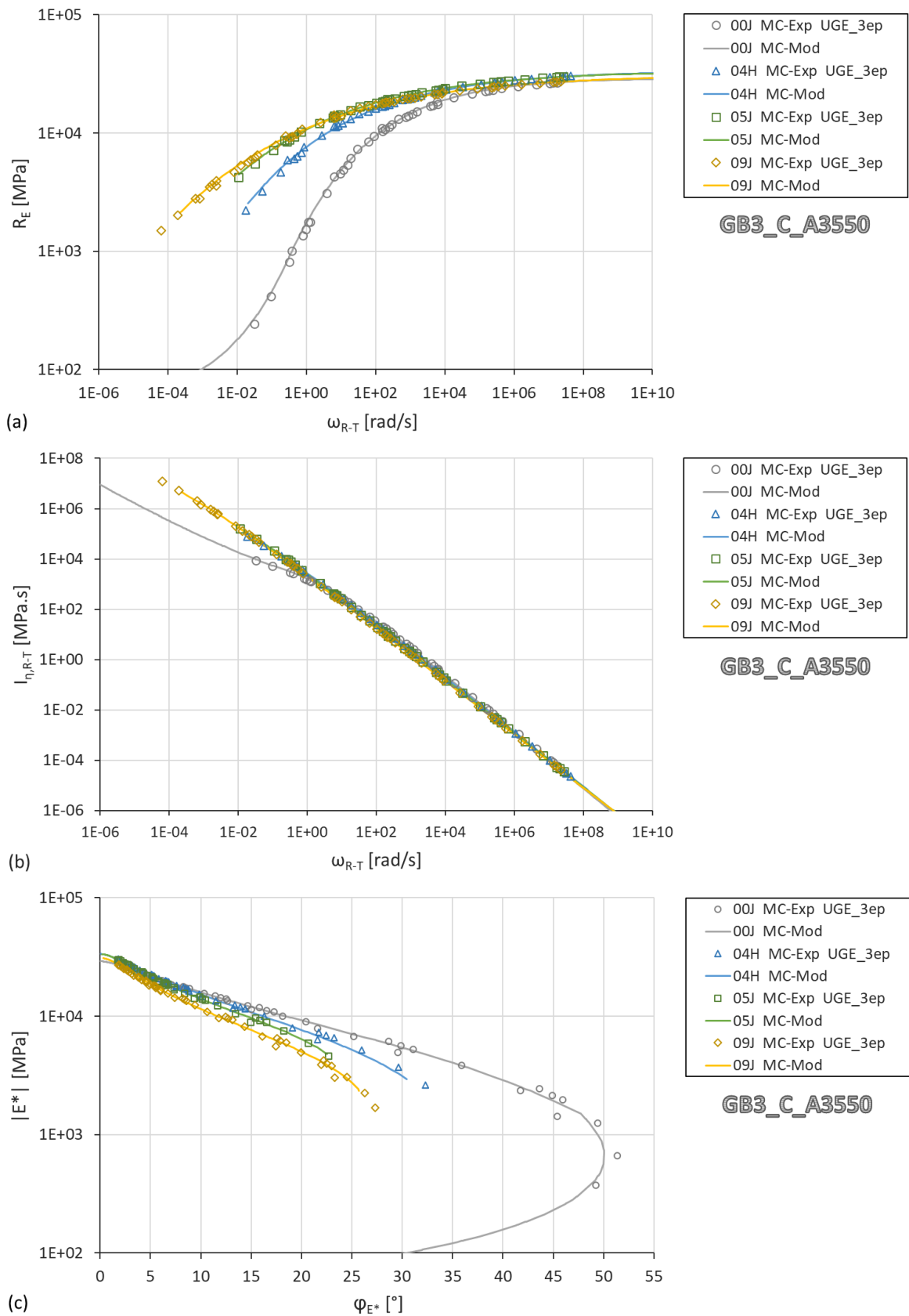


Figure 4.35 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550_# – Éprouvettes UGE_# – 2PB-TR, MC moyen, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Effet du vieillissement (après mélange, 4 h à 135 °C, 5 et 9 jours à 85 °C) sur la composante de rigidité \mathfrak{R}_E (a), sur la composante de viscosité réduite $\mathfrak{I}_{\eta,R-T}$ (b) en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} , et sur le module complexe dans le plan de Black (c). Tracé des données exp. et ajustement avec le modèle VENoL(T, ω).

Ces diverses modélisations montrent que le modèle VENoL s’ajuste aussi bien au comportement du bitume qu’à celui de l’enrobé, qu’il soit vieilli ou non, élargissant sa gamme d’application. En Table 4.18, les valeurs des paramètres entre le bitume et son jumeau extrait apparaissent vraiment proches. Entre le bitume et l’enrobé, l’ordre de grandeur des paramètres $\Re_{E,sup,2}$, $\lambda_{E,R-T,2}$ et $\Im_{\eta,R-T,sup,2}$, $\lambda_{\eta,R-T,2}$ diffère logiquement. Ce sont en effet des paramètres d’échelle car la structure granulaire conduit à une augmentation des paliers supérieurs $\Re_{E,sup,2}$, $\Im_{\eta,R-T,sup,2}$ et des paramètres de position $\lambda_{E,R-T,2}$, $\lambda_{\eta,R-T,2}$. En revanche, les paramètres de forme $k_{E,2}$ et $n_{E,2}$ de $\Re_E(\omega_{R-T})$ restent globalement assez proches pour un bitume et un enrobé. Les paramètres k et n semblent être uniquement liés au caractère viscoélastique fourni par le bitume comme nous l’avons déjà mentionné en section 2.4.2. On pouvait donc s’attendre à la même chose du côté de $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$, mais les paramètres $k_{\eta,2}$ et $n_{\eta,2}$ s’avèrent finalement assez distants. Il existe toutefois une explication logique. Le manque de données à hautes températures pour l’enrobé rend l’ajustement de la courbe $\Im_{\eta,R-T}(\omega_{R-T})$ difficile car nous n’avons pas accès à la partie arrondie de la courbe (voir Figure 4.35b). Pour s’en assurer, il faudrait refaire ces calibrations sur une plus large population de bitumes et d’enrobés, tout en minimisant le risque de couplage entre paramètres.

D’après les Figure 4.33 à Figure 4.35, le vieillissement induit une augmentation des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité réduite $\Im_{\eta,R-T}$ aux hautes températures et basses fréquences. Cette évolution traduit une rigidification du matériau entraînant une augmentation de la norme du module de rigidité complexe et une diminution de l’angle de phase, en accord avec les observations de la littérature (voir section 1.9.3.2.3). Dans la direction opposée, le vieillissement ne semble pas avoir d’impact mais cela n’est plus aussi évident lorsqu’on analyse les données du bitume A3550 dans le plan de Cole-Cole (Figure 4.36, point d’interrogation). Les courbes modélisées ne se rejoignent pas en un unique point laissant présager un effet. Mais si tel est le cas, il n’apparaît pas clairement ici car cette même manipulation réitérée sur les deux autres matériaux A3550_C et GB3_C_A3550 a mis en évidence des courbes modélisées rangées dans des ordres divergents. Et dans la littérature, les données du vieillissement sont trop souvent représentées graphiquement au moyen de la norme du module et de l’angle de phase dans des repères logarithmiques masquant les phénomènes à ce niveau.

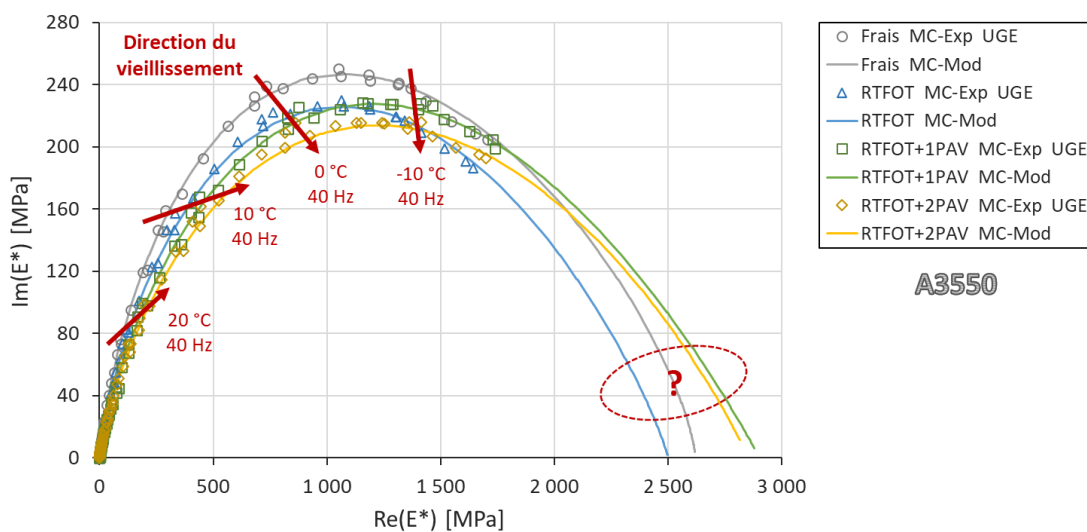


Figure 4.36 Liants bitumineux A3550_# – Éprouvettes UGE_# – DMA Metravib, MC moyen, 50 $\mu\text{m/m}$. Effet du vieillissement (frais, RTFOT, RTFOT+1PAV et 2PAV) sur l’évolution du module complexe dans le plan de Cole-Cole. Tracé des données expérimentales et ajustement avec le modèle VENoL(T, ω).

4.5.2.2 Effet du vieillissement sur le modèle VENoL

L'UGE a mesuré l'évolution des indices de carbonyle I_{CO} et de sulfynyle I_{SO} pour les bitumes A3550 et A3550_C à chacun de leur état de vieillissement (Table 4.19). Ces mesures des indices sont pratiques car elles permettent de comparer l'impact des procédures de vieillissement entre les deux types de bitumes. Les paramètres des équations WLF du PETT et des équations CY du modèle VENoL peuvent être représentés en fonction de la somme de ces deux indices (Figure 4.37 et Figure 4.38). Les tendances évolutives des paramètres en fonction du vieillissement sont résumées Table 4.20.

Table 4.19 Matériaux bitumineux A3550 et A3550_C à différents niveaux de vieillissement. Valeurs des indices de carbonyle I_{CO} et de sulfynyle I_{SO} mesurés par l'UGE.

Liants bitumineux	I_{CO}	I_{SO}	Somme
	[-]	[-]	[-]
A3550_Frais	-1,01	3,84	2,83
A3550_RTFOT	0,46	5,83	6,29
A3550_RTFOT+1PAV	4,48	12,55	17,03
A3550_RTFOT+2PAV	5,33	12,99	18,32
A3550_C_00J	1,28	8,07	9,35
A3550_C_04H	2,74	10,26	13,00
A3550_C_05J	4,53	13,70	18,23
A3550_C_09J	6,15	14,96	21,11

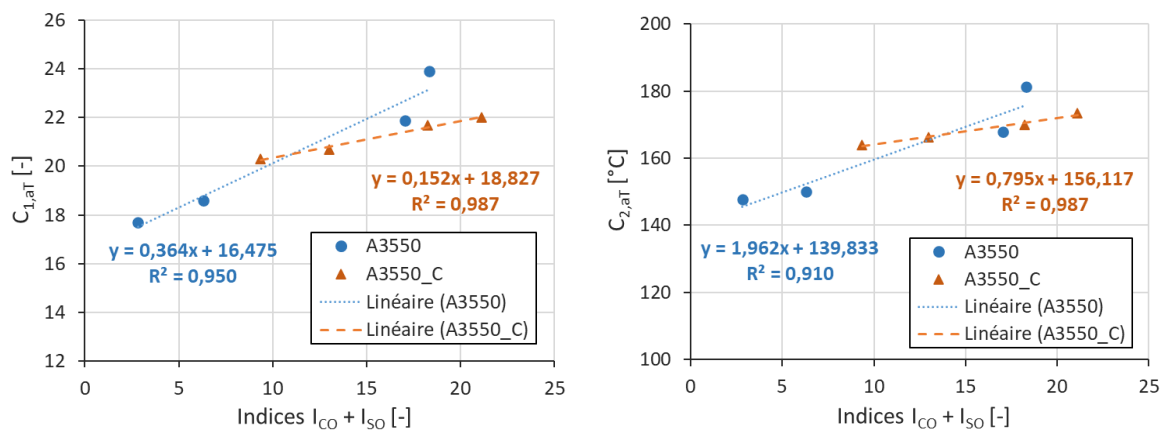


Figure 4.37 Liants bitumineux A3550 et A3550-C à différents niveaux de vieillissement – Éprouvettes UGE_# – 2PB-TR, MC moyen, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. Évolution des paramètres de l'équation WLF du PETT en fonction de la somme des indices de carbonyle I_{CO} et de sulfynyle I_{SO} .

Table 4.20 Résumé de l'effet du vieillissement sur les paramètres de modélisation des équations WLF du PETT et des équations CY du modèle VENoL(T, ω).

Éq. WLF du PETT		Comp. rigidité \Re_E pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$				Comp. viscosité $\Im_{\eta,R-T}$ pour $\omega_{R-T} \geq \omega_{R-T,tr}$			
$C_{1,aT}$	$C_{2,aT}$	$\Re_{E,sup,2}$	$\lambda_{E,R-T,2}$	$k_{E,2}$	$n_{E,2}$	$\Im_{\eta,R-T,sup,2}$	$\lambda_{\eta,R-T,2}$	$k_{\eta,2}$	$n_{\eta,2}$
[-]	[°C]	[MPa]	[s/rad]	[-] (< 0)	[-] (> 1)	[MPa.s]	[s/rad]	[-] (> 0)	[-] (< 1)
\nearrow	\nearrow	\nearrow ou =	\nearrow	\nearrow	\searrow ou =	\nearrow	\nearrow	\searrow	\nearrow ou =

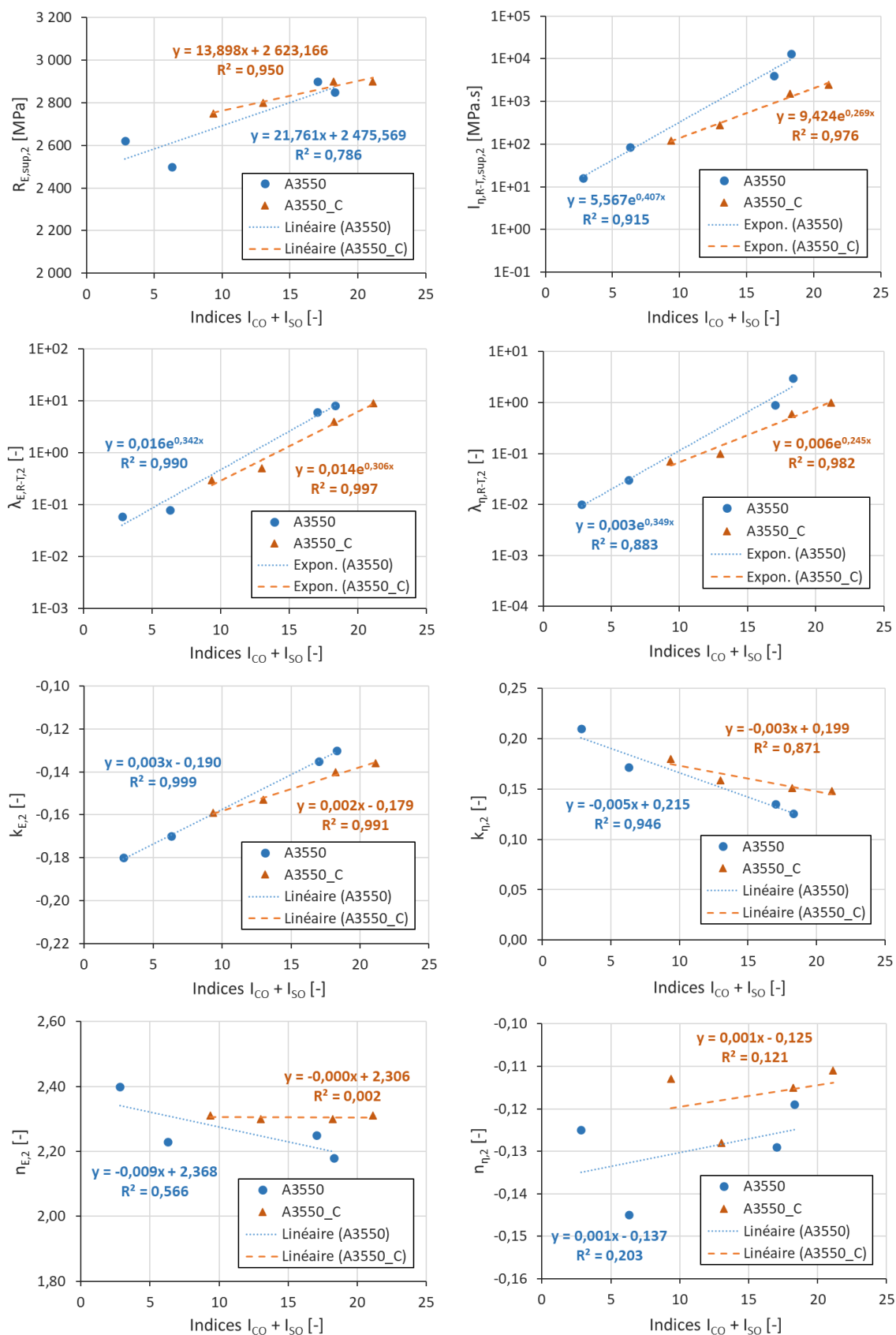


Figure 4.38 Liants bitumineux A3550 et A3550-C à différents niveaux de vieillissement – Éprouvettes UGE_# – 2PB-TR, MC moyen, 50 μ m. Évolution des paramètres des équations CY des composantes de rigidité \mathcal{R}_E (à gauche) et de viscosité réduite $\mathfrak{V}_{\eta,R-T}$ (à droite) en fonction de la somme des indices de carbonyle I_{CO} et de sulfinyne I_{SO} .

Les tendances évolutives sont globalement nettes, mis à part pour les paramètres $\mathfrak{R}_{E,sup,2}$, $n_{E,2}$ et $n_{\eta,2}$. Deux paramètres apparaissent plutôt fiables dans leur évolution avec le vieillissement : le paramètre de courbure $k_{E,2}$ pour la composante de rigidité \mathfrak{R}_E et le palier supérieur $\mathfrak{S}_{\eta,R-T,sup,2}$ pour la composante de viscosité réduite $\mathfrak{S}_{\eta,R-T}$. S'agissant d'une viscosité, il est d'ailleurs logique que le paramètre $\mathfrak{S}_{\eta,R-T,sup,2}$ augmente au cours du vieillissement, cet effet étant avéré au sein de la littérature (voir section 1.9.3.2.2). Le fait que les paramètres $\mathfrak{R}_{E,sup,2}$ et $n_{\eta,2}$ augmentent signifierait que le matériau se rigidifie à basse température et haute fréquence, mais il faut rester prudent comme expliqué en fin de section 4.5.2.1. En effet, ces paramètres augmentent très légèrement et la tendance évolutive de $n_{\eta,2}$ est extrêmement perturbée, pouvant signifier à la fois une variation constante.

Entre le bitume pur A3550 et le bitume extrait A3550_C, les évolutions sont similaires avec une pente un peu plus légère pour le liant extrait. Cette différence se vérifie tout aussi bien au niveau des paramètres $C_{1,aT}$ et $C_{2,aT}$ de l'équation WLF du PETT ; il faudra donc vérifier à l'avenir que cette différence provient bien du comportement du bitume et non pas de la calibration du PETT.

Si l'on parvenait à trouver des points communs entre toutes ces tendances et à les ajuster, l'ensemble pourrait dans ce cas constituer un modèle VENO_L évoluant en fonction de l'état de vieillissement. Pour qu'un tel projet se concrétise, il faudra d'abord passer par l'étude d'une plus large population de bitumes.

Ces tendances obtenues sont cependant à prendre avec précaution car l'ajustement des paramètres des équations CY a été entièrement réalisé manuellement. Récemment, dans le cadre d'un projet de recherche intégré à la formation continue de 5^{ème} année ingénieur Génie Civil dispensée à l'INSA Strasbourg, deux étudiants, Deniz CECEN et Cristian SOLOMES, ont eu pour mission d'essayer d'automatiser le processus de calibration au moyen de la méthode des moindres carrés sur Microsoft Excel. Ce travail a mis en évidence un risque de couplage entre les paramètres des équations CY du modèle VENO_L, bien que théoriquement chacun de ces paramètres agit indépendamment des autres et dispose d'une fonction bien précise dans l'ajustement (voir section 2.3.1.1). Le problème vient d'ailleurs. Il provient d'abord de la gamme des données expérimentales et de leur dispersion. Moins il y a de points et/ou plus ils sont dispersés, plus grand devient le nombre de jeux de paramètres convenables. Il provient aussi de la construction des courbes. La calibration d'un bitume sera ainsi toujours plus fiable que celle d'un enrobé car pour ce dernier un changement de fonction est nécessaire à la pulsation réduite de transition $\omega_{R-T,tr}$. Or ce changement s'opère dans la courbure des sigmoïdes. La sigmoïde n'étant pas complète, il est alors plus difficile de l'ajuster. C'est la raison pour laquelle les paramètres de modélisation de l'enrobé n'ont pas été tracés en Figure 4.38, car le risque d'un couplage potentiel a été estimé trop important. Et pour terminer, il faut ajouter l'erreur humaine. D'où l'intérêt actuel d'automatiser le processus de calibration afin de minimiser au mieux ce risque de couplage.

4.5.3 Impact du vieillissement en fatigue

4.5.3.1 Analyse globale des essais

4.5.3.1.1 Courbes de Wöhler

Pour cette sous-partie uniquement, l'analyse des données brutes des essais de fatigue est menée à la fois sur les enrobés GB3_C_A3550 et GB3_N_A3550 à 0 et 9 jours. Après traitement, les courbes de Wöhler de ces deux enrobés sont tracées pour une perte de rigidité de 50 % (Figure 4.39 et Figure

4.40). La première observation marquante est la dispersion bien supérieure des essais de fatigue à 9 jours par rapport aux essais à 0 jours, nettement visible pour l'enrobé GB3_C_A3550, moins pour l'autre. Effet du vieillissement ou du recompactage de l'enrobé foisonné ? Difficile de trancher ici ! La méthode de vieillissement de l'enrobé foisonné est bien plus rapide que celle sur éprouvette mais elle peut aussi conduire à une moins bonne cohésion entre les agrégats d'enrobé après recompactage. Outre la dispersion des résultats, la durée de vie d'un enrobé vieilli apparaît globalement plus courte, les courbes de Wöhler à 9 jours étant en dessous de celles à 0 jours.

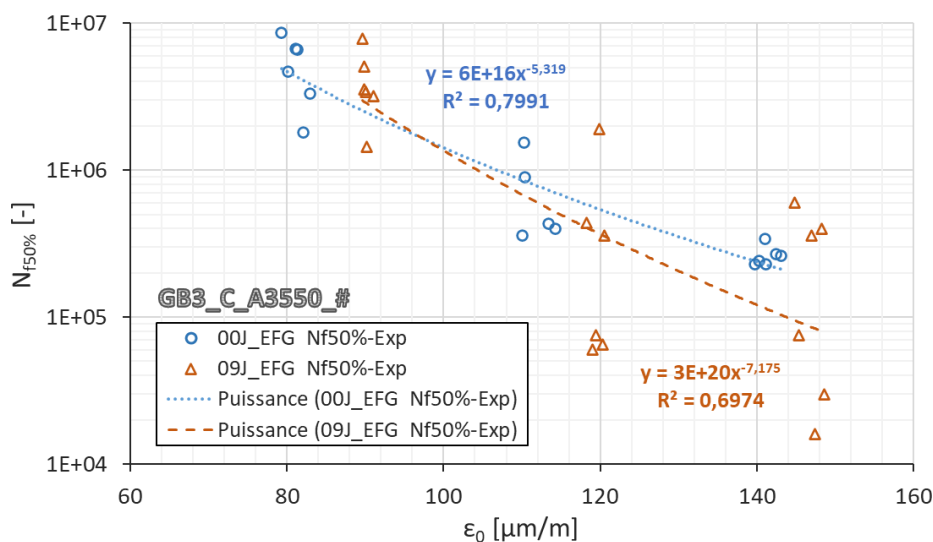


Figure 4.39 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550_00J et 09J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 10 °C, 25 Hz. Tracé des courbes de Wöhler expérimentales correspondant à une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue. Le résultat de l'éprouvette 00J_EFG_35 (113,6 μdef) n'est pas pris en compte car sa rupture a été jugée extrêmement rapide.

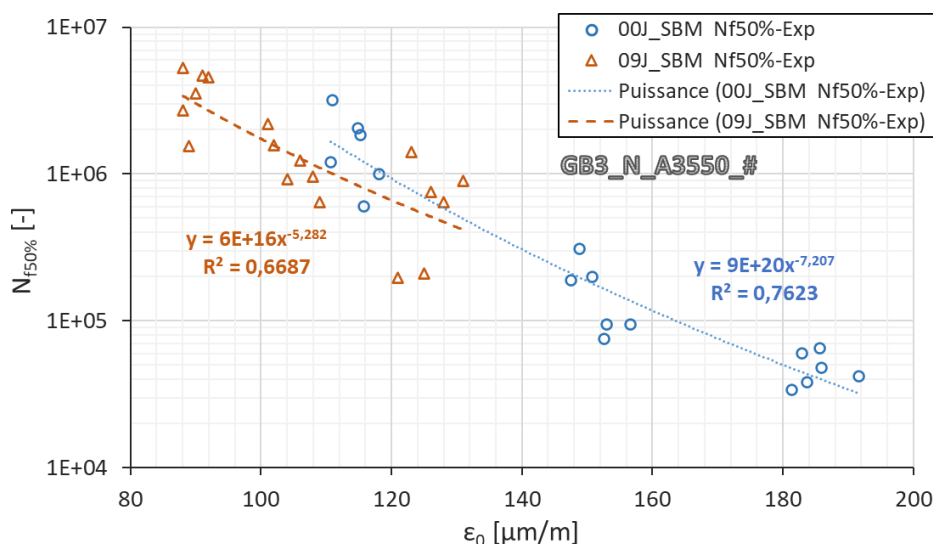


Figure 4.40 Enrobés bitumineux GB3_N_A3550_00J et 09J – Éprouvettes SBM_# – 2PB-TR, FL-C, 10 °C, 25 Hz. Tracé des courbes de Wöhler expérimentales correspondant à une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue.

Intéressons-nous maintenant aux paramètres des régressions linéaires dans un repère logarithmique (paramètres a , b et ε_6 , voir section 1.6.3.3.1). Que l'on effectue la régression dans le repère $\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$ comme indiquée par la norme NF EN 12697-24 (2018) ou dans le repère aux axes inversés $\log \varepsilon_0 = f(\log N_{f50\%})$, des tendances très différentes sont obtenues pour le vieillissement (Table 4.21). Il est tout à fait normal que l'inversion des axes conduise à des régressions différentes du fait de la répartition des données à des amplitudes ciblées, mais les paramètres de régression restent malgré tout assez proches pour les enrobés non vieillis contrairement à ceux vieillis. Plusieurs tendances de régression semblent ainsi possibles avec la forte dispersion contraignant l'analyse du vieillissement sur lesdits paramètres. Par exemple, pour la représentation $\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$ comme indiquée par la norme, la pente b augmente avec le vieillissement pour l'enrobé GB3_N_A3550 (-0,139 à 0 jours et -0,189 à 9 jours) mais pas pour l'enrobé GB3_C_A3550 (-0,195 à 0 jours et -0,139 à 9 jours). Pourtant, pour la représentation $\log \varepsilon_0 = f(\log N_{f50\%})$, la pente b diminue avec le vieillissement pour les deux enrobés. Le paramètre ε_6 est quant à lui peu affecté par le type de représentation graphique. Il diminue avec le vieillissement pour l'enrobé GB3_N_A3550 mais reste plus ou moins constant pour l'enrobé GB3_C_A3550. Cela prouve qu'il ne faut pas s'arrêter à l'interprétation de ce paramètre ε_6 pour étudier le vieillissement car il pourrait laisser supposer que cet enrobé est peu affecté, alors qu'il n'en est rien comme l'illustre si bien la Figure 4.39 avec la forte disparité des données.

FERNÁNDEZ-GÓMEZ et al. (2016) ont montré que le vieillissement conduisait distinctement à une diminution du paramètre ε_6 et une augmentation de la pente b (voir section 1.9.4). Les résultats de MOVEDVDC analysés précédemment s'accordent avec l'article pour exprimer une diminution de la durée de vie en fatigue, mais ne permettent pas de statuer au sujet de la pente b . On soulignera également que les résultats de l'article apparaissent beaucoup moins dispersés que ceux présentés en Figure 4.39 et Figure 4.40. FERNÁNDEZ-GÓMEZ et al. n'ont pas travaillé à partir d'enrobés foisonnés vieillis mais directement à partir d'enrobés prélevés *in situ* à différentes années et à partir d'enrobés conçus et vieillis en laboratoire sur des éprouvettes complètes.

Table 4.21 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550 et GB3_N_A3550 à 0 et 9 jours. Caractéristiques des courbes de Wöhler (pour une perte de rigidité de 50 %) obtenues à partir d'essais de fatigue 2PB-TR à 10 °C et 25 Hz.

Enrobé élaboré et vieilli en laboratoire	Expérimentateur	Teneur en vides moyenne	Représentation des axes	Ordonnée à l'origine de la droite de fatigue	Pente de la droite de fatigue	Déformation à 10 ⁶ cycles	Coef. de détermination linéaire (repère log-log)
		p [%]	Norme : $\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$	a [-]	b [-]	ε_6 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	R^2 [-]
GB3_C_A3550_00J	Eiffage	8,0	$\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$	16,79	-0,195	106	0,799
			$\log \varepsilon_0 = f(\log N_{f50\%})$	18,15	-0,167	107	0,883
GB3_C_A3550_09J	Eiffage	5,6	$\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$	20,48	-0,139	104	0,697
			$\log \varepsilon_0 = f(\log N_{f50\%})$	30,55	-0,083	109	0,543
GB3_N_A3550_00J	Malet	8,2	$\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$	20,92	-0,139	119	0,757
			$\log \varepsilon_0 = f(\log N_{f50\%})$	22,29	-0,128	121	0,917
GB3_N_A3550_09J	Malet	6,7	$\log N_{f50\%} = f(\log \varepsilon_0)$	16,80	-0,189	111	0,669
			$\log \varepsilon_0 = f(\log N_{f50\%})$	23,12	-0,119	109	0,590

4.5.3.1.2 Allure des courbes de fatigue

L'effet du vieillissement en fatigue est très largement visible sur les courbes de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ tracée en fonction du nombre de cycles N_{cycle} , car il modifie grandement leur forme. Par exemple pour l'enrobé neuf GB3_C_A3550_00J, les trois phases de fatigue sont discernables, et la norme $|E^*|$ du module chute rapidement au cours de la phase III (Figure 4.42a et b). Allure classique pour un enrobé neuf ! En revanche pour l'enrobé vieilli GB3_C_A3550_09J, la phase II tend à se confondre avec la phase III, signe que la thixotropie évolue plus rapidement et/ou que le taux d'endommagement est déjà important en phase II (Figure 4.43a et b). La pente de la phase III semble cependant moins abrupte, plus progressive, et le ralentissement en fin de courbe, caractéristique des essais 2PB-TR, est davantage présent. Certaines courbes pourraient d'ailleurs laisser envisager qu'elles ne sont constituées que d'une phase I et d'une phase II (par exemple, les éprouvettes GB3_C_A_09J_EFG_04/08/09), mais ce serait mal interpréter les phénomènes physiques. En réalité, le taux d'endommagement progresse suffisamment rapidement dès le début de ces essais sur enrobé vieilli qu'il en vient à prédominer sur les effets biaisants très tôt dans l'essai. Les trois phases apparaissent alors confondues, et la chute du module en phase III s'apparente à une phase I tandis que le ralentissement qui s'ensuit s'apparente à une phase II. Cette confusion entre les phases se vérifie aisément avec certaines courbes à 120 μ def de l'enrobé vieilli qui admettent un module initial fortement réduit par rapport à la masse des courbes testées (par exemple, les éprouvettes GB3_C_A_09J_EFG_02/06, flèches rouges sur la Figure 4.43b). Ce module initial bas traduit un endommagement important ; ces éprouvettes sont déjà en quasi-rupture avant même le début de l'essai. De ce fait elles n'admettent qu'une phase III. Or l'allure de leurs courbes (chute rapide, puis ralentissement) correspond exactement avec la description précédente. D'où l'hypothèse avancée pour l'enrobé vieilli, d'un taux d'endommagement progressant plus rapidement dès le début de l'essai.

Cette différence d'allure entre enrobé neuf et vieilli se retrouve également dans le plan de Cole-Cole (Figure 4.41) parmi une sélection de courbes représentatives des essais de fatigue (courbes médianes en matière de durée de vie, en excluant celles dont la norme du module initial est excentrée vers le bas par rapport à l'ensemble des courbes, significatif d'un endommagement important initialement). En identifiant approximativement le début des phases II et III de cet échantillon de courbes, le passage entre les différentes phases paraît moins marqué pour l'enrobé vieilli. La chute des parties réelles et imaginaires en phase III est également vérifiée moins tournée vers l'origine du repère pour l'enrobé vieilli, avec même une partie imaginaire quasi-constante. Cette zone se traduit par une chute rapide de la norme $|E^*(N_{cycle})|$ et surtout une augmentation extrêmement rapide de l'angle de phase $\varphi_{E^*}(N_{cycle})$ (Figure 4.43a et c). Ensuite, un net changement de direction vers l'origine du repère apparaît pour l'enrobé vieilli dans le plan de Cole-Cole. Il se traduit par un fort ralentissement observé en fin de phase III sur le graphique $|E^*| = f(N_{cycle})$ ainsi qu'un angle de phase qui retrouve une évolution quasi-constante.

Une proposition est soumise pour expliquer cet écart de direction en phase III entre les deux enrobés. Le déphasage présente une rapide augmentation en phase III liée à une diminution plus rapide de la partie réelle par rapport à la partie imaginaire. Ce phénomène est significatif d'un désordre structural, car d'après la théorie développée dans le modèle analytique et vérifiée numériquement, l'endommagement n'est pas censé affecter l'évolution du déphasage sauf en présence de macrofissures (voir section 2.6.2.1.1). Cette augmentation rapide du déphasage pourrait être l'expression d'une dissymétrie dans la répartition des fissures (une fissure d'un seul côté de l'éprouvette trapézoïdale, ou plus longue d'un côté) qui perturberait le relevé des signaux de contrainte et de déformation. Cette augmentation de l'angle de phase étant plus importante pour l'enrobé vieilli (Figure 4.42c

et Figure 4.43c), la dissymétrie serait donc plus prononcée, d'où la divergence de direction de la phase III dans le plan de Cole-Cole entre l'enrobé neuf et l'enrobé vieilli. Puis la réduction de cette dissymétrie (développement d'une fissure sur l'autre côté) conduirait à un endommagement équivalent entre les parties réelle et imaginaire du module, entraînant une redirection progressive de la phase III vers l'origine du plan de Cole-Cole et une stabilisation du déphasage. Elle amènerait probablement aussi à l'apparition d'une rotule plastique au milieu de l'éprouvette trapézoïdale et ainsi au ralentissement de la chute du module.

Remarques :

- La prudence est de rigueur à l'encontre des tendances observées pour l'enrobé vieilli GB3_C_A3550_09J. Pour rappel, il a été vieilli en laboratoire dans un état foisonné. Son vieillissement est homogène et prononcé, et la possible perte de cohésion entre les agrégats d'enrobés après le recompactage a pu affecter les résultats.
- Figure 4.41. La limite supérieure de la partie réelle du module complexe est plus grande pour l'enrobé GB3_C_A3550 vieilli à 9 jours que pour l'enrobé neuf, allant à l'encontre de la section 4.5.2.2 où il est mentionné qu'aucune tendance du vieillissement ne semble se dégager à basse température et haute fréquence. Mais il ne pourrait s'agir là que d'une divergence expérimentale car pour ce même enrobé vieilli à 4 heures et 5 jours, les limites supérieures du module étaient également plus grandes que celle à 9 jours.

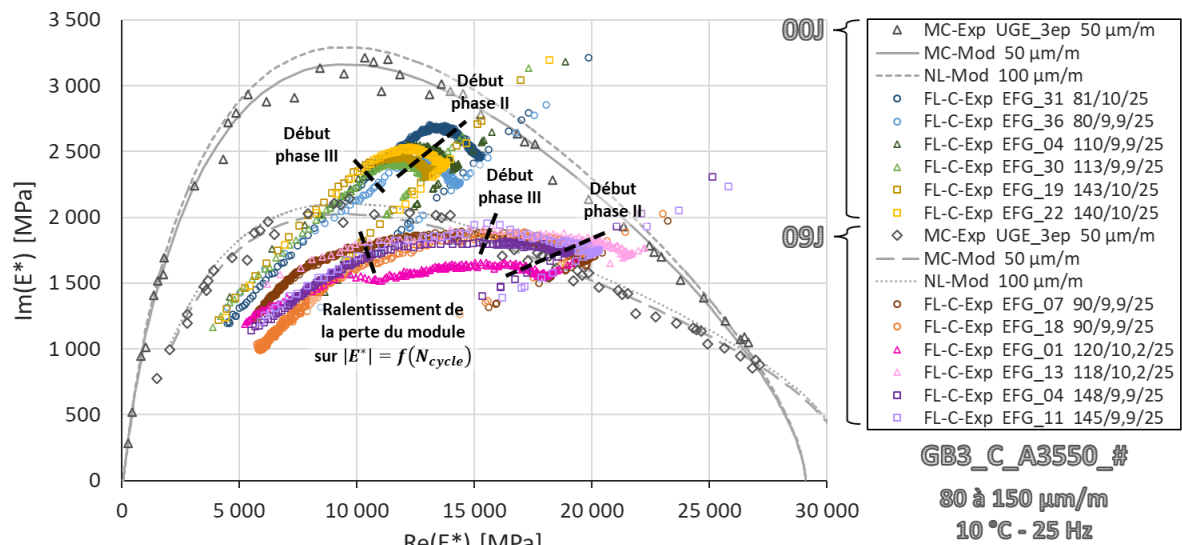


Figure 4.41 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550_00J et 09J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 80 à 150 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 $^{\circ}\text{C}$, 25 Hz. Effet du vieillissement sur le chemin suivi par les essais de fatigue dans le plan de Cole-Cole. La légende « 110/9,9/25 » correspond à 110 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,9 $^{\circ}\text{C}$ / 25 Hz.

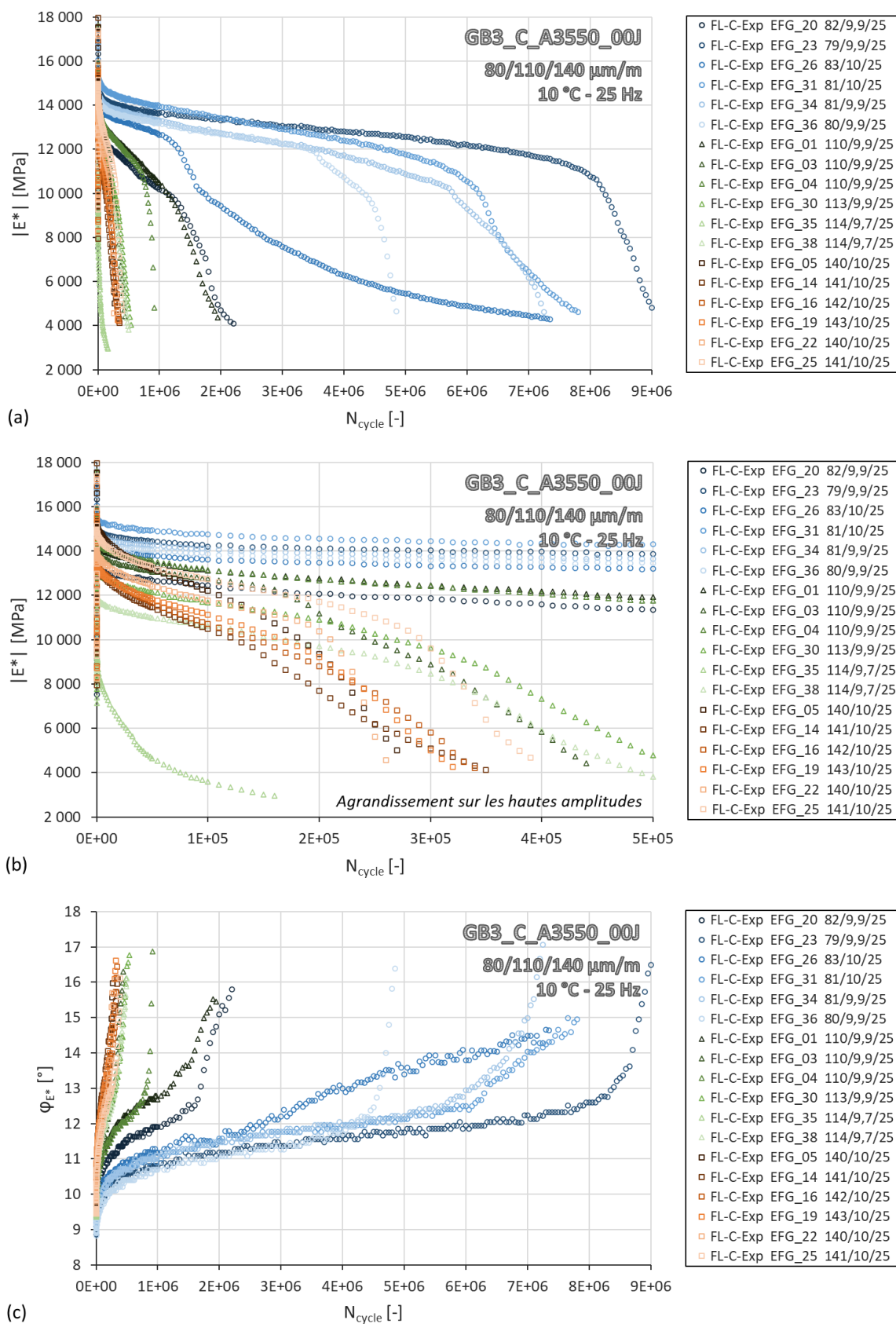


Figure 4.42 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_00J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 80/110/140 $\mu\text{m/m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l’amplitude de déformation sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et sur l’angle de phase φ_{E^*} (c) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . En (b), agrandissement sur les amplitudes à 110 et 140 $\mu\text{m/m}$ pour la norme $|E^*|$.

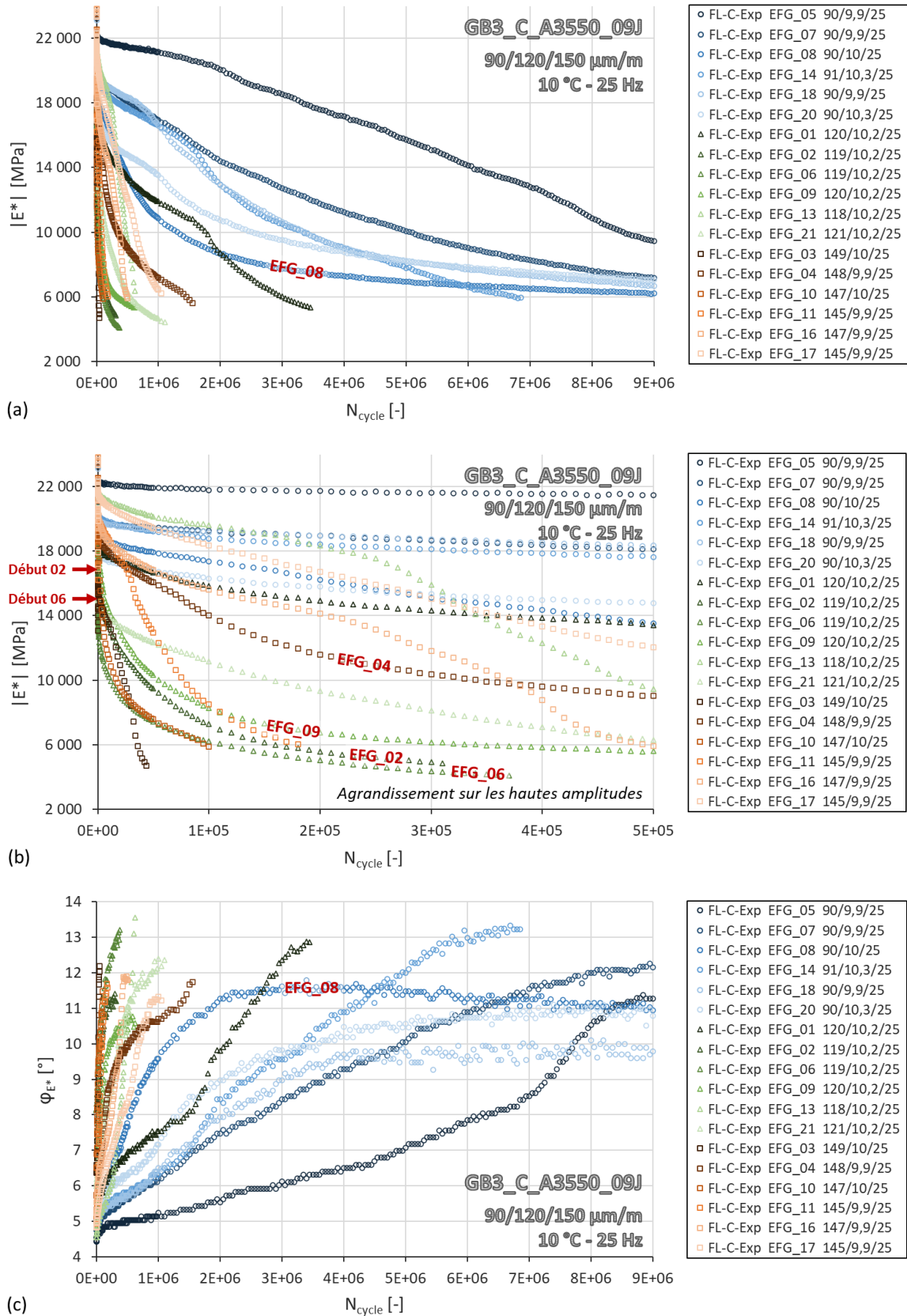


Figure 4.43 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_09J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 90/120/150 $\mu\text{m/m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l'amplitude de déformation sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et sur l'angle de phase φ_{E^*} (c) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . En (b), agrandissement sur les amplitudes à 120 et 150 $\mu\text{m/m}$ pour la norme $|E^*|$.

4.5.3.2 Non-linéarité

Les données expérimentales ne permettant pas d'estimer l'effet de la non-linéarité, cette dernière est implémentée en fatigue à partir des mêmes paramètres du PSETA que ceux définis pour l'enrobé de PHAN (voir section 2.5.2.2, Table 2.9), comme préalablement exécuté en section 4.4.2.3.

4.5.3.3 Thixotropie

Pour rappel, les tendances évolutives des coefficients a_x et b_x du PSETX en fonction du nombre de cycles sont extraites de la superposition du chemin suivi par l'essai de fatigue avec celui viscoélastique modélisé fourni par les essais MC et NL (voir section 2.5.5 pour la méthodologie). L'extraction de la thixotropie pour l'enrobé GB3_C_A3550_09J est menée à partir de ses propres essais MC et non ceux de l'enrobé neuf GB3_C_A3550_00J. La chute brutale des courbes des coefficients a_x et b_x en fin d'essai ne doit pas être considérée car elle est la conséquence de l'effet de l'endommagement. Du fait des divergences expérimentales entre éprouvettes, les valeurs de $a_{x,exp}(N_{cycle})$ et $b_{x,exp}(N_{cycle})$ sont normalisées en fonction des valeurs obtenues au cycle 60.

Pour l'enrobé GB3_C_A3550_00J, les courbes a_x et b_x des essais de fatigue menés à conditions équivalentes paraissent bien groupées comme attendue (Figure 4.44). Un ajustement de ces courbes est proposé à l'aide d'équations de type CY dont les paramètres sont fournis Table 4.22 sous le nom de « Jeu A ». Comme décidé en section 4.4.4.1.3, le coefficient b_x est simplement modélisé pour un essai de type 2PB-TR par une constante égale à un en raison de ses faibles variations.

Pour l'enrobé GB3_C_A3550_09J, les courbes a_x et b_x sont très dispersées à conditions équivalentes (Figure 4.45). Ceci est la preuve d'un taux d'endommagement important dès les premiers cycles qui pollue l'extraction des tendances. Pour le facteur a_x , certaines courbes chutent en effet très rapidement dès le début et ne présentent dans ce cas pas de courbure. De ce fait, nous nous focaliserons pour chaque amplitude uniquement sur les courbes les plus éloignées du cycle un afin de minimiser au mieux cette pollution. Si l'on compare ces courbes avec celles modélisées à partir du jeu de paramètres A, elles ne coïncident pas. Les courbes vieilles décroissent plus rapidement. Pollution résiduelle de l'endommagement ou variation de la thixotropie ? On penchera ici pour la seconde hypothèse car il n'est pas illogique que le vieillissement impacte la thixotropie dont l'effet est lié à la microstructure du bitume. Un second jeu de paramètres est donc proposé Table 4.22 pour modéliser ces nouvelles tendances du facteur a_x sous le nom de « Jeu B ». Le facteur b_x est toujours modélisé par une constante égale à un.

Table 4.22 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550_00J et 09J. Paramètres des équations de type CY déterminant l'évolution des facteurs de translation a_x et b_x du PSETX.

Grandeur physique	Symbole [unité]	GB3_C_A3550_00J		GB3_C_A3550_09J	
		Eiffage		Eiffage	
		Jeu A		Jeu B	
		$a_{x,cy}$	$b_{x,cy}$	$a_{x,cy}$	$b_{x,cy}$
Plateau inférieur	$a_{x,inf}$ ou $b_{x,inf}$ [-]	1,00	1,00	1,00	1,00
Plateau supérieur	$a_{x,sup}$ ou $b_{x,sup}$ [-]	1,00	1,00	1,00	1,00
Position de la courbe	λ_{ax} ou λ_{bx} [N_{cycle}^{-1}]	$4,30 \cdot 10^{-6}$	-	$2,00 \cdot 10^{-5}$	-
Transition pente / plateau	k_{ax} ou k_{bx} [-]	0,49	-	0,60	-
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	-	$1,00 \cdot 10^{-4}$	-
Influence non-linéarité	p_{ax} ou p_{bx} [-]	0,44	-	0,70	-

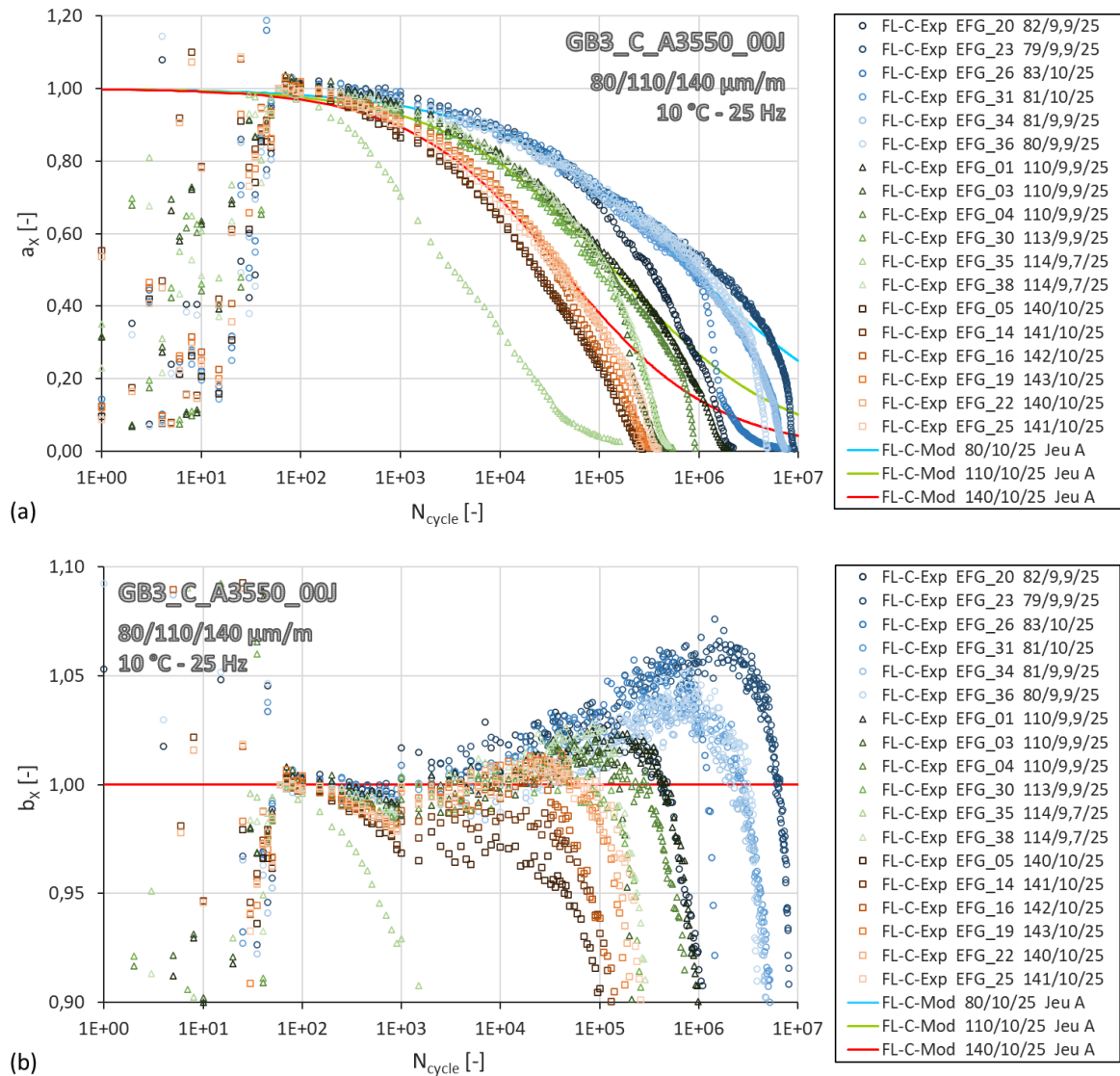


Figure 4.44 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_00J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 80/110/140 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l’amplitude de déformation sur les facteurs de translation du PSETX a_x (a) et b_x (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec une loi de type CY. Pour b_x , les trois courbes modélisées sont maintenues égales à un ici. La légende « 110/9,9/25 » correspond à 110 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,9 °C / 25 Hz.

4.5.3.4 Endommagement

Une première calibration de l’endommagement est menée sur l’enrobé GB3_C_A3550_00J. En l’absence d’informations, il est supposé que les essais MC, constituant le cadre référentiel, ont été réalisés sur des éprouvettes complètement saines (non endommagées) (voir section 4.4.2.2). De ce fait, $D_{MC,0}$ est pris égal à zéro. Les essais FL-C expérimentaux superposés dans le plan de Cole-Cole sont situés en-dessous des essais MC. Un endommagement initial réparti $D_{rep,0}$ de 15 % est donc imposé au modèle pour atteindre ce module initial plus faible. Et les éprouvettes sont supposées pré-fissurées d’un ratio a_0/b de 6 %. La propagation de cette fissure est guidée par la loi de Paris modifiée dont les paramètres sont fournis Table 4.23, sous le nom de « Jeu X ». Elle est couplée au jeu A de la thixotropie. La Figure 4.46 (courbe violette) et la Figure 4.47 permettent de se rendre compte de la qualité de cette modélisation (« Jeu A+X »).

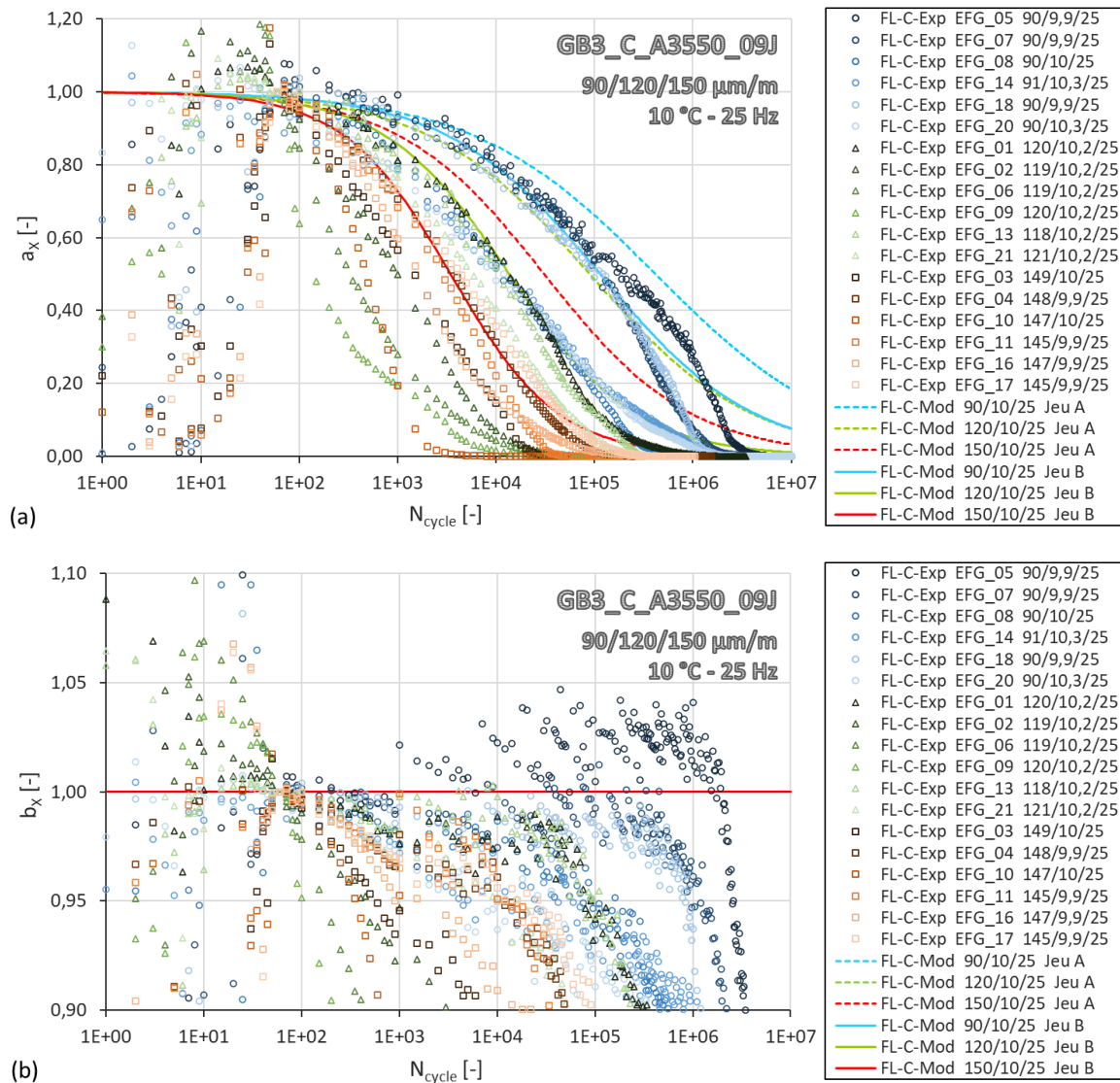


Figure 4.45 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_09J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 90/120/150 $\mu\text{m/m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet du vieillissement sur les facteurs de translation du PSETX α_x (a) et b_x (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . Tracé des coefficients expérimentaux et ajustement avec une loi de type CY. Pour b_x , les trois courbes modélisées sont maintenues égales à un ici. La légende « 119/10,2/25 » correspond à 119 $\mu\text{m/m}$ / 10,2 °C / 25 Hz.

Le jeu de paramètres B+X (thixotropie et endommagement) est dans un premier temps imposé à l'enrobé GB3_C_A3550_09J. Bien que la température des essais de fatigue expérimentaux soit de 10 °C, celle de la modélisation est exceptionnellement fixée à 15 °C pour cet enrobé. En effet, la superposition des essais FL-C expérimentaux dans le plan de Cole-Cole montre que leur module initial se rapproche bien plus de l'essai MC à 15 °C, 25 Hz que de l'essai MC à 10 °C, 25 Hz. En outre, le facteur $D_{rep,0}$ est fixé égal à -4 % car les essais FL-C sont situés dans ce cas légèrement au-dessus des essais NL ajustés à 100 $\mu\text{m/m}$ et non en-dessous comme cela était le cas pour l'enrobé neuf. La modélisation obtenue évolue dans le bon sens mais malgré toutes ces précautions, elle fournit une durée de vie plus courte que celle attendue (Figure 4.46, courbe jaune, et Figure 4.48a, « Jeu B+X' »). La droite de fatigue modélisée reste cependant présente dans la zone des éprouvettes ayant cassé rapidement, mais la forme des courbes $|E^*| = f(N_{cycle})$ ajustées ne correspondait pas avec les leurs. Cet

écart avec l'expérimentation pouvait être atténué en diminuant le paramètre de puissance m de la loi de Paris modifiée afin d'affaiblir l'effet du module, susceptible au vieillissement. Toutefois, cette démarche nécessitait une réduction trop importante de m , qui ralentissait trop fortement la phase III de l'enrobé neuf.

Table 4.23 Enrobés GB3_C_A3550_00J et 09J. Paramètres de la loi d'endommagement analytique.

Grandeur physique	Symbole [unité]	GB3_C_A3550_00J	GB3_C_A3550_09J	
		Eiffage	Eiffage	
		Jeu X	Jeu X'	Jeu Y
Pré-endommagement lors de l'essai MC référentiel	$D_{MC,0}$ [%]	0,00	0,00	0,00
Pré-endommagement réparti	$D_{rep,0}$ [%]	15,00	-4,00	-4,00
Ratio de la longueur initiale de la fissure par la largeur du contact	a_0/b [%]	6,00	6,00	6,00
Endommagement initial correspondant au ratio	$D_{f,0}$ [%]	1,22	1,22	1,22
Loi de Paris modifiée				
Coefficient	$C \left[\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m} \right]$	$1,00 \cdot 10^{-5}$	$1,00 \cdot 10^{-5}$	$2,10 \cdot 10^{-7}$
Coefficient de la loi puissance	m [-]	4,20	4,20	2,30
Amplitude de référence	$\varepsilon_{0,ref}$ [m/m]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
Influence de la non-linéarité	d [-]	1,70	1,70	5,00

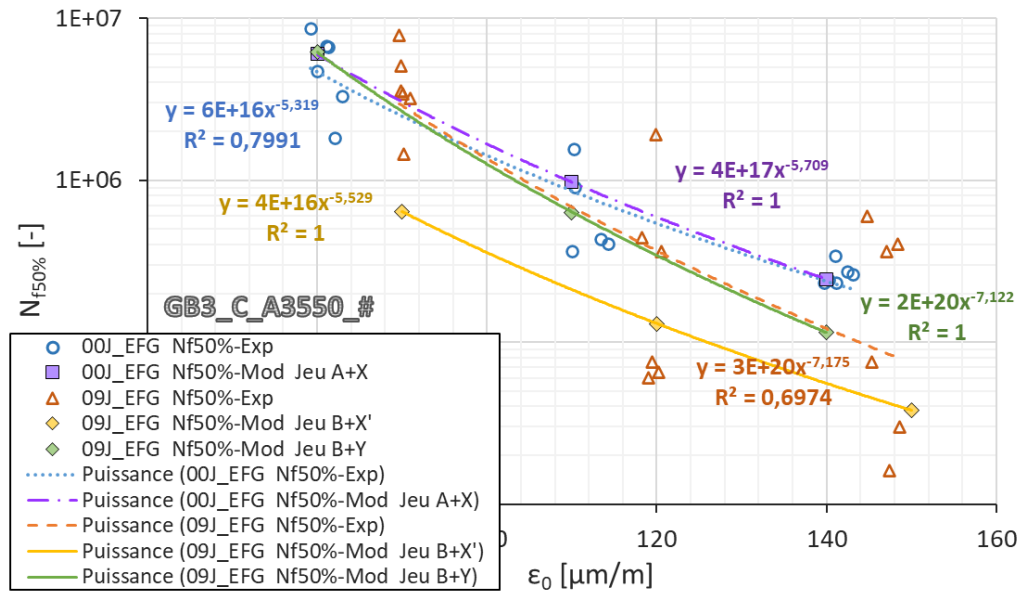


Figure 4.46 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550_00J et 09J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 10 °C, 25 Hz. Pour l'expérience et la modélisation, tracé des courbes de Wöhler correspondant à une perte de 50 % de la norme du module de rigidité complexe en fatigue.

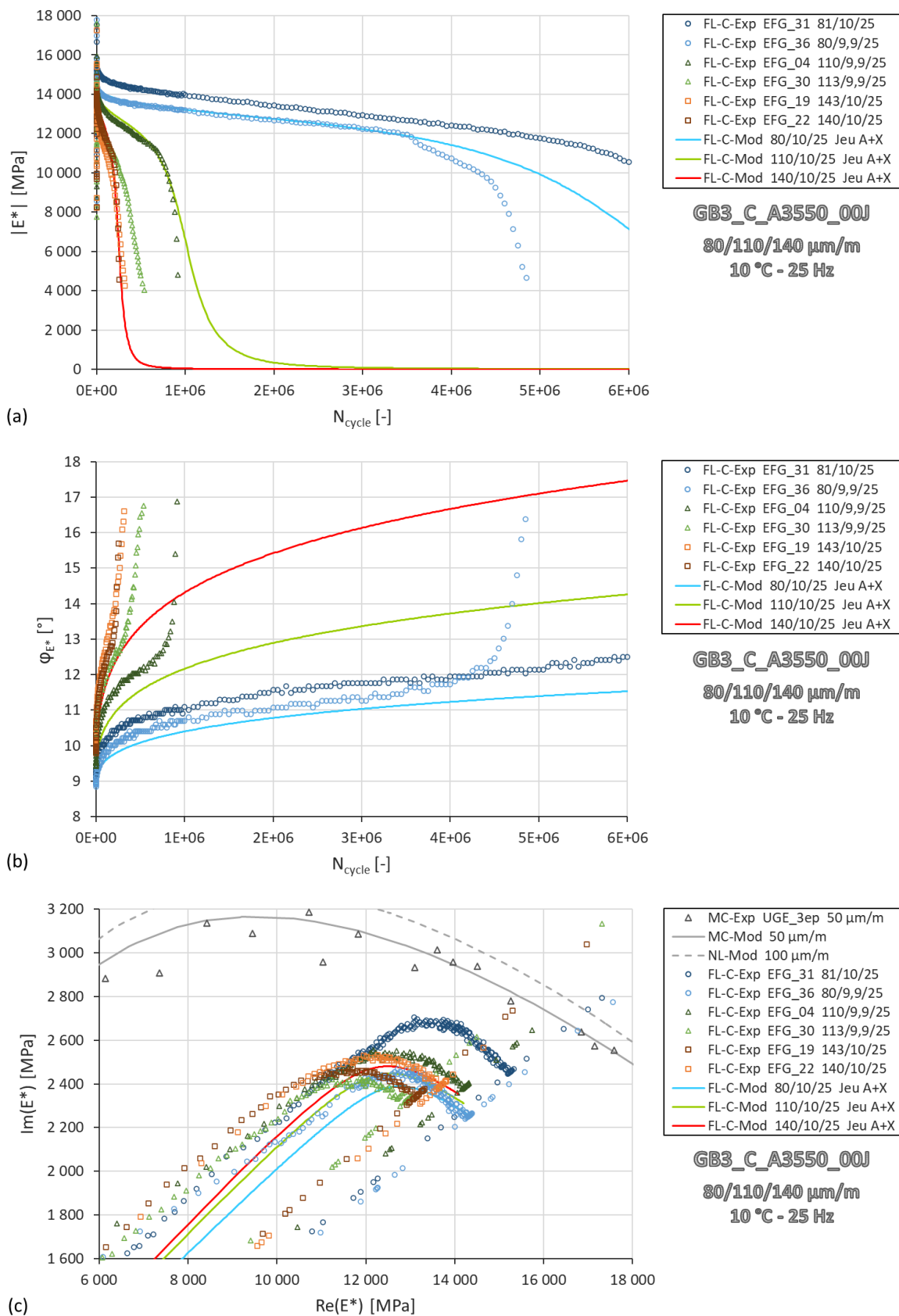


Figure 4.47 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_00J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 80/110/140 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l'amplitude de déformation sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et sur l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} , ainsi que sur le module complexe dans le plan de Cole-Cole (c). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle analytique.

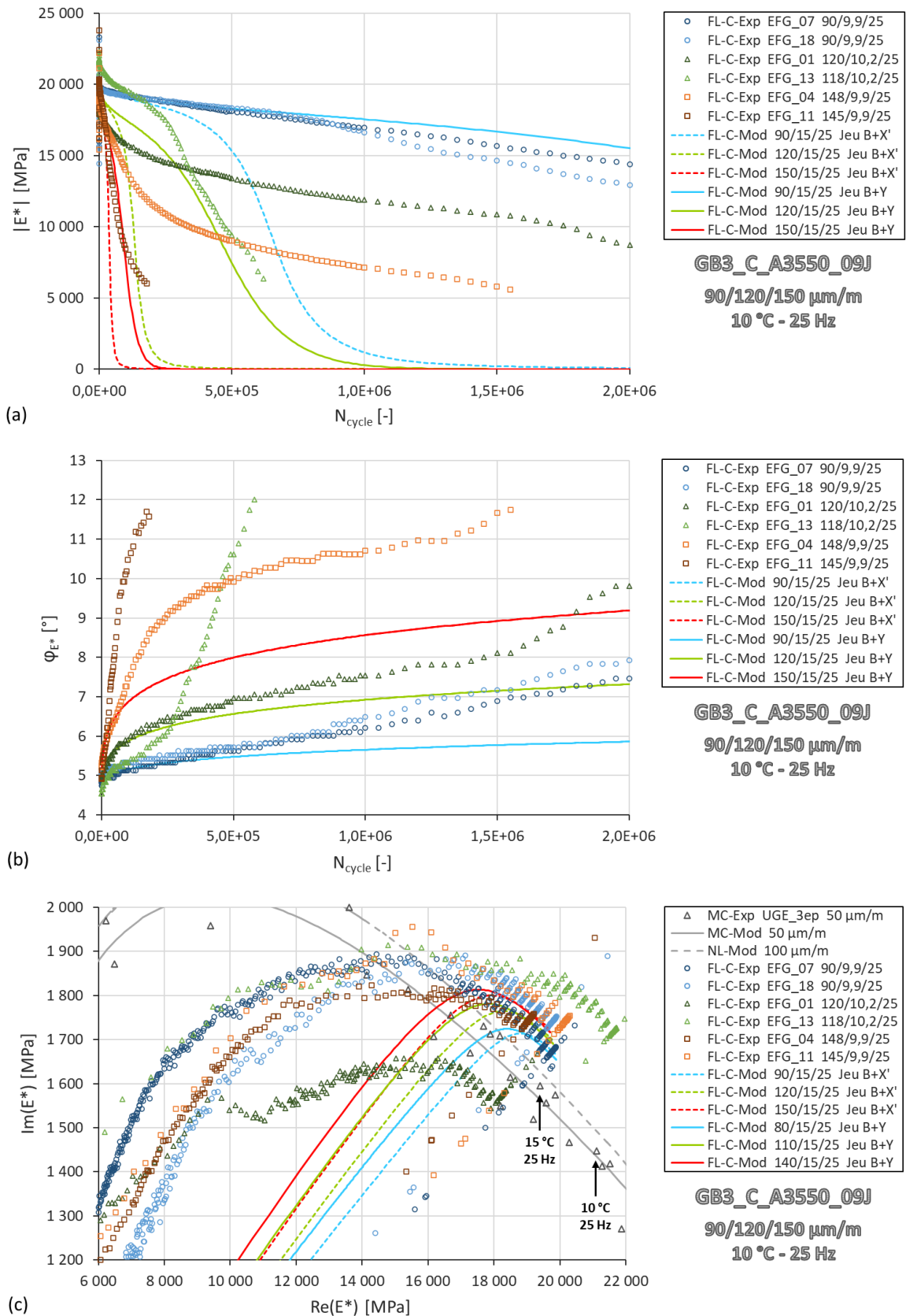


Figure 4.48 Enrobé bitumineux GB3_C_A3550_00J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 80/110/140 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Effet de l'amplitude de déformation sur la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ (a) et sur l'angle de phase φ_{E^*} (b) en fonction du nombre de cycles N_{cycle} , ainsi que sur le module complexe dans le plan de Cole-Cole (c). Tracé des données expérimentales et calibration avec le modèle analytique.

Finalement, il semble compliqué de modéliser à la fois le comportement de l'enrobé neuf et vieilli à partir d'un seul et même jeu de paramètres de la loi de Paris modifiée, tout comme la thixotropie. Cela n'est pas si surprenant puisque la plupart des paramètres de modélisation dépendent de la microstructure du bitume, elle-même influencée par le vieillissement. Ainsi modéliser le comportement d'un bitume vieilli revient à modéliser celui d'un nouveau bitume par rapport au bitume neuf. De ce fait, un nouveau jeu de paramètres de la loi de Paris modifiée est proposé sous le nom de « Jeu Y » (Table 4.23). Les ajustements exécutés sont globalement corrects (Figure 4.46, courbe verte, et Figure 4.48a, « Jeu B+Y »), mais des écarts importants sont constatés au niveau de l'angle de phase et du plan de Cole-Cole lors de la phase III (Figure 4.48b et c). Comme énoncé en section 4.4.4.2.2, ces écarts pourraient être générés par des effets structurels typiques de l'essai 2PB-TR, provenant de l'apparition de fissures, que ne peut représenter le modèle analytique 1D. C'est d'ailleurs pour cette raison que les jeux B+X' et B+Y sont confondus au niveau de l'angle de phase car celui-ci n'est pas sensible à l'endommagement d'après le modèle analytique.

La Figure 4.49 rend compte de l'effet des deux jeux de paramètres A+X (enrobé neuf 00J) et B+Y (enrobé vieilli 09J) sur le taux d'endommagement. La comparaison n'est pas aisée car les essais expérimentaux n'ont pas été menés aux mêmes niveaux de déformation entre les deux enrobés 00J et 09J ; il y a un différentiel de 10 $\mu\text{m}/\text{m}$. Les modélisations du taux d'endommagement sont donc ici menées aux mêmes amplitudes, soit 80, 110 et 140 $\mu\text{m}/\text{m}$. De même, bien que réalisés à 10 °C, les essais de fatigue menés sur l'enrobé 09J ont été calibrés sur une température de 15 °C en raison d'un décalage du module initial par rapport aux essais MC de référence. Pour la modélisation, la température a donc été ramenée à 10 °C.

D'après la Figure 4.49b, le taux de fissuration par cycle da/dN_{cycle} évolue plus rapidement en fonction du FIC pour l'enrobé neuf. Cela signifie pour de faibles valeurs du FIC que le taux d'endommagement est plus important chez l'enrobé vieilli, mais à partir d'une certaine valeur, l'incrément d'endommagement devient plus important chez l'enrobé neuf. Ainsi pour des niveaux de déformation à 110 et 140 $\mu\text{m}/\text{m}$, la Figure 4.49c montre que la variable d'endommagement D_f progresse plus rapidement au fur et à mesure des cycles chez l'enrobé vieilli entraînant une durée de vie plus courte en fatigue, mais à 80 $\mu\text{m}/\text{m}$, une inversion s'opère.

4.6 DISCUSSION SUR L'ESTIMATION DU NIVEAU D'ENDOMMAGEMENT D'UNE CHAUSSÉE

4.6.1 Estimation du niveau d'endommagement

Comment estimer l'état d'endommagement d'un enrobé prélevé *in situ* connaissant son état initial ou non ? Voilà une question bien difficile à résoudre, mais pleine d'intérêt pour aider à prévoir l'entretien des chaussées. D'après les résultats et modélisations du projet MOVEDVDC, une réponse partagée est apportée à cette question.

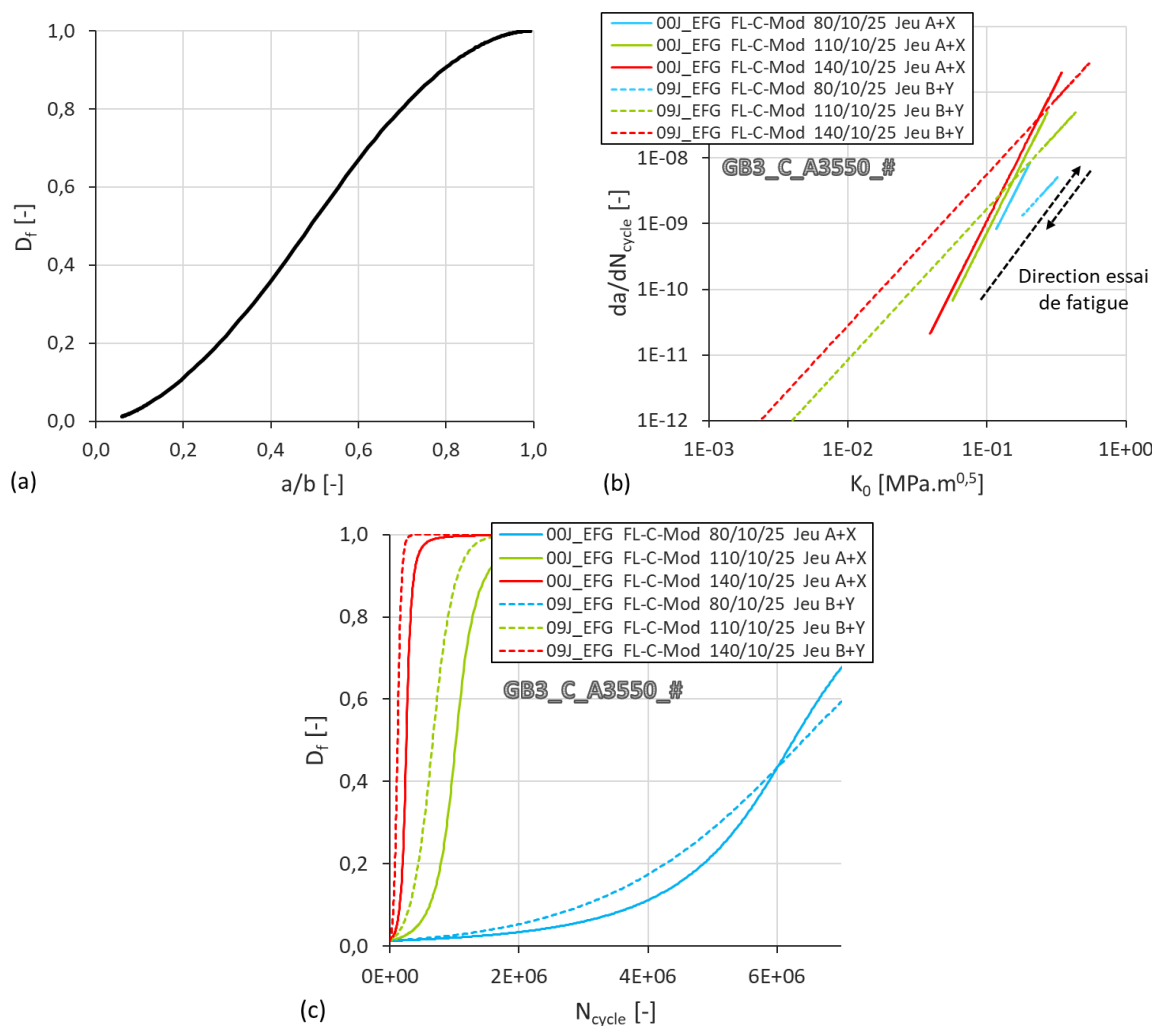


Figure 4.49 Enrobés bitumineux GB3_C_A3550_00J et 09J – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FL-C, 10 °C, 25 Hz. (a) Évolution de la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du ratio de la longueur a de la fissure par la largeur b de l'éprouvette. (b) Variation du taux de propagation de la fissure da/dN_{cycle} suivant le FIC. (c) Évolution de D_f en fonction du nombre de cycles N_{cycle} . La légende « 110/10/25 » signifie 110 μ m/m / 10 °C / 25 Hz.

4.6.1.1 État initial non connu

Les enrobés des couches circulées et non circulées étant soumis à des taux de fatigue différents et des taux de vieillissement comparables, leur analyse dans le cadre du projet MOVEDVDC avec des essais 2PB-TR devait permettre d'identifier des différentiels d'endommagement. Dans sa thèse, Rodrigo SIROMA (2022, p. 194 à 198) confirme effectivement ce différentiel avec des essais de module complexe. Le module des couches circulées est généralement plus faible que celui des couches non circulées, et il l'est davantage pour les couches de base en comparaison des couches de fondation plus profondes et donc moins sollicitées (exemple Dijon, Figure 4.50a). Le ratio de la norme du module de la couche circulée par celui de la couche non circulée peut donc nous donner une idée de l'endommagement des couches (Figure 4.50b). D'après la théorie émise dans cette thèse, on pouvait s'attendre à ce que la variable d'endommagement D soit constante en fonction de la pulsation réduite, c'est-à-dire indépendante des conditions d'essais. Or pour l'exemple de Dijon, elle chute drastiquement vers les hautes températures et basses fréquences. Soit cet exemple montre que la théorie émise n'est pas parfaite, soit il s'agit d'effets structurels générés par la fluidité du bitume, par l'appareillage

expérimental, par l'hétérogénéité de l'essai ou plus probablement de vieillissements différentiels entre les couches qui affectent justement plus fortement les hautes températures et basses pulsations. Quoiqu'il en soit, selon cette Figure 4.50b, l'endommagement de la couche de base circulée (DCB) de Dijon est majoritairement compris entre 25 et 30 %, et celui de la couche de fondation circulée (DCF) entre 5 et 10 %.

Ce ratio est à différencier de la diminution du module complexe lors d'essais de fatigue en laboratoire qui englobe l'influence des effets biaisants (auto-échauffement, thixotropie), négligeables lors d'essais de module complexe. Ainsi, le critère de rupture classique de 50 % utilisé en fatigue correspond à un pourcentage d'endommagement plus faible. De plus, ce critère de rupture peut représenter le milieu de la phase III à 10 °C, 25 Hz tout comme le début de la phase III à 25 °C, 25 Hz (voir section 4.4.3.3). Ce critère est influencé par les conditions d'essais qui agissent sur les effets biaisants et le taux d'endommagement. Grâce au modèle d'endommagement analytique développé pour l'enrobé GB3_DNF_17A en section 4.4.4.2, et en isolant l'effet thixotrope à 10 °C et 25 Hz, on peut estimer la part des effets biaisants à 15 % au cycle repéré par le critère de rupture de 50 %, soit une part d'endommagement de 35 %. Si on effectue le même procédé au cycle repéré par le début de la phase III, la perte de module s'élève à environ 20 % partagée entre 10 % de thixotropie et 10 % d'endommagement. Ces parts d'endommagement peuvent aussi bien être estimées à partir de l'évolution de l'endommagement localisé D_f du modèle analytique. Elles seront simplement un peu plus importantes de quelques pourcents car dans le modèle, l'endommagement n'est pas relié au module initial mais au module présent, lequel diminue avec le développement des effets biaisants. Dans les deux cas, ces parts d'endommagement sont peut-être un peu minimisées car il a été supposé en section 2.5.3.1 que l'augmentation de la part d'endommagement s'accordait avec une diminution de la part des effets biaisants, effet qui n'a pas été reproduit dans les modèles. Néanmoins, si on se fie aux ordres de grandeurs fournis ici, à 10 °C et 25 Hz, la couche DCB se situerait entre le début de la phase III et le critère de rupture classique ; elle est donc en cours de rupture. Tandis que la couche DCF se situerait entre le milieu de la phase II et le début de la phase III.

Parmi les échantillons de Béziers, Dijon et Strasbourg, l'observation précédente n'a cependant pas été confirmée pour la couche de base de Strasbourg ; le module de la couche circulée est plus grand que celui de la couche non circulée. Le différentiel de porosité de 3 % peut en être la cause. La porosité est d'ailleurs une première limitation à cette approche. Dans une chaussée, la porosité peut différer selon les zones de prélèvement. Or nous savons qu'elle influe sur la valeur du module d'un enrobé neuf. D'autre part, SIROMA montre qu'avec l'endommagement, la porosité a également tendance à augmenter accompagnée d'une dispersion croissante des essais de module complexe. En conclusion, un différentiel de porosité peut être le signe d'une dispersion statistique tout comme du développement de dommages. La seconde limitation concerne les couches non circulées, qui peuvent aussi contenir des dommages. En effet, la plupart des prélèvements des zones non circulées ont été réalisés en axe de voie. Or, tous les véhicules ne roulent pas parfaitement sur les bandes de roulement, et des reliquats de sollicitation atteignent l'axe de voie. Donc même en axe de voie, la couche non circulée s'endommage. Même si cet endommagement est moindre par rapport à la couche circulée, il perturbe le calcul du ratio des modules. Pour Dijon, le prélèvement de la zone non circulée avait été effectué sur l'îlot de rabattement, mais il était ouvert à la circulation les premières années.

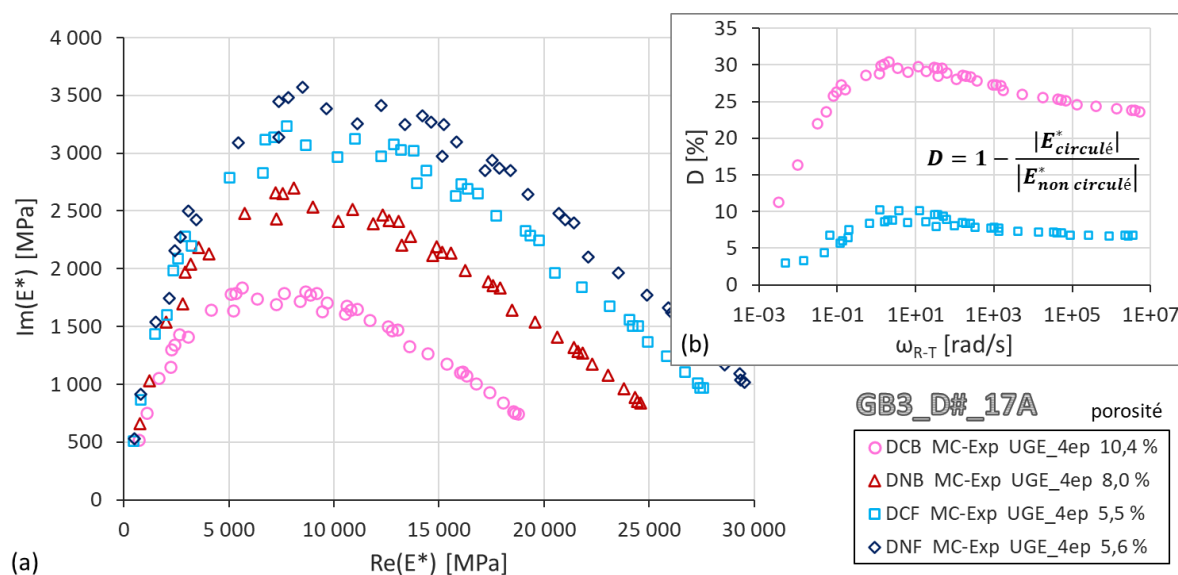


Figure 4.50 Enrobés bitumineux de Dijon, GB3_D#_17A – Éprouvettes UGE_# – 2PB-TR, MC moyen, 50 $\mu\text{m}/\text{m}$. (a) Module complexe des couches circulées et non circulées dans le plan de Cole-Cole. (b) Estimation de la variable d'endommagement D des couches circulées en fonction de la pulsation réduite ω_{R-T} .

Du côté de la fatigue, les caractéristiques des courbes de Wöhler (pour une perte de rigidité de 50 %) obtenues par les partenaires du projet sur lesdits enrobés permettent d'observer des tendances entre les couches circulées et non circulées, mais qui ne sont pas significatives (Table 4.24). La déformation ε_6 à 10^6 cycles apparaît globalement plus faible dans les couches circulées, mais ce résultat attendu n'a pas été vérifié pour tous les enrobés tels que celui du Manège de fatigue. La pente b apparaît également plus grande. De plus, il faut ajouter le différentiel de porosité pour certains enrobés qui peut interférer dans les résultats. Dans la littérature, il est mentionné qu'une plus grande porosité conduit à une plus grande dispersion des résultats en fatigue (voir section 1.6.4.2.3). Puisque l'endommagement favorise l'accroissement de la porosité, on pouvait donc s'attendre à ce que ce soit vrai entre les couches circulées et non circulées. Le paramètre S_N qui traduit cette dispersion le vérifie ici pour les couches de base des enrobés de Béziers et Dijon, mais pas pour les autres enrobés. L'avantage de ce paramètre S_N est son indépendance des caractéristiques du type d'enrobé. Ainsi, il vérifie également pour Dijon une dispersion plus grande des résultats sur la couche de base par rapport à la couche de fondation, cette dernière plus profonde étant moins sollicitée.

Pour les enrobés de Strasbourg et du Manège de fatigue, quelques données de fatigue datant de leur formulation sont également accessibles (Table 4.1), mais dont les résultats n'apportent pas plus de réponses. Pour Strasbourg, la comparaison n'est pas directement possible car les documents fournis par le gestionnaire indiquent uniquement les essais de fatigue de la couche de base alors que dans le projet MOVEDVDC, les essais de fatigue n'ont été réalisés que sur la couche de fondation. Toutefois, les graves-bitumes de ces deux couches sont assez similaires. Pour l'enrobé prélevé SCF, une durée de vie plus courte a bien été obtenue ($\varepsilon_6 = 97 \mu\text{def}$) par rapport à celui de la formulation ($\varepsilon_6 = 115 \mu\text{def}$), mais pour une porosité moyenne deux fois plus petite (respectivement 4,0 et 8,5 %), affectant la comparaison. Pour le Manège de fatigue, une différence notable a été obtenue dans le projet entre MCF ($\varepsilon_6 = 119 \mu\text{def}$, 6,0 %) et MNF ($\varepsilon_6 = 100 \mu\text{def}$, 9,3 %). Selon ces résultats, la couche non circulée est étonnamment plus endommagée ! Mais en moyenne les résultats sont globalement similaires entre le projet (moyenne de $\varepsilon_6 = 110 \mu\text{def}$, 7,7 %) et la formulation ($\varepsilon_6 = 113 \mu\text{def}$, 4,7 %).

Les droites de fatigue de type Wöhler sont peu appropriées pour évaluer le niveau d'endommagement d'une chaussée. Leur principe même de construction constitue un biais important à cette évaluation. Elles sont déterminées à partir des cycles relevés pour une perte de 50 % du module initial. Or pour un essai de fatigue sur un enrobé endommagé, ce module initial est déjà réduit. Ainsi, les droites de fatigue vont minimiser les effets de l'endommagement.

Table 4.24 Enrobés de MOVEDVDC prélevés *in situ*. Caractéristiques des droites de fatigue de type Wöhler (pour une perte de rigidité de 50 %) obtenues à partir d'essais de fatigue 2PB-TR à 10 °C, 25 Hz.

Lieu	Enrobé prélevé <i>in situ</i>	Expérimentateur	Zone de prélèvement	Teneur en vides	Ordonnée à l'origine de la droite	Pente de la droite de fatigue	Déformation à 10 ⁶ cycles	Indice de qualité de l'essai	Écart-type résiduel des logs. décimaux des durées de vie	Coefficient de corrélation linéaire (repère log-log)
				ν [%]	a [-]	b [-]	ε_6 [$\mu\text{m}/\text{m}$]	$\Delta\varepsilon_6$ [$\mu\text{m}/\text{m}$]	S_N [-]	r_2 [-]
Béziers	GB3_BCB_15A	Eiffage	Bande de roulement	11,9		-0,431	63	46	0,558	0,439
	GB3_BNB_15A	Eiffage	Axe de voie	11,0		-0,168	92	8	0,375	0,874
Dijon	GB3_DCB_17A	Eiffage	Bande de roulement	12,1	20,58	-0,138	103	9	0,373	0,885
	GB3_DNB_17A	Eiffage	Îlot de rabattement	11,1	20,40	-0,142	110	7	0,274	0,912
	GB3_DCF_17A	Eiffage	Bande de roulement	6,9	16,28	-0,199	111	6	0,181	0,933
	GB3_DNF_17A	Eiffage	Îlot de rabattement	7,6	19,78	-0,149	114	7	0,243	0,920
Manège de fatigue	GB3_MCB_23A	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	GB3_MNB_23A	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	GB3_MCF_23A	Eurovia	Axe de la roue	6,0	19,77	-0,151	119	5	0,172	0,977
	GB3_MNF_23A	Eurovia	À 45 cm de l'axe	9,3	17,21	-0,178	100	8	0,276	0,924
Strasbourg	GB3_SCB_16A	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	GB3_SNB_16A	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	GB3_SCF_16A	Eurovia	Bande de roulement	4,0	16,03	-0,198	97	4	0,134	0,985
	GB3_SNF_16A	Eurovia	Axe de voie	3,4	16,79	-0,187	105	5	0,173	0,967

Finalement, les droites de fatigue de type Wöhler ne semblent pas les éléments les plus simples à analyser pour définir l'endommagement d'une chaussée. L'utilisation des essais de module complexe paraît plus propice mais comporte aussi des limitations lorsqu'on ne connaît pas l'état initial. Une autre idée, plus empirique, consisterait à comparer le module initial et la forme des courbes de fatigue dans le plan de Cole-Cole. Les directions des effets biaisants et de l'endommagement sont bien distinctes dans ce plan à 10 °C, 25 Hz. Or plus une chaussée est endommagée, plus son taux d'endommagement augmente, et moins les effets d'auto-échauffement et de thixotropie se manifestent du fait de leurs cinétiques plus faibles. L'endommagement prédomine ainsi de plus en plus tôt sur les autres effets. Le module initial diminue et les phases I et II disparaissent. La Figure 4.51 indique quatre étapes de ce processus, illustrées par les formes prise par les courbes de fatigue. Une fourchette

d'estimation du niveau de la variable d'endommagement D est adjointe pour chacune de ces formes. Puisque l'endommagement progresse de plus en plus rapidement, la progression de l'état (a) vers (b) est moins rapide que de l'état (c) vers (d).

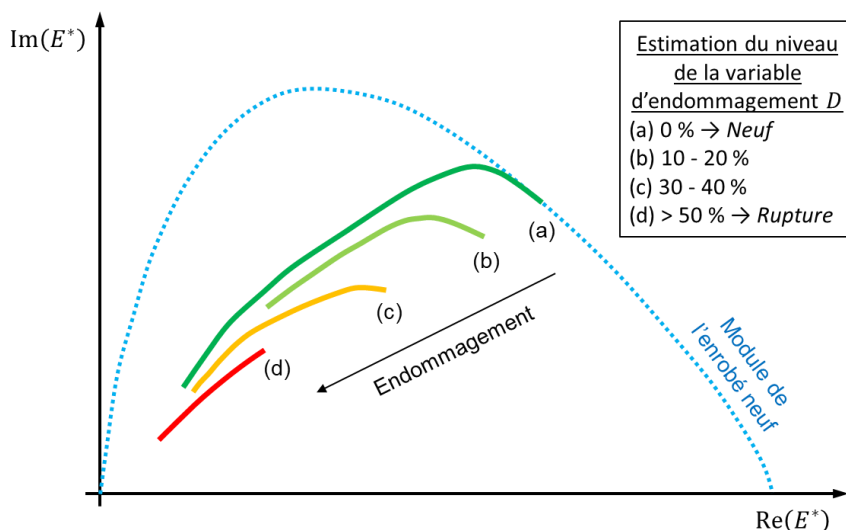


Figure 4.51 Représentation de l'effet du niveau d'endommagement initial d'un enrobé sur l'évolution de la forme de l'essai de fatigue 2PB-TR à 10 °C, 25 Hz dans le plan de Cole-Cole.

Les données de l'enrobé de Dijon sont réutilisées ici pour illustrer les propos du paragraphe précédent. Les essais de fatigues menés pour l'amplitude de déformation médiane (120/130 μdef) sont représentés dans le plan de Cole-Cole avec les essais de module complexe (Figure 4.52). Attention, les essais MC représentés sont ceux de la couche d'enrobé et non de l'enrobé neuf. Pour les couches circulées, les données brutes de fatigue d'Eiffage étaient moins fournies qu'habituellement en phase II, d'où cette diminution du nombre de points. Les formes des courbes de fatigue de la couche DNF indiquent un enrobé très peu endommagé, à rapprocher de l'état (a). Les formes des courbes de la couche DCF sont un peu plus dispersées, oscillant entre les états (a) et (b). La couche DNB est à rapprocher de l'état (c). Cette couche, bien qu'elle soit non circulée, est déjà très endommagée. Cela montre la limite d'utilisation du ratio des modules complexes des couches circulé et non circulées pour évaluer le niveau d'endommagement. En outre, pourquoi paraît-elle si endommagée ? Il pourrait s'agir du fait que l'îlot de rabattement était ouvert à la circulation les premières années de mise en service de la chaussée, mais aussi du vieillissement qui diminuerait la cohésion du matériau. Les formes de la couche DCB apparaissent similaires à celle de la couche DNB, mais plus dispersées. Elles se situeraient entre les états (c) et (d). L'évolution de la norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe en Figure 4.53 permet de plus de montrer l'effacement progressif des phases I et II de fatigue en partant de la couche la moins abîmée (DNF) vers la plus abîmée (DCB).

Cet outil présente ainsi un certain intérêt pour l'évaluation du niveau d'endommagement des couches de chaussées dont l'état initial est inconnu, mais il reste encore à le travailler et à le préciser davantage. Appliqué à l'enrobé de Strasbourg, il a montré que les couches de fondation SCF et SNF étaient proches de l'état (a). En revanche, les couches de base de Béziers, BCB et BNB, apparaissaient clairement proches de l'état (d).

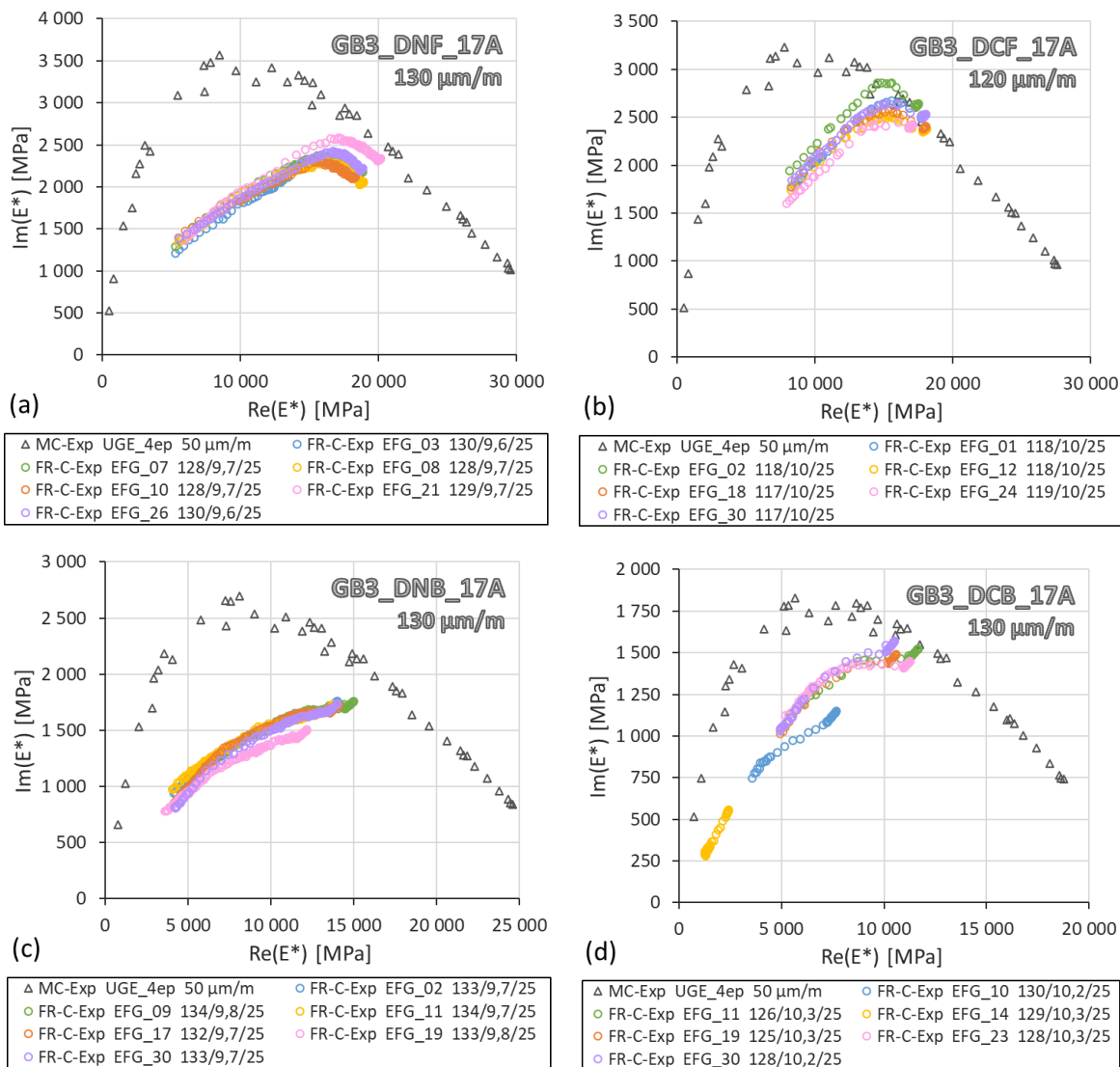


Figure 4.52 Enrobés bitumineux de Dijon, GB3_D#_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 120/130 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C, 25 Hz. Superposition des essais MC et FR-C dans le plan de Cole-Cole pour différentes couches : (a) DNE, (b) DCF, (c) DNB, (d) DCB. La légende « 132/9,7/25 » signifie 132 $\mu\text{m}/\text{m}$ / 9,7 °C / 25 Hz.

4.6.1.2 État initial connu

L'état présent d'une couche de chaussée dont l'état initial est connu pourrait être suivi au moyen de simples essais de module complexe. Il suffirait de comparer le module complexe de l'enrobé vieilli sain avec celui de l'enrobé vieilli endommagé. Le ratio de ces deux modules définirait ainsi le niveau d'endommagement global de la couche. Ce ratio obtenu pourrait être comparé à un ratio critique, qui indiquerait une fois atteint, la nécessité de prévoir des réparations de la chaussée dans un laps de temps défini. Le ratio critique devra être choisi judicieusement.

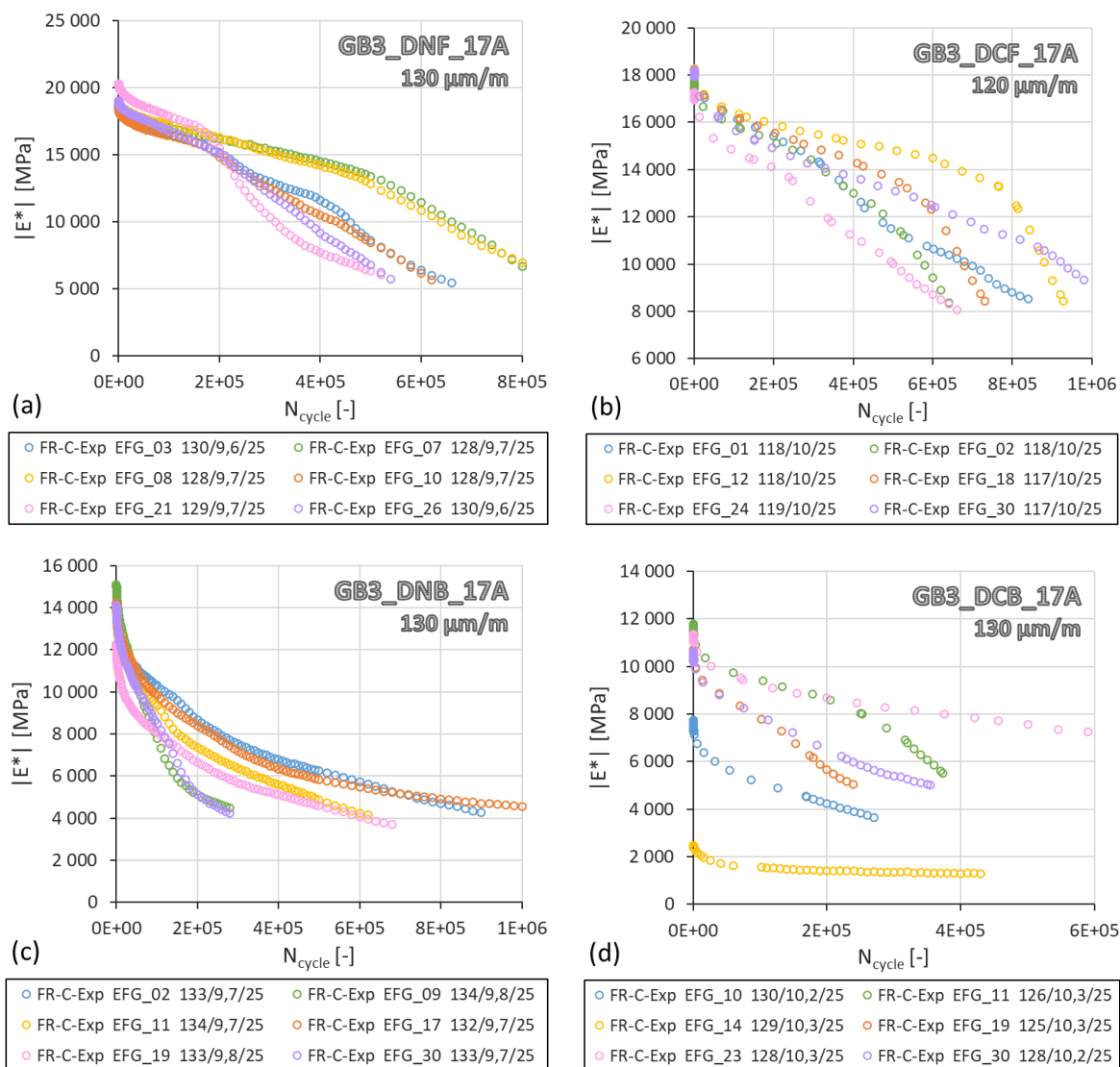


Figure 4.53 Enrobés bitumineux de Dijon, GB3_D#_17A – Éprouvettes EFG_# – 2PB-TR, FR-C, 120/130 $\mu\text{m/m}$, 10 °C, 25 Hz. Évolution de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} pour différentes couches : (a) DNF, (b) DCF, (c) DNB, (d) DCB. La légende « 132/9,7/25 » signifie 132 $\mu\text{m/m}$ / 9,7 °C / 25 Hz.

Toute la difficulté de la mise en place d'un tel critère réside cependant dans la prise en compte du vieillissement de la couche d'enrobé, dont dépendent les valeurs du module complexe. Comment estimer le module complexe de l'enrobé vieilli sain ? L'idée serait que lors de la formulation de l'enrobé, une procédure de vieillissement soit intégrée avec mesure des indices de carbonyle et de sulfynyle. Des essais de module complexe devront alors être réalisés sur l'enrobé neuf et à trois états de vieillissement différents. L'ajustement de chacun de ces essais au moyen d'un modèle permettrait de définir l'évolution de ses paramètres selon la somme des indices. Lors des prélèvements *in situ*, il suffirait de mesurer les taux de carbonyle et de sulfynyle pour ainsi connaître l'état de vieillissement de la couche, et ainsi accéder au module complexe de l'enrobé vieilli sain grâce au modèle. Cette démarche requerra toutefois de statuer sur la procédure de vieillissement à adopter, entre enrobé compacté ou enrobé foisonné.

Néanmoins, du fait de la sensibilité du module complexe, des précautions devront être établies concernant les essais de module complexe des enrobés de laboratoire et prélevés *in situ*. Les essais devront être réalisés, malgré les années qui les séparent, sur des échantillons prélevés dans les bandes de roulement et de préférence avec le même type d'essai, dans la mesure du possible par la même société, à conditions comparables, et sur seulement quelques cycles pour limiter les effets biaisants. La procédure devra être reproduite sur au moins trois échantillons différents. Pour la formulation, les essais devront être réalisés sur une large plage de températures et de fréquences de telle sorte qu'une courbe complète soit obtenue dans le plan de Cole-Cole. Cette mesure permettra de réduire au mieux les risques de couplage entre paramètres lors de l'ajustement du modèle choisi par l'utilisateur. Pour le prélèvement *in situ*, il est recommandé de ne pas effectuer les essais seulement à 10 °C, 25 Hz, mais sur une bande suffisante afin de vérifier la qualité des résultats. Dans les deux cas, l'amplitude de déformation devra être fixée à 50 $\mu\text{m/m}$. Il ne sera pas toléré des variations d'amplitudes excessives, par exemple supérieures à plus ou moins 10 $\mu\text{m/m}$, sur la simple hypothèse de linéarité. Dans le cas contraire, l'hypothèse devra être vérifiée pour chaque nouvel état de vieillissement.

Dans cette procédure, il faut bien faire la distinction entre vieillissement et endommagement. Un enrobé peut être vieilli et non endommagé. En revanche, plus le vieillissement devient important, plus le potentiel d'endommagement le devient aussi. Les intervalles des prélèvements *in situ* devront donc être réduits au fur et à mesure du vieillissement. Dans cette démarche, les essais de module complexe ont été préférés aux essais de fatigue car ils permettent justement de faire cette distinction entre vieillissement et endommagement, et ils sont peu dispersés (pour des porosités similaires) car peu dépendants aux effets localisés. Il faudra tout de même s'assurer avec quelques études complémentaires qu'un vieillissement trop important ne soit pas générateur d'endommagement par décohesion des granulats du liant bitumineux. Dans ce cas, il pourrait y avoir un risque de couplage entre les deux phénomènes, nécessitant en plus du ratio d'endommagement critique, l'adjonction d'un niveau de vieillissement critique à la procédure.

4.6.2 Perspective de prédiction

L'idéal dans un futur proche serait d'arriver à un modèle capable de prédire approximativement l'évolution de l'endommagement d'une couche de chaussée au cours du temps à partir simplement de la formulation de son enrobé et des caractéristiques du trafic et du climat. Ce modèle permettrait ainsi d'éviter les prélèvements destructifs sur chaussées et une gestion efficace de leur maintenance.

Le modèle d'endommagement analytique de fatigue développé dans cette thèse permet d'évaluer l'évolution du module des enrobés, qu'ils soient neufs, vieillis et/ou endommagés, et de la variable d'endommagement localisé D_f en fonction du nombre de cycles. Il prend actuellement en compte les effets d'amplitude sur la durée de vie. Grâce à la dépendance du module complexe aux conditions extérieures, le modèle peut d'autant plus générer des effets de température, de fréquence, de vieillissement et d'endommagement à partir d'une unique calibration des paramètres de la loi d'endommagement. La Figure 4.54 fournit un exemple de l'effet de plusieurs niveaux d'endommagement initial sur la durée de vie en fatigue de l'enrobé GB3_DNF_17A pour deux températures d'essais différentes. Cette figure met bien en évidence l'effacement progressif des phases I et II pour un endommagement initial de plus en plus important rencontré en section 4.6.1.2.

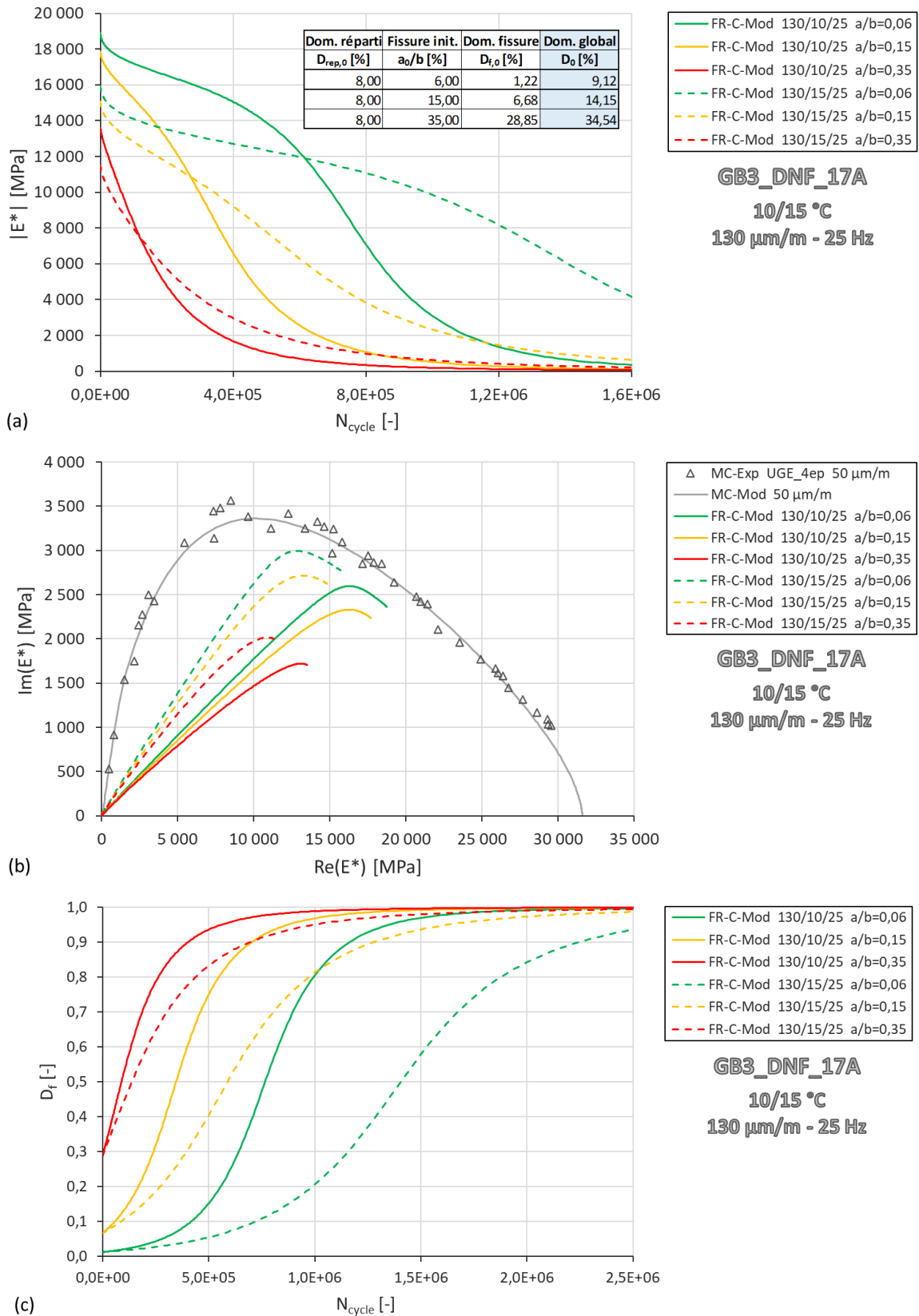


Figure 4.54 Enrobé bitumineux GB3_DNF_17A – 2PB-TR, FR-C, 130 μm/m, 10/15 °C, 25 Hz. Modélisation d'essais de fatigue pour trois ratios initiaux différents de fissuration a_0/b . Calibration avec le modèle VE-NoL($T, \omega, \epsilon_0, N_{cycle}$) couplé au modèle d'endommagement analytique (jeu de paramètres 2). Représentation des évolutions de la norme du module de rigidité complexe $|E^*|$ en fonction du nombre de cycles N_{cycle} (a), du module complexe dans le plan de Cole-Cole (b), ainsi que de l'endommagement localisé D_f (c).

Bien qu'intéressant, ce modèle possède cependant de nombreuses limitations. La principale concerne le fort couplage entre les trois paramètres d'endommagement : dommage réparti initial $D_{rep,0}$, ratio de la longueur initiale de la fissure suivant la largeur de l'éprouvette a_0/b , cinétique d'évolution de la fissure (loi de Paris modifiée). Une augmentation de $D_{rep,0}$ conduit à une augmentation de la durée de vie en fatigue, tandis qu'une augmentation de a_0/b conduit à une diminution de la durée de vie. Différents dommages initiaux peuvent ainsi conduire à une calibration correcte en jouant simplement sur la cinétique d'endommagement. En outre, le paramètre $D_{rep,0}$ est maintenu constant, alors qu'il est fort probable qu'il évolue au cours d'un essai de fatigue. De plus, bien que ce modèle d'endommagement puisse générer plusieurs types d'effets, tous n'ont pu être vérifiés. Pour les effets d'amplitude et de température, le modèle n'a ainsi pas pu être entièrement inspecté pour les essais DTC-CY car les données récupérées ne comportaient pas de couplage de ces deux effets (voir section 2.6.4). Pour les essais 2PB-TR, bien que le modèle ait fourni des tendances intéressantes, celles-ci ne suivaient pas complètement l'expérience en raison d'effets structurels que ne peut reproduire le modèle analytique 1D (voir section 4.4.4.2.2). Concernant le vieillissement, nous avons vu que les variations du module complexe ne suffisaient pas à traduire l'impact du vieillissement en fatigue, nécessitant une recalibration des paramètres du modèle à propos des cinétiques d'évolution de la thixotropie et de l'endommagement (voir sections 4.5.3.3 et 4.5.3.4). De plus, la pente de la droite de fatigue expérimentale semble évoluer, renforçant cette idée d'une évolution des paramètres de la loi de Paris modifiée (voir section 4.5.3.1.1), car de simples variations de module ne peuvent générer une variation de la pente dans le modèle. Il faudra donc étudier un plus grand nombre d'enrobés vieillis en fatigue pour comprendre comment le vieillissement impacte la loi de Paris modifiée. Ce même défi semble se répéter pour l'endommagement, car la Table 4.24 met en évidence une probable modification de pente de la droite de fatigue. L'ensemble de ces limitations montre le chemin qu'il y a encore à parcourir pour arriver à l'idéal évoqué.

Néanmoins, ces différentes limites rencontrées ne sont peut-être pas seulement le fruit de la simplicité de la loi d'endommagement. En effet, l'ajout dans un modèle numérique d'une loi simple locale, combinée à un essai hétérogène et des effets localisés, pourrait malgré tout générer au niveau macroscopique des lois d'endommagement paraissant bien plus complexes et diversifiées. Il serait donc judicieux à l'avenir de vérifier numériquement si les variations de pente de la droite de fatigue observées pour le vieillissement et l'endommagement sont envisageables ou non au moyen du code numérique DEM et de la loi d'endommagement locale actuelle. Ces effets n'ont pas pu être testés dans cette thèse pour une question de temps. Mais dans le cas d'une telle vérification, cela signifierait que l'établissement d'un modèle de prédiction devra passer par des modélisations numériques afin de générer les effets structurels.

D'autre part, au perfectionnement du modèle précédent, il faudra également faire face à deux autres problématiques. La première, relier le nombre de cycles effectué en laboratoire au nombre de passages de poids lourds. La seconde, prédire l'évolution des taux de carbonyle et de sulfynyle dans une chaussée en fonction des conditions climatiques. Et malgré cela, il restera encore les problèmes liés à l'eau tels que le désenrobage, le gel/dégel. Le passage des essais de laboratoire au terrain nécessitera donc de passer par une étude statistique d'une population importante de routes.

4.7 RÉSUMÉ

Ce quatrième chapitre est dédié à l'application du modèle analytique aux essais 2PB-TR du projet MOVEDVDC. Une petite adaptation du modèle analytique DTC-CY est de ce fait nécessaire pour réaliser ce passage. L'équation reliant la variable d'endommagement localisé D_f au ratio a/b est actualisée pour une configuration de fissuration par flexion (Équations 4.26 à 4.28).

Cette vaste campagne expérimentale a permis d'étudier plus en profondeur le PSETX. L'effet de l'amplitude de déformation déjà observé au chapitre 2 est confirmé, attestant que l'effet thixotrope augmente avec le niveau d'amplitude. Les données montrent également que les températures chaudes favoriseraient la thixotropie. Néanmoins, bien que l'écart soit marqué entre 20 et 10 °C, il paraît négligeable entre 10 et 0 °C. Les fréquences testées à 5, 10 et 25 Hz ne mettent pas en évidence de différences distinctes sur la thixotropie, mais elles sont peut-être trop proches les unes des autres.

Les modélisations analytiques menées sur les enrobés neufs ou peu vieillis sont concluantes. En revanche, la prise en compte du vieillissement à partir de la calibration d'un enrobé neuf s'avère plus complexe, puisqu'étudier un enrobé vieilli revient à étudier un nouvel enrobé par rapport à l'enrobé neuf. Un lien semblerait toutefois exister entre l'évolution des paramètres du modèle VENoL et l'évolution des groupes fonctionnels carbonyle et sulfynyle sensibles au vieillissement, ce qui permettrait de définir l'évolution du chemin viscoélastique vieilli. Mais cet effet du vieillissement sur la viscoélasticité ne suffit pas à expliquer les variations du taux d'accroissement des fissures entre l'enrobé neuf et l'enrobé vieilli, nécessitant une recalibration des paramètres de la loi d'endommagement à chaque nouvel état de vieillissement.

En complément, une méthode d'évaluation de l'état d'endommagement des enrobés prélevés *in situ* est proposée. Elle consiste à superposer dans le plan de Cole-Cole, les résultats des essais de module complexe de l'enrobé prélevé avec ceux des essais de module complexe de l'enrobé neuf, dans le cas où ils seraient connus. L'endommagement se traduit alors par une réduction de la courbe d'un certain facteur d'échelle qui permet d'estimer l'état de l'enrobé prélevé. Dans le cas où l'état initial ne serait pas connu, la superposition des essais de fatigue dans ce plan de Cole-Cole peut donner une idée de l'état d'endommagement de l'enrobé prélevé. Ce plan a en effet l'avantage de dissocier parfaitement les directions des effets biaisants et d'endommagement obtenus en fatigue. Ainsi, plus un enrobé prélevé *in situ* est endommagé, plus les courbes de ses essais de fatigue seront situées en-dessous de la courbe du module complexe de l'enrobé neuf, et moins les effets biaisants seront développés. De ce fait, la position et la forme de la courbe de fatigue informent de l'état d'endommagement de l'enrobé prélevé, et par conséquent de la couche de chaussée. Le raisonnement peut être complété par l'observation de l'évolution de la norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe en fonction du nombre de cycles. Pour un enrobé neuf, la courbe présente trois phases. Plus l'enrobé est endommagé, plus les phases I et II s'estompent au profit de la phase III.

RAPPEL DES ÉQUATIONS MAJEURES

Variable d'endommagement localisé pour un essai 2PB-TR :

$$D_f = \frac{K_\varepsilon a \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right)}{1 + K_\varepsilon a \cdot Z\left(\frac{a}{b}\right)} \quad (4.26)$$

Tel que,

$$K_{\varepsilon} = \frac{(GB - pb)^2}{8pbH^2} \cdot \left[\frac{(pb - GB)(3GB - pb)}{2GB^2} + \ln \frac{GB}{pb} \right]^{-1} \quad (4.27)$$

$$z(a/b) = \frac{4(H - y_f)}{a} \left(\frac{\frac{a}{b}}{1 - \frac{a}{b}} \right)^2 \left[5,93 - 19,69 \left(\frac{a}{b} \right) + 37,14 \left(\frac{a}{b} \right)^2 - 35,84 \left(\frac{a}{b} \right)^3 + 13,12 \left(\frac{a}{b} \right)^4 \right] \quad (4.28)$$

Conclusion

Les couches de chaussées sont soumises à des efforts de flexion de courte durée à chaque passage d'essieu de véhicule. Ces charges sont trop faibles pour produire une rupture immédiate de la couche, mais leur répétition aboutit à une propagation de fissure par fatigue. Ce comportement est approché en laboratoire avec des éprouvettes soumises à des sollicitations cycliques sinusoïdales de plusieurs centaines de milliers de cycles. Tracée en fonction du nombre de cycles, la norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe décroît alors selon trois phases caractéristiques. La phase I est caractérisée par une décroissance rapide du module occasionnée par des effets biaisants d'auto-échauffement et présumés de thixotropie. En phase II, la décroissance du module est modérée et quasi-linéaire. L'effet de thixotropie ralentit tandis que l'effet d'endommagement devient progressivement majoritaire avec le développement de microfissures. La phase III se traduit par une chute rapide du module provoquée par la coalescence de microfissures en une macrofissure amenant à la rupture de l'échantillon. La modélisation des essais de fatiguer doit ainsi passer par un couplage de ces différents effets.

Pour mener à bien cette modélisation, la première étape consiste à reproduire l'influence des conditions d'essai en fatigue sur le module initial. Ce comportement est pris en compte en modélisant les essais de module complexe, lesquels fournissent le chemin viscoélastique des enrobés bitumineux. Ce chemin étant influencé par la non-linéarité, plusieurs essais de module complexe à différentes amplitudes doivent être menés, et ce pour plusieurs couples de température-fréquence et non pas quelques-uns comme cela est trop souvent le cas. Pour pouvoir modéliser un essai de fatigue, il s'agit ensuite d'évaluer l'influence de chacun des effets agissant en fatigue (auto-échauffement, thixotropie, endommagement). Un bon moyen consiste à superposer des essais de fatigue et de module complexe dans un même plan de Cole-Cole. Ce plan a l'avantage de bien séparer le chemin viscoélastique linéaire de celui non linéaire et de l'endommagement. Il apparaît ainsi que de la phase I jusqu'au milieu de la phase II, l'essai de fatigue suit particulièrement bien le chemin viscoélastique de l'essai de module complexe, avant de s'en détourner progressivement à partir du milieu de la phase II avec l'accroissement de l'endommagement. La thixotropie évolue ainsi dans la même direction que l'auto-échauffement, c'est-à-dire dans le sens d'une augmentation de température. La Figure Con.1 indique les directions prises par ces différents phénomènes dans le plan de Cole-Cole. Dans le cadre de cette thèse, les niveaux de sollicitation étudiés étant assez faibles (inférieurs à 200 μdef), il est supposé que l'auto-échauffement l'est aussi. L'accent est donc porté sur la thixotropie.

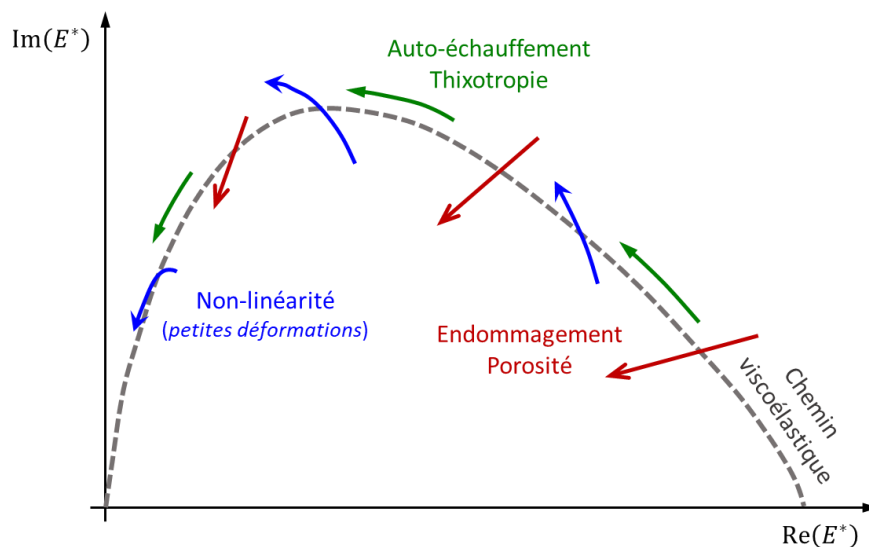


Figure Con.1 Directions prises dans le plan de Cole-Cole par divers phénomènes physique agissant sur les propriétés de l'enrobé dans le sens d'une augmentation.

Un nouveau modèle, appelé modèle VENoL, a été construit dans cette thèse dans le but de reproduire le comportement viscoélastique non-linéaire des enrobés bitumineux lors d'essais de module complexe et de fatigue. Les modèles préexistants ont en effet été jugés insuffisamment précis ou trop compliqués à manipuler et à implémenter numériquement. Le modèle VENoL a été conçu à partir de données expérimentales d'essais homogènes DTC-CY et hétérogènes 2PB-TR. Il représente un modèle de Kelvin-Voigt à paramètres variables. Il se compose ainsi de deux éléments montés en parallèle : une composante de rigidité \Re_E reliée à la déformation et une composante de viscosité \Im_η reliée au taux de déformation. Ces deux composantes varient selon les conditions d'essai tels que la température, la fréquence (ou la pulsation), le niveau et la durée des sollicitations. Celles-ci influencent le comportement viscoélastique du matériau qui se traduit par des changements réversibles au niveau de sa microstructure. Les variations sont prises en compte au moyen d'équations écrites selon la pulsation. Les effets des autres paramètres sont intégrés à l'aide de principes d'équivalence : le PETT pour la température (déjà connu), le PSETA pour l'amplitude de déformation (connu en partie), le PSETX pour la thixotropie (nouvellement créé). Comme pour le PETT et son coefficient a_T , le PSETA et le PSETX fonctionnent aussi sur la base d'un coefficient de translation, respectivement a_A et a_X . Mais a_A et a_X ne suffisent pas à reproduire respectivement les phénomènes de non-linéarité et de thixotropie. Ils doivent être accompagnés d'un second coefficient, moins influent mais nécessaire, agissant uniquement sur la partie visqueuse du module, respectivement b_A et b_X . Toutefois, l'existence du coefficient b_X doit encore être confirmée. La Figure Con.2 résume le fonctionnement du modèle VENoL.

La thixotropie dépend des conditions de chargement. L'effet thixotrope augmente avec le niveau d'amplitude. Cet effet est pris en charge dans le PSETX. Les données montrent également que les températures chaudes favoriseraient la thixotropie. Néanmoins, bien que l'écart soit marqué entre 20 et 10 °C, il paraît négligeable entre 10 et 0 °C. Les fréquences testées à 5, 10 et 25 Hz ne mettent pas en évidence de différences distinctes sur la thixotropie, mais elles sont peut-être trop proches les unes des autres.

Il a également été remarqué que la partie réelle du coefficient de Poisson complexe variait en fonction de la pulsation de la même manière que le déphasage à un facteur d'échelle près. En

supposant la partie imaginaire du CPC négligeable ou issu d'un effet biaisant, le coefficient de Poisson peut alors être modélisé à partir du déphasage.

L'endommagement D est divisé entre un endommagement réparti initial $D_{rep,0}$ (porosité, défauts) et un endommagement localisé D_f responsable de la macrofissure à l'origine de la rupture de l'éprouvette. Le modèle d'endommagement agit en parallèle du modèle VENoL au moyen d'un couplage entre la variable d'endommagement localisé D_f et la mécanique linéaire de la rupture supposée applicable à la viscoélasticité. L'éprouvette de largeur b est considérée pré-endommagée d'une fissure de longueur a . La propagation de la fissure en fatigue est modélisée par une loi de Paris modifiée tenant compte du niveau de déformation imposé au cours de l'essai. Le ratio a/b est relié à la variable d'endommagement D_f en tenant compte du type de fissuration (forme de l'éprouvette, mode de chargement, position de la fissure). Le module du matériau est multiplié par $(1 - D_{rep,0})(1 - D_f)$. L'endommagement est supposé s'appliquer à la fois aux parties réelle et imaginaire du module complexe. De ce fait, le déphasage n'est théoriquement pas impacté par l'endommagement. En résumé, lorsque la fissure croît, l'endommagement augmente, et le module du matériau diminue impactant à son tour la propagation de la fissure.

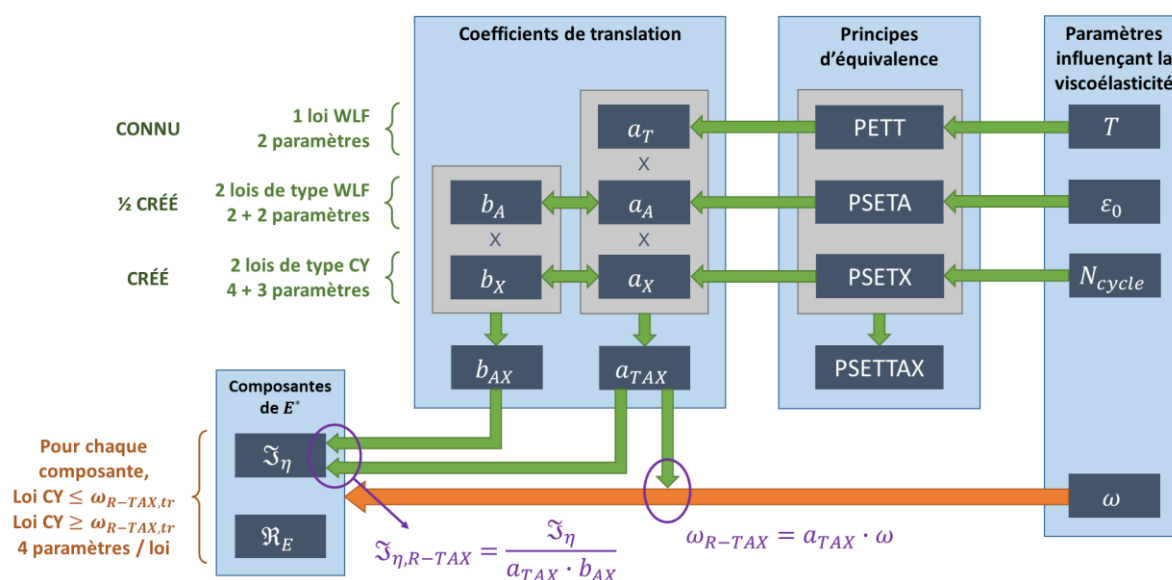


Figure Con.2 Organigramme du fonctionnement du modèle VENoL.

Le modèle VENoL a été testé sur plusieurs matériaux (bitume pur, enrobé à base de bitume pur) à différents niveaux de vieillissement et d'endommagement, et pour divers types d'essais (DTC-CY, 2PB-TR) exécutés par des expérimentateurs distincts. Pour des essais de module complexe, le modèle est capable d'ajuster l'ensemble de ces cas de figure, indépendamment les uns des autres. Pour l'enrobé, la plage de température testée s'étend de -30 à 60 °C et la plage de fréquence, de 0,001 à 40 Hz. Elle est similaire pour le bitume. La non-linéarité des enrobés lors d'essais DTC-CY a été étudiée pour des amplitudes de déformations allant de 15 à 110 μdef . Par ailleurs pour un même enrobé testé à différents états de vieillissement, il n'existe pas de principe d'équivalence sur le modèle du PETT ou du PSETA pour passer d'un état à un autre, il faut obligatoirement repasser par un ajustement complet de l'enrobé. Toutefois, un lien semblerait exister entre l'évolution des paramètres du modèle VENoL et l'évolution des groupes fonctionnels carbonyle et sulfynyle sensibles au vieillissement, ce qui permettrait de définir l'évolution du chemin viscoélastique vieilli, estimé en Figure Con.3. Cette

corrélation est rendue possible grâce au découplage existant entre les paramètres des équations du modèle VENoL, sauf lorsque le nombre de données expérimentales est limité, dans ce cas plusieurs jeux de calibration peuvent fournir une modélisation satisfaisante. D'où l'importance prochainement d'automatiser la procédure de calibration pour réduire au mieux ce risque.

Concernant les essais de fatigue, les modélisations analytiques menées sur les enrobés neufs ou peu vieillis sont concluantes pour les essais DTC-CY et 2PB-TR. On note toutefois des divergences en phase III entre le modèle et les données expérimentales. Le chemin emprunté par l'endommagement expérimental dans le plan de Cole-Cole n'est en effet pas exactement linéaire, car si c'était le cas, l'angle de phase ne varierait pas avec l'endommagement. Or pour les essais 2PB-TR, lorsque l'endommagement devient trop important, le déphasage augmente fortement. L'apparition de la macrofissure dans l'éprouvette génère des effets structuraux hétérogènes que ne peut logiquement pas représenter le modèle analytique à une dimension. Le passage à un modèle numérique s'impose sur ce point. Par ailleurs, la modélisation de l'effet du vieillissement sur le chemin viscoélastique ne suffit pas à expliquer correctement l'augmentation de la thixotropie et du taux de propagation des fissures entre l'enrobé neuf et l'enrobé vieilli. Ainsi, le vieillissement impacte la viscoélasticité et l'endommagement. Étudier un enrobé vieilli revient donc à étudier un nouvel enrobé par rapport à l'enrobé neuf. De plus dans le plan de Cole-Cole, le chemin emprunté par l'endommagement en phase III devient encore moins linéaire en présence de vieillissement.

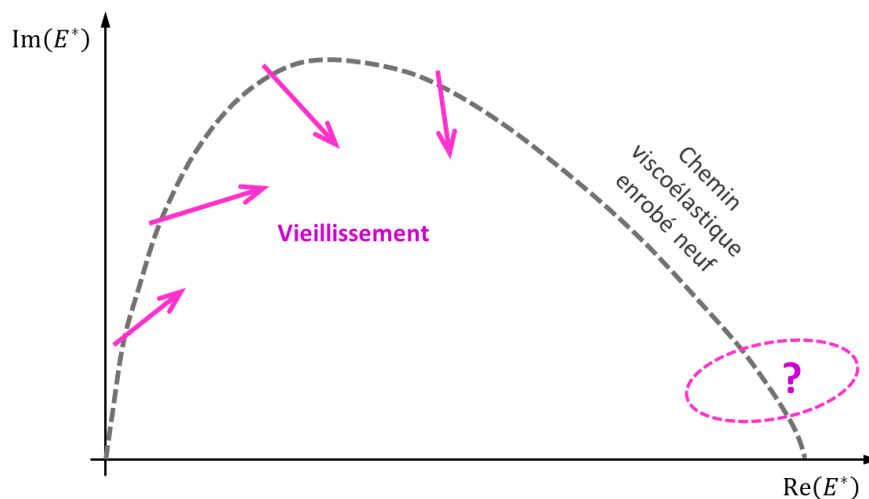


Figure Con.3 Directions estimées du vieillissement dans le plan de Cole-Cole.

Le modèle VENoL a également été implémenté comme loi de contact dans un code numérique basé sur la Méthode des Éléments Discrets. Le modèle numérique a été conçu à une échelle macroscopique en deux dimensions afin de faciliter sa création et réduire les temps de calculs. Une particule sphérique évoque ainsi un échantillon d'enrobé. Le ratio entre la loi de contact normale et la loi de contact tangentielle a été calibré de sorte que le modèle puisse générer la partie réelle du coefficient de Poisson complexe. En outre, il est imaginé que chaque interstice entre particules représente un amorçage possible de fissure. Pour créer ce potentiel de fissuration, chaque contact est pré-fissuré sur ses deux bords. La fissuration du contact croît ensuite en fatigue grâce à la loi d'endommagement explicitée en amont de cette conclusion. Cette méthode permet de générer des fissures aléatoires dont le développement dépend de la distribution et de l'agencement des particules. Elle se détache ainsi des méthodes conventionnelles qui consistent à initialiser une fissure unique dans l'éprouvette numérique,

alors qu'elle est ici pratiquée au niveau du contact. Pour accélérer les essais de fatigue, des sauts de cycles sont pratiqués. L'endommagement étant sensible au pas de cycle, celui-ci est choisi de sorte que son effet sur la durée de vie de l'éprouvette reste limité.

Le modèle numérique a été vérifié avec des essais DTC-CY. Il fournit, après ajustement, des simulations correctes des essais de module complexe. Grâce aux lois du modèle analytique, le modèle numérique peut reproduire les effets de non-linéarité et les variations de la partie réelle du coefficient de Poisson complexe. Mais les mécanismes de la DEM associés aux effets de non-linéarité ne permettent pas de modéliser automatiquement la partie imaginaire du CPC par simple implémentation de la partie réelle. Celle-ci semble rester systématiquement nulle. Elle pourrait donc bien être reliée aux propriétés du matériau et non pas à un effet biaisant comme cela avait été présupposé dans cette thèse. Des investigations plus poussées sont nécessaires. Par ailleurs, les mécanismes de la DEM permettent de modéliser des effets de porosité. Plus la porosité est importante, plus la densité de contacts par particule est faible, et plus la valeur mesurée du module est basse. Cette direction est en adéquation avec la littérature, mais il faudra vérifier ultérieurement si les différentiels de module obtenus pour diverses porosités corroborent ceux expérimentaux. Ainsi, bien que le modèle soit conçu à une échelle macroscopique, il modélise quand même un effet mésoscopique que représente la porosité.

En fatigue, toujours avec des essais DTC-CY, les tendances des courbes simulées sont dans l'ensemble correctes mais l'accroissement de la macrofissure en phase III apparaît un peu rapide. L'écart pourrait provenir de la non prise en compte de l'effet d'auto-échauffement supposé négligeable pour les niveaux de déformation testés. Bien que l'hypothèse soit maintenue, les déformations en pointe de fissure sont beaucoup plus élevées, et l'auto-échauffement localisé qui s'y développe habituellement pourrait ralentir la propagation de cette macrofissure en phase III. Il s'agit là d'une amélioration à prévoir dans de prochains travaux. Mais il pourrait aussi s'agir du comportement plastique de l'enrobé à hautes déformations, ou de l'écriture de la loi d'endommagement. D'autre part, plusieurs paramètres influant sur les essais de fatigue ont été testés. À déformation imposée, plus l'amplitude est importante, plus la durée de vie décroît. Et plus la température augmente, plus la durée de vie augmente (pour la plage testée de -30 à 20 °C). De -30 à 10 °C, l'endommagement se produit par rupture du contact. À 20 °C, il se produit majoritairement par fluidification du bitume du fait d'effets thixotropes plus importants que les effets d'endommagement. Pour deux éprouvettes de porosité similaire, l'écart de durée de vie peut être important en raison d'agencement de particules très différents.

Des essais numériques 2PB-TR ont été effectués à partir de la calibration des essais DTC-CY afin d'observer les différences entre types d'essai. La première différence majeure est numérique, et elle est extrêmement handicapante. Les temps de calcul des essais 2PB-TR sont en effet cent fois plus longs que ceux des essais DTC-CY. L'explication provient de l'inertie importante en flexion qui empêche d'utiliser des facteurs d'accélération α_{acc} aussi petits que pour les essais DTC-CY (diminution de la raideur pour augmenter le pas de temps de calculs). Pour des essais de module complexe de mêmes conditions, les essais 2PB-TR fournissent dans le plan de Cole-Cole des valeurs de module un peu en-dessous de celles des essais DTC-CY. La non-linéarité des enrobés est en cause. Mais l'écart reste assez faible. Le modèle analytique VENO_L peut donc être calibré à partir d'essais 2PB-TR de laboratoire sans être trop affecté. Cependant, ces essais ne permettent pas de mesurer le coefficient de Poisson, lequel est nécessaire pour régler le ratio entre la loi de contact normale et la loi de contact tangentielle du modèle DEM. En fatigue, à conditions équivalentes, les essais 2PB-TR fournissent des durées de vie approximativement dix fois plus grandes que les essais DTC-CY. Cette comparaison est cependant probablement impactée par le choix d'une modélisation 2D car bien que l'essai 2PB-

TR se prête parfaitement à la modélisation 2D, le développement de la fissure étant plan, ceci est moins le cas pour l'essai DTC-CY dont le développement de la fissure est spatial. Les essais 2PB-TR n'ont pu être testés qu'à -30, -20 et -10 °C en raison de leurs temps de calcul, néanmoins, il apparaît que les durées de vie à -10 °C sont plus longues qu'à -30 °C à déformation imposée. D'après les tendances paraboliques de la littérature, l'inverse était pourtant attendu. Cela signifie qu'un ingrédient manque dans la modélisation, et ce pourrait bien être l'auto-échauffement localisé en pointe de fissure.

Les simulations numériques ont également mis à jour des sources potentielles d'erreur d'interprétation. La première concerne la position des capteurs. Lorsque les mesures des forces et déplacements sont toutes les deux réalisées en tête d'éprouvette, il est enregistré une décroissance rapide de la norme du module en phase III, et une augmentation du déphasage. Ce comportement a été vérifié pour les essais DTC-CY et 2PB-TR. Si le déplacement est mesuré en revanche sur l'éprouvette à un emplacement différent de la force, les essais menés en condition DTC-CY peuvent afficher dans ce cas des allures différentes du module complexe en phase III qui dépendent de la position de la fissure vis-à-vis du capteur. Une seconde source potentielle d'erreur tire son origine des conditions limites des éprouvettes testées en flexion. Théoriquement pour un essai 2PB-TR, l'éprouvette trapézoïdale est encastrée à sa base et libre en tête. Le modèle numérique montre qu'en bloquant le déplacement vertical des particules en tête d'éprouvette, ce qui revient à l'encastrer, la force mesurée en tête d'éprouvette devient multipliée par deux, et par conséquent le module mesuré aussi. Ainsi, des réglages imparfaits expérimentalement peuvent être à l'origine d'encastres ou de rotules imparfaites occasionnant des résultats inter-laboratoires quelques peu différents.

En complément, une méthode d'évaluation de l'état d'endommagement des enrobés prélevés *in situ* est proposée. Elle consiste à superposer dans le plan de Cole-Cole, les résultats des essais de module complexe de l'enrobé prélevé avec ceux des essais de module complexe de l'enrobé neuf, dans le cas où ils seraient connus. L'endommagement se traduit alors par une réduction de la courbe d'un certain facteur d'échelle qui permet d'estimer l'état de l'enrobé prélevé. Dans le cas où l'état initial ne serait pas connu, la superposition des essais de fatigue dans ce plan de Cole-Cole peut donner une idée de l'état d'endommagement de l'enrobé prélevé. Ce plan a en effet l'avantage de dissocier parfaitement les directions des effets biaisants et d'endommagement obtenus en fatigue. Ainsi, plus un enrobé prélevé *in situ* est endommagé, plus les courbes de ses essais de fatigue seront situées en-dessous de la courbe du module complexe de l'enrobé neuf, et moins les effets biaisants seront développés. De ce fait, la position et la forme de la courbe de fatigue informent de l'état d'endommagement de l'enrobé prélevé, et par conséquent de la couche de chaussée. Le raisonnement peut être complété par l'observation de l'évolution de la norme $|E^*|$ du module de rigidité complexe en fonction du nombre de cycles. Pour un enrobé neuf, la courbe présente trois phases. Plus l'enrobé est endommagé, plus les phases I et II s'estompent au profit de la phase III.

PERSPECTIVES

De ces travaux, plusieurs améliorations notables sont identifiées :

- L'utilisation du modèle VENO_L est pour l'instant limitée à un cadre spécifiquement dynamique cyclique, mais un passage vers le domaine temporel pourrait exister en perspective. L'une des pistes envisagées consisterait à remplacer dans les équations des composantes de rigidité \Re_E et de viscosité \Im_η , la pulsation ω par le rapport entre le taux de déformation $\dot{\epsilon}$ et la déformation ϵ .

- Le modèle VENoL est pour le moment calibré manuellement. Il s'agirait de développer un programme pour ajuster automatiquement les paramètres du modèle à partir de la méthode des moindres carrés.
- Le PSETX tient compte de l'effet de l'amplitude de déformation sur la thixotropie, mais pas encore de celui de la température.
- Actuellement, le modèle numérique DEM conduit la phase III trop rapidement. La non-modélisation de l'auto-échauffement apparaît comme l'hypothèse la plus plausible. En pointe de fissure, les sollicitations sont tellement importantes que l'auto-échauffement pourrait y mener une sérieuse contribution en ralentissant la propagation de la macrofissure.
- Les propositions d'estimation de l'état d'endommagement des chaussées nécessitent d'être affinées en les appliquant sur plusieurs enrobés prélevés *in situ*.
- Des essais de fatigue pourraient être menés analytiquement et numériquement à contrainte imposée.

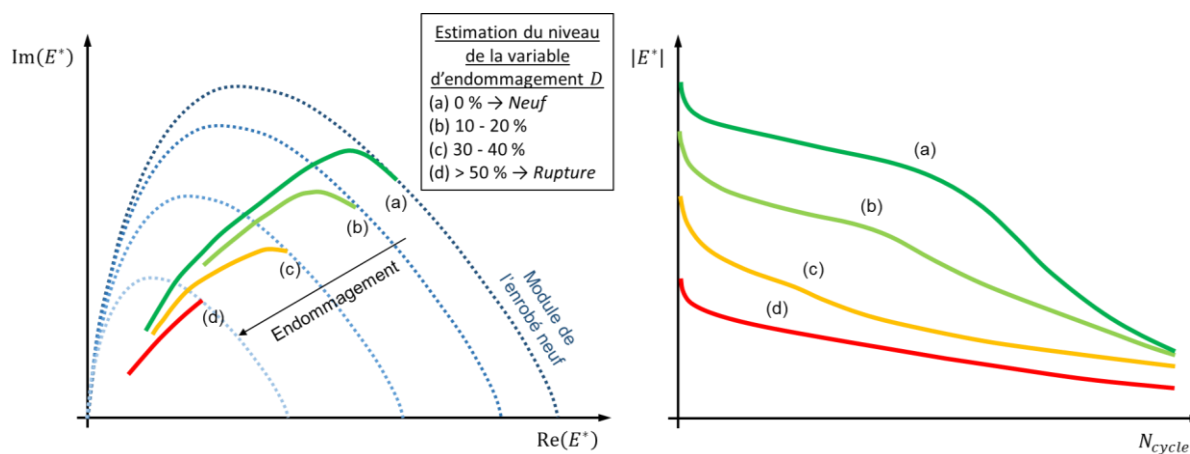


Figure Con.4 Organigramme du fonctionnement du modèle VENoL.

Références

Le référencement des ouvrages cités a été mené selon les normes APA, 7^{ème} édition, avec quelques ajouts (nombre de pages, nationalité de la maison d'édition s'il s'agit d'un établissement public (pour les livres, mémoires et rapports), langue du document si différente du français, numéro ISBN des livres).

American Psychological Association. (2020). *Publication manual of the American Psychological Association, 7th ed.* <https://doi.org/10.1037/0000165-000>

- [1] AGUIRRE, MOROT, LA TAILLE (de), DOAN TU HO, BARGIACCHI, SMADJA, UDRON, GUAY, & RONCIN (1981). Étude comparée des essais de module complexe et de résistance à la fatigue des enrobés bitumineux. *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, n° 116, p. 33-43.
- [2] AIREY, G. D. (2003). State of the art report on ageing test methods for bituminous pavement materials. *International Journal of Pavement Engineering*, vol. 4, n° 3, p. 165–176. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/1029843042000198568>
- [3] AIREY, G. D., RAHIMZADEH, B., & COLLOP, A. C. (2004). Linear rheological behavior of bituminous paving materials. *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 16, n° 3, p. 212–220. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2004\)16:3\(212\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2004)16:3(212))
- [4] ALANAZI, N., KASSEM, E., & JUNG, S. J. (2018). Evaluation of the anisotropy of asphalt mixtures. *Journal of Transportation Engineering, Part B: Pavements*, vol. 144, n° 2, 7 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1061/JPEODX.0000053>
- [5] AL-AZRI, N., BULLIN, J., RICHARD, R., FERRY, A., GLOVER, C., JUNG, S., & LUNSFORD, K. M. (2006). Binder oxidative ageing in Texas pavements: hardening rates, hardening susceptibilities, and impact of pavement depth. *Transportation Research Record*, vol. 1962, p. 12–20. [En anglais]. <https://doi.org/10.1177/0361198106196200102>
- [6] ALIMAMI, M. (1987). *Contribution à l'étude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux* (143 p.) [Thèse de doctorat]. Université Paris VI, France.
- [7] ANDERSON, D. A., CHRISTENSEN, D. W., BAHIA, H. U., DONGRE, R., SHARMA, M. G., ANTLE, C. E., & BUTTON, J. (1994). *Binder characterization and evaluation – Volume 3: Physical properties* (SHRP-A-369, 491 p.) [Rapport de recherche]. Strategic Highways Research Program, projet A-002A. National Research Council, États-Unis. [En anglais]. ISBN-10 : 0-309-05767-1
- [8] ARRHENIUS, S. (1889). On the reaction velocity of the inversion of cane sugar by acids. Dans BACK, M. H., & LAIDLER, K. J. (éds.), *Selected readings in chemical kinetics* (1967, p. 31-35). Éditions Pergamon Press. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-012344-8.50005-2>
- [9] ARTAMENDI, I., ALLEN, B., & PHILLIPS, P. (2009). Influence of temperature and aging on laboratory fatigue performance of asphalt mixtures. Dans LOIZOS, A., PARTL, M. N., SCARPAS, T., & AL-QADI, I. (éds.), *Advanced*

- Testing and Characterization of Bituminous Materials* (p. 185-194). Taylor & Francis Group. [En anglais]. ISBN-13 : 978-0-415-55854-9.
- [10] **ASHAYER SOLTANI, M. A. (1998)**. *Comportement à la fatigue des enrobés bitumineux* (289 p.) [Thèse de doctorat]. École Nationale des Travaux Publics de l'État, France.
- [11] **BAAJ, H. (2002)**. *Comportement en fatigue des matériaux granulaires traités aux liants hydrocarbonés* (266 p.) [Thèse de doctorat]. École Nationale des Travaux Publics de l'État, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, France. Theses.fr. <https://www.theses.fr/2002ISAL0034>
- [12] **BAAJ, H., MIKHAILENKO, P., ALMUTAIRI, H., & DI BENEDETTO, H. (2018)**. Recovery of asphalt mixture stiffness during fatigue loading rest periods. *Construction and Building Materials*, vol. 158, p. 591–600. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.10.016>
- [13] **BABADOPULOS, L. F. d. A. L., OROZCO, G., MANGIAFICO, S., SAUZÉAT, C., & DI BENEDETTO, H. (2019a)**. Influence of loading amplitude on viscoelastic properties of bitumen, mastic and bituminous mixtures. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 20, n° S2, p. S780–S796. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2019.1628428>
- [14] **BABADOPULOS, L. F. d. A. L., OROZCO, G., SAUZÉAT, C., & DI BENEDETTO, H. (2019b)**. Reversible phenomena and fatigue damage during cyclic loading and rest periods on bitumen. *International Journal of Fatigue*, vol. 124, p. 303–314. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.03.008>
- [15] **BARENBLATT, G. I (1962)**. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advances in Applied Mechanics*, vol. 7, p. 55-129. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/S0065-2156\(08\)70121-2](https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70121-2)
- [16] **BATHE, K.-J. (1996)**. *Finite element procedures* (1052 p.). Éditions Prentice-Hall. [En anglais]. ISBN-10 : 0-13-301458-4.
- [17] **BAZIN, P., & SAUNIER, J. B. (1967)**. Deformability, fatigue and healing properties of asphalt mixes. Dans Department of Civil Engineering, University of Michigan (éd.), *Proceedings of the 2nd international conference on the structural design of asphalt pavements* (p. 438-451). University of Michigan, États-Unis. [En anglais].
- [18] **BENABOUD, S. (2022)**. *Évaluation du vieillissement et de l'endommagement des matériaux bitumineux par modélisation hétérogène et mesures acoustiques* (227 p.) [Thèse de doctorat]. Université de Limoges, France. Theses.fr. <https://www.theses.fr/2022LIMO0053>
- [19] **BLOM, J., SOENEN, H., VAN DEN BRANDE, N., & VAN DEN BERGH, W. (2021)**. New evidence on the origin of 'bee structures' on bitumen and oils, by atomic force microscopy (AFM) and confocal laser scanning microscopy (CLSM). *Fuel*, vol. 303, n° 1, 12 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2021.121265>
- [20] **BODIN, D. (2002)**. *Modèle d'endommagement cyclique : application à la fatigue des enrobés bitumineux* (195 p.) [Thèse de doctorat]. École Centrale de Nantes, Université de Nantes, France. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-02388066>
- [21] **BODIN, D., PIJAUDIER-CABOT, G., LA ROCHE (de), C., PIAU, J.-M., & CHABOT, A. (2004)**. Continuum damage approach to asphalt concrete fatigue modeling. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 130, n° 6, p. 700–708. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399-\(2004\)130:6\(700\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399-(2004)130:6(700))
- [22] **BODIN, D., TERRIER, J.-P., PERROTEAU, C., HORNYCH, P., & MARSAC, P. (2010)**. Effect of temperature on fatigue performances of asphalt mixes. Dans *Proceedings of the 11th international conference on asphalt pavements (ISAP Nagoya 2010)* (vol. 1, p. 209-218). International Society for Asphalt Pavements. [En anglais]. ISBN-13 : 978-1-61839-073-8.
- [23] **BODIN, D., LA ROCHE (de), C., & PIJAUDIER-CABOT, G. (2011)**. Size effect regarding fatigue evaluation of asphalt mixtures. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 7(S1), p. 181–200. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2006.9690064>
- [24] **BOLTZMANN, L. (1876)**. Zur Theorie der elastischen Nachwirkung. *Annalen der Physik*, vol. 7, p. 624-654. [En allemand].

- [25] BONNAURE, F., HUIBERS, A., & BONDERS, A. (1983). Étude en laboratoire de l'influence des temps de repos sur les caractéristiques de fatigue des enrobés bitumineux. *Revue générale des routes et aérodromes*, n° 595, mars, p. 74-82.
- [26] BOOIJ, H. C., & THOONE, G. P. J. M. (1982). Generalization of Kramers-Kronig transforms and some approximations of relations between viscoelastic quantities. *Rheologica Acta*, vol. 21, n° 1, p. 15-24. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF01520701>
- [27] BOTELLA, R., PÉREZ-JIMÉNEZ, F. E., LÓPEZ-MONTERO, T., & MIRÓ, R. (2020). Cyclic testing setups to highlight the importance of heating and other reversible phenomena on asphalt mixtures. *International Journal of Fatigue*, vol. 134, 10 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105514>
- [28] BOUSQUET, A. (2013). *Critère de propagation et d'arrêt de fissure de clivage dans un acier de cuve REP* (298 p.) [Thèse de doctorat]. École Centrale de Paris, France. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-00927524>
- [29] BOUSSINGAULT, J. B. (1837). Mémoire sur la composition des bitumes. *Annales de Chimie et de Physique*, n° 64, p. 141-151.
- [30] BRAND, A., FLAVENOT, J. F., GRÉGOIRE, R., & TOURNIER C. (1999). *Données technologiques sur la fatigue* (4^{ème} éd., 384 p.). Centre technique des industries mécaniques (CETIM), France.
- [31] BREYSSE, D., LA ROCHE (de), C., DOMEQ, V., & CHAUVIN, J. J. (2003). Influence of rest time on recovery and damage during fatigue tests on bituminous composites. *Materials and Structures*, vol. 36, p. 648-651. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF02479496>
- [32] BUCHANAN, S. (2000). *Evaluation of the effect of flat and elongated particles on the performance of hot mix asphalt mixtures* (n° 00-03, 24 p.) [Rapport de recherche]. National Center for Asphalt Technology, Auburn University, États-Unis. [En anglais].
- [33] BURMISTER, D. M. (1945a). The general theory of stresses and displacements in layered systems: I. *Journal of Applied Physics*, vol. 16, p. 89-94. [En anglais]. <https://doi.org/10.1063/1.1707558>
- [34] BURMISTER, D. M. (1945b). The general theory of stresses and displacements in layered systems: II. *Journal of Applied Physics*, vol. 16, p. 126-127. [En anglais]. <https://doi.org/10.1063/1.1707562>
- [35] BURMISTER, D. M. (1945c). The general theory of stresses and displacements in layered systems: III. *Journal of Applied Physics*, vol. 16, p. 296-302. [En anglais]. <https://doi.org/10.1063/1.1707590>
- [36] BVA APBE (n.d.). *Processus de production*. Consulté le 18 mars 2023, sur <https://www.bva-abpe.be/fr/processus-de-production/>
- [37] BYRON BIRD, R., & CARREAU, P. J. (1968). A nonlinear viscoelastic model for polymer solutions and melts — I. *Chemical Engineering Science*, vol. 23, n° 5, p. 427-434. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(68\)87018-6](https://doi.org/10.1016/0009-2509(68)87018-6)
- [38] CARSWELL, J., CORNELIUS, P., & PLANQUE, L. (1997). *The effect of mixture variables on the fatigue performance of bituminous materials* [Article invité, 26 p.]. 10th AAPA International Flexible Pavements Conference, Perth, Western Australia. [En anglais].
- [39] CASTRO, M., & SÁNCHEZ, J. A. (2006). Fatigue and healing of asphalt mixtures: discriminate analysis of fatigue curves. *Journal of Transportation Engineering*, vol. 132, n° 2, p. 168-174. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2006\)132:2\(168\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2006)132:2(168))
- [40] CRR - Centre de Recherches Routières (2020, septembre). *Catalogue des dégradations* (Méthode de mesure CRR MF 89-rév1, Annexe, 56 p.). Belgique.
- [41] CHAILLEUX, E., RAMOND, G., SUCH, C., & LA ROCHE (de), C. (2006). A mathematical-based master-curve construction method applied to complex modulus of bituminous materials. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 7, n° S1, p. 75-92. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2006.9690059>

- [42] CHAILLEUX, E., LA ROCHE (de), C., & PIAU, J. M. (2011). Modeling of complex modulus of bituminous mixtures measured in tension/compression to estimate secant modulus in indirect tensile test. *Materials and Structures*, vol. 44, p. 641–657. [En anglais]. <https://doi.org/10.1617/s11527-010-9655-z>
- [43] CHAILLEUX, E., & HAMMOUM, F. (2014). Fiche n° 25 : La structure chimique des bitumes pétroliers. *L'Actualité Chimique, le journal de la Société Chimique de France*, n° 385, p. 63-64.
- [44] CHARMET, J.-C. (n.d.). *Mécanique du solide et des matériaux : élasticité, plasticité, rupture* (165 p.) [Document de cours]. École Supérieure de Physique et de Chimie Industrielles de la ville de Paris, France. <https://cours.espci.fr/site.php?id=318&fileid=1242>
- [45] CHEHAB, G. R., KIM, Y. R., SCHAPERY, R. A., WITCZACK, M., & BONAQUIST, R. (2002). Time-Temperature Superposition Principle for asphalt concrete mixtures with growing damage in tension state. *Asphalt Paving Technology*, vol. 71, p. 559-593. [En anglais].
- [46] CHEHAB, G. R., KIM, Y. R., SCHAPERY, R. A., WITCZACK, M., & BONAQUIST, R. (2003). Characterization of asphalt concrete in uniaxial tension using a viscoelastoplastic model. *Asphalt Paving Technology*, vol. 72, p. 315-355. [En anglais].
- [47] CHEREPANOV, G. P. (1967). Crack propagation in continuous media: PMM. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 31, n° 3, p. 476-488. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0021-8928\(67\)90034-2](https://doi.org/10.1016/0021-8928(67)90034-2)
- [48] CHRISTENSEN, D. W., & ANDERSON, D. A. (1992). Interpretation of dynamic mechanical test data for paving grade asphalt cements. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 61, p. 67–116. [En anglais].
- [49] COLE, K. S., & COLE, R. H. (1941). Dispersion and absorption in dielectrics alternating current characteristics. *Journal of Chemical Physics*, vol. 9, p. 341-351. [En anglais]. <https://doi.org/10.1063/1.1750906>
- [50] CORBETT, L. W. (1969). Composition of asphalt based on generic fractionation using solvent deasphalting, elution-adsorption chromatography and densimetric characterization. *Analytical Chemistry*, vol. 41, n° 4, p. 576–579. [En anglais]. <https://doi.org/10.1021/ac60273a004>
- [51] CORTÉ, J.-F., & DI BENEDETTO, H. (éds.) (2005). *Matériaux routiers bitumineux 1 : description et propriétés des constituants* (234 p.). Hermes Science Publications, Éditions Lavoisier. ISBN-10 : 2-7462-0959-4.
- [52] CoTITA Est, IDRRIM, & USIRF (2016). *GEPUR : Gestion et Entretien du Patrimoine Urbain et Routier – Méthodes, outils et techniques - Volet n°1 : routes interurbaines et traverses d'agglomérations* (100 p.). Institut des Routes, des Rues et des Infrastructures pour la Mobilité, France. <https://www.idrrim.com/publications/4484.htm>
- [53] COX, W. P., & MERZ, E. H. (1958). Correlation of dynamic and steady flow viscosities. *Journal of Polymer Science*, vol. 28, n° 118, p. 619-622. [En anglais]. <https://doi.org/10.1002/pol.1958.1202811812>
- [54] CUNDALL, P. A. (1971). A computer model for simulating progressive large-scale movements in blocky rock systems. Dans *Proceedings of the symposium of the international society for rock mechanics* (vol. 1, p. 132–150). International Society for Rock Mechanics. [En anglais].
- [55] CUNDALL, P. A., & STRACK, O. D. L. (1979). A discrete numerical model for granular assemblies. *Géotechnique*, vol. 29, n° 1, p. 47–65. [En anglais]. <https://doi.org/10.1680/geot.1979.29.1.47>
- [56] DANIEL, J. S., & KIM, Y. R. (2002). Development of a simplified fatigue test and analysis procedure using a viscoelastic continuum damage model. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 71, p. 619-650. [En anglais].
- [57] DAI, Q. (2011). Two- and three-dimensional micromechanical viscoelastic finite element modelling of stone-based materials with X-ray computed tomography images. *Construction and Building Materials*, vol. 25, p. 1102-1114. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.06.066>
- [58] DENNIS, K. R. (1986). *Fatigue crack growth of gun tube steel under spectrum loading* (119 p.) [Thèse de doctorat]. Virginia Polytechnic Institute and State University, États-Unis. [En anglais].

- [59] DI BENEDETTO, H., ASHAYER SOLTANI, M. A., & CHAVEROT, P. (1996). Fatigue damage for bituminous mixtures: a pertinent approach. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 65, p. 142-158. [En anglais].
- [60] DI BENEDETTO, H., ASHAYER SOLTANI, M. A., & CHAVEROT, P. (1997). Fatigue damage for bituminous mixtures. Dans DI BENEDETTO, H., & FRANCKEN, L. (éds.), *Proceedings of the 5th international RILEM symposium: Mechanical test for bituminous mixes - Recent improvements and future prospects* (p. 263-270). Éditions A. A. Balkema. [En anglais].
- [61] DI BENEDETTO, H., PARTL, M. N., FRANCKEN, L., & LA ROCHE SAINT ANDRÉ (de), C. (2001). Stiffness testing for bituminous mixtures. RILEM TC 182-PEB: Performance testing and evaluation of bituminous materials. *Materials and Structures*, vol. 34, n° 2, p. 66–70. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF02481553>
- [62] DI BENEDETTO, H., LA ROCHE (de), C., BAAJ, H., PRONK, A., & LUNDSTRÖM, R. (2004). Fatigue of bituminous mixtures. RILEM TC 182-PEB: Performance testing and evaluation of bituminous materials. *Materials and Structures*, vol. 37, p. 202–216. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF02481620>
- [63] DI BENEDETTO, H., & CORTÉ, J.-F. (éds.) (2005). *Matériaux routiers bitumineux 2 : constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges* (283 p.). Hermes Science Publications, Éditions Lavoisier. ISBN-10 : 2-7462-0960-8.
- [64] DI BENEDETTO, H., DELAPORTE, B., & SAUZÉAT, C. (2007). Three-dimensional linear behavior of bituminous materials: experiments and modelling. *International Journal of Geomechanics*, vol. 7, n° 2, p. 149-157. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2007\)7:2\(149\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2007)7:2(149))
- [65] DI BENEDETTO, H., NGUYEN, Q. T., & SAUZÉAT, C. (2011). Nonlinearity, heating, fatigue and thixotropy during cyclic loading of asphalt mixtures. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 12, n° 1, p. 129–158. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2011.9690356>
- [66] DI BENEDETTO, H., SAUZÉAT, C., & CLEC'H, P. (2016). Anisotropy of bituminous mixture in the linear viscoelastic domain. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, vol. 20, p. 281–297. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/s11043-016-9305-0>
- [67] DOAN, T. H. (1976). Les études de fatigue des enrobés bitumineux au LCPC. *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, n° 84, p. 85-100.
- [68] DOAN, T. H. (1970). *Contribution à l'étude du comportement à la fatigue des enrobés bitumineux* [Thèse de doctorat]. Université Paris VI, France.
- [69] DOMEQ, V. (2005a). *Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux en condition de trafic simulé et de température* (277 p.) [Thèse de doctorat]. Université Bordeaux I, France.
- [70] DOMEQ, V., BREYSSE, D., LA ROCHE (de), C., & YOTTE, S. (2005b). Caractérisation de la durée de vie en fatigue des enrobés bitumineux en conditions de « trafic simulé » et de température. *Revue Européenne de Génie Civil*, vol. 9, n° 3, p. 385–400. <https://doi.org/10.1080/17747120.2005.9692761>
- [71] DONDI, G., VIGNALI, V., PETTINARI, M., MAZZOTTA, F., SIMONE, A., & SANGIORGI, C. (2014). Modeling the DSR complex shear modulus of asphalt binder using 3D discrete element approach. *Construction and Building Materials*, vol. 54, p. 236-246. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.12.005>
- [72] DONY, A., ZIYANI, L., DROUADAIN, I., POUGET, S., FAUCON-DUMONT, S., SIMARD, D., MOUILLET, V., POIRIER, J.-É., GABEL, T., BOULANGE, L., NICOLAÏ, A., & GUEIT, C. (2016, 1-3 juin). *MURE National Project: FTIR spectroscopy study to assess ageing of asphalt mixtures* (11 p.) [Article de conférence]. 6th Eurasphalt and Eurobitume congress, Prague, République Tchèque. [En anglais].
- [73] DOUBBANEH, E. (1995). *Comportement mécanique des enrobés bitumineux des « petites » aux « grandes » déformations* (217 p.) [Thèse de doctorat]. École Nationale des Travaux Publics de l'État, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, France.

- [74] DOWLING, N. E., & BEGLEY, J. A. (1976). Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral. Dans RICE, J. R., & PARIS, P. C. (éds.), *Mechanics of crack growth* (p. 82-103). American Society for Testing and Materials. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/STP339405>
- [75] DOWLING, N. E. (2012). *Mechanical behavior of materials – Engineering Methods for deformation, fracture and fatigue* (4^{ème} éd., 977 p.). Pearson. [En anglais]. ISBN-13 : 978-0-273-76455-7.
- [76] DUBOIS, F. (2003). Taux de restitution d'énergie dans un corps viscoélastique - Approche par l'intégrale $G\theta$. *Revue Française de Génie Civil*, vol. 7, n° 6, p. 797-818. <https://doi.org/10.1080/12795119.2003.9692523>
- [77] DUBOIS, F., ACARY, V., & JEAN, M. (2017). The Contact Dynamics method: a nonsmooth story. *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 346, n° 3, p. 247-262. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2017.12.009>
- [78] DUGDALE, D. S. (1960). Yielding in steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 8, n°2, p. 100-104. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(60\)90013-2](https://doi.org/10.1016/0022-5096(60)90013-2)
- [79] ELBER, W. (1971). The significance of fatigue crack closure. Dans ROSENFELD, M. S. (éd.), *Damage tolerance in aircraft structures* (p. 230-242). American Society for Testing and Materials. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/STP26680S>
- [80] EL HALOUI, Y., TEHRANI, F. 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. *International Journal of Pavement Engineering*, vol. 21, n° 13, p. 1626-1637. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/10298436.2018.1559316>
- [81] ELWARDANY, M. D., YOUSEFI RAD, F., CASTORENA, C. & KIM, Y. R. (2017). Evaluation of asphalt mixture laboratory long-term ageing methods for performance testing and prediction. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 18, n° S1, p. 28–61. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2016.1266740>
- [82] EPPS, J. A., MONISMITH, C. L., WARDEN, W., PELL, P. S., KALLAS, B. F., TERRELL, R., BUSCHING, H. W., & MCLEOD, N. (1969). Influence of mixture variables on the flexural fatigue properties of asphalt concrete. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 38, p. 423-464. [En anglais].
- [83] Eurobitume (n.d.). *Spécifications*. Consulté le 18 mars 2023, sur <https://www.eurobitume.eu/fr/technique/specifications/>
- [84] FAKHARI TEHRANI, F., ABSI, J., ALLOU, F., & PETIT, C. (2013). Investigation into the impact of the use of 2D/3D digital models on the numerical calculation of the bituminous composites' complex modulus. *Computational Materials Science*, vol. 79, p. 377-389. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2013.05.054>
- [85] FERNÁNDEZ-GÓMEZ, W. D., VIDES-BERDUGO, A. C., RONCALLO-CONTRERAS, S. P., BAUTISTA-RONDÓN, F., RONDÓN-QUINTANA, H. A., & REYES-LIZCANO, F. A. (2016). Effects of environmental aging and ultraviolet radiation on asphalt mixture dynamic modulus, permanent deformation and fatigue life. *Revista Facultad de Ingeniería Universidad de Antioquia*, n° 80, p. 89–96. [En anglais]. <https://doi.org/10.17533/udea.re-din.n80a10>
- [86] FERRY, J. D. (1980). *Viscoelastic properties of polymers* (3^{ème} éd., 662 p.). John Wiley et Sons. [En anglais]. ISBN-10 : 0-471-04894-1.
- [87] FORMAN, R. G., KEARNEY, V. E., & ENGLE, R. M. (1967). Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures. *Journal of Basic Engineering*, vol. 89, n° 3, p. 459-463. [En anglais]. <https://doi.org/10.1115/1.3609637>
- [88] FRAASS, A. (1937). Test methods for bitumen and bituminous mixture with specific reference to low temperature. *Bitumen*, n° 37, p. 152-155. [En anglais].
- [89] FRANCKEN, L. (1977). Module complexe des mélanges bitumineux. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° spécial V, p. 181-198.
- [90] FRANCKEN, L. (1979). Fatigue d'un enrobe bitumineux soumis à des conditions de sollicitations réalistes. *La technique routière*, vol. 24, n° 4, 26 p.

- [91] FRANCKEN, L., & CLAUWAERT, C. (1987). Characterization and structural assessment of bound materials for flexible road structures. Dans Department of Civil Engineering, University of Michigan (éd.), *Proceedings of the 6th international conference on the structural design of asphalt pavements* (p. 130-144). University of Michigan, États-Unis. [En anglais].
- [92] FREIRE, R. A. (2020). *Use of fiberglass geogrids to the reinforcement of bituminous mixtures layers* (293 p.) [Thèse de doctorat]. École nationale des travaux publics de l'État, Université de Lyon, France. [En anglais]. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-03249370>
- [93] GAO, X. (2017). *Modelling of nominal strength prediction for quasi-brittle materials: application to discrete element modelling of damage and fracture of asphalt concrete under fatigue loading* (213 p.) [Thèse de doctorat]. Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg, Université de Strasbourg, France. [En anglais]. Theses.fr. <https://www.theses.fr/2017STRAD007>
- [94] GAUTHIER, G., BODIN, D., CHAILLEUX, E., & GALLET, T. (2010). Nonlinearity in bituminous materials during cyclic tests. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 11, n° S1, p. 379–410. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2010.9690339>
- [95] GE, H., QUEZADA, J. C., LE HOUÉROU, V., & CHAZALLON, C. (2021). Three-dimensional simulation of asphalt mixture incorporating aggregate size and morphology distribution based on contact dynamics method. *Construction and Building Materials*, vol. 302, 13 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124124>
- [96] GRAZIANI, A., CARDONE, F., VIRGILI, A., & CANESTRARI, F. (2019). Linear viscoelastic characterisation of bituminous mixtures using random stress excitations. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 20, n° S1, p. S390–S408. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2019.1587494>
- [97] GRIFFITH, A. A. (1920). The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, série A, vol. 221, p. 163-198. [En anglais]. <https://doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>
- [98] GRIFFITHS, D. V., & MUSTOE, G. G. W. (2001). Modelling of elastic continua using a grillage of structural elements based on discrete element concepts. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 50, n° 7, p. 1759-1775. [En anglais]. <https://doi.org/10.1002/nme.99>
- [99] HADRZYNSKI, F. (1995). *Étude de la rhéologie d'un bitume modifié par des polymères et prévision du comportement mécanique des mélanges avec fines, sables et graviers* (210 p.) [Thèse de doctorat]. Université Paris-Nord, France.
- [100] HARVEY, J. T., & TSAI, B.-W. (1996). Effects of asphalt content and air void content on mix fatigue and stiffness. *Transportation Research Record*, vol. 1543, n° 1, p. 38–45. [En anglais]. <https://doi.org/10.1177/0361198196154300105>
- [101] HOPMAN, P. C., KUNST, P. A. J., & PRONK, A. C. (1989). A renewed interpretation method for fatigue measurements: verification of Miner's rule. Dans *Proceedings of the 4th Eurobitume symposium* (vol. 1, p. 557-561). Association européenne du bitume. [En anglais].
- [102] HRENNIKOFF, A. (1941). Solution of problems of elasticity by the framework method. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 8, n° 4, p. 169-175. [En anglais]. <https://doi.org/10.1115/1.4009129>
- [103] HSU, T.-W., & TSENG, K.-H. (1996). Effect of rest periods on fatigue response of asphalt concrete mixtures. *Journal and Transportation Engineering*, vol. 122, n° 4, p. 316-322. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(1996\)122:4\(316\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(1996)122:4(316))
- [104] HUANG, Q., QIAN, Z., HU, J., ZHENG, D., CHEN, L., ZHANG, M., & YU, J. (2020). Investigation on the properties of aggregate-mastic interfacial transition zones (ITZs) in asphalt mixture containing recycled concrete aggregate. *Construction and Building Materials*, vol. 269, 19 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121257>
- [105] HUET, C. (1963). *Étude, par une méthode d'impédance, du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés* (187 p.) [Thèse de doctorat]. Faculté des Sciences de l'Université de Paris, France.

- [106] HUNTER, R. N., SELF, A., & READ, J. (2015). *The Shell Bitumen Handbook* (6^{ème} éd., 789 p.). ICE Publishing. [En anglais]. ISBN-13 : 978-0-7277-5837-8.
- [107] HUSIN, H., EISSA, M., ELHAJ, M., & WOOD, C. D. (2019). Evaluation of asphaltenes deposition inhibition factors in heavy crude oil pipelines (11 p.). Dans GOUNDER, R. M. (éd.), *Processing of heavy crude oils – Challenge and opportunities*. IntechOpen. [En anglais]. <https://doi.org/10.5772/intechopen.88160>
- [108] HUTCHINSON, J. W. (1968). Singular behavior at the end of a tensile crack tip in a hardening material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 16, n° 1, p. 13-31. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(68\)90014-8](https://doi.org/10.1016/0022-5096(68)90014-8)
- [109] HVEEM, F. N., ZUBE, E., & SKOG, J. (1963). Proposed new tests and specifications for paving grade asphalts. *Association of Asphalt Paving Technologists Proceedings*, vol. 32, p. 247–327. [En anglais].
- [110] IDRRIM - Institut des Routes, des Rues et des Infrastructures pour la Mobilité (2014). *Livre blanc de l'IDRRIM - Entretien et préserver le patrimoine d'infrastructures de transport : une exigence pour la France* (28 p.) [Livre blanc]. France. <https://www.idrrim.com/ressources/documents/5/2776,Livret-A5-28pages-IDRRIM-BD-0914.pdf>
- [111] IRWIN, G. R. (1957). Analyses of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 24, n° 3, p. 361-364. [En anglais]. <https://doi.org/10.1115/1.4011547>
- [112] ISACSSON, U., & ZENG, H. (1997). Relationships between bitumen chemistry and low temperature behaviour of asphalt. *Construction and Building Materials*, vol. 11, n° 2, p. 83-91. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(97\)00008-1](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(97)00008-1)
- [113] ISAILOVIĆ, I., WISTUBA, M. P., & CANNONE FALCHETTO, A. (2017). Influence of rest period on asphalt recovery considering nonlinearity and self-heating. *Construction and Building Materials*, vol. 140, p. 321–327. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.02.122>
- [114] Itasca (2019). *Manuel d'utilisation du logiciel PFC 5.00.40*. Disponible sur le logiciel.
- [115] IUPAC - International Union of Pure and Applied Chemistry (1997). *Compendium of Chemical Terminology* (2^{ème} éd., the “Gold Book”). Compilé par MCNAUGHT, A. D., & WILKINSON, A. Blackwell Scientific Publications. Version en ligne (2019-) créée par CHALK, S. J. [En anglais]. <https://doi.org/10.1351/goldbook>
- [116] JACOBS, M. M. J. (1995). *Crack growth in asphaltic mixes* (366 p.) [Thèse de doctorat]. Université de Technologie de Delft, Pays-Bas. [En anglais]. <https://repository.tudelft.nl/islandora/object/uuid%3Ac6631c3e-dc57-4653-92c2-1aa78987e91e>
- [117] JEAN, M. (1999). The non-smooth contact dynamics method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 177, n° 3-4, p. 235-257. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/S0045-7825\(98\)00383-1](https://doi.org/10.1016/S0045-7825(98)00383-1)
- [118] JING, R., VARVERI, A., LIU, X., SCARPAS, A., & ERKENS, S. (2020). Rheological, fatigue and relaxation properties of aged bitumen. *International Journal of Pavement Engineering*, vol. 21, n° 8, p. 1024-1033. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/10298436.2019.1654609>
- [119] 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. *Construction and Building Materials*, vol. 216, p. 166-175. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.04.241>
- [120] JÚNIOR, J. L. O. L., 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. *Materials and Structures*, vol. 53, n° 43, 15 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1617/s11527-020-01472-1>
- [121] KACHANOV, L. M. (1999). Rupture time under creep conditions. *International Journal of Fracture*, vol. 97, p. 11–18. [En anglais]. (Traduit de *Izvestia Akademii Nauk SSSR, Otdelenie tekhnicheskikh nauk*, n° 8, 1958, p. 26–31, en russe). <https://doi.org/10.1023/A:1018671022008>

- [122] KIM, Y. R., & LITTLE, D. N. (1990). One-dimensional constitutive modeling of asphalt concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 116, n° 4, p. 751-772. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1990\)116:4\(751\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1990)116:4(751))
- [123] KIM, Y. R., KIM, N., & KHOSLA, N. P. (1992). Effects of aggregate type and gradation on fatigue and permanent deformation of asphalt concrete. Dans MEININGER, J. P. (éd.), *Effects of aggregates and mineral fillers on asphalt mixture performance* (p. 310-328). American Society for Testing and Materials. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/STP24225S>
- [124] KIM, Y. R., LITTLE, D. N., & LYTON, R. L. (2003). Fatigue and healing characterization on asphalt mixtures. *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 15, n° 1, p. 75-83. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2003\)15:1\(75\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2003)15:1(75))
- [125] KIM, Y. R., GUDDATI, M. N., UNDERWOOD, B. S., YUN, T. Y., SUBRAMANIAN, V., & SAVADATTI, S. (2009). *Development of a multiaxial viscoelastoplastic continuum damage model for asphalt mixtures* (FHWA-HRT-08-073, 268 p.) [Rapport technique]. Federal Highway Administration Research and Technology, États-Unis. [En anglais]. <https://www.fhwa.dot.gov/publications/research/infrastructure/pavements/08073/index.cfm>
- [126] KOŁODZIEJ, K., BICHAJŁO, L., & SIWOWSKI, T. (2021). Effects of aging on the physical and rheological properties of Trinidad Lake Asphalt modified bitumen. *Materials*, vol. 14, n° 10, article n° 2532, 18 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.3390/ma14102532>
- [127] KRIZ, P., STASTNA, J., & ZANZOTTO, L. (2008). Glass transition and phase stability in asphalt binders. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 9, n° S1, p. 37-65. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2008.9690158>
- [128] **Laboratoire central des ponts et chaussées (2010, juillet)**. *Identification et dosage des fonctions oxygénées présentes dans les liants bitumineux – Analyse par spectrométrie infrarouge à transformée de Fourier* (Méthode d'essai des LPC n°69, 16 p.). France.
- [129] LAIRD, C. (1967). The influence of metallurgical structure on the mechanisms of fatigue crack propagation. Dans GROSSKREUTZ, J. (éd.), *Fatigue crack propagation* (p. 131-180). American Society for Testing and Materials. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/STP47230S>
- [130] LA ROCHE (de), C., CORTÉ, J. F., GRAMSAMMER, J. C., ODÉON, H., TIRET, L., & CAROFF, G. (1994). Étude de la fatigue des enrobés bitumineux à l'aide du manège de fatigue du LCPC. *Revue générale des routes et aéro-dromes*, n° 716, p. 62-74.
- [131] LA ROCHE (de), C., & MARSAC, P. (1996, 7-10 mai). *Caractérisation expérimentale de la dissipation thermique dans un enrobé bitumineux sollicité en fatigue* (E&E.4.053, 13 p.) [Article de conférence]. Eurasphalt and Eurobitume congress, Strasbourg, France.
- [132] LA ROCHE (de), C., & RIVIÈRE, N. (1997). Fatigue behaviour of asphalt mixes: influence of laboratory test procedures on fatigue performances. Dans département de génie civil et de l'environnement de l'Université de Washington (éd.), *Proceedings of the 8th international conference on the structural design of asphalt pavements* (vol. 2, p. 889-917). International Society for Asphalt Pavements. [En anglais].
- [133] LA ROCHE (de), C., VAN DE VEN, M., VAN DEN BERGH, W., GABET, T., DUBOIS, V., GRENFELL, J., & POROT, L. (2009). Development of a laboratory bituminous mixtures ageing protocol. Dans LOIZOS, A., PARTL, M. N., SCARPAS, T., & AL-QADI, I. L. (éds.), *Advanced testing and characterization of bituminous materials* (vol. 1, p. 331-345). CRC Press. [En anglais]. <https://doi.org/10.1201/9780203092989>
- [134] LARSON, R. G., & WEI, Y. (2019). A review of thixotropy and its rheological modelling. *Journal of rheology*, vol. 63, n° 477, p. 477-501. [En anglais]. <https://doi.org/10.1122/1.5055031>
- [135] LAU, C. K., LUNSFORD, K. M., GLOVER, C. J., DAVISON, R. R., & BULLIN, J. A. (1992). Reaction rates and hardening susceptibilities as determined from pressure oxygen vessel aging of asphalts. *Transportation Research Record*, vol. 1342, p. 50-57. [En anglais].

- [136] LE, B. D. (2013). *Modélisation discrète en mécanique de la rupture des matériaux fragiles* (142 p.) [Thèse de doctorat]. Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg, Université de Strasbourg, France. Theses.fr. <https://www.theses.fr/2013STRAD012>
- [137] LEE, H. J. (1996). *Uniaxial constitutive modeling of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory* (230 p.) [Thèse de doctorat]. North Carolina State University, États-Unis. [En anglais].
- [138] LEE, H. J., & KIM, Y. R. (1998a). Viscoelastic constitutive model for asphalt concrete under cyclic loading. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 124, n° 1, p. 32-40. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1998\)124:1\(32\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1998)124:1(32))
- [139] LEE, H. J., & KIM, Y. R. (1998b). Viscoelastic continuum damage model of asphalt concrete with healing. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 124, n° 11, p. 1224-1232. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1998\)124:11\(1224\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1998)124:11(1224))
- [140] LEMAÎTRE, J. (1996). *A course on damage mechanics* (2^{ème} éd., 243 p.). Springer. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-18255-6>
- [141] LESUEUR, D. (2009). The colloidal structure of bitumen: consequences on the rheology and on the mechanisms of bitumen modification. *Advances in Colloid and Interface Science*, vol. 145, n°1-2, p. 42-82. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.cis.2008.08.011>
- [142] LI, N., MOLENAAR, A. A. A., PRONK, A. C., VAN DE VEN, M. F. C., & WU, S. (2012). Effect of specimen size on fatigue behavior of asphalt mixture in laboratory fatigue tests. Dans SCARPAS, A., KRINGOS, N., AL-QADI, I., & LOIZOS, A. (éds.), *7th RILEM international conference on cracking in pavements* (p. 827-836). RILEM Bookseries, vol. 4. Springer. [En anglais]. https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_80
- [143] LI, X., LV, X., LIU, X., & YE, J. (2019). Discrete element analysis of indirect tensile fatigue test of asphalt mixture. *Applied Sciences*, vol. 9, n° 2, 17 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.3390/app9020327>
- [144] LINDER, R. (1977). Application de l'essai de traction-directe aux enrobés bitumineux. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° spécial V, p. 255-274.
- [145] LIU, C., LV, S., PENG, X., ZHENG, J., & Yu, M. (2020). Analysis and comparison of different impacts of aging and loading frequency on fatigue characterization of asphalt concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 32, n° 9, 10 p. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0003317](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0003317)
- [146] LIU, G. (2019). *Discrete element modelling of asphalt concrete reinforced with fiber glass grids* (204 p.) [Thèse de doctorat]. Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg, Université de Strasbourg, France. [En anglais]. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-02511417>
- [147] 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. *Construction and Building Materials*, vol. 126, p. 785-799 [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.045>
- [148] MALESYS, N., & POMMIER, S. (2009). *Principaux mécanismes de fissuration par fatigue en mode I* (9 p.) [Rapport de recherche]. École Normale Supérieure de Paris-Saclay, France.
- [149] MANDEL, J. (1955). Sur les corps viscoélastiques à comportement linéaire. *Comptes rendus de l'Académie des Sciences*, n° 241, p. 1910-1912.
- [150] 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 Materials and Pavement Design*, vol. 16, n° S2, p. 73-99. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2015.1077000>
- [151] MANGIAFICO, S., BABADOPULOS, L. F. A. L., SAUZÉAT, C., & DI BENEDETTO, H. (2018). Nonlinearity of bituminous mixtures. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, vol. 22, n° 1, p. 29-49. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/s11043-017-9350-3>

- [152] MARASTEANU, M. O., & ANDERSON, D. A. (1999, 3-6 mai). *Improved model for bitumen rheological characterization* [Article de conférence, n° 133]. Eurobitume Workshop 99: performance related properties for bituminous binders, Luxembourg (ville), Luxembourg. [En anglais].
- [153] MAUREL, V., KÖSTER, A., RÉMY, L., RAMBAUDON, M., BENZIANE-MISSOUM, D., FONTANET, V., SALGADO-GONCALVES, F., HEUDT, A., WANG, H., & TRABELSI, M. (2017). Fatigue crack growth under large scale yielding condition: the need of a characteristic length scale. *International Journal of Fatigue*, vol. 102, p. 184-201. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.03.021>
- [154] MEWIS, J., & WAGNER, N. J. (2009). *Thixotropy*. *Advances in Colloid and Interface Science*, vol. 147-148, p. 214-227. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.cis.2008.09.005>
- [155] MIGLIORI, F., & CORTÉ, J.-F. (1999). Comparative study of RTFOT and PAV aging simulation laboratory tests. *Transportation Research Record*, vol. 1638, p. 56-63. [En anglais]. <https://doi.org/10.3141/1638-07>
- [156] **Ministère de la Transition Écologique et de la Cohésion des Territoires.** (2005, 1^{er} août). *Action des fondants routiers sur les revêtements* (article extrait de "Étude du choc thermique" par BOUTONNET, M., 1970, LRPC Nancy). Viabilité hivernale. Consulté le 13 mars 2023, sur <https://www.viabilite-hivernale.developpement-durable.gouv.fr/action-des-fondants-routiers-sur-les-revetements-a4687.html>
- [157] MIRWALD, J., WERKOVITS, S., CAMARGO, I., MASCHAUER, D., HOFKO, B., & GROTHE, H. (2020). Investigating bitumen long-term-ageing in the laboratory by spectroscopic analysis of the SARA fractions. *Construction and Building Materials*, vol. 258, n° 119577, 13 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119577>
- [158] MOLENAAR, A. A. A., HAGOS, E. T., van de VEN, M. F. C. (2010). Effects of aging on the mechanical characteristics of bituminous binders in PAC. *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 22, n° 8, p. 779-787. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000021](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000021)
- [159] MOREAU, J. J. (1988). Unilateral contact and dry friction in finite freedom dynamics. Dans MOREAU, J. J., & PANAGIOTOPOULOS, P. D. (éds.), *CISM courses and lectures no. 302 - Nonsmooth mechanics and applications* (p. 1-82). Springer. [En anglais]. https://doi.org/10.1007/978-3-7091-2624-0_1
- [160] MORIAN, N., HAJJ, E. Y., & SEBAALY, P. E. (2013). Significance of mixture parameters on binder aging in hot-mix asphalt mixtures. *Transportation Research Record*, vol. 2370, p. 116-127. [En anglais]. <https://doi.org/10.3141/2370-15>
- [161] MOUILLET, V., & DUMAS, P. (2008). Durability of polymer modified bitumens: comparison of evolution due to conventional standardised ageing tests with the *in situ* ageing of binders in pavements (10 p.). Dans BEUVING, E. (prés.), *Proceedings of the 4th Eurasphalt and Eurobitume congress*. Asphalt Pavement Association. [En anglais].
- [162] MOUILLET, V., LA ROCHE (de), C., CHAILLEUX, E., & COUSSOT, P. (2012). Thixotropic behavior of paving-grade bitumens under dynamic shear. *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 24, n° 1, p. 23-31. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000354](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000354)
- [163] MOUTIER, F. (1991). Étude statistique de l'effet de la composition des enrobés bitumineux sur leur comportement en fatigue et leur module complexe. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 172, p. 33-41.
- [164] NAHAR, S. N., SCHMETS, A. J. M., SCARPAS, A., & SCHITTER, G. (2013). Temperature and thermal history dependence of the microstructure in bituminous materials. *European Polymer Journal*, vol. 49, n° 8, p. 1964-1974. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.eurpolymj.2013.03.027>
- [165] NAHAR, S. N., & LEEGWATER, G. (2021). Reversible molecular structuring and thixotropy in bitumen. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 22, n° S1, p. S287-S296. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2021.1911835>
- [166] NELLENSTEYN, F. J. (1924). The constitution of asphalt. *Journal of the Institute of Petroleum Technology*, vol. 10, p. 311-325. [En anglais].

- [167] NEUMANN, P. (1969). Coarse slip model of fatigue. *Acta metallurgica*, vol. 17, n° 9, p. 1219-1225. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(69\)90099-6](https://doi.org/10.1016/0001-6160(69)90099-6)
- [168] NGUYEN, M. D. (2017). *Modélisation numérique discrète des matériaux bitumineux* (150 p.) [Thèse de doctorat]. École Nationale des Travaux Publics de l'État, Université de Lyon, France. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-01591067>
- [169] NGUYEN, M. L., CHUPIN, O., BLANC, J., PIAU, J.-M., HORNYCH, P., & LEFEUVRE, Y. (2020). Investigation of crack propagation in asphalt pavement based on APT result and LEM analysis. *Journal of Testing and Evaluation*, vol. 48, n° 1, p. 161-177. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/JTE20180933>
- [170] NGUYEN, Q. T. (2011). *Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux sous sollicitations cycliques dans les domaines linéaire et non-linéaire* (260 p.) [Thèse de doctorat]. École nationale des travaux publics de l'État, Lyon, France.
- [171] NGUYEN, Q. T., DI BENEDETTO, H., & SAUZÉAT, C. (2015). Linear and nonlinear viscoelastic behaviour of bituminous mixtures. *Materials and Structures*, vol. 48, n° 7, p. 2339-2351. [En anglais]. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0316-5>
- [172] NGUYEN, Q. T., NGUYEN, M. L., DI BENEDETTO, H., SAUZÉAT, C., CHAILLEUX, E., & HOANG, T. T. N. (2019). Nonlinearity of bituminous materials for small amplitude cyclic loadings. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 20, n° 7, p. 1571-1585. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2018.1465452>
- [173] NIKOLIĆ, M., KARAVELIĆ, E., IBRAHIMBEGOVIC, A., & MIŠČEVIĆ, P. (2017). Lattice element models and their peculiarities. *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 25, n° 3, p. 753-784. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/s11831-017-9210-y>
- [174] NOBLE, G. (2018). *La route 100 % recyclée existe, elle préfigure l'avenir des enrobés*. Batiactu. Consulté le 18 mars 2023, sur <https://www.batiactu.com/edito/route-100--recyclee-existe-elle-prefigure-avenir-enrobés-54280.php>
- [175] OLARD, F. (2003). *Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé* (228 p.) [Thèse de doctorat]. École Nationale des Travaux Publics de l'État, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, France. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-00006050>
- [176] O'SULLIVAN, C., & BRAY, J. D. (2004). Selecting a suitable time step for discrete element simulations that use the central difference time integration scheme. *Engineering Computations*, vol. 21, n° 2/3/4, p. 278-303. [En anglais]. <https://doi.org/10.1108/02644400410519794>
- [177] PARIS, P. C., & ERDOGAN, F. (1963). A critical analysis of crack propagation laws. *Journal of Basic Engineering*, vol. 85, n° 4, p. 528-533. [En anglais]. <https://doi.org/10.1115/1.3656900>
- [178] PARIS, P. C., BUCCI, R. J., WESSEL, E. T., CLARK, W. G., & MAGER, T. R. (1972). Extensive study of low fatigue crack growth rates in A533 and A508 Steels. Dans CORTEN, H. T., & GALLAGHER, J. P. (éds.), *Stress analysis and growth of cracks: Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics: Part I* (p. 141-176). American Society for Testing and Materials. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/STP34119S>
- [179] PARTL, M. N., BAHIA, H. U., CANESTRARI, F., LA ROCHE, C. (de), DI BENEDETTO, H., PIBER, H., & SYBILSKI, D. (éds.) (2013). *Advances in interlaboratory testing and evaluation of bituminous materials - State-of-the-art report of the RILEM technical committee 206-ATB* (465 p.). RILEM State-of-the-Art Reports, vol. 9. Springer. [En anglais]. ISBN-13 : 978-94-007-5103-3. <https://doi.org/10.1007/978-94-007-5104-0>
- [180] PEARSON, S. (1975). Initiation of fatigue cracks in commercial aluminium alloys and the subsequent propagation of very short cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 7, n° 2, p. 235-247. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(75\)90004-1](https://doi.org/10.1016/0013-7944(75)90004-1)
- [181] PELL, P. S., MCCARTHY, P. F., & GARDNER, R. R. (1961). Fatigue of bitumen and bituminous mixes. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 3, n° 4, p. 247-248. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(61\)90025-X](https://doi.org/10.1016/0020-7403(61)90025-X)

- [182] PELL, P. S., & TAYLOR, I. F. (1969). Asphaltic road materials in fatigue. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 38, p. 371-422. [En anglais].
- [183] PELLOUX, R. M. N. (1969). Mechanisms of formation of ductile fatigue striations. *Transactions of American Society for Metals*, vol. 62, n° 1, p. 281-285. [En anglais].
- [184] PÉREZ-JIMÉNEZ, F. E., BOTELLA, R., & MIRÓ, R. (2012). Differentiating between damage and thixotropy in asphalt binder's fatigue tests. *Construction and Building Materials*, vol. 31, p. 212-219. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.12.098>
- [185] PEREZ-MARTINEZ, M., MARSAC, P., GABET, T., CHAILLEUX, E. (2016). Prediction of the mechanical properties of aged asphalt mixes from FTIR measurements. Dans CANESTRARI, F., & PARTL, M. (éds.), *8th RILEM international symposium on testing and characterization of sustainable and innovative bituminous materials* (p. 399-409). RILEM Bookseries, vol. 11. Springer. [En anglais]. https://doi.org/10.1007/978-94-017-7342-3_32
- [186] PERRET, J., & DUMONT, A.-G. (2004). *Modélisation des charges d'essieu* (103 p.) [Rapport de recherche]. Projet Unterhalt 2000. Laboratoire des voies de circulation, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse.
- [187] PETERSEN, J. C. (1986). Quantitative functional group analysis of asphalts using differential infrared spectroscopy and selective chemical reactions - application and theory. *Transportation Research Record*, vol. 1066, p. 106-119. [En anglais].
- [188] PETERSEN, J. C., BRANTHAVER, J. F., ROBERTSON, R. E., HARNBERGER, P. M., DUVALL, J. J., & ENSLEY, E. K. (1993). Effects of physicochemical factors on asphalt oxidation kinetics. *Transportation Research Record*, vol. 1391, p. 1-10. [En anglais].
- [189] PETERSEN, J. C., ROBERTSON, R. E., BRANTHAVER, J. F., HARNBERGER, P. M., DUVALL, J. J., KIM, S. S., ANDERSON, D. A., CHRISTENSEN, D. W., BAHIA, H. U., DONGRE, R., ANTLE, C. E., SHARMA, M. G., BUTTON, J. W., & GLOVER, C. J. (1994). *Binder characterization and evaluation – Volume 4: Test methods* (SHRP-A-403, 491 p.) [Rapport de recherche]. Strategic Highways Research Program, projet A-002A. National Research Council, États-Unis. [En anglais]. ISBN-10 : 0-309-05806-6
- [190] PETERSEN, J. C., HARNBERGER, P. M., & ROBERTSON, R. E. (1996). Factors affecting the kinetics and mechanisms of asphalt oxidation and the relative effects of oxidation products on age hardening. *Preprints of Papers, American Chemical Society, Division of Fuel Chemistry*, vol. 41, n° 4, p. 1232-1244. [En anglais].
- [191] PETERSEN, J. C. (1998a). A dual, sequential mechanism for the oxidation of petroleum asphalts. *Petroleum Science and Technology*, vol. 16, n° 9-10, p. 1023-1051. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/10916469808949823>
- [192] PETERSEN, J. C., & HARNBERGER, P. M. (1998b). Asphalt aging: a dual oxidation mechanism and its interrelationships with asphalt composition and oxidative age hardening. *Transportation Research Record*, vol. 1638, p. 47-55. [En anglais]. <https://doi.org/10.3141/1638-06>
- [193] PETERSEN, J. C. (2009). *A review of the fundamentals of asphalt oxidation: chemical, physicochemical, physical property, and durability relationships* (Transportation Research circular no. E-C140, 78 p.) [Rapport de recherche]. Transportation Research Board of the National Academies, États-Unis. [En anglais].
- [194] PETERSEN, J. C., & GLASER, R. (2011). Asphalt oxidation mechanisms and the role of oxidation products on age hardening revisited. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 12, n° 4, p. 795-819. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2011.9713895>
- [195] PFEIFFER, J. P., & SAAL, R. N. J. (1940). Asphaltic bitumen as colloid systems. *Journal of Physical Chemistry*, n° 44, p. 139-149. [En anglais]. <https://doi.org/10.1021/j150398a001>
- [196] PHAM, N. H., SAUZÉAT, C., DI BENEDETTO, H., GONZÁLEZ-LEÓN, J.-A., BARRETO, G., NICOLAÏ, A., & JAKUBOWSKI, M. (2015). Reclaimed asphalt pavement and additives' influence on 3D linear behaviour of warm mix asphalts. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 16, n° 3, p. 569-591. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2015.1021108>

- [197] PHAN, C. V., DI BENEDETTO, H., SAUZÉAT, C., DAYDE, J., & POUGET, S. (2017a). Quantification of different effects occurring during fatigue tests on bituminous mixtures. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 40, n° 12, p. 2169–2182. [En anglais]. <https://doi.org/10.1111/ffe.12646>
- [198] PHAN, C. V., DI BENEDETTO, H., SAUZÉAT, C., LESUEUR, D., POUGET, S., OLARD, F., & DUPRIET, S. (2017b). Complex modulus and fatigue resistance of bituminous mixtures containing hydrated lime. *Construction and Building Materials*, vol. 139, p. 24–33. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.02.042>
- [199] PIAU, J.-M., & ROUSSET, G. (1983). *Modélisation de l'endommagement dans une éprouvette de sable bitumineux au cours d'une expérience de flexion alternée* (44 p.) [Mémoire de maîtrise]. École Nationale des Ponts et Chaussées, Marne-la-Vallée, France.
- [200] PIAU, J.-M. (1989). Modélisation thermomécanique du comportement des enrobés bitumineux. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 163, p. 41-54.
- [201] PLANCHE, J.-P., MARTIN, D., REY, C., CHAMPION, L., & GÉRARD, J.-F. (1997). Évaluation du durcissement physique des bitumes à froid, une autre méthode pour mesurer la teneur en paraffines. Dans DI BENEDETTO, H., & FRANCKEN, L. (éds.), *Proceedings of the 5th International RILEM Symposium: Mechanical test for bituminous mixes - Recent improvements and future prospects* (p. 167-171). Éditions A. A. Balkema.
- [202] PME BTP (n.d.). *Les engins du BTP : Finisseur*. Consulté le 18 mars 2023, sur <https://www.pmebtp.com/de-couvrir-engins/15/finisseur>
- [203] POULIKAKOS, L. D., HOFKO, B., CANNONE FALCHETTO, A., POROT, L., FERROTTI, G., & GRENFELL, J. (2019). Recommendations of RILEM TC 252-CMB: relationship between laboratory short-term aging and performance of asphalt binder. *Materials and Structures*, vol. 52, n° 69, 6 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1617/s11527-019-1370-9>
- [204] PRONK, A. C. (1995). *Evaluation of the dissipated energy concept for the interpretation of fatigue measurements in the crack initiation phase* (P-DWW-95-501, 101 p.) [Rapport de recherche]. Division des Routes et de l'Ingénierie Hydraulique, ministère des Transports et de la Gestion de l'Eau, Pays-Bas. [En anglais]. https://www.civil.uminho.pt/4pb/information/Rheology/2003-030_The_variable_dashpot.pdf
- [205] PRONK, A. C. (2003). *The variable dashpot* (DWW-2003-030, 15 p.) [Rapport de recherche]. Division des Routes et de l'Ingénierie Hydraulique, ministère des Transports et de la Gestion de l'Eau, Pays-Bas. [En anglais].
- [206] QUEZADA, J. C., & CHAZALLON, C. (2020). Complex modulus modeling of asphalt concrete mixes using the Non-Smooth Contact Dynamics method. *Computer and Geotechnics*, vol. 117, 9 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2019.103255>
- [207] QUEZADA, J. C., & CHAZALLON, C. (2021). Discrete element modeling of hot asphalt mix complex modulus using realistic aggregate shapes. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 23, n° S1, p. 178-195. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2022.2042367>
- [208] RAITHBY, K. D., & STERLING, A. B. (1972). *Some effects of loading history on the fatigue performances of rolled asphalt* (LR 496, 33 p.) [Rapport de recherche]. Transport and Road Research Laboratory, Royaume-Uni. [En anglais].
- [209] RAPAPORT, D. C. (2004). *The art of molecular dynamics simulation* (2^{ème} éd., 564 p.). Cambridge University Press. [En anglais]. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511816581>
- [210] RIAHI, E., ALLOU, F., BOTELLA, R., FAKHARI TEHRANI, F. 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 Materials and Pavement Design*, vol. 18, n° S2, p. 155–163. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2017.1305145>
- [211] RICE, J. R. (1968). A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 35, n° 2, p. 379-386. [En anglais]. <https://doi.org/10.1115/1.3601206>

- [212] RICE, J. R., & ROSENGREN, G. F. (1968). Plastic strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 16, n° 1, p. 1-12. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(68\)90013-6](https://doi.org/10.1016/0022-5096(68)90013-6)
- [213] RITCHIE, R. O. (1999). Mechanisms of fatigue-crack propagation in ductile and brittle solids. *International Journal of Fracture*, vol. 100, p. 55–83. [En anglais]. <https://doi.org/10.1023/A:1018655917051>
- [214] RIVIÈRE, N. (1996). *Comportement en fatigue des enrobés bitumineux* (170 p.) [Thèse de doctorat]. Université de Bordeaux I, France.
- [215] ROCHLANI, M., CANON FALLA, G., CARO, S., LEISCHNER, S., & WELLNER, F. (2021). Understanding the influence of temperature and frequency on the fatigue resistance of bitumen. *Construction and Building Materials*, vol. 296, n° 123754, 13 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123754>
- [216] ROUSSEL, N. (2006). A thixotropy model for fresh fluid concretes: theory, validation and applications. *Cement and concrete research*, vol. 36, n° 10, p. 1797-1806. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2006.05.025>
- [217] ROWE, G. M., & BOULDIN, M. G. (2000). Improved techniques to evaluate the fatigue resistance of asphaltic mixtures. Dans *Proceedings of the 2nd Eurobitume and Eurasphalt congress* (p. 754-763). Foundation Eurasphalt. [En anglais].
- [218] SAID, S. F. (1988). *Fatigue characteristics of asphalt concrete mixtures* (n° V 71, 76 p.) [Rapport de recherche]. Projet Bitumenbundna materials mekaniska egenskaper, n°4130503-8. Staten väg- och trafikinstitut, Suède. [En anglais].
- [219] 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* (207 p.) [Thèse de doctorat]. Université Gustave Eiffel, École Centrale de Nantes, France. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-03267849>
- [220] SAUNIER, J. (1968). *Contribution à l'étude des propriétés rhéologiques des enrobés bitumineux* (122 p.) [Thèse de doctorat]. Faculté des sciences de l'Université de Paris, France.
- [221] SAYEGH, G. (1965). *Variation des modules de quelques bitumes purs et bétons bitumineux* [Thèse de doctorat]. Faculté des Sciences de l'Université de Paris, France.
- [222] SCHAPER, R. A. (1969). On the characterization of nonlinear viscoelastic materials. *Polymer Engineering and Science*, vol. 9, n° 4, p. 295–310. [En anglais]. <https://doi.org/10.1002/pen.760090410>
- [223] SCHAPER, R. A. (1975a). A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media: I. Theoretical development. *International Journal of Fracture*, vol. 11, n° 1, p. 141-159. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF00034721>
- [224] SCHAPER, R. A. (1975b). A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media: II. Approximate methods of analysis. *International Journal of Fracture*, vol. 11, n° 3, p. 369-388. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF00033526>
- [225] SCHAPER, R. A. (1975c). A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media: III. Analysis of continuous growth. *International Journal of Fracture*, vol. 11, n° 4, p. 549-562. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF00116363>
- [226] SCHAPER, R. A. (1984). Correspondence principles and a generalized J integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, vol. 25, n° 3, p. 195-223. [En anglais]. <https://doi.org/10.1007/BF01140837>
- [227] SCHAPER, R. A. (1987). Deformation and fracture characterization of inelastic composite materials using potentials. *Polymer Engineering and Science*, vol. 27, n° 1, p. 63–76. [En anglais]. <https://doi.org/10.1002/pen.760270110>

- [228] SCHAPERLY, R. A. (1990). A theory of mechanical behaviour of elastic media with growing damage and other changes in structures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 38, n° 2, p. 215-253. [En anglais]. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(90\)90035-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(90)90035-3)
- [229] SCHAPERLY, R. A. (1999). Nonlinear viscoelastic and viscoplastic constitutive equations with growing damage. *International Journal of Fracture*, vol. 97, p. 33–66. [En anglais]. <https://doi.org/10.1023/A:1018695329398>
- [230] SCHIJVE, J. (2009). *Fatigue of structures and materials* (2^{ème} éd., 627 p). Springer. [En anglais]. ISBN-13 : 978-1-4020-6807-2.
- [231] **Service des données et études statistiques (2021)**. *Chiffres clés du transport – Édition 2021* [Statistiques, 92 p.]. SDES, Ministère de la Transition Écologique, France.
- [232] **Service d'études techniques des routes et autoroutes, & Laboratoire central des ponts et chaussées (1994)**. *Guide technique. Conception et dimensionnement des structures de chaussées* (201 p.). SÉTRA et LCPC, France. ISBN-10 : 2-7208-7010-2.
- [233] SHAN, L. Y., TAN, Y. Q., UNDERWOOD, B. S., & KIM, Y. R. (2011). Separation of thixotropy from fatigue process of asphalt binder. *Transportation Research Record*, vol. 2207, p. 89–98. <https://doi.org/10.3141/2207-12>
- [234] SIROMA, R. S. (2022). *Experimental and theoretical methods for assessing the remaining service life of asphalt pavements based on the properties of its recovered bitumens* (323 p.) [Thèse de doctorat]. Université Gustave Eiffel, France. [En anglais].
- [235] SOLIMAN, S. (1976). *Influence des paramètres de formulation sur le comportement à la fatigue d'un enrobé bitumineux* (n° 58) [Rapport de recherche]. Laboratoires des Ponts et Chaussées, France.
- [236] SOLTANI, A., & ANDERSON, D. A. (2005). New test protocol to measure fatigue damage in asphalt mixtures. *Road Materials and Pavement Design*, vol. 6, n° 4, p. 485-514. [En anglais]. <https://doi.org/10.1080/14680629.2005.9690017>
- [237] SOUZA MENDES, P. R. (2009). Modeling the thixotropic behavior of structured fluids. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, vol. 164, n° 1-3, p. 66-75. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.jnnfm.2009.08.005>
- [238] STEWART, M., & GARCIA, E. (2019). Fatigue crack growth of a hot mix asphalt using digital image correlation. *International Journal of Fatigue*, vol. 120, p. 254-266. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.11.024>
- [239] SUCH, C. (1983). Analyse du comportement visqueux des bitumes. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 127, p. 25-35.
- [240] SURESH, S., & RITCHIE, R. O. (1984). Propagation of short fatigue cracks. *International Metals Reviews*, vol. 29, n° 6, p. 445–475. [En anglais].
- [241] TADA, H., PARIS, P. C., & IRWIN, G. R. (2000). *The stress analysis of cracks handbook* (3^{ème} éd., 696 p.). The American Society of Mechanical Engineers. [En anglais]. ISBN-10 : 0-7918-0153-5.
- [242] TANGELLA, S., CRAUS, J., DEACON, J. A., & MONISMITH, C. L. (1990). *Summary report on fatigue response of asphalt mixtures* (TM-UCB-A-003A-8, 158 p.) [Rapport de recherche]. Strategic Highway Research Program, projet A-003-A. Institute of Transportation Studies, University of California, États-Unis. [En anglais].
- [243] TAUSTE, R., MORENO-NAVARRO, F., SOL-SÁNCHEZ, M., & RUBIO-GÁMEZ, M. C. (2018). Understanding the bitumen ageing phenomenon: a review. *Construction and Building Materials*, vol. 192, p. 593-609. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.10.169>
- [244] TAVAREZ, F. A. (2005). *Discrete element method for modeling solid and particulate materials* (154 p.) [Thèse de doctorat]. University of Wisconsin-Madison, États-Unis. [En anglais].
- [245] TAYEBALI, A. A., DEACON, J. A., COPLANTZ, J. S., FINN, F. N., & MONISMITH, C. L. (1994). Part II - Extended Test Program. Dans Institute of Transportation Studies, University of California (éd.), *Fatigue Response of*

- Asphalt-Aggregate Mixes* (SHRP-A-404, p. 85-225) [Rapport de recherche]. Strategic Highway Research Program, projet A-003-A. National Research Council, États-Unis. [En anglais]. ISBN-10 : 0-309-05812-0.
- [246] **TP Demain (2020)**. *Les pathologies de voirie*. Consulté le 18 mars 2023, sur <https://tpdemain.com/module/les-pathologies-de-voirie/>
- [247] **TRAXLER, R. N., & SCHWEYER, H. E. (1936)**. Increase in viscosity of asphalts with time. *Proceedings of the American Society for Testing Materials*, vol. 36, part. 2, p. 544-551. [En anglais].
- [248] **TRAXLER, C. (1964)**. Rheology and rheological modifiers others than elastomers: structure and time. Dans HOIBERG, A. J. (éd.), *Bituminous materials: Asphalts, Tar and Pitches - Volume 1* (p. 143-211). Wiley Interscience. [En anglais].
- [249] **TURNER, P. (n.d.)**. *Age the binder properly for testing*. AsphaltPro. Consulté le 12 avril 2023, sur <https://theasphaltpro.com/articles/age-the-binder-properly-for-testing/>
- [250] **UGÉ, P., GEST, G., GRAVOIS, A., & BONNAURE, F. (1977)**. Nouvelle méthode de calcul du module complexe des mélanges bitumineux. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° spécial V, p. 199-213.
- [251] **UNDERWOOD, B. S., KIM, Y. R., & GUDDATI, M. N. (2006)**. Characterization and performance prediction of ALF mixtures using a viscoelastoplastic continuum damage model. *Asphalt Paving Technology*, vol. 75, p. 577-636. [En anglais].
- [252] **UNDERWOOD, B. S., & KIM, Y. R. (2012)**. Comprehensive evaluation of small strain viscoelastic behavior of asphalt concrete. *Journal of Testing and Evaluation*, vol. 40, n° 4, p. 622-632. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/JTE104521>
- [253] **URF - Union Routière de France (2022)**. *Faits et chiffres 2022 – Statistiques des mobilités en France et en Europe* (152 p.) [Statistiques]. <https://www.unionroutiere.fr/faitetchiffre/faits-et-chiffres-2022>
- [254] **UZAN, J., & LEVENBERG, E. (2007)**. Advanced testing and characterization of asphalt concrete materials in tension. *International Journal of Geomechanics*, vol. 7, n° 2, p. 158-165. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2007\)7:2\(158\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2007)7:2(158))
- [255] **VAN GOOSWILLIGEN, G., BATS, F. T., & HARRISON, T. (1989)**. Quality of paving grade bitumen – a practical approach in terms of functional tests. Dans *Proceedings of the 4th Eurobitume Symposium* (vol. 1, p. 290-297). Association européenne du bitume. [En anglais].
- [256] **VARMA, R., BALIEU, R. & KRINGOS, N. (2021)**. A state-of-the-art review on self-healing in asphalt materials: mechanical testing and analysis approaches. *Construction and Building Materials*, vol. 310, n° 125197, 19 p. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.125197>
- [257] **Vialab (2023)**. *RTFOT - Étuve pour simulation d'enrobage*. Consulté le 12 avril 2023, sur <https://www.vialab.fr/fr/produits/accueil/equipement-de-laboratoire-routier/bitume/etuve-rtfot-rolling-thin-film-oven-test/>
- [258] **WALKER, K. (1970)**. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminium. Dans ROSENFELD, M. S. (éd.), *Effects of environment and complex load history on fatigue life* (14 p.). American Society for Testing and Materials. [En anglais]. <https://doi.org/10.1520/STP32032S>
- [259] **WANG, C.-H. (1996)**. *Introduction to fracture mechanics* (DSTO-GD-0103, 82 p.) [Document de cours]. Aeronautical and Maritime Research Laboratory, Defence Science and Technology Organisation, Australie. [En anglais]. <https://doi.org/10.13140/RG.2.1.1444.2408>
- [260] **WELLS, A. A. (1961)**. Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. Dans *Proceedings of the crack propagation symposium* (vol. 1, n° 84, p. 210-230). [En anglais].
- [261] **WESTERGAARD, H. M. (1939)**. Bearing pressures and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 6, n° 2, p. A49-A53. [En anglais]. <https://doi.org/10.1115/1.4008919>

- [262] WILLIAMS, M. L., LANDEL, R. F., & FERRY, J. D. (1955). The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids. *Journal of the American Chemical Society*, vol. 77, n° 14, p. 3701-3707. [En anglais]. <https://doi.org/10.1021/ja01619a008>
- [263] WÖHLER, A. (1870). Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl. *Zeitschrift für Bauwesen*, vol. 20, p. 73–106. [En allemand]. https://books.google.fr/books?id=uE4OAAAAYAAJ&printsec=frontcover&redir_esc=y#v=onepage&q&f=false
- [264] YASUDA, K. (1979). *Investigation of the analogies between viscometric and linear viscoelastic properties of polystyrene fluids* (587 p.) [Thèse de doctorat]. Massachusetts Institute of Technology, États-Unis. [En anglais].
- [265] YOU, Z., ADHIKARI, S., & DAI, Q. (2008). Three-dimensional discrete element models for asphalt mixtures. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 134, n° 12, 11 p. [En anglais]. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(2008\)134:12\(1053\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2008)134:12(1053))
- [266] YOUNG, P. (2014). *The leapfrog method and other “symplectic” algorithms for integrating Newton’s laws of motion*. (16 p.) [Document de cours]. University of California, États-Unis. [En anglais]. <https://young.physics.ucsc.edu/115/leapfrog.pdf>
- [267] YU, H., & SHEN, S. (2013). A micromechanical based three-dimensional DEM approach to characterize the complex modulus of asphalt mixtures. *Construction and Building Materials*, vol. 38, p. 1089-1096. [En anglais]. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.09.036>
- [268] YUSOFF, N. I. M., AIREY, G. D., & HAININ, M. R. (2010). Predictability of complex modulus using rheological models. *Asian Journal of Scientific Research*, vol. 3, n° 1, p. 18-30. [En anglais]. <https://doi.org/10.3923/ajsr.2010.18.30>
- [269] ZEGHLOUL, A. (2016). *Concepts fondamentaux de la Mécanique de la Rupture* (173 p.) [Document de cours]. Université de Lorraine, France. http://www.lem3.univ-lorraine.fr/mmsp/cours/CFMR_Poly%20de%20cours.pdf
- [270] ZENG, M. (1997). *Nonlinear viscoelastic behaviour of asphalt concrete in stress relaxation* (248 p.) [Thèse de doctorat]. University of Manitoba, Canada. [En anglais].
- [271] ZENG, M., BAHIA, H. U., ZHAI, H., ANDERSON, M. R., & TURNER, P. (2001). Rheological modeling of modified asphalt binders and mixtures (with discussion). *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 70, p. 403–441. [En anglais].

NORMES AFNOR

- [272] **Association française de normalisation (2018, janvier)**. *Bitumes et liants bitumineux – Détermination de la pénétrabilité à l’aiguille* (NF EN 1426, 21 p.).
- [273] **Association française de normalisation (2018, janvier)**. *Bitumes et liants bitumineux – Détermination du point de ramollissement – Méthode Bille et Anneau* (NF EN 1427, 24 p.).
- [274] **Association française de normalisation (2007, juillet)**. *Enduits superficiels – Spécifications* (NF EN 12271, 38 p.).
- [275] **Association française de normalisation (2008, octobre)**. *Matériaux bitumineux coulés à froid – Spécifications* (NF EN 12273, 36 p.).
- [276] **Association française de normalisation (2009, décembre)**. *Bitumes et liants bitumineux – Spécifications des bitumes routiers* (NF EN 12591, 29 p.).
- [277] **Association française de normalisation (2014, décembre)**. *Bitumes et liants bitumineux – Détermination de la solubilité* (NF EN 12592, 15 p.).

- [278] **Association française de normalisation (2015, août).** *Bitumes et liants bitumineux – Détermination du point de fragilité Fraass* (NF EN 12593, 22 p.).
- [279] **Association française de normalisation (2014, décembre).** *Bitumes et liants bitumineux – Détermination de la viscosité cinématique* (NF EN 12595, 24 p.).
- [280] **Association française de normalisation (2014, décembre).** *Bitumes et liants bitumineux – Détermination de la viscosité dynamique par viscosimètre capillaire sous vide* (NF EN 12596, 25 p.).
- [281] **Association française de normalisation (2014, décembre).** *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 12607-1, 21 p.).
- [282] **Association française de normalisation (2020, mars).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 1 : Teneur en liant soluble* (NF EN 12697-1, 57 p.).
- [283] **Association française de normalisation (2018, décembre).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 5 : Masse volumique réelle (MVR)* (NF EN 12697-5, 27 p.).
- [284] **Association française de normalisation (2020, février).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 6 : Détermination de la masse volumique apparente des éprouvettes bitumineuses* (NF EN 12697-6, 22 p.).
- [285] **Association française de normalisation (2018, juin).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 12 : Détermination de la sensibilité à l'eau des éprouvettes bitumineuses* (NF EN 12697-12, 25 p.).
- [286] **Association française de normalisation (2020, février).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 22 : Essai d'orniérage* (NF EN 12697-22, 36 p.).
- [287] **Association française de normalisation (2018, juin).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 24 : Résistance à la fatigue* (NF EN 12697-24, 71 p.).
- [288] **Association française de normalisation (2018, juin).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 26 : Module de rigidité* (NF EN 12697-26, 54 p.).
- [289] **Association française de normalisation (2019, mars).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 31 : Confection d'éprouvettes à la presse à compactage giratoire* (NF EN 12697-31, 29 p.).
- [290] **Association française de normalisation (2007, septembre).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud – Partie 33 : Confection d'éprouvettes au compacteur de plaque* (NF EN 12697-33, 22 p.). **Annulé le 25-01-2020, remplacé par NF EN 12697-33, Mars 2019.**
- [291] **Association française de normalisation (2019, mars).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai – Partie 33 : Préparation de corps d'épreuve au compacteur de plaque* (NF EN 12697-33, 27 p.).
- [292] **Association française de normalisation (2007, septembre).** *Mélanges bitumineux – Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud – Partie 35 : Malaxage en laboratoire* (NF EN 12697-35, 14 p.). **Annulé le 14-07-2017, remplacé par NF EN 12697-35, Juillet 2017.**
- [293] **Association française de normalisation (2003, août).** *Granulats pour mélanges hydrocarbonés et pour enduits superficiels utilisés dans la construction des chaussées, aérodromes et d'autres zones de circulation* (NF EN 13043, 54 p.).
- [294] **Association française de normalisation (2017, mai).** *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 1 : Enrobés bitumineux* (NF EN 13108-1, 56 p.).
- [295] **Association française de normalisation (2017, mai).** *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 2 : Bétons bitumineux très minces (BBTM)* (NF EN 13108-2, 39 p.).
- [296] **Association française de normalisation (2016, juin).** *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 3 : Enrobés bitumineux mous* (NF EN 13108-3, 38 p.).
- [297] **Association française de normalisation (2016, juin).** *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 4 : Hot Rolled Asphalt (HRA)* (NF EN 13108-4, 48 p.).

- [298] **Association française de normalisation (2016, juin)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 5 : Stone Mastic Asphalt* (NF EN 13108-5, 56 p.).
- [299] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 6 : Asphaltes coulés routiers* (NF EN 13108-6, 38 p.).
- [300] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 7 : Bétons bitumineux drainants* (NF EN 13108-7, 47 p.).
- [301] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 8 : Agrégats d'enrobés* (NF EN 13108-8, 19 p.).
- [302] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 9 : Bétons bitumineux pour couches ultra-minces (BBUM)* (NF EN 13108-9, 38 p.).
- [303] **Association française de normalisation (2017, mai)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 20 : Épreuve de formulation* (NF EN 13108-20, 41 p.).
- [304] **Association française de normalisation (2019, septembre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 31 : Enrobés bitumineux à l'émulsion de bitume* (NF EN 13108-31, 49 p.).
- [305] **Association française de normalisation (2013, avril)**. *Bitumes et liants bitumineux – Vieillessement long-terme accéléré réalisé dans un récipient de vieillissement sous pression (PAV)* (NF EN 14769, 17 p.).
- [306] **Association française de normalisation (2012, août)**. *Bitumes et liants bitumineux – Détermination du module complexe en cisaillement et de l'angle de phase – Rhéomètre à cisaillement dynamique (DSR)* (NF EN 14770, 19 p.).
- [307] **Association française de normalisation (1995, octobre)**. *Agents de surface – Vocabulaire* (NF EN ISO 862, 68 p.).
- [308] **Association française de normalisation (2017, septembre)**. *Pétrole et produits connexes – Détermination des points d'éclair et de feu – Méthode Cleveland à vase ouvert* (NF EN ISO 2592, 30 p.).
- [309] **Association française de normalisation (2000, avril)**. *Sols : reconnaissance et essais – Portance des plates-formes – Partie 1 : Module sous chargement statique à la plaque (EV2)* (NF P94-117-1, 10 p.).
- [310] **Association française de normalisation (2004, octobre)**. *Sols : reconnaissance et essais – Portance des plates-formes – Partie 2 : Module sous chargement dynamique* (NF P94-117-2, 19 p.).
- [311] **Association française de normalisation (2019, mai)**. *Dimensionnement structurel des chaussées routières – Application aux chaussées neuves* (NF P98-086, 109 p.).
- [312] **Association française de normalisation (2014, octobre)**. *Assises de chaussées – Grave-émulsion – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-121, 20 p.). **Annulé le 15-05-2020, remplacé par NF EN 13108-31, septembre 2019.**
- [313] **Association française de normalisation (1999, novembre)**. *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement et couches de liaison : Bétons bitumineux semi-grenus (BBSG) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-130, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [314] **Association française de normalisation (1999, novembre)**. *Enrobés hydrocarbonés – Bétons bitumineux pour chaussées aéronautiques (BBA) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-131, 18 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [315] **Association française de normalisation (2000, juin)**. *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement et couches de liaison : Bétons bitumineux minces – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-132, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [316] **Association française de normalisation (1991, décembre)**. *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux cloutés – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-133, 18 p.).

- [317] **Association française de normalisation (2000, juin).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux drainants – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-134, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-7, octobre 2016.**
- [318] **Association française de normalisation (1991, décembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Bétons bitumineux pour couche de surface de chaussées souples à faible trafic – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-136, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [319] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches d'assises : Graves-bitume (GB) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-138, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [320] **Association française de normalisation (2016, décembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux à l'émulsion – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-139, 23 p.). **Annulé le 15-05-2020, remplacé par NF EN 13108-31, Septembre 2019.**
- [321] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches d'assises : Enrobés à module élevé (EME) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-140, 13 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [322] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement et couches de liaison : Bétons bitumineux à module élevé (BBME) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-141, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [323] **Association française de normalisation (1992, janvier).** *Enrobés hydrocarbonés – Asphaltes coulés pour trottoirs et pour couches de roulement de chaussées – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-145, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-6, décembre 2006.**
- [324] **Association française de normalisation (1994, janvier).** *Revêtement de chaussée – Enduit superficiel d'usure – Spécifications* (NF P98-160, 18 p.). **Annulé le 23-07-2010, remplacé par NF EN 12271, juillet 2007.**
- [325] **Association française de normalisation (2000, octobre).** *Essais relatifs aux chaussées – Mesure des caractéristiques rhéologiques des mélanges hydrocarbonés – Partie 1 : Détermination du module et de la perte de linéarité en traction directe* (NF P98-260-1, 18 p.). **Annulé le 17-09-2011, remplacé par NF P98-260-1, septembre 2011.**
- [326] **Association française de normalisation (2011, septembre).** *Essais relatifs aux chaussées – Mesure des caractéristiques rhéologiques des mélanges hydrocarbonés – Partie 1 : Détermination de la perte de linéarité en traction directe* (NF P98-260-1, 10 p.).
- [327] **Association française de normalisation (1992, septembre).** *Essais relatifs aux chaussées – Mesure des caractéristiques rhéologiques des mélanges hydrocarbonés – Partie 1 : Détermination du module complexe par flexion sinusoïdale* (NF P98-260-2, 14 p.).
- [328] **Association française de normalisation (1993, décembre).** *Essais relatifs aux chaussées – Détermination de la résistance en fatigue des mélanges hydrocarbonés – Partie 1 : Essai par flexion à amplitude de flèche constante* (NF P98-261-1, 18 p.). **Annulé le 20-07-2001, remplacé par NF P98-261-1, juillet 2001.**
- [329] **Association française de normalisation (2001, juillet).** *Essais relatifs aux chaussées – Détermination de la résistance en fatigue des mélanges hydrocarbonés – Partie 1 : Essai par flexion deux points à amplitude de flèche constante sur éprouvettes trapézoïdales isocèles* (NF P98-261-1, 19 p.). **Annulé le 29-02-2008, remplacé par NF EN 12697-24, mars 2005.**
- [330] **Association française de normalisation (2001, mai).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux très minces – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (XP P98-137, 13 p.). **Annulé le 01-03-2008, remplacé par NF EN 13108-2, décembre 2006.**

Annexes

Table des matières

Annexe A	Découvrir l'histoire moderne des chaussées pour éviter les abus de langage.....	461
Annexe B	Diverses formulations d'enrobé bitumineux.....	473
Annexe C	Temps critique d'un oscillateur harmonique amorti.....	481
Annexe D	Méthode de calcul des déplacements générés par les fissures.....	485
Annexe E	Méthode de calcul de l'amplitude du déplacement projeté.....	489
Annexe F	Méthode d'intégration du coefficient de Poisson complexe en DEM.....	495

ANNEXE A DÉCOUVRIR L'HISTOIRE MODERNE DES CHAUSSÉES POUR ÉVITER LES ABUS DE LANGAGE

A.1 Les abus de langage dans le nommage des chaussées

Plusieurs millénaires furent nécessaires au développement des chaussées telles que nous les connaissons actuellement. Ce besoin d'aménager des voies de circulation remonterait à environ 9000 an av. JC avec la sédentarisation de l'homme. Puis l'invention de la roue par les Sumériens, environ 3500 av. JC, initia le besoin de circuler plus rapidement que ce soit au niveau des voitures mais également des chaussées. Plusieurs peuples et technologies se succédèrent alors, telles que les fameuses voies romaines, dont la technique de construction se perdit en Europe avec la disparition progressive de l'Empire Romain avant d'être peu à peu redécouverte à partir de la moitié du Moyen-Âge.

Puis l'essor moderne des chaussées apporta son lot de mots de vocabulaire pour désigner de nouvelles techniques de construction ou de nouveaux matériaux dont les significations sont encore confuses dans le langage populaire aujourd'hui. D'une part, « route » et « chaussée » sont deux termes distincts. Le premier définit une voie de communication pour se rendre d'un lieu à un autre tandis que le second désigne la partie d'une route aménagée pour la circulation. D'autre part, par abus de langage, les termes techniques « asphalte », « bitume », « enrobé », « goudron » et « macadam » continuent de nos jours à être trop souvent employés de manière générique pour nommer les chaussées bien que leurs significations soient très différentes les unes les autres. De même, l'utilisation du mot « tarmac » pour désigner le sol des aires de stationnement des aérodromes est en réalité inadaptée. Il tient donc lieu de faire la distinction entre ces termes à travers un extrait de l'histoire moderne des chaussées.

A.2 La technique française d'empierrement au XVIII^e siècle

En France, l'histoire moderne des routes débute sous le règne de Louis XIV, sous l'impulsion de Jean-Baptiste COLBERT, ministre du roi, qui mis en place en 1669 un nouveau corps autonome avec la création du métier de commissaire des Ponts et Chaussées afin de développer le réseau national routier. Mais les techniciens étaient alors recrutés au coup par coup. Il faudra attendre l'année 1716 pour qu'un arrêté du roi Louis XV établisse le corps des ingénieurs des Ponts et Chaussées.

Durant la première moitié du XVIII^e siècle, les chaussées des grandes routes du royaume étaient construites dans un encaissement d'environ 48 cm, au fond duquel les pierres étaient posées à plat et recouvertes d'une première couche de pierrailles battues à la masse formant le bombement de la chaussée, puis d'une seconde couche de pierrailles cassées plus menues (DEBAUVE, 1883). Ces chaussées sujettes aux ornières étaient régulièrement entretenues grâce à la corvée royale introduite en 1738, toujours sous le règne de Louis XV. Il s'agissait d'un impôt sous la forme d'un travail non rémunéré imposé aux sujets afin de pourvoir à la construction et l'entretien des chaussées. Cette mesure qui souleva un fort mécontentement populaire et qui n'était par conséquent pas toujours bien appliquée permit tout de même de développer le réseau routier français. La corvée disparut progressivement à partir de 1776 jusqu'à son abolition complète en 1789.

Avec la suppression progressive de la corvée et l'augmentation du trafic de voitures¹, il devint nécessaire de construire des chaussées plus solides. Vers 1764, Pierre TRÉSAGUET, illustre ingénieur des Ponts et Chaussées, inventa un nouveau procédé de construction des chaussées qu'il décrivit dans son « *Mémoire sur la construction et l'entretien des routes* » publié en 1775. Il comprit que la couche la plus profonde avait pour rôle principal le transfert et la répartition du poids de la chaussée et de la pression exercée par les charges roulantes vers le sol support, prévenant ainsi les éventuelles déformations localisées. Il remarqua également l'intérêt des couches de roulement comme couche de protection tout en facilitant le roulage des voitures. Il renforça l'idée de disposer d'un drainage rigoureux permettant de ne pas trop altérer la surface et de préserver les couches de chaussées des circulations hydrauliques (BARILLOT et al., 2020, p. 8). Sa méthode consistait donc en une chaussée empierrée de trois couches dans un encaissement de 27 cm contre 48 cm usuellement et creusé de sorte que le fond soit parallèle au futur bombement de la chaussée. La première couche était formée de fondations bombées et très solides grâce à une assise en moellons posés en hérisson (debouts et enfoncés à la masse). Ces fondations étaient ensuite recouvertes d'une épaisse couche de pierrailles cassées à la masse et arrangées à la main couche par couche pour que les morceaux s'incrument les uns dans les autres et qu'il ne reste aucun vide. Enfin, la dernière couche de 8 cm d'épaisseur était formée de petites pierres plus dures préalablement cassées au petit marteau sur une espèce d'enclume à la grosseur d'une noix pour ensuite être jetées à la pelle sur la chaussée et former le bombement. TRÉSAGUET employait, suivant les cas, des chaussées creuses ou des chaussées bombées. En plaine, les chaussées étaient bombées et accompagnées de fossés si elles étaient au niveau du sol ou simplement limitées à des talus si elles étaient en remblai. À flanc de coteau, il adopta de préférence le profil creux (DEBAUVE, 1883). Enfin, pour maintenir en bon état le réseau ainsi modernisé, il assigna à chacun des ouvriers recrutés dans des villages proches la charge de l'entretien d'un tronçon de chaussée. Au début du XIX^e siècle, les procédés de TRÉSAGUET furent adoptés généralement par les ingénieurs français, avec quelques modifications. Toutefois l'entretien des chaussées était quasi-inexistant et mal exécuté. Vers 1820, la plupart des routes de France était en très mauvais état (BARILLOT et al., 2020, p. 8 ; DEBAUVE, 1883).

A.3 L'amélioration écossaise au début du XIX^e siècle

Néanmoins la technique française s'exporta en Europe, et se confronta ainsi à des conditions climatiques parfois plus rudes. La technique des gros blocs de pierre nécessitait le renouvellement d'une grande partie de la chaussée en cas de détérioration. En Grande-Bretagne, par souci d'économie et du fait du manque de fonds, d'autres solutions devaient être trouvées. Ainsi, se basant sur l'observation, plusieurs arpenteurs constatèrent une relation entre la profondeur du fossé de drainage et la durabilité de la chaussée. D'autres préconisèrent la substitution de cailloux aux blocs de pierre trop onéreux et, refaisant la sous-couche porteuse, cassèrent ces derniers sur place pour éviter le transport toujours onéreux de nouveaux blocs (BARILLOT et al., 2020, p. 9 ; GUILLERME, 1995, p. 130).

C'est dans ce contexte que vers 1816, l'ingénieur écossais John Loudon McADAM, alors chargé de la direction des routes du comté de Bristol, indiqua qu'il fallait rendre et maintenir à sec le fond de forme des chaussées pour garantir leur durabilité. Lorsqu'il est sec, le sol naturel ne s'enfonce guère sous les voitures. Sa technique consistait donc à relever le plus possible le sol support de chaussée afin que les eaux s'écoulaient facilement vers les terres riveraines. L'empierrement reposant sur ce sol support devait en assurer l'imperméabilité. Il fut donc construit par couches successives de pierres

¹ Le terme voiture est générique. Il ne désigne pas seulement les véhicules automobiles que nous connaissons mais aussi les véhicules montés sur roues, tirés ou poussés par un animal, un homme.

concassées de granularités décroissantes. McADAM rejeta le gravier naturel, surtout lorsqu'il était formé de cailloux roulés ; les matériaux cassés et anguleux étaient seuls susceptibles de se lier entre eux d'une manière convenable. Une épaisseur d'empierrement de 25 cm était suffisante même sur les plus mauvais terrains, et la fondation était toujours inutile (DEBAUVE, 1883). Trois avantages ressortaient de cette nouvelle technique : l'homogénéité du matériau rendait l'usure presque uniforme, l'imperméabilité conservait au sol support la fermeté et la résistance nécessaire, l'élasticité répartissait la pression des roues et permettait une flexion qui évitait le bris des pierres. Comparé aux techniques traditionnelles, le procédé britannique exigeait un matériau moins abondant et un entretien plus superficiel, le rendant économiquement intéressant tout en prouvant sa qualité (GUILLERME, 1995, p. 130). Ce processus fut appelé *macadam* du nom de son inventeur (Figure A.1). Grâce aux travaux conjoints de l'écrivain et inventeur britannique Richard EDGEWORTH, la technique évolua rapidement avec l'ajout d'un mélange de poussière de pierre et d'eau comblant les espaces entre les pierres de surface et offrant une surface plus lisse pour l'augmentation du trafic sur les routes. Cette méthode de construction est parfois connue sous le nom de *macadam lié à l'eau*.

Vers 1820, Thomas TELFORD, ingénieur écossais, améliora la technique de construction de TRÉSAGUET. Sa technique consistait à déposer sur le fond de forme mis à niveau, une couche de pierres serrées entre elles composant ainsi une forme de pavage. Il adopta le principe du bombement : de l'axe vers l'arête, les hauteurs des pierres diminuaient graduellement de 20-25 cm à 10 cm environ. Puis, les vides laissés par les pierres étaient remplis avec des éclats avant de briser à la masse toutes les aspérités laissées à la surface. Ce pavage irrégulier était ensuite recouvert d'une épaisseur de 15 cm de pierres concassées en deux couches, la seconde étant mise en œuvre une fois que la première commençait à faire corps avec la chaussée. Pour faciliter la liaison, une petite couche de gravier était répandue sur la pierre concassée. La technique de TELFORD, de meilleure qualité, résistait mieux au roulage que la technique de McADAM (à charge égale). Mais sa technique apparut plutôt adaptée pour les terrains mous et compressibles par rapport à celle de McADAM plus élastique et fléchissant davantage (BARILLOT et al., 2020, p. 10 ; DEBAUVE, 1883).



Figure A.1 Carl RAKEMAN, *First American Macadam Road (première route américaine en macadam)*, 1823, peinture. Federal Highway Administration, Washington, États-Unis. Au premier plan, concassage de pierre pour obtenir la granulométrie requise. Au second plan, mise en œuvre des couches de pierres (FHWA, 2018).

A.4 La technique du cylindrage

En 1829, Antoine-Rémy POLONCEAU, ingénieur des ponts et chaussées, nota que la liaison des matériaux durs répandus à la surface de la chaussée sous l'effet du roulage était trop longue à s'opérer. Pour que l'agrégation soit complète et la chaussée compacte et unie, le tassement produit par le passage des voitures devait forcer les pierres à se rapprocher et les détritiques provenant de l'écrasement des fragments devaient achever de remplir les vides existant dans la masse. Cependant, ce résultat n'était obtenu qu'avec une grande fatigue par le roulage et la destruction d'une certaine quantité de matériaux broyés par les roues. POLONCEAU y remédia en faisant procéder au cylindrage des couches de matériaux qui consistait à agglomérer les granulats au moyen de rouleaux compresseurs (BARILLOT et al., 2020, p. 10 ; DEBAUVE, 1883).

A.5 La stabilisation des chaussées

Au XIX^e siècle, les artères principales des villes telles que Paris se revêtirent d'abord de dalles de granit ou de grès, mais jugées trop fragiles pour résister au poinçonnement des jantes métalliques des voitures, elles furent remplacées au profit des pavés, tandis que les routes se recouvrirent de macadam (BARLES, 2016). Cependant, les nuages de poussière et le démêlage progressif du matériau de la chaussée devinrent de sérieux problèmes dont il fallait constamment réparer flaches et nids de poule. Avec l'avènement des voitures à moteur à partir de la fin du XIX^e siècle, les routes empierrées s'avèrent d'autant plus inadaptées (FAINSILBER, 2017 ; HARISMENDY, 1999). L'asphalte apparut rapidement comme une solution prometteuse.

Pour bien comprendre ce qu'est l'asphalte, il faut d'abord s'intéresser au pétrole. Le pétrole brut est un fluide constitué principalement d'hydrocarbures et en plus faibles quantités de composés organiques soufrés, oxygénés et azotés. Il est présent dans les bassins sédimentaires, où il occupe les vides de roches poreuses appelées réservoirs. Le pétrole a pour origine la substance des êtres, animaux ou végétaux, vivant à la surface du globe et particulièrement en milieu aquatique. La matière organique ainsi produite se dépose au fond des mers et des lacs et est incorporée aux sédiments. À mesure que ceux-ci sont enfouis, les constituants organiques se transforment, principalement sous l'action de la température, en hydrocarbures. Si la composition élémentaire globale des pétroles est relativement fixe, la structure chimique de leurs constituants varie plus largement, ce qui entraîne une grande diversité des propriétés physiques (TISSOT, n.d., b).

L'asphalte est un pétrole très lourd, visqueux ou solide, généralement contenu dans des roches appelées sables (ou calcaires) asphaltiques ou bitumineux. L'origine la plus fréquente de ces dépôts est un pétrole normal ayant subi une dégradation chimique et biochimique, liée à l'invasion du réservoir par les eaux météoriques¹. Ces eaux qui s'infiltrèrent dans les couches à partir de la surface sont chargées d'oxygène dissous et permettent à des bactéries aérobies² de dégrader sélectivement les constituants du pétrole, tels que les alcanes, certains cyclanes et les aromatiques de bas poids moléculaire. Les constituants lourds du pétrole, résines et asphaltènes, ne sont pas dégradés. Un lessivage des constituants légers par les eaux et une altération proprement chimique peuvent aussi se produire. Par ces actions, le pétrole normal et fluide se change en un produit lourd, visqueux, le plus souvent riche en soufre, azote et métaux (nickel, vanadium) (TISSOT, n.d., a). L'asphalte existe à l'air

¹ Type d'eau existant dans le sol depuis longtemps (à l'échelle géologique), et qui provient des précipitations pluviales. La plupart des eaux souterraines sont des eaux météoriques.

² Famille de bactéries qui ne peuvent vivre, ou dont le développement n'est possible, qu'en présence d'oxygène.

libre sous forme de suintements ou au sein de gisements souterrains. Le plus grand gisement naturel au monde est le Pitch Lake de Trinidad, découvert en 1595 par l'explorateur anglais Sir Walter RALEIGH. Dans une moindre mesure, on le retrouve en France par exemple au Puy de la Poix (suintement) ou à la mine des Rois de Dallet à proximité de Clermont-Ferrand. L'asphalte est connu depuis l'Antiquité sous le nom grec « asphaltos » et latin « bitumen ». Adhésif, imperméable et malléable, il servait notamment pour l'étanchéité des embarcations ou le jointement des blocs de pierre.

Dès 1835, pour la première fois, du mortier d'asphalte, mélange d'asphalt naturel et de sable, revêtit le Pont Royal de Paris avec succès (BARLES, 2016 ; LANDAU, 1992). L'asphalte naturel provenait des mines de Seyssel dans l'Ain. La technique réservée aux trottoirs s'exporta dans plusieurs grandes villes françaises (Lyon, Strasbourg, Lille) et européennes (Londres). En 1837, la place de la Concorde fut recouverte d'une mosaïque de pavés d'asphalte de Seyssel. Alternativement recouvertes de gravillons noirs et blancs damés, ces dalles carrées avaient le milieu occupé par un cercle de la couleur contraire donnant le plus bel effet. À partir de 1837, le goudron, sous-produit du gaz d'éclairage, apparut à son tour sur les trottoirs et supplanta l'asphalte en raison de son moindre coût (BARLES, 2016). Le goudron est un résidu de la distillation de diverses matières végétales ou minérales, dont la consistance varie de liquide visqueux à solide, noir ou brun foncé.

Puis l'asphalte et le goudron apparurent sur les chaussées. Les premiers enrobés, mélanges d'un liant hydrocarboné¹ et de granulats, étaient confectionnés et posés à la main sur les chaussées. C'est de cette manière que fut revêtu le Jungfernstieg, une promenade urbaine à Hambourg, en 1839, qui devint la première rue asphaltée d'Allemagne. De courts tronçons furent ainsi expérimentés en Europe et aux États-Unis au XIX^e siècle. En France par exemple, HARISMENDY (1999) évoque de premiers essais de goudronnage réalisés dès 1854 à Auch par l'ingénieur FRANCOU. Un blog au nom de Jean VIRCOULON (2007) centré sur l'histoire du pays Foyen raconte que le premier directeur de l'usine à gaz de Sainte-Foy-la-Grande, Adolphe CHRISTOPHE, avait cherché vers 1860 à utiliser le goudron résiduel de la distillation de la houille² pour en revêtir les chaussées. Il aurait effectué des essais sur la route qui passait près de son usine, en traçant des carrés de dix mètres sur dix dont il aurait goudronné un carré sur deux. Il aurait ainsi observé l'évolution de l'état de ses carrés avec le passage des charrettes et calèches. Vers le milieu du XIX^e siècle, des initiatives locales semblent avoir ainsi émergé un peu partout en Europe et aux États-Unis. Il est donc difficile d'attribuer l'idée du goudronnage des chaussées à un unique père fondateur. De plus, la construction manuelle de tous ces tronçons demandait un coût et des efforts énormes, mettant un frein à leur développement. La plupart de ces initiatives sont aujourd'hui retombées dans l'oubli collectif.

Au début du XX^e siècle, la situation s'améliora avec l'avènement du traitement mécanique des enrobés. Certaines formulations d'enrobés et techniques s'imposèrent profitant d'une période propice avec un réel besoin (premières automobiles commercialisées vers 1880), d'une couverture médiatique et de financements. Deux exemples retentissants sont parvenus jusqu'à nous, celui du Dr Goudron en francophonie et celui du tarmac au Royaume-Uni. Ces récits semblent toutefois avoir été un peu glorifiés, oscillant parfois entre vérité et légende. Ils sont encore trop souvent assimilés à la découverte du goudronnage pour le premier et à la création du premier enrobé pour le second, alors qu'ils ne représentent qu'une étape, bien qu'importante, dans la modernisation des chaussées.

¹ Liant routier à base d'hydrocarbures (asphalte, bitume ou goudron).

² Roche carbonée sédimentaire correspondant à une qualité spécifique de charbon, intermédiaire entre le lignite et l'antracite.

En 1902, le prince Albert I^{er} de Monaco se plaignant de la poussière grandissante dans la ville, appela à l'aide Ernest GUGLIELMINETTI, un médecin suisse installé dans la principauté depuis peu, pour résoudre ce problème. GUGLIELMINETTI, qui avait travaillé sur les ravages des maladies tropicales à Java, Sumatra et Bornéo, se souvint des planchers des hôpitaux indonésiens que l'on passait au goudron pour les préserver de la moiteur et les nettoyer plus facilement. GUGLIELMINETTI eut alors l'idée de réutiliser le goudron résiduel de la production de l'usine à gaz d'éclairage municipal de Monaco, qui était jusqu'alors un déchet évacué à la mer. Il développa un nouveau mélange de goudron chaud, de gravillon et de sable d'après le journal de presse suisse Walliser Bote (G. T. G., 2002). Le 13 mars 1902, la première expérience eu lieu près de l'usine où GUGLIELMINETTI fit recouvrir 40 mètres de route empierrée du mélange (Figure A.2). Ce fut un succès. En septembre, il était à Genève où il goudronna un tronçon de la route Genève-Lausanne en guise de démonstration. Il créa la *Ligue pour la lutte contre l'empoussièrement* qui récolta en quelques semaines la somme nécessaire pour la mise en œuvre de la route nationale Nice - Monte-Carlo. De son invention, il reçut d'ailleurs le surnom de Dr Goudron. Toutefois, l'idée selon laquelle GUGLIELMINETTI tire l'invention du goudronnage de ses souvenirs en tant que médecin colonial pose question sachant qu'à cette époque plusieurs grandes villes possédaient déjà de nombreux trottoirs goudronnés. Mais derrière ce récit se cache peut-être un nouveau procédé de fabrication, une nouvelle mécanisation mais qui n'est pas relatée, d'autant que GUGLIELMINETTI, peu attiré par le profit, n'a jamais cherché à breveter aucune de ses inventions. Ce personnage était de plus un sacré inventeur. Par exemple, parallèlement à ce succès, il développa en effet un appareil à oxygène produit par l'industriel allemand Dräger. Les appareils respiratoires Guglielminetti-Dräger jouèrent un rôle important lors de la plus importante catastrophe minière d'Europe qui fit 1099 morts, le 10 mars 1906 à Courrières (Pas-de-Calais). Ils permirent aux sauveteurs allemands, venus en renfort, de pénétrer dans les galeries enfumées de gaz toxiques (FAIN-SILBER, 2017, ROSSI, 2021).

À la même époque outre-Manche, l'inventeur gallois Edgar Purnell HOOLEY créa le *tarmacadam*, juxtaposition de *tar* (anglais signifiant goudron) et de *macadam*. Son histoire part d'une simple coïncidence (BBC Nottingham, 2009). À l'époque de sa découverte, Edgar HOOLEY travaillait comme arpenteur pour le comté de Nottinghamshire. En 1901, se promenant à Denby dans le Derbyshire, il remarqua un tronçon de route lisse à proximité d'une usine sidérurgique. Curieux, il demanda aux habitants ce qui s'était passé et il apprit qu'un tonneau de goudron était tombé d'un chariot et s'était ouvert. Quelqu'un avait alors déversé des scories¹ provenant des fours avoisinants pour recouvrir le désordre. HOOLEY remarqua alors que ce resurfaçage involontaire avait solidifié la route ; il n'y avait plus d'ornières, ni de poussière. En 1902, HOOLEY breveta ainsi sa découverte. Et la Radcliffe Road de Nottingham devint la première route goudronnée avec sa méthode. En 1903, HOOLEY créa la société *Tar Macadam Syndicate Limited* et déposa la marque Tarmac. Mais n'étant pas un homme d'affaires, HOOLEY ne parvint pas à vendre son produit. Il finit par revendre sa société en 1905 au député de Wolverhampton, Sir Alfred HICKMAN, qui se trouvait être le propriétaire d'une aciérie produisant de grandes quantités de scories utilisées dans la fabrication du tarmac. Ce dernier relança la société qui connut un succès immédiat et reste aujourd'hui encore une entreprise de premier plan. Le nom de la société évolua en *Tarmac Group Limited*. Selon ce récit de la BBC Nottingham, le *tarmacadam* fabriqué en combinant du goudron et des granulats pourrait être le premier enrobé pour chaussées. Néanmoins d'après les deux premiers brevets déposés par HOOLEY (1903, 1904), le procédé de l'enrobé existait bel et bien auparavant comme le prouve ce passage traduit du second brevet :

¹ Résidu solide provenant de la fusion de minerais métalliques, de la combustion de la houille, etc.

Actuellement, le laitier, les pierres ou tout autre matériau utilisé pour le macadam sont, si nécessaires, cassés en morceaux de taille appropriée et soigneusement séchés. Le matériau est ensuite généralement mélangé à la main avec du goudron chauffé ou un mélange de goudron jusqu'à ce que tous les morceaux du matériau soient recouverts du mélange d'enrobage. Cette méthode de préparation du macadam au goudron est coûteuse et le macadam au goudron obtenu n'est pas satisfaisant, car seule une fine couche adhère au matériau et celle-ci n'a pas les propriétés adhésives suffisantes pour former une bonne liaison entre les morceaux du macadam. Les routes réalisées avec ce macadam sont affectées par les conditions atmosphériques, et le goudron utilisé seul devient cassant à froid.

En fait, l'invention de HOOLEY réside dans la mécanisation du procédé d'enrobage consistant à chauffer du goudron et des granulats avant la pose, puis à compacter le mélange à l'aide d'un rouleau compresseur. Le goudron était modifié par l'ajout de petites quantités de ciment Portland, de résine et de poix¹. L'utilisation de ciment par HOOLEY n'est pas une nouveauté. Le béton de ciment était déjà à l'époque une technique envisagée au même titre que le goudron. La première route pavée en béton de ciment au monde fut construite à Inverness, en Écosse, en 1865.



Figure A.2 Ernest GUGLIELMINETTI mis en œuvre son idée à Monaco avec la « première » machine capable de chauffer du goudron pour une application dans une rue. (G. T. G., 2002).

Malgré ces ingénieuses inventions, le goudron peina à s'imposer en Europe au début du XX^e siècle pour de multiples raisons. Premièrement, son prix restait élevé à ses débuts surtout si on y incluait la main d'œuvre. Les crédits publics pour son développement manquaient et les premiers essais relevaient plutôt d'initiatives locales de riches mécènes. Deuxièmement, les cantonniers, habitués à concasser les cailloux et à reboucher les trous, voyaient d'un mauvais œil ce nouveau matériau qui risquait de menacer leur activité. Troisièmement, les charrois étaient encore majoritaires par rapport aux véhicules à moteur, et par temps de pluie, les chevaux à attelages glissaient dangereusement sur cette surface d'un nouveau genre (FAINSILBER, 2017 ; HARISMENDY, 1999). De surcroît, le premier Congrès international de la route qui se tint en octobre 1908 se montra mesuré dans ses conclusions quant à l'utilisation du goudron. Bien qu'il reconnut le goudronnage efficace contre la poussière et comme couche de protection de la structure des chaussées, il fit également remarquer que là où la circulation à traction mécanique n'avait pas une grande intensité, la route empierrée répondait suffisamment

¹ Mélange mou et collant, à base de résines et goudrons végétaux, obtenu par distillation de bois résineux ou de térébenthine.

aux conditions désirées. D'autant plus, le réseau principal dont l'empierrement s'était achevé au milieu du XIX^e siècle était globalement encore jugé en bon état. Jusqu'en 1914, la priorité fut donc donnée au réseau ferré et aux aménagements portuaires (BARILLOT et al., 2020, p. 26 ; FAINSLBER, 2017). Et après la Première Guerre Mondiale, le manque d'hommes et de moyens financiers retardèrent plus longuement le goudronnage des chaussées (HARISMENDY, 1999).

Il faudra attendre les années trente pour voir apparaître en Europe les premiers maillages de chaussées goudronnées avec la progression de l'industrie automobile. En 1923, le Congrès de Séville se pencha d'ailleurs sur le thème de l'adaptation de la route à l'automobile. Et l'industrie routière développa la production du goudron issu de la distillation de la houille pour la production de coke¹. En France, la circulaire ministérielle de décembre 1919 recommandait d'épandre sur le macadam existant une simple pellicule de goudron sablée de granulats pour protéger la structure de la chaussée. Néanmoins, d'après les ressources et traditions locales, la nature des axes et les niveaux de confort désirés, la palette des revêtements disponibles en France apparaissait très large (BARILLOT et al., 2020, p. 25).

Après la Seconde Guerre Mondiale, l'industrie du charbon se confronta à la concurrence d'autres sources d'énergies (pétrole, nucléaire), à l'épuisement de ses gisements et à une augmentation du coût de revient conduisant à la raréfaction du goudron. Il fallait en effet vingt tonnes de houille pour produire une tonne de goudron (BARILLOT et al., 2020, p. 26). Ajoutons à ces facteurs, le fort pouvoir cancérigène du goudron soupçonné depuis le début du XX^e siècle comme générateur de cancers du poumon (MIHAÉLOFF, 1945). Dès lors, le bitume remplaça progressivement l'utilisation du goudron dans les chaussées. En France, l'utilisation du goudron dans la composition des enrobés fut interdite à partir de 1993, mais il est encore employé pour le revêtement de certaines surfaces nécessitant une résistance aux hydrocarbures (stations essence, péages d'autoroutes, etc.).

Alors qu'en Europe le choix est porté sur le goudron, l'industrie de l'asphalte connut son premier essor aux États-Unis sous l'impulsion du chimiste belge Edward J. de SMEDT, installé dans le pays depuis 1861 et travaillant à l'Université Columbia. En 1870, il construisit sa première chaussée expérimentale à base d'asphalte européen sur William Street à Newark dans le New Jersey mais avec des résultats moyens. Un an plus tard, plusieurs chaussées semblables furent posées à Washington D.C. Ces chaussées étaient composées d'un mélange de pierre concassée et de sable liés avec du goudron et de la créosote². Elles assurèrent un bon service pendant plus de quinze ans. Puis, en 1872, un tronçon composé d'asphalte de roche du Val de Travers (Suisse) fut posé sur la 5^{ème} Avenue de New-York City. En 1876, deux tronçons furent testés sur Pennsylvania Avenue à Washington D.C, l'un à base d'asphalte du lac de Trinidad et le second à base d'asphalte du Val de Travers. Les piétons et les automobilistes trouvèrent la section à base d'asphalte rocheux trop glissante, mais trouvèrent celle à base d'asphalte du lac de Trinidad antidérapante, considérée avec succès (DAVIES, n.d.).

Le développement de l'automobile à la fin du XIX^e siècle entraîna une demande croissante en carburant, de l'essence entre autres, obtenu par distillation du pétrole. Le bitume industriel étant aussi un sous-produit du pétrole, ses quantités disponibles augmentèrent. Il remplaça peu à peu l'utilisation de l'asphalte naturel aux États-Unis, dont les gisements ne suffisaient plus à couvrir la demande. L'utilisation du bitume reviendra massivement sur le Vieux Continent après la Seconde Guerre Mondiale pour remplacer le goudron.

¹ Combustible obtenu par pyrolyse de la houille dans un four à l'abri de l'air.

² Mélange d'huiles extraites de charbon ou de goudron de bois, notamment utilisé pour traiter le bois contre les agressions d'insectes et de champignons tout en lui conférant une résistance accrue aux conditions climatiques.

A.6 La modernisation des techniques

Au XX^e siècle débuta une ère de modernisation des chaussées avec le développement et la normalisation des formules d'enrobé ainsi que la mécanisation de leur fabrication et de leur mise en œuvre. Cette modernisation est à mettre dans un premier temps au crédit des États-Unis.

Les premiers procédés de fabrication dans l'entre-deux-guerres consistaient d'abord à répandre une première couche de granulats et de la chaux hydratée qui étaient mélangés au passage des niveleuses pour former la fondation de la route. Une citerne était ensuite employée pour épandre le bitume sur un lit de gravier. Les deux matériaux étaient de nouveau mélangés au passage des niveleuses. La route était finalement compactée par des rouleaux compresseurs. Le principal inconvénient de cette méthode résidait dans le manque d'homogénéité de l'enrobé obtenu.

On réalisa rapidement qu'en incorporant le bitume au gravier avant d'épandre le mélange bitumineux permettait de contrôler avec précision le dosage des constituants. Le revêtement obtenu était alors plus homogène et la chaussée plus durable. Mais l'épandage de l'enrobé restait un problème. L'entreprise Barber-Greene, sous l'impulsion notamment d'Harry BARBER, l'un des deux cofondateurs, mis alors au point en 1931, le *Travel Plant* (signifie « usine mobile », Figure A.3). La machine était composée de deux sections : un malaxeur, qui fabriquait l'enrobé en mélangeant le bitume et le gravier, et une table d'épandage, remorquée par le malaxeur et roulant sur des coffrages préalablement installés de chaque côté de la route. Le *Travel Plant* opérait de façon continue, un élévateur à godet chargeait sans interruption le gravier. La qualité de la chaussée ainsi obtenue était de loin supérieure aux chaussées où le bitume était mélangé à l'aide de niveleuses. Très vite, Harry BARBER réalisa qu'il était plus avantageux de séparer la fabrication et l'épandage de l'enrobé. L'entreprise Barber-Greene produisit en 1934 le premier finisseur dédié exclusivement à l'épandage de l'enrobé, le *modèle 79 de Barber-Greene*. La machine utilisait un convoyeur pour acheminer l'enrobé de la trémie, située à l'avant de la machine, jusqu'à la table flottante, située à l'arrière et qui reposait sur la couche de fondation. Des vis sans fin étaient utilisées pour épandre l'enrobé sur toute la largeur de la table. Des barres dameuses compactaient l'enrobé pendant que le finisseur avançait (BRANCHAUD, 2021).

À l'issue de la Seconde Guerre Mondiale, conséquence du plan Marshall, les technologies américaines arrivèrent sur le sol français, notamment celles relatives aux enrobés à chaud.

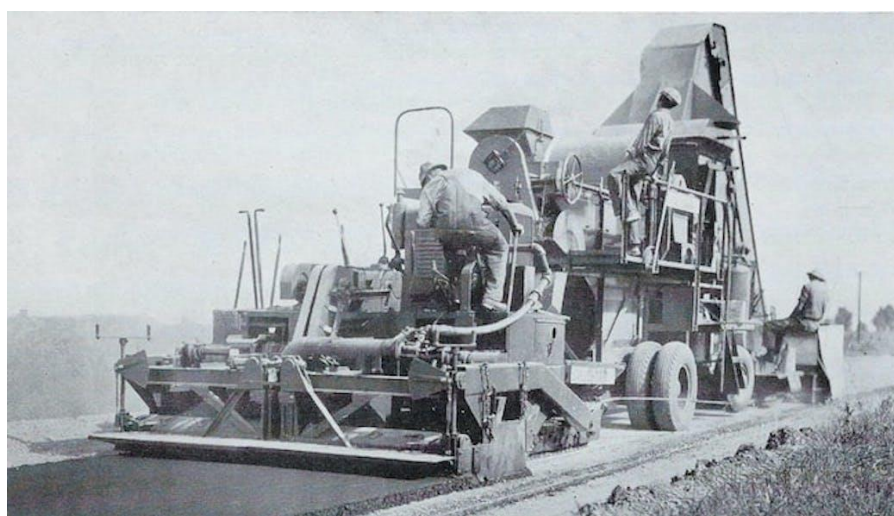


Figure A.3 Le *Travel Plant* de l'entreprise Barber-Greene en 1931 (BERRY, 2022).

A.7 Conclusion

L'histoire moderne des chaussées a essentiellement débuté en France et au Royaume-Uni au cours des XVIII^e et XIX^e siècles avant de connaître un important essor aux États-Unis à partir de la fin du XIX^e siècle. L'histoire est globalement bien documentée à l'exception de la période du XIX^e siècle, qui est assez confuse quant à la chronologie des événements concernant la stabilisation des chaussées. Il n'est pas toujours évident de démêler le vrai du faux. Les exemples de GUGLIELMINETTI, HOOLEY et de SMEDT sont assez bien connus mais ces inventeurs n'ont semble-t-il fait que concrétiser des idées déjà préexistantes. L'idée de répandre un liant hydrocarboné sur les chaussées et de le mélanger à des granulats est apparue assez naturellement en plusieurs coins de l'Europe et des États-Unis au cours du XIX^e siècle, certainement nourrie par le développement en parallèle des ciments modernes à partir de la fin du XVIII^e siècle, sans oublier l'utilisation déjà connue de l'asphalte naturel et des mortiers de chaux depuis l'Antiquité.

Ce court rappel historique qui évoque l'origine de plusieurs termes techniques relatifs à la construction routière montre pourquoi l'emploi de certains noms est inapproprié pour désigner les chaussées modernes. Ainsi elles ne peuvent pas être qualifiées de *macadam*, le terme désigne une technique d'empierrement datant du XVIII^e siècle. La confusion provient probablement des premières stabilisations de chaussée qui consistaient à épandre du goudron sur le macadam préexistant. De même, le terme *goudron* est à bannir. Ce liant hydrocarboné, issu de la distillation de la houille, pourrait être qualifié « d'ancien bitume » en raison de son utilisation populaire en Europe au début du XX^e siècle, mais il a été abandonné à cause de son fort potentiel cancérigène. L'utilisation des termes cousins *bitume* et *asphalte* est bien plus adaptée, même s'ils ne sont que des liants hydrocarbonés, alors que les chaussées sont composées d'*enrobés*, c'est-à-dire des mélanges d'un liant et de granulats. Le bitume, qui correspond à une fraction lourde de la distillation du pétrole, est aujourd'hui le liant le plus utilisé. L'asphalte qui pourrait être qualifié de bitume naturel est toujours utilisé mais dans des proportions restreintes en raison de plus faibles réserves mondiales. Dans l'industrie, le terme asphalte désigne également dans une plus large mesure des mortiers de bitume et de sable, voire des enrobés bitumineux, ce qui prête à confusion. Aux États-Unis, le terme bitume n'est pas employé ; on parle d'asphalte et d'asphalte naturel. Le mot *tarmac*, forme abrégée du mot « tarmacadam », est une ancienne formulation d'enrobé dont le liant principal était le goudron, complété de poix, de ciment et de résine. Ces compléments apportaient à l'enrobé une meilleure résistance à l'orniérage. Le revêtement tarmac était au début du XX^e siècle très courant comme revêtement de route mais aussi d'autres zones comme les pistes d'aéroport, les rampes d'accès des terminaux et les tabliers, d'où l'utilisation de son nom aujourd'hui pour désigner le sol des aires de stationnement des aéroports.

A.8 Références

- [1] **BARILLOT, J., CABANES, H., & CARILLO, P. (2020).** *La route et ses chaussées – Manuel de travaux publics* (2^{ème} éd., 331 p.). Éditions Eyrolles. ISBN-13 : 978-2-212-67546-7.
- [2] **BARLES, S. (2016).** La rue parisienne au XIX^e siècle : standardisation et contrôle ? *Romantisme*, vol. 1, n° 171, p. 15-28. <https://doi.org/10.3917/rom.171.0015>
- [3] **BBC Nottingham (2009, 3 juillet).** *The man who invented Tarmac*. [En anglais]. Consulté le 22 mars 2023, sur https://www.bbc.co.uk/nottingham/content/articles/2009/07/03/edgar_hooley_tarmac_feature.shtml

- [4] BERRY, T. (2022, 11 février). *Barber-Green Travel Plant and asphalt paver*. Construction equipment. [En anglais]. Consulté le 24 mars 2023, sur <https://www.constructionequipment.com/topical/historical-equipment/article/10759587/barbergreen-travel-plant-and-asphalt-paver>
- [5] BRANCHAUD, M. (2021, 3 mai). *Développement et évolution du finisseur – Deuxième partie : le finisseur à asphalte*. Rétro-technique, Blogspot. Consulté le 24 mars 2023, sur <http://retrotechnique.blogspot.com/p/finisseur-deuxieme-partie.html>
- [6] DAVIES, J. (n.d.). *The asphalt industry from the 1800s to World War II*. Asphalt magazine. [En anglais]. Consulté le 24 mars 2023, sur http://asphaltmagazine.com/asphalthistory_two/
- [7] DEBAUVE, A. (1883). *Guide du conducteur des ponts et chaussées* (602 p.). Éditions Dunod.
- [8] FAINCILBER, D. (2017, 20 octobre). *Et Docteur Goudron créa la route moderne*. Les Échos. Consulté le 22 juin 2022, sur <https://www.lesechos.fr/2017/10/et-docteur-goudron-crea-la-route-moderne-1235819>
- [9] Federal Highway Administration (2018, 30 mars). *The Paintings of Carl Rakeman*. [En anglais]. Consulté le 19 mars 2023, sur <https://www.fhwa.dot.gov/rakeman/index.htm>
- [10] G. T. G. (2002, 27 février). *Guglielminettis Premiere der Strassenteuerung ein (un)gefeiertes Jahrhundert-Jubiläum ? Walliser Bote*. [En allemand]. Consulté le 21 mars 2023, sur <https://www.e-newspaperarchives.ch/?a=d&d=WAB20020227-01.1.18&l=fr&e=-----de-20-WAB-1--img-txIN-walliser+bote-----0----->
- [11] GUILLERME, A. (1995). *Bâtir la ville - Révolutions industrielles dans les matériaux de construction – France-Grande-Bretagne (1760-1840)* (315 p.). Champ Vallon. ISBN-10 : 2-87673-203-3.
- [12] HARISMENDY, P. (1999). *Du caillou au bitume, le passage à la « route moderne » (1900-1936)*. *Annales de Bretagne et des pays de l'Ouest*, vol. 106, n° 3, p. 105-128. <https://doi.org/10.3406/abpo.1999.4045>
- [13] HOOLEY, E. P. (1903). *Improvements in the means for and the method of « tarring » broken slag, macadam, and similar materials* (brevet anglais n° GB190207796A, 7 p.). Brougham Chambers, Nottingham. <https://world-wide.espacenet.com/patent/search/family/032428219/publication/GB190207796A?q=pn%3DGB190207796A>
- [14] HOOLEY, E. P. (1904). *Apparatus for the preparation of tar macadam* (brevet américain n° US765975A, 3 p.). US Patent Office. <https://patents.google.com/patent/US765975>
- [15] LANDAU, B. (1992). *La fabrication des rues de Paris au XIX^e siècle : un territoire d'innovation technique et politique*. *Les Annales de la Recherche Urbaine*, n° 57-58, Espaces publics en ville, p. 24-45. <https://doi.org/10.3406/aru.1992.1696>
- [16] MIHAÉLOFF, S. (1945). *Contribution à l'étude du problème du cancer*. *Bulletin de l'Institut d'Égypte*, n° 28, p. 21-32. <https://doi.org/10.3406/bie.1945.37>
- [17] ROSSI, D. (2021, 3 mai). *Docteur Goudron*. Blog Musée National Suisse. Consulté le 18 mars 2023, sur <https://blog.nationalmuseum.ch/fr/2021/05/ernest-guglielminetti-docteur-goudron/>
- [18] TISSOT, B. (n.d., a). *Asphaltes*. Dans *Encyclopædia Universalis*. Consulté le 23 mars 2023, sur <https://www.universalis.fr/encyclopedie/asphaltes/>
- [19] TISSOT, B. (n.d., b). *Pétrole - Le pétrole brut*. Dans *Encyclopædia Universalis*. Consulté le 23 mars 2023, sur <https://www.universalis.fr/encyclopedie/petrole-le-petrole-brut/>
- [20] VIRCOULON, J. (2007, 5 octobre). *La route du premier goudronnage*. Le pays foyen, Canalblog. Consulté le 21 mars 2023, sur <http://paysfoyen.canalblog.com/archives/2007/10/05/6433347.html>

ANNEXE B DIVERSES FORMULATIONS D'ENROBÉ BITUMINEUX

Les premières technologies de développement des enrobés bitumineux (étude de formulation, fabrication, mise en œuvre) sont à mettre en grande partie au crédit des États-Unis. Les publications de l'*American Association of State Highways Official* (AASHO) ont longtemps fourni les principales références pour l'étude et la caractérisation des matériaux bitumineux. À partir des années 1960, la France a commencé une réhabilitation complète de son réseau routier. Ce projet a entraîné le développement de nouvelles méthodes de formulation et d'étude en laboratoire des mélanges bitumineux. Ces travaux ont été à la base des règles de dimensionnement des structures de chaussée dès les années 1970. À la fin des années 1980, face au constat très dégradé de son réseau routier, les États-Unis ont à leur tour lancé un vaste programme de recherche, le *Strategic Highway Research Program* (SHRP) (DI BENEDETTO, CORTÉ et al., 2005, p. 18-19).

De nombreuses formulations d'enrobés bitumineux ont ainsi été développées et continuent de l'être aujourd'hui pour couvrir les différents besoins de conception comme l'usage de la chaussée (piéton, vélo, voiture), le type de trafic (faible à rapide), la couche ciblée (surface ou assise), le type de travaux (construction neuve ou réfection) ainsi que l'impact environnemental (réemploi de granulats recyclés, enrobés froids et tièdes). Le découpage des différents types d'enrobés existants au sein des chaussées française, décrit ci-après, s'appuie en grande partie sur celui défini dans le livre de DI BENEDETTO, CORTÉ et al. (2005, p. 25-43).

B.1 Pour couches d'assise

Les premières couches d'assise bitumineuses s'apparentaient à des macadams stabilisés au moyen d'un liant hydrocarboné fluide (pénétration à l'émulsion de bitume). Son rôle consistait à répartir et diffuser les charges grâce aux contacts entre grains. Cependant le comportement de ce matériau était limité par l'écrasement des gravillons au niveau des contacts intergranulaires. À partir des années 1960, les enrobés des couches d'assises ont fait l'objet de nouvelles études approfondies.

- Graves-Bitume (GB) (NF P98-138 → NF EN 13108-1): Ces enrobés hydrocarbonés à chaud ont été élaborés dans les années 1960 en France afin de constituer des matériaux d'assises pouvant être mis en couche épaisse avec une teneur en liant relativement faible comparé aux enrobés denses classiques. La technique des macadams stabilisés au liant hydrocarboné a été améliorée en optimisant la granularité et la teneur en bitume afin de multiplier les points de contacts intergranulaires et ainsi apporter une meilleure répartition et diffusion des charges routières. Fréquemment employés aujourd'hui, les GB sont appliqués pour tous les types de chaussées en couches de base et de fondation. Ils sont mis en œuvre par couche de 8 à 14 cm pour une granularité 0/14, et 10 à 16 cm pour une granularité 0/20, généralement continue. Le bitume est de grade plutôt dur (35/50 ou 50/70) avec une teneur en liant¹ comprise entre 4,2 et 4,9 ppc (poids pourcent). À

¹ La teneur en bitume est définie comme le rapport de la masse de liant à celle des granulats secs.

noter que depuis l'homogénéisation des normes au niveau européen à partir des années 2000, les graves-bitume sont regroupées avec cinq autres enrobés français dans la norme NF EN 13108-1 sous la dénomination commune d'Enrobés Bitumineux (EB).

- **Sables-Bitume (SB)** : Dérivés des GB, le diamètre maximal des granulats ne dépasse pas 4 ou 6 mm. Pour compenser la faible rigidité du squelette granulaire du fait de la forme plus arrondie des grains de sable, un bitume de grade dur (20/30) est utilisé. Leur utilisation est restreinte aux zones de sables naturels et dépourvues de gravillons et aux applications particulières comme les couches anti-remontée de fissures. Ils ne sont pas normalisés.
- **Enrobés à Module Élevé (EME) (NF P98-140 → NF EN 13108-1)** : Ils ont été imaginés vers la fin des années 1970 pour renforcer les chaussées détériorées dont l'épaisseur était limitée, cas rencontré en milieu urbain avec la présence des réseaux et bordures de trottoirs. Ils ont donc été conçus avec une plus grande rigidité que les GB obtenue avec l'utilisation d'un liant dur (accroissement du module de rigidité de plus de 30 %). En outre, ils possèdent une bonne résistance à l'orniérage et à la fatigue. Comme pour les GB, ils sont souvent employés aujourd'hui, et sont appliqués pour tous types de chaussées en couches de base et de fondation par couche de 6 à 15 cm selon le diamètre du plus gros granulats. Ils sont constitués d'une granularité 0/10, 0/14 ou 0/20 adaptée pour obtenir un mélange compact. Le liant incorporé est de type dur, obtenu avec un bitume pur de pénétration inférieure à 25 ou par l'adjonction d'un additif de type asphalte naturel ou polyéthylène pour un grade un peu plus mou. Le liant est dosé avec une teneur élevée, comprise entre 4,2 et 5,7 ppc.
- **Graves-Émulsion (GE) (NF P98-121 → NF EN 13108-31)** : Il s'agit d'enrobés destinés au renforcement des couches de base et de fondation, ainsi qu'au reprofilage. Les couches peuvent être mises en œuvre jusqu'à 15 cm d'épaisseur pour les plus grands diamètres de granulats. Les mélanges sont obtenus par malaxage à froid à partir de granulats non séchés 0/6 à 0/20, d'émulsion de bitume de type cationique ou anionique formée avec un bitume de grade assez mou (50/70, 70/100 ou 160/220), d'eau et éventuellement d'additifs. Le comportement mécanique évolue après la mise en œuvre conséquemment au départ progressif de l'eau et à la montée en cohésion du mortier constitutif.
- **Enrobés retraités en place** : Il s'agit d'enrobés reconstitués en place par incorporation d'un liant bitumineux aux matériaux fraisés. Le liant peut être sous la forme d'émulsion, de mousse de bitume ou d'un mélange d'émulsion de bitume et de ciment. Le traitement s'effectue sur une épaisseur de 12 à 15 cm. Ils possèdent une bonne résistance à l'orniérage.

Parmi les couches d'assise non bitumineuses, on retrouve les bétons de ciment, les Graves Non Traitées (GNT), les Matériaux Traités aux Liants Hydrauliques (MTLH) ainsi que des traitements de sol en place aux liants hydrauliques.

B.2 Pour couches de surface épaisses (env. 5 à 9 cm)

En France, au début des années 1950, les premiers mélanges bitumineux destinés aux couches de surface étaient dénommés enrobés denses. Ils étaient inspirés des enrobés utilisés aux États-Unis après la Seconde Guerre Mondiale. Ils se composaient de gravillons souvent d'origine alluvionnaire et peu concassés, d'une forte proportion de sable et d'une teneur élevée en bitume de grade mou pour faciliter le répandage en couches minces. Cependant, la rapide croissance du trafic de poids lourds a

rendu rapidement inadapté ce type d'enrobés, lesquels avaient donné lieu à d'importants phénomènes de fluage et d'orniérage lors de l'été très chaud de 1965.

Vers la fin des années 1960, de nouvelles formulations de bétons bitumineux ont commencé à être élaborées en relation avec le programme de renforcement du réseau routier. L'objectif était de concevoir des couches de surface (liaison et roulement) épaisses de 5 à 9 cm pour assurer la protection des couches de base en grave-ciment ou grave-laitier tout en admettant une meilleure résistance à l'orniérage que les bétons denses classiques. Ce résultat a été obtenu avec l'emploi notamment de gravillons entièrement concassés pour améliorer l'adhérence, d'une faible fraction de sable roulé et d'un bitume de grade dur pour améliorer la durabilité.

- Bétons Bitumineux Semi-Grenus (BBSG) (NF P98-130 → NF EN 13108-1) : Ces enrobés élaborés à chaud sont fréquemment utilisés. Ils sont mis en œuvre par couche de 5 à 9 cm. Ils sont constitués d'une granularité 0/10 ou 0/14 généralement continue. Le pourcentage de passant à 2 mm de la courbe granulométrique est compris entre 25 % et 45 %. La teneur en bitume est comprise entre 5 et 6,5 ppc. Ces enrobés ont été développés en France en 1969 pour succéder aux enrobés grenus (1966 – 1968) trop difficiles à mettre en œuvre à cause de leur forte rigidité.
- Bétons Bitumineux à Module Élevé (BBME) (NF P98-141 → NF EN 13108-1) : Il s'agit de BBSG avec des exigences de modules de rigidité élevés du fait de leur contribution à la rigidité de la structure des chaussées. L'accroissement du module est obtenu par l'emploi de bitumes plus durs, de bitumes spéciaux, ou par l'ajout d'additifs comme le polyéthylène.
- Bétons Bitumineux Aéronautiques (BBA) (NF P98-131 → NF EN 13108-1) : Ils sont destinés aux pistes et chaussées d'aéroport. Afin de réduire le risque d'arrachement des gravillons, la teneur en liant est plus élevée que celle des BBSG ou des BBME.
- Bétons Bitumineux Souples (BBS) (NF P98-136 → NF EN 13108-3) : Ces enrobés sont déformables pour être adaptables au support. Ils présentent de ce fait une très faible résistance à l'orniérage. Leur domaine d'emploi est réservé aux chaussées souples dont les supports sont généralement de faibles portances et qui sont circulés par des trafics réduits et à faible vitesse. Ils sont appliqués par couche de 4 à 12 cm, et sont constitués le plus souvent à partir de sables roulés ou alluvionnaires semi-concassés, et d'un bitume plutôt mou (70/100, voire 50/70) à la teneur élevée. Depuis 2016, ils sont nommés « Enrobés Bitumineux Mous » dans la norme NF EN 13108-3.
- Hot Rolled Asphalt (HRA) (NF EN 13108-4) : Ces enrobés à chaud possèdent des capacités d'étanchéité et de résistance à la propagation de fissures du fait de proportions en sable et en fines élevées et d'une forte teneur en liant. Lorsqu'ils sont utilisés en couche de roulement (3 à 5 cm), ils sont cloutés par enchâssement lors de l'application de gravillons durs 10/16 ou 10/20 pour obtenir une texture de surface et une adhérence suffisante. L'utilisation des HRA au Royaume-Uni remonte à la fin du XIX^e siècle.
- Bétons Bitumineux à l'Émulsion (BBE) (NF P98-139 → NF EN 13108-31) : Ils ont une composition proche des BBSG. Le liant est remplacé par une émulsion de bitume cationique ou anionique dont la base est un bitume de grade 50/70, 70/100 ou 160/220. Leur utilisation est limitée aux chaussées supportant un trafic moyen. Dans la version 1994 de l'ancienne norme NF P98-139, ils étaient appelés « Bétons Bitumineux à Froid » et s'appliquaient pour des couches de 5 à 8 cm d'épaisseur. Depuis 2016, ils peuvent être appliqués en couches minces (3 à 5 cm) et très minces (2 à 3 cm).
- Enrobés percolés : Ces mélanges hydrocarbonés ont un pourcentage de vide élevé obtenu avec une faible fraction de sable pour permettre l'introduction d'un coulis de ciment. Avec une structure mixte ciment-bitume, ils présentent de bonnes résistances à l'orniérage et au poinçonnement

sous l'effet de charges lourdes quasi-statiques, propriétés intéressantes pour les sols industriels. Ils sont de plus appliqués aux aires de service et de stationnement d'avions pour leur bonne insensibilité aux hydrocarbures. Ils ne sont pas normalisés.

B.3 Pour couches de surfaces minces (env. 3 à 5 cm)

Les bétons bitumineux pour surfaces minces ont été imaginés dans les années 1970 comme solution d'entretien des chaussées dont l'état structurel ne nécessitait pas de renforcement mais qui requéraient une réhabilitation de leurs caractéristiques de surfaces. Ils sont généralement mis en œuvre en couche de roulement de 3 à 5 cm d'épaisseur.

- Bétons Bitumineux Minces (BBM) (NF P98-132 → NF EN 13108-1) : Comparés aux BBSG, ces enrobés à chaud possèdent une discontinuité dans la courbe granulométrique permettant d'accroître la texture de surface et de faciliter la mise en œuvre. Ils possèdent en général des performances mécaniques moyennes. Pour améliorer la résistance à l'orniérage sous fort trafic, des bitumes modifiés ou à susceptibilité thermique réduites peuvent être utilisés à la place des bitumes purs.
- Stone Mastic Asphalt (SMA) (NF EN 13108-5) : Composés d'une granularité discontinue comprise entre 0/4 et 0/20, ils se caractérisent par une forte proportion de mastic et de gravillons. Du fait de leur teneur élevée en bitume, des additifs sous la forme de fibre de cellulose sont utilisés pour éviter les phénomènes d'égouttage du liant pendant le stockage et le transport de l'enrobé à chaud. Pour une utilisation sous sollicitation sévère, des bitumes modifiés par polymères sont utilisés. Les SMA ont d'abord été développés en Allemagne vers 1960 sous l'appellation « Split Mastic Asphalt ».
- Bétons Bitumineux Drainants (BBDr) (NF P98-134 → NF EN 13108-7) : Ces mélanges hydrocarbonés à chaud sont caractérisés par une proportion élevée de vides communicants, permettant une circulation interne des eaux pluviales. Ils sont conçus avec une porosité d'au moins 20 % pour éviter un colmatage trop rapide. En outre, ils réduisent considérablement le bruit de roulement et admettent une très bonne résistance à l'orniérage du fait du frottement et de l'enchevêtrement des gravillons du squelette granulaire. Ils peuvent être fabriqués avec un bitume pur, un bitume modifié par des polymères ou encore avec un bitume caoutchouc pour une utilisation sous fort trafic ou lorsque le mélange comporte peu de sable, pour accroître l'épaisseur du film de liant et améliorer sa cohésion. Les BBDr ont été développés dans les années 1980 dans plusieurs pays européens.
- Enrobés cloutés (NF P98-133) : Ils sont constitués d'une matrice bitumineuse à chaud assez compacte dans laquelle sont enchâssés pas compactage des gravillons laqués de cloutage destinés à apporter la texture de surface. Élaborés dans les années 1980, ils sont très peu utilisés aujourd'hui du fait de l'utilisation de matériels spécifiques de répandage, de la complexité de mise en œuvre et du bruit de roulement élevé.
- Asphalte coulé routier (NF P98-145 → NF EN 13108-6) : Il s'agit d'un mélange hydrocarboné à chaud conçu pour les voiries urbaines (chaussées et trottoirs) pour être mis en œuvre sans besoin de compactage. La composition du mélange est déterminée de sorte que tous les vides intergranulaires soient comblés. Il est de ce fait composé d'une forte proportion de fines et de sable. Sa forte teneur en bitume le rend très maniable. La première application fut faite à Paris en 1835 pour la couverture de trottoirs.

B.4 Pour couches de surface très minces (< 3 cm)

Ces matériaux ont été élaborés pour fournir une alternative aux enduits superficiels avec une meilleure tenue sous trafic élevé et une meilleure durabilité des caractéristiques de surface. Ils sont mis en œuvre en couche de roulement avec une épaisseur inférieure à 3 cm. Du fait de leur faible épaisseur, leur apport structurel est négligeable.

- Bétons Bitumineux Très Minces (BBTM) (XP P98-137 → NF EN 13108-2) : Ils constituent une évolution des BBM. Ils sont mis en œuvre avec une couche d'accrochage comportant au moins 300 g/m² de bitume résiduel¹ et s'emploient uniquement sur des supports en bon état (non déformés et non fissurés). Sous trafic élevé, des bitumes modifiés par polymères sont généralement utilisés. Leur association en couche de roulement avec une couche de base ou de liaison en EME ou en BBME permet d'obtenir une très bonne tenue à l'orniérage et des caractéristiques de surfaces élevées et durables. Les BBTM sont apparus au début des années 1980.
- Bétons Bitumineux Ultra-Minces (BBUM) (NF EN 13108-9) : Évolution ultime des BBTM, ils sont appliqués en une couche d'épaisseur d'environ 1,5 cm, soit de l'ordre de la dimension maximale des granulats. La couche d'accrochage et d'imperméabilisation est dosée entre 600 et 800 g/m² de bitume résiduel. Ils sont mis en œuvre avec un finisseur adapté, équipé d'une rampe intégrée pour l'épandage du liant. Ils ont été mis au point en France en 1991.
- Enduits Superficiels d'Usure (ESU) (NF P98-160 → NF EN 12271) : Ils sont répandus sur la chaussée en une ou plusieurs couches de liants bitumineux et une ou plusieurs couches de gravillons. La mosaïque est constituée sous l'action du trafic qui provoque l'enchâssement des gravillons. Ils représentent une solution économique pour l'entretien des chaussées à faible ou moyen trafic en restituant la rugosité et l'imperméabilisation de la couche support. Mais cette technique peut également, à la remise en circulation, être parfois mal acceptée par les usagers (bruit, perte d'adhérence lorsqu'il y a une surdose de gravillons, éjection des gravillons sur la carrosserie). Les ESU sont apparus vers la fin du XIX^e siècle d'abord à base de goudron de houille.
- Matériaux Bitumineux Coulés à Froid (MBCF) (NF EN 12273) : Ils sont constitués de granulats non séchés enrobés à l'émulsion de bitume à base de bitume pur ou modifié par des polymères. Fabriqués et mis en œuvre *in situ* avec du matériel spécifique, ils sont coulés directement sur l'ancienne chaussée en couches très minces d'environ 0,6 à 1,2 cm circulables après rupture de l'émulsion. Ce terme de MBCF regroupe deux catégories de matériaux. D'une part, les Coulis Bitumineux (CB) sont destinés en priorité à imperméabiliser ou à préparer certains supports avant la réalisation d'une couche de roulement. Ils se caractérisent par une granularité inférieure ou égale à 4 mm. D'autre part, les Enrobés Coulés à Froid (ECF) sont avant tout des enrobés pour couches de roulement destinés à apporter une bonne adhérence et, selon les cas, à imperméabiliser les supports. Ces enrobés se caractérisent principalement par une granularité supérieure ou égale à 4 mm. Ce procédé a d'abord été développé dans les années 1950 aux États-Unis sous forme de coulis bitumineux appelé « Slurry Seal ».
- Revêtement Superficiel Combiné (RSC) : Il s'agit d'un composé associant en première couche un enduit superficiel (ES) spécifique (maille ouverte), puis en seconde couche un MBCF. Les ESU sont pertinents pour l'imperméabilisation sur les chaussées à faible et moyen trafic mais ils restent fragiles aux efforts de cisaillement et leur forte macrotecture peut générer un bruit de roulement important. Les MBCF, par une meilleure tenue aux efforts de cisaillement et par une

¹ Bitume restant à l'interface après évacuation de l'eau (émulsions de bitume).

macrotexture plus faible, trouvent un domaine d'emploi complémentaire à celui des ES sur les supports peu déformés. La technique présente le double avantage de protéger à moindre coût les chaussées fatiguées ou dégradées et de leur redonner leurs qualités de service, permettant ainsi de prolonger leur durée de vie. Les premières réalisations de RSC datent des années 1950 à Cape Town en Afrique du Sud sous le nom de « Cape Seal ». La technique est redéveloppée en France depuis 2010 ainsi que dans le monde mais elle n'est pas encore normalisée.

B.5 Pour l'entretien localisé des couches de surface

- Enrobés à froid stockables : Ces enrobés stockables à l'émulsion de bitume permettent une mise en œuvre à froid ne nécessitant qu'un matériel de compactage léger. Ils sont préconisés pour les petites réparations de chaussées, le relevage de regards et les réfections de tranchées, mais ils peuvent aussi être mis en œuvre sur des surfaces plus importantes telles que le reprofilage de rive, les accotements, les voies piétonnes ou les allées de jardin. Ils ne sont pas normalisés.
- Enrobés projetés : Ces enrobés à l'émulsion de bitume sont destinés à des zones plus petites que les enrobés à froid stockables comme le rebouchage des nids de poule et autres réparations localisées (faïençage, flaches, pelades et rives arrachées).

B.6 Références

- [1] **Association française de normalisation (2007, juillet)**. *Enduits superficiels – Spécifications* (NF EN 12271, 38 p.).
- [2] **Association française de normalisation (2008, octobre)**. *Matériaux bitumineux coulés à froid – Spécifications* (NF EN 12273, 36 p.).
- [3] **Association française de normalisation (2017, mai)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 1 : Enrobés bitumineux* (NF EN 13108-1, 56 p.).
- [4] **Association française de normalisation (2017, mai)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 2 : Bétons bitumineux très minces (BBTM)* (NF EN 13108-2, 39 p.).
- [5] **Association française de normalisation (2016, juin)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 3 : Enrobés bitumineux mous* (NF EN 13108-3, 38 p.).
- [6] **Association française de normalisation (2016, juin)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 4 : Hot Rolled Asphalt (HRA)* (NF EN 13108-4, 48 p.).
- [7] **Association française de normalisation (2016, juin)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications des matériaux – Partie 5 : Stone Mastic Asphalt* (NF EN 13108-5, 56 p.).
- [8] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 6 : Asphaltes coulés routiers* (NF EN 13108-6, 38 p.).
- [9] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 7 : Bétons bitumineux drainants* (NF EN 13108-7, 47 p.).
- [10] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 8 : Agrégats d'enrobés* (NF EN 13108-8, 19 p.).
- [11] **Association française de normalisation (2016, octobre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 9 : Bétons bitumineux pour couches ultra-minces (BBUM)* (NF EN 13108-9, 38 p.).
- [12] **Association française de normalisation (2019, septembre)**. *Mélanges bitumineux – Spécifications pour le matériau – Partie 31 : Enrobés bitumineux à l'émulsion de bitume* (NF EN 13108-31, 49 p.).

- [13] **Association française de normalisation (2014, octobre).** *Assises de chaussées – Grave-émulsion – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-121, 20 p.). **Annulé le 15-05-2020, remplacé par NF EN 13108-31, septembre 2019.**
- [14] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement et couches de liaison : Bétons bitumineux semi-grenus (BBSG) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-130, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [15] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Bétons bitumineux pour chaussées aéronautiques (BBA) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-131, 18 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [16] **Association française de normalisation (2000, juin).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement et couches de liaison : Bétons bitumineux minces – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-132, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [17] **Association française de normalisation (1991, décembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux cloutés – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-133, 18 p.).
- [18] **Association française de normalisation (2000, juin).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux drainants – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-134, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-7, octobre 2016.**
- [19] **Association française de normalisation (1991, décembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Bétons bitumineux pour couche de surface de chaussées souples à faible trafic – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-136, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [20] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches d'assises : Graves-bitume (GB) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-138, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [21] **Association française de normalisation (2016, décembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux à l'émulsion – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-139, 23 p.). **Annulé le 15-05-2020, remplacé par NF EN 13108-31, Septembre 2019.**
- [22] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches d'assises : Enrobés à module élevé (EME) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-140, 13 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [23] **Association française de normalisation (1999, novembre).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement et couches de liaison : Bétons bitumineux à module élevé (BBME) – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-141, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-1, février 2007.**
- [24] **Association française de normalisation (1992, janvier).** *Enrobés hydrocarbonés – Asphaltes coulés pour trottoirs et pour couches de roulement de chaussées – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (NF P98-145, 14 p.). **Annulé le 09-05-2008, remplacé par NF EN 13108-6, décembre 2006.**
- [25] **Association française de normalisation (1994, janvier).** *Revêtement de chaussée – Enduit superficiel d'usure – Spécifications* (NF P98-160, 18 p.). **Annulé le 23-07-2010, remplacé par NF EN 12271, juillet 2007.**
- [26] **Association française de normalisation (2001, mai).** *Enrobés hydrocarbonés – Couches de roulement : Bétons bitumineux très minces – Définition - Classification - Caractéristiques - Fabrication - Mise en œuvre* (XP P98-137, 13 p.). **Annulé le 01-03-2008, remplacé par NF EN 13108-2, décembre 2006.**
- [27] **DI BENEDETTO, H., CORTÉ, J.-F., et al. (2005).** *Matériaux routiers bitumineux 2 : constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges* (283 p.). Hermes Science Publications, Éditions Lavoisier. ISBN-10 : 2-7462-0960-8.

ANNEXE C TEMPS CRITIQUE D'UN OSCILLATEUR HARMONIQUE AMORTI

C.1 Équation différentielle

En présence d'amortissement visqueux, le pas de temps critique d'un modèle numérique peut être estimé sur la base d'un oscillateur harmonique amorti à un seul degré de liberté en système libre. Il est composé d'une masse m trempant dans un liquide visqueux de coefficient d'amortissement c et connectée à une potence par un ressort de raideur k (Figure C.1). Le mouvement x de cette masse dans le temps est gouverné par l'équation différentielle suivante :

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \quad (\text{C.1})$$

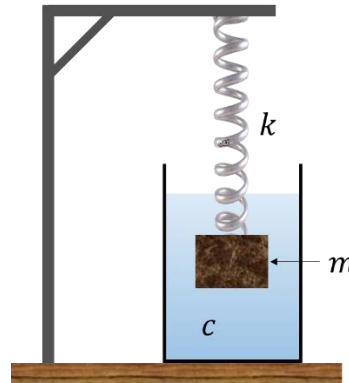


Figure C.1 Représentation schématique d'un oscillateur harmonique amorti : une masse dans un liquide visqueux est connectée à une potence par un ressort.

On introduit la notion de rapport d'amortissement critique β qui relie la constante d'amortissement visqueux c avec la constante d'amortissement critique c_{crit} . Cette dernière est définie selon la pulsation naturelle ω_0 du système non amorti.

$$c = \beta \cdot c_{crit} \quad (\text{C.2})$$

Tels que,

$$c_{crit} = 2m\omega_0 \quad (\text{C.3})$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (\text{C.4})$$

Dès lors, l'équation différentielle devient :

$$\ddot{x} + \frac{2\beta\sqrt{mk}}{m}\dot{x} + \frac{k}{m}x = 0 \quad (\text{C.5})$$

Laquelle se simplifie en :

$$\ddot{x} + 2\beta\omega_0\dot{x} + \omega_0^2x = 0 \quad (\text{C.6})$$

La résolution de cette équation passe par la recherche des racines r_1 et r_2 du polynôme suivant :

$$r^2 + 2\beta\omega_0r + \omega_0^2 = 0 \quad (\text{C.7})$$

Trois régimes d'évolution de $x(t)$ sont à considérer selon le signe du discriminant Δ :

$$\Delta = 2\omega_0\sqrt{\beta^2 - 1} \quad (\text{C.8})$$

C.2 Régime pseudo-périodique (ou sinusoidal amorti)

Le régime pseudo-périodique est atteint lorsque $\Delta < 0$, c'est-à-dire lorsque $0 \leq \beta < 1$. Il existe dans ce cas deux racines complexes conjuguées.

$$\begin{cases} r_1 = -\omega_0(\beta - i\sqrt{|\beta^2 - 1|}) \\ r_2 = -\omega_0(\beta + i\sqrt{|\beta^2 - 1|}) \end{cases} \quad (\text{C.9})$$

Le mouvement $x(t)$ de la masse est alors décrit par la relation suivante :

$$x(t) = e^{-\beta\omega_0t} \left[A \cos(\omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|} \cdot t) + B \sin(\omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|} \cdot t) \right] \quad (\text{C.10})$$

Or, comme la somme de deux sinusoides synchrones (de même pulsation) est une sinusoides de même pulsation, l'équation précédente peut être réduite :

$$x(t) = C e^{-\beta\omega_0t} \cos(\omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|} \cdot t + \varphi) \quad (\text{C.11})$$

Le mouvement $x(t)$ est ainsi une sinusoidale amortie exponentiellement au cours du temps de pseudo-pulsation $\omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|}$, d'amplitude $C e^{-\beta\omega_0t}$ décroissante en fonction du temps et de phase initiale (à $t = 0$) φ . Les constantes C et φ sont à déterminer selon les conditions initiales imposées à la masse (déplacement, vitesse).

Le pas de temps critique Δt_{crit} est défini en divisant la période T du système par le nombre π . Dans l'Équation D.11, deux fonctions dépendent du temps. On définit alors le pas de temps de critique par :

$$\begin{cases} \omega_1 = \beta\omega_0 \\ \omega_2 = \omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|} \end{cases} \quad (\text{C.12})$$

$$\begin{cases} T_1 = \frac{2\pi}{\beta\omega_0} \\ T_2 = \frac{2\pi}{\omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|}} \end{cases} \quad (\text{C.13})$$

$$\begin{cases} \Delta t_{crit,1} = \frac{2}{\beta\omega_0} \\ \Delta t_{crit,2} = \frac{2}{\omega_0\sqrt{|\beta^2 - 1|}} \end{cases} \quad (\text{C.14})$$

Pour $\beta \lesssim 0,707$, on a $\Delta t_{crit,2} \lesssim \Delta t_{crit,1}$.

C.3 Régime critique

Le régime critique est atteint lorsque $\Delta = 0$, c'est-à-dire lorsque $\beta = 1$. Il existe dans ce cas une racine double réelle négative.

$$r = -\beta\omega_0 \quad (\text{C.15})$$

Dans ce cas particulier, le mouvement $x(t)$ est égal au produit d'une fonction exponentielle décroissante par un polynôme d'ordre 1.

$$x(t) = e^{-\beta\omega_0 t}(At + B) \quad (\text{C.16})$$

Le pas de temps critique est alors donné par la relation suivante :

$$\Delta t_{crit} = \frac{2}{\beta\omega_0} \quad (\text{C.17})$$

C.4 Régime apériodique

Le régime apériodique est atteint lorsque $\Delta > 0$, c'est-à-dire lorsque $\beta > 1$. Il existe dans ce cas deux racines réelles négatives.

$$\begin{cases} r_1 = -\omega_0(\beta - \sqrt{\beta^2 - 1}) \\ r_2 = -\omega_0(\beta + \sqrt{\beta^2 - 1}) \end{cases} \quad (\text{C.18})$$

Le mouvement $x(t)$ est alors égal à la somme de deux fonctions exponentielles décroissantes.

$$x(t) = Ae^{-\omega_0(\beta - \sqrt{\beta^2 - 1})t} + Be^{-\omega_0(\beta + \sqrt{\beta^2 - 1})t} \quad (\text{C.19})$$

De cette équation correspond deux pas de temps critiques :

$$\begin{cases} \Delta t_{crit,1} = \frac{2}{\omega_0(\beta - \sqrt{\beta^2 - 1})} \\ \Delta t_{crit,2} = \frac{2}{\omega_0(\beta + \sqrt{\beta^2 - 1})} \end{cases} \quad (\text{C.20})$$

Pour $\beta > 1$, on a $\Delta t_{crit,2} < \Delta t_{crit,1}$.

C.5 Réponses d'oscillateurs harmoniques amortis

La Figure C.2 représente les réponses de quatre oscillateurs, caractérisés chacun par un rapport d'amortissement critique β et une pulsation propre ω_0 , évoluant selon des régimes différents en fonction de la valeur prise par β . Lorsque $\beta = 1$, le système est amorti de façon critique, c'est-à-dire que la réponse décroît vers zéro à la vitesse la plus rapide (régime critique). De même, $\beta = 1$ représente la transition entre une réponse oscillatoire amortie ($\beta < 1$), et une réponse à décroissance exponentielle ($\beta > 1$). Lorsque $\beta < 1$, le système est dit sous-amorti, ou légèrement amorti (régime pseudo-périodique). Lorsque $\beta > 1$, le système est dit sur-amorti, ou fortement amorti (régime apériodique).

De l'ensemble des pas de temps critiques calculés, un pas de temps critique général peut être déduit en considérant le plus défavorable, c'est-à-dire le plus petit, parmi les trois cas de régime :

$$\Delta t_{crit} = \frac{2}{\omega_0(\beta + \sqrt{|\beta^2 - 1|})} \quad (C.21)$$

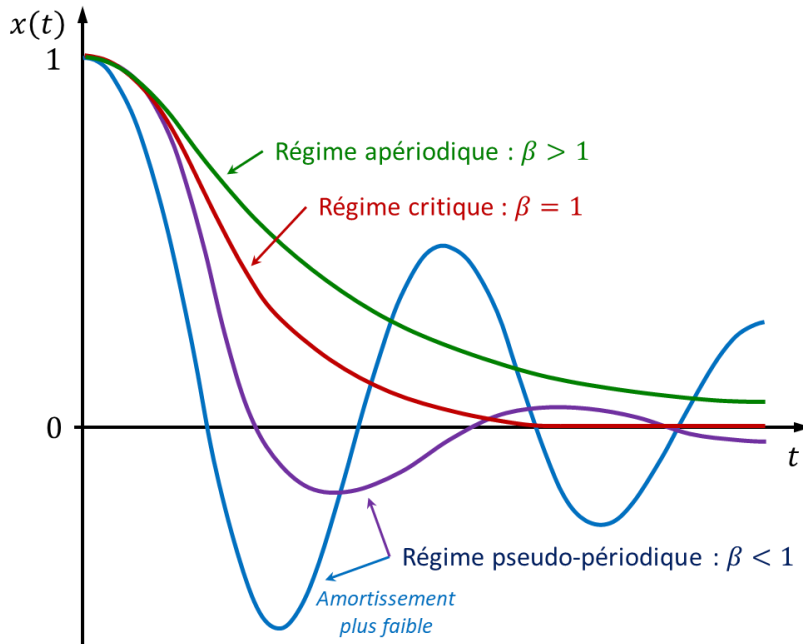


Figure C.2 Représentation des différents régimes d'un oscillateur harmonique amorti selon la valeur du rapport d'amortissement critique β .

ANNEXE D MÉTHODE DE CALCUL DES DÉPLACEMENTS GÉNÉRÉS PAR LES FISSURES

La démonstration suivante est issue de l'annexe B de la troisième édition du livre « The stress analysis of cracks handbook » (TADA et al., 2000, p. 493-496).

D.1 Déplacement d'un corps fissuré soumis à un chargement constant

Le théorème de Castigliano stipule que le déplacement d'un corps généré par n'importe quelle force Q à son point d'application et dans sa ligne d'action est égal à la dérivée partielle du travail des forces extérieures par rapport à cette force Q .

$$u_Q = \frac{\partial U_T}{\partial Q} \quad (D.1)$$

Le corps en question est composé d'une fissure de surface A . L'énergie totale de déformation U_T du système peut être considérée comme la somme de celle due à l'application des forces de chargement en l'absence de fissure, et de celle due à l'introduction de la fissure, tout en maintenant des forces de chargement constantes.

$$U_T = U_{no\ crack} + U_{crack} \quad (D.2)$$

$$U_T = U_{no\ crack} + \int_0^A \frac{\partial U_T}{\partial A} dA \quad (D.3)$$

L'énergie de propagation de fissure de Griffith G est équivalente au taux d'augmentation de l'énergie totale de déformation U_T par l'augmentation de la surface fissurée A pour des forces de chargement constantes.

$$G = \frac{\partial U_T}{\partial A} \quad (D.4)$$

En appliquant les Équations 3.25 et D.3 dans D.1, le déplacement u_Q devient :

$$u_Q = \frac{\partial U_{no\ crack}}{\partial Q} + \frac{\partial}{\partial Q} \int_0^A G dA \quad (D.5)$$

$$u_Q = u_{Q,no\ crack} + \frac{\partial}{\partial Q} \int_0^A G dA \quad (D.6)$$

D.2 Intégration du facteur d'intensité de contrainte

Considérons maintenant un corps quelconque endommagé par une fissure et chargé à ses extrémités par des forces P , et auquel on attribue en outre des forces virtuelles F (Figure D.1).

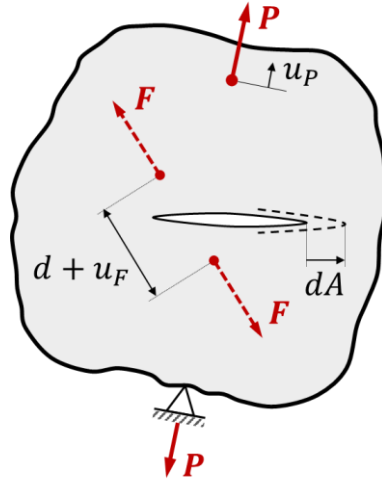


Figure D.1 Corps fissuré soumis à des forces de chargement constantes (d'après TADA et al., 2000, p. 493).

L'énergie totale de propagation de Griffith G est égale à la somme des énergies des trois modes de fissuration.

$$G = G_I + G_{II} + G_{III} \quad (D.7)$$

Pour chaque mode de fissuration, les facteurs d'intensité de contrainte K_i sont égaux à la somme des facteurs des forces de chargement et des forces virtuelles.

$$\begin{cases} K_I = K_{IP} + K_{IF} \\ K_{II} = K_{IIP} + K_{IIF} \\ K_{III} = K_{IIIP} + K_{IIIF} \end{cases} \quad (D.8)$$

Pour chaque mode, les grandeurs K_i et G_i sont reliées par les propriétés élastiques du matériau.

$$\begin{cases} E' \cdot G_I = K_I^2 \\ E' \cdot G_{II} = K_{II}^2 \\ E' \cdot G_{III} = \alpha K_{III}^2 \end{cases} \quad (D.9)$$

Où E' et α sont les constantes élastiques telles que :

$$E', \alpha = \begin{cases} E, \frac{1}{(1+\nu)} & \text{en contraintes planes} \\ \frac{E}{(1-\nu^2)}, \frac{1}{(1+\nu)} & \text{en déformations planes} \end{cases} \quad (D.10)$$

La combinaison des Équations D.7, D.8 et D.9 donne :

$$E' \cdot G = (K_{IP} + K_{IF})^2 + (K_{IIP} + K_{IIF})^2 + \alpha(K_{IIIP} + K_{IIIF})^2 \quad (D.11)$$

En introduisant l'Équation D.11 dans D.6, et en faisant tendre les forces virtuelles F vers zéro, on obtient les déplacements u_P et u_F générés par l'action des forces P .

$$u_P = u_{P,no\ crack} + \frac{2}{E'} \int_0^A \left(K_{IP} \frac{\partial K_{IP}}{\partial P} + K_{IIP} \frac{\partial K_{IIP}}{\partial P} + \alpha K_{IIIP} \frac{\partial K_{IIIP}}{\partial P} \right) dA \quad (D.12)$$

$$u_F = u_{F,no\ crack} + \frac{2}{E'} \int_0^A \left(K_{IF} \frac{\partial K_{IF}}{\partial F} + K_{IIF} \frac{\partial K_{IIF}}{\partial F} + \alpha K_{IIIF} \frac{\partial K_{IIIF}}{\partial F} \right) dA \quad (D.13)$$

Remarques :

- Lorsque deux pointes de fissures contribuent au déplacement, un facteur 2 doit être appliqué aux intégrales des Équations D.12 et D.13.
- Lors du calcul du déplacement relatif des lèvres de la fissure (forces virtuelles F appliquées sur les lèvres), les déplacements en l'absence de fissure sont nuls.

$$u_{F,no\ crack} = 0 \quad (D.14)$$

- De plus, lorsque seul le déplacement généré par le mode I est désiré au niveau des lèvres, il suffit de placer les forces virtuelles F en conséquence telles que :

$$\frac{\partial K_{IIF}}{\partial F} = \frac{\partial K_{IIIF}}{\partial F} = 0 \quad (D.15)$$

- Lorsque le chargement appliqué est un moment M , l'Équation D.12 est transposable en rotation, avec A la surface non fissurée dans la direction de propagation de la fissure.

$$\theta_M = \theta_{M,no\ crack} + \frac{2}{E'} \int_A^\infty \left(K_{IM} \frac{\partial K_{IM}}{\partial M} + K_{IIM} \frac{\partial K_{IIM}}{\partial M} + \alpha K_{IIIM} \frac{\partial K_{IIIM}}{\partial M} \right) (-dA) \quad (D.16)$$

D.3 Exemple

Considérons comme échantillon, une plaque infinie soumise à une contrainte uniaxiale uniforme et attribuée d'une fissure en son centre (Figure D.2).

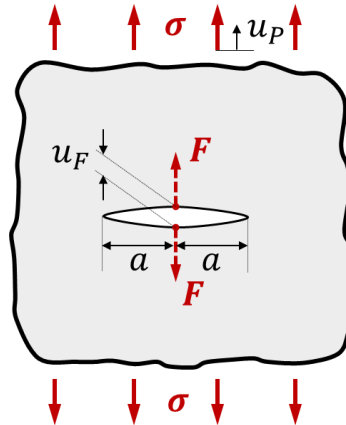


Figure D.2 Fissure au centre d'une plaque infinie soumise à une contrainte uniaxiale uniforme (d'après TADA et al., 2000, p. 496).

Pour le cas étudié, les formules du facteur d'intensité de contrainte sont les suivantes :

$$K_{I\sigma} = \sigma\sqrt{\pi a}$$

$$K_{IF} = \frac{F}{\sqrt{\pi a}}$$

$$K_{II} = K_{III} = 0$$

En intégrant les FIC dans l'équation D.13, on obtient le déplacement u_F produit au niveau des lèvres de la fissure.

$$u_F = 0 + 2 \times \left[\frac{2}{E'} \int_0^a \sigma da \right] = \frac{4\sigma a}{E'}$$

Contrairement à l'Équation D.13, l'application de l'Équation D.12 nécessite de connaître les dimensions de l'échantillon considéré et ne peut donc être appliquée pour ce cas.

D.4 Références

- [1] TADA, H., PARIS, P. C., & IRWIN, G. R. (2000). *The stress analysis of cracks handbook* (3^{ème} éd., 696 p.). The American Society of Mechanical Engineers. [En anglais]. ISBN-10 : 0-7918-0153-5.

ANNEXE E MÉTHODE DE CALCUL DE L'AMPLITUDE DU DÉPLACEMENT PROJETÉ

E.1 Introduction du problème à résoudre

Pour chaque contact ij en analyse cyclique, le signal de la force maximale F_{max}^* est définie avec la norme des signaux des forces normale et tangentielle F_n^* et F_s^* (Figure E.1).

$$F_{max}^* = \sqrt{F_n^{*2} + F_s^{*2}} \quad (E.1)$$

Avec,

$$F_n^* = k_n \delta_n^* + c_n \dot{\delta}_n^* \quad (E.2)$$

$$F_s^* = k_s \delta_s^* + c_s \dot{\delta}_s^* \quad (E.3)$$

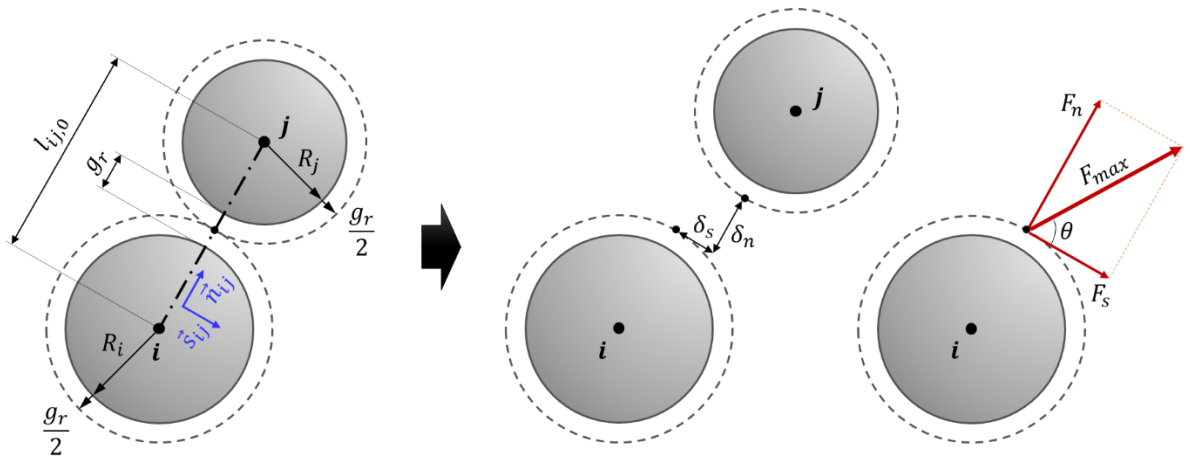


Figure E.1 Représentation de la force maximale F_{max} générée par le déplacement de deux particules liées par un contact.

La force maximale F_{max}^* définit la direction de propagation du déplacement associé δ_{proj}^* du contact. Il est donc calculé par projection des signaux des déplacements normal δ_n^* et tangential δ_s^* dans la direction de F_{max}^* , définie par l'angle complexe θ^* .

$$\delta_{proj}^* = \delta_n^* \sin \theta^* + \delta_s^* \cos \theta^* \quad \text{avec, } \tan \theta^* = \frac{F_n^*}{F_s^*} \quad (E.4)$$

Pour éviter d'avoir à gérer l'arc tangente d'un nombre complexe, on préférera l'écriture suivante de l'équation de δ_{proj}^* :

$$\delta_{proj}^* = \frac{\delta_n^* F_n^* + \delta_s^* F_s^*}{F_{max}^*} \quad (E.5)$$

La recherche de l'amplitude $\delta_{0,proj}$ du signal du déplacement projeté δ_{proj}^* passe par la détermination de l'écriture du signal des déplacements normal δ_n^* et tangentiel δ_s^* , puis des forces normale F_n^* et tangentielle F_s^* et enfin de la force maximale F_{max}^* .

E.2 Détermination des déplacements normal et tangentiel d'un contact

Le chargement cyclique est réalisé par contrôle du déplacement u_{ps} du plateau supérieur (Équation E.6, voir section 3.5.1.1). Comme il est imposé, son amplitude $u_{0,ps}$ est connue. Le déplacement u_{ps} correspond à la partie réelle du signal complexe u_{ps}^* (Équation E.7). De l'expression de u_{ps}^* sont déduites les dérivées première \dot{u}_{ps}^* (vitesse) et secondaire \ddot{u}_{ps}^* (accélération) (Équations E.8 et E.9).

$$u_{ps} = u_{0,ps} \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{2}\right) \quad (E.6)$$

$$u_{ps}^* = u_{0,ps} e^{i(\omega t + \frac{\pi}{2})} \quad (E.7)$$

$$\dot{u}_{ps}^* = u_{0,ps}(i\omega) e^{i(\omega t + \frac{\pi}{2})} \quad (E.8)$$

$$\ddot{u}_{ps}^* = u_{0,ps}(i\omega)^2 e^{i(\omega t + \frac{\pi}{2})} \quad (E.9)$$

Considérons dans un premier temps la direction normale d'un contact. Le signal du déplacement normal δ_n d'un contact est déphasé d'un angle φ_n par rapport au déplacement u_{ps} du plateau supérieur (Équation E.10). Le déplacement δ_n correspond à la partie réelle du signal complexe δ_n^* (Équation E.11). De l'expression de δ_n^* est déduite la vitesse $\dot{\delta}_n^*$ (Équation E.12).

$$\delta_n = \delta_{0,n} \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{2} + \varphi_n\right) \quad (E.10)$$

$$\delta_n^* = \delta_{0,n} e^{i\varphi_n} e^{i(\omega t + \frac{\pi}{2})} \quad (E.11)$$

$$\dot{\delta}_n^* = \delta_{0,n}(i\omega) e^{i\varphi_n} e^{i(\omega t + \frac{\pi}{2})} \quad (E.12)$$

Le signal du déplacement δ_n^* est rapporté à celui du déplacement u_{ps}^* (Équation E.13). La partie réelle est notée A et la partie imaginaire B . Le déplacement δ_n^* peut ainsi être écrit en fonction du chargement cyclique en faisant intervenir la dérivée de ce dernier (Équation E.14).

$$\frac{\delta_n^*}{u_{ps}^*} = \frac{\delta_{0,n}}{u_{0,ps}} e^{i\varphi_n} = A + iB \quad (E.13)$$

$$\delta_n^* = Au_{ps}^* + \frac{B}{\omega} \dot{u}_{ps}^* \quad (E.14)$$

Le calcul du rapport est répété pour les vitesses. Les mêmes constantes A et B sont obtenues.

$$\frac{\dot{\delta}_n^*}{\dot{u}_{ps}^*} = \frac{\delta_{0,n}}{u_{0,ps}} e^{i\varphi_n} = A + iB \quad (E.15)$$

$$\dot{\delta}_n^* = A\dot{u}_{ps}^* + \frac{B}{\omega} \ddot{u}_{ps}^* \quad (E.16)$$

En considérant uniquement les parties réelles des Équations E.14 et E.16, le système d'équations ci-dessous peut être écrit (Équation E.17). À un instant t donné, le déplacement $u_{ps}(t)$, la vitesse $\dot{u}_{ps}(t)$ et l'accélération $\ddot{u}_{ps}(t)$ du plateau supérieur sont connus, et le logiciel PFC permet de lire le déplacement $\delta_n(t)$ et la vitesse $\dot{\delta}_n(t)$ d'un contact. La résolution du système fournit les valeurs des constantes A et B (Équations E.18 et E.19).

$$\begin{cases} \delta_n(t) = Au_{ps}(t) + \frac{B}{\omega} \dot{u}_{ps}(t) \\ \dot{\delta}_n(t) = A\dot{u}_{ps}(t) + \frac{B}{\omega} \ddot{u}_{ps}(t) \end{cases} \quad (\text{E.17})$$

$$A = \frac{\delta_n(t) - \frac{B}{\omega} \dot{u}_{ps}(t)}{u_{ps}(t)} = \frac{\delta_n(t)\ddot{u}_{ps}(t) - \dot{\delta}_n(t)\dot{u}_{ps}(t)}{u_{ps}(t)\ddot{u}_{ps}(t) - (\dot{u}_{ps}(t))^2} \quad (\text{E.18})$$

$$B = \frac{\dot{\delta}_n(t)u_{ps}(t) - \delta_n(t)\dot{u}_{ps}(t)}{u_{ps}(t)\ddot{u}_{ps}(t) - (\dot{u}_{ps}(t))^2} \omega \quad (\text{E.19})$$

La connaissance des constantes A et B permet d'en déduire l'amplitude $\delta_{0,n}$ ainsi que le déphasage φ_n du signal δ_n^* à tout instant t . Avec cette procédure, il n'est ainsi pas nécessaire d'utiliser la méthode des moindres carrés qui nécessite plusieurs temps t ou d'attendre les maxima du signal pour définir l'équation du déplacement δ_n^* d'un contact, en revanche elle nécessite des signaux stables (non perturbés).

$$\delta_{0,n} = \sqrt{A^2 + B^2} \cdot u_{0,ps} \quad (\text{E.20})$$

$$\varphi_{\delta_n} = \text{atan}\left(\frac{B}{A}\right) \quad (\text{E.21})$$

Le même processus est à appliquer à la direction tangentielle, en remplaçant l'indice n par l'indice s dans les Équations E.10 à E.21.

E.3 Détermination des forces normale et tangentielle d'un contact

Considérons encore en premier la direction normale d'un contact. Le signal de la force normale est défini en fonction des propriétés k_n et c_n du contact et de son déplacement δ_n^* et sa vitesse $\dot{\delta}_n^*$.

$$F_n^* = k_n \delta_n^* + c_n \dot{\delta}_n^* \quad (\text{E.22})$$

Puisque $\dot{\delta}_n^*$ est la dérivée de δ_n^* , on écrit :

$$F_n^* = (k_n + i\omega c_n) \delta_n^* \quad (\text{E.23})$$

En écrivant les nombres complexes sous la forme d'un module et d'un argument, il vient :

$$F_n^* = \left(\sqrt{k_n^2 + (c_n \omega)^2} e^{i \text{atan}\left(\frac{c_n \omega}{k_n}\right)} \right) \cdot (\delta_{0,n} e^{i\varphi_{\delta_n}} e^{i\omega t}) \quad (\text{E.24})$$

Or, F_n^* est également un nombre complexe de module $F_{0,n}$ et d'argument φ_{F_n} .

$$F_n^* = F_{0,n} e^{i\varphi_{F_n}} e^{i\omega t} \quad (\text{E.25})$$

Ainsi, on identifie :

$$F_{0,n} = \delta_{0,n} \sqrt{k_n^2 + (c_n \omega)^2} \quad (\text{E.26})$$

$$\varphi_{Fn} = \text{atan}\left(\frac{c_n \omega}{k_n}\right) + \varphi_{\delta n} \quad (\text{E.27})$$

Le même résultat est trouvé pour la force tangentielle F_s^* , en remplaçant l'indice n par l'indice s dans les Équations E.22 à E.27.

E.4 Détermination de la force maximale d'un contact

La relation de F_{max}^* en fonction de F_n^* et F_s^* est rappelée ci-dessous.

$$F_{max}^* = \sqrt{F_n^{*2} + F_s^{*2}} \quad (\text{E.28})$$

Les forces F_n^* et F_s^* sont remplacées par leurs expressions :

$$F_{max}^* = \sqrt{(F_{0,n} e^{i\varphi_{Fn}} e^{i\omega t})^2 + (F_{0,s} e^{i\varphi_{Fs}} e^{i\omega t})^2} \quad (\text{E.29})$$

$$F_{max}^* = \sqrt{F_{0,n}^2 e^{i2\varphi_{Fn}} + F_{0,s}^2 e^{i2\varphi_{Fs}} \cdot e^{i\omega t}} \quad (\text{E.30})$$

Afin de rassembler les deux nombres complexes dans la racine carrée sous une seule et même entité, on fait apparaître les parties réelles et imaginaires.

$$F_{max}^* = \sqrt{F_{0,n}^2 (\cos(2\varphi_{Fn}) + i \sin(2\varphi_{Fn})) + F_{0,s}^2 (\cos(2\varphi_{Fs}) + i \sin(2\varphi_{Fs})) \cdot e^{i\omega t}} \quad (\text{E.31})$$

Pour simplifier l'écriture, on pose X la partie réelle de la racine carrée et Y la partie imaginaire.

$$F_{max}^* = \sqrt{X + iY} \cdot e^{i\omega t} \quad (\text{E.32})$$

Avec,

$$X = F_{0,n}^2 \cos(2\varphi_{Fn}) + F_{0,s}^2 \cos(2\varphi_{Fs}) \quad (\text{E.33})$$

$$Y = F_{0,n}^2 \sin(2\varphi_{Fn}) + F_{0,s}^2 \sin(2\varphi_{Fs}) \quad (\text{E.34})$$

Le nombre complexe $X + iY$ est écrit sous sa forme exponentielle, ce qui permet de résoudre la racine carrée. Parmi les deux racines existante, seule celle qui nous intéresse est retenue.

$$F_{max}^* = \sqrt[4]{X^2 + Y^2} e^{i0,5 \text{atan}\left(\frac{Y}{X}\right)} e^{i\omega t} \quad (\text{E.35})$$

Or, F_{max}^* est également un nombre complexe de module $F_{0,max}$ et d'argument φ_{Fmax} .

$$F_{max}^* = F_{0,max} e^{i\varphi_{Fmax}} e^{i\omega t} \quad (\text{E.36})$$

Ainsi, on identifie :

$$F_{0,max} = \sqrt[4]{X^2 + Y^2} \quad (E.37)$$

$$\varphi_{Fmax} = 0,5 \operatorname{atan}\left(\frac{Y}{X}\right) \quad (E.38)$$

E.5 Détermination du déplacement projeté d'un contact

La relation de δ_{proj}^* est rappelée ci-après.

$$\delta_{proj}^* = \frac{\delta_n^* F_n^* + \delta_s^* F_s^*}{F_{max}^*} \quad (E.39)$$

Les constituants de l'expression précédente sont remplacés par leur expression :

$$\delta_{proj}^* = \frac{(\delta_{0,n} e^{i\varphi_{\delta n}} e^{i\omega t})(F_{0,n} e^{i\varphi_{Fn}} e^{i\omega t}) + (\delta_{0,s} e^{i\varphi_{\delta s}} e^{i\omega t})(F_{0,s} e^{i\varphi_{Fs}} e^{i\omega t})}{F_{0,max} e^{i\varphi_{Fmax}} e^{i\omega t}} \quad (E.40)$$

Et après simplification,

$$\delta_{proj}^* = \frac{\delta_{0,n} F_{0,n} e^{i(\varphi_{\delta n} + \varphi_{Fn})} + \delta_{0,s} F_{0,s} e^{i(\varphi_{\delta s} + \varphi_{Fs})}}{F_{0,max} e^{i\varphi_{Fmax}}} e^{i\omega t} \quad (E.41)$$

Les nombres complexes du numérateur sont rédigés selon leurs parties réelles et imaginaires afin de les rassembler en un seul et même nombre complexe.

$$\delta_{proj}^* = \frac{\delta_{0,n} F_{0,n} [\cos(\varphi_{\delta n} + \varphi_{Fn}) + i \sin(\varphi_{\delta n} + \varphi_{Fn})] + \delta_{0,s} F_{0,s} [\cos(\varphi_{\delta s} + \varphi_{Fs}) + i \sin(\varphi_{\delta s} + \varphi_{Fs})]}{F_{0,max} e^{i\varphi_{Fmax}}} e^{i\omega t} \quad (E.42)$$

Pour simplifier l'écriture, on pose P la partie réelle du numérateur et Q la partie imaginaire.

$$\delta_{proj}^* = \frac{P + iQ}{F_{0,max} e^{i\varphi_{Fmax}}} e^{i\omega t} \quad (E.43)$$

Avec,

$$P = \delta_{0,n} F_{0,n} \cos(\varphi_{\delta n} + \varphi_{Fn}) + \delta_{0,s} F_{0,s} \cos(\varphi_{\delta s} + \varphi_{Fs}) \quad (E.44)$$

$$Q = \delta_{0,n} F_{0,n} \sin(\varphi_{\delta n} + \varphi_{Fn}) + \delta_{0,s} F_{0,s} \sin(\varphi_{\delta s} + \varphi_{Fs}) \quad (E.45)$$

Ainsi, le numérateur peut être écrit sous forme exponentielle.

$$\delta_{proj}^* = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2} e^{i \operatorname{atan}\left(\frac{Q}{P}\right)}}{F_{0,max} e^{i\varphi_{Fmax}}} e^{i\omega t} \quad (E.46)$$

$$\delta_{proj}^* = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{F_{0,max}} e^{i(\operatorname{atan}\left(\frac{Q}{P}\right) - \varphi_{Fmax})} e^{i\omega t} \quad (E.47)$$

Or, δ_{proj}^* est également un nombre complexe de module $\delta_{0,proj}$ et d'argument $\varphi_{\delta_{proj}}$.

$$\delta_{proj}^* = \delta_{0,proj} e^{i\varphi_{\delta_{proj}}} e^{i\omega t} \quad (E.48)$$

Ainsi, on identifie l'amplitude et le déphasage de δ_{proj}^* :

$$\delta_{0,proj} = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{F_{0,max}} \quad (E.49)$$

$$\varphi_{\delta_{proj}} = \text{atan}\left(\frac{Q}{P}\right) - \varphi_{Fmax} \quad (E.50)$$

ANNEXE F MÉTHODE D'INTÉGRATION DU COEFFICIENT DE POISSON COMPLEXE EN DEM

La démonstration présentée ci-après a déjà été appliquée similairement par plusieurs auteurs en élasticité (GRIFFITHS & MUSTOE, 2001 ; TAVAREZ, 2005, p. 51-60 ; LE, 2013, p. 49-56), mais jamais en viscoélasticité.

F.1 Introduction du problème à résoudre

Soit un échantillon de matériau homogène isotrope d'élasticité \mathfrak{R}_E , de viscosité \mathfrak{S}_η et de coefficient de Poisson ν (sans effet de non-linéarité). Il est représenté avec la Méthode des Éléments Discrets par une distribution hexagonale régulière de particules (Figure F.1a). Ces particules sont identiques de rayon R et reliées entre elles par une loi de contact définie par un modèle de Kelvin-Voigt dans les directions normale \vec{n} et tangentielle \vec{s} et dont les paramètres sont les raideurs et coefficients d'amortissement k_n, c_n et k_s, c_s . L'espace de référence g_r est considéré égal à zéro. Le système est chargé d'une contrainte axiale quelconque σ_{yy} .

En considérant la périodicité de la structure, on identifie une cellule élémentaire de forme triangulaire représentative de l'ensemble du milieu discret (Figure F.1b). Le chargement axial dans son plan génère des déplacements axiaux et transversaux dont le calcul doit permettre l'identification des paramètres k_n, c_n et k_s, c_s .

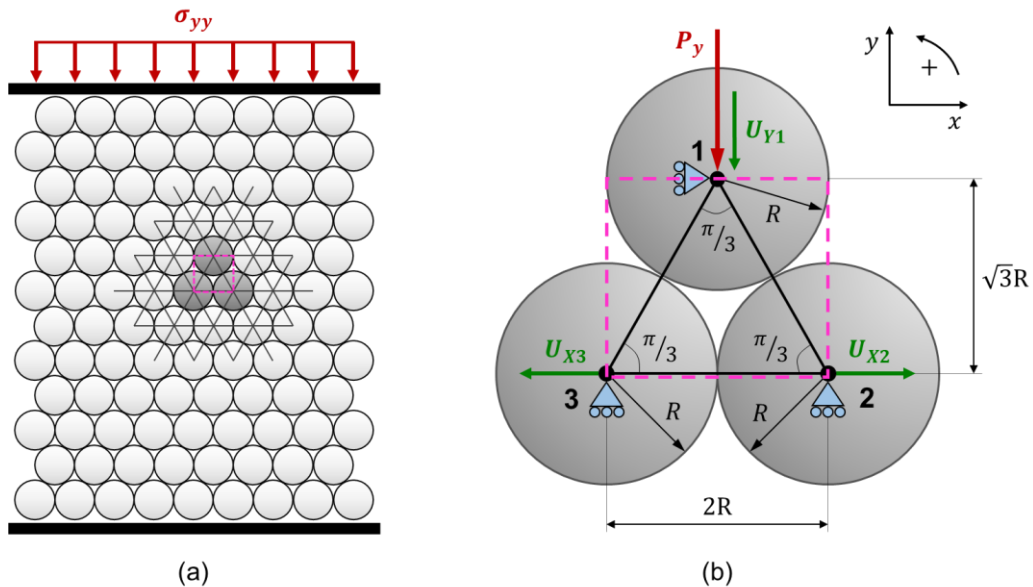


Figure F.1 (a) Représentation d'un échantillon de matériau homogène par une distribution hexagonale régulière de particules en DEM. (b) La cellule élémentaire associée à la structure.

F.2 Forces et déplacements dans le repère local d'un contact

Soit deux particules i et j de rayons R_i et R_j connectées entre elles par un contact ij . Le repère local du contact est considéré. À l'état initial, $g = g_r$, les centres des deux particules sont alors exactement séparés d'une distance $l_{ij,0}$ et le travail sur le contact est nul. Chacune des deux particules possède trois degrés de liberté. Elles peuvent en effet se déplacer suivant une direction normale, une direction tangentielle et tourner sur elles-mêmes (Figure F.2a), générant de ce fait des forces (Figure F.2b). La relation entre ces déplacements et ces forces est donnée par les Équations F.1 à F.10.

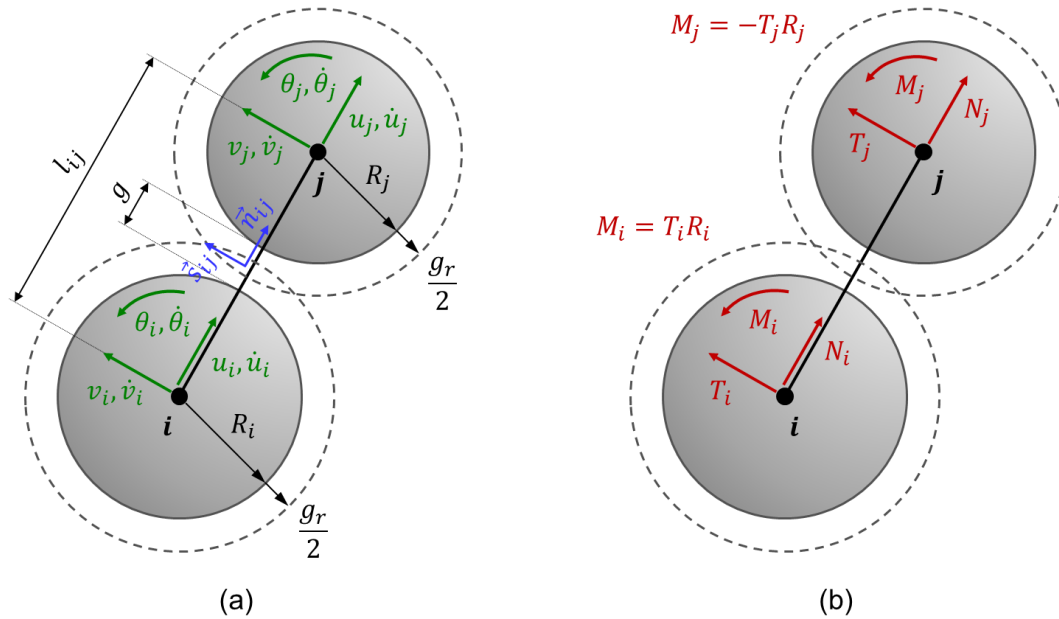


Figure F.2 Deux particules DEM connectées entre elles. Dans le repère local, pour chaque particule, (a) représentation des déplacements et des vitesses, (b) représentation des forces.

$$\bar{F}_{ij}^l = \bar{K}_{ij}^l \cdot \bar{U}_{ij}^l + \bar{C}_{ij}^l \cdot \bar{\dot{U}}_{ij}^l \quad (F.1)$$

Où,

- \bar{F}_{ij}^l , vecteur local des forces du contact ij ;
- \bar{U}_{ij}^l , vecteur local des déplacements du contact ij ;
- $\bar{\dot{U}}_{ij}^l$, vecteur local des vitesses du contact ij ;
- \bar{K}_{ij}^l , matrice locale de raideur du contact ij ;
- \bar{C}_{ij}^l , matrice locale d'amortissement du contact ij .

Tels que,

$$\bar{F}_{ij}^l = \{N_i, T_i, M_i, N_j, T_j, M_j\} \quad (F.2)$$

$$\bar{U}_{ij}^l = \{u_i, v_i, \theta_i, u_j, v_j, \theta_j\} \quad (F.3)$$

$$\bar{\dot{U}}_{ij}^l = \{\dot{u}_i, \dot{v}_i, \dot{\theta}_i, \dot{u}_j, \dot{v}_j, \dot{\theta}_j\} \quad (F.4)$$

Où,

- N_i , force normale appliquée au centre de la particule i ;
- T_i , force tangentielle appliquée au centre de la particule i ;
- M_i , moment de la particule i par rapport à son centre ;
- u_i , déplacement normal de la particule i ;
- v_i , déplacement tangentiel de la particule i ;
- θ_i , rotation de la particule i par rapport à son centre ;
- \dot{u}_i , vitesse du déplacement normal de la particule i ;
- \dot{v}_i , vitesse du déplacement tangentiel de la particule i ;
- $\dot{\theta}_i$, vitesse angulaire de la particule i par rapport à son centre.

(Idem pour la particule j).

$$\bar{\bar{K}}_{ij}^l = \begin{bmatrix} k_{n,ij} & 0 & 0 & -k_{n,ij} & 0 & 0 \\ 0 & k_{s,ij} & k_{s,ij}l_i & 0 & -k_{s,ij} & k_{s,ij}l_j \\ 0 & k_{s,ij}l_i & k_{s,ij}l_i^2 & 0 & -k_{s,ij}l_j & k_{s,ij}l_j^2 \\ -k_{n,ij} & 0 & 0 & k_{n,ij} & 0 & 0 \\ 0 & -k_{s,ij} & -k_{s,ij}l_i & 0 & k_{s,ij} & -k_{s,ij}l_j \\ 0 & k_{s,ij}l_i & k_{s,ij}l_i^2 & 0 & -k_{s,ij}l_j & k_{s,ij}l_j^2 \end{bmatrix} \quad (F.5)$$

$$\bar{\bar{C}}_{ij}^l = \begin{bmatrix} c_{n,ij} & 0 & 0 & -c_{n,ij} & 0 & 0 \\ 0 & c_{s,ij} & c_{s,ij}l_i & 0 & -c_{s,ij} & c_{s,ij}l_j \\ 0 & c_{s,ij}l_i & c_{s,ij}l_i^2 & 0 & -c_{s,ij}l_j & c_{s,ij}l_j^2 \\ -c_{n,ij} & 0 & 0 & c_{n,ij} & 0 & 0 \\ 0 & -c_{s,ij} & -c_{s,ij}l_i & 0 & c_{s,ij} & -c_{s,ij}l_j \\ 0 & c_{s,ij}l_i & c_{s,ij}l_i^2 & 0 & -c_{s,ij}l_j & c_{s,ij}l_j^2 \end{bmatrix} \quad (F.6)$$

Où,

$$\begin{cases} l_i = R_i + \frac{g}{2} \\ l_j = R_j + \frac{g}{2} \end{cases} \quad (F.7)$$

F.3 Forces et déplacements dans le repère global d'un contact

Soit le repère global de la structure S défini par le repère orthonormé (O,x,y) . La direction des contacts ij dans ce repère est représentée par l'angle α_{ij} formé par la ligne du contact avec l'axe des abscisses x . La représentation des forces et déplacements des particules i et j évoluent avec ce changement de repère (Figure F.3). Leur mise en relation est donnée par les Équations F.8 à F.11. Le passage des matrices locales de raideur et d'amortissement vers les matrices globales est réalisé au moyen de la matrice de rotation et de sa transposée (Équations F.12 à F.14). Puisque l'angle de rotation est considéré positif du repère global vers le repère local alors que la rotation est effectuée du repère local vers le repère global, le signe de l'angle de la matrice de rotation a été inversé par rapport à la convention usuelle.

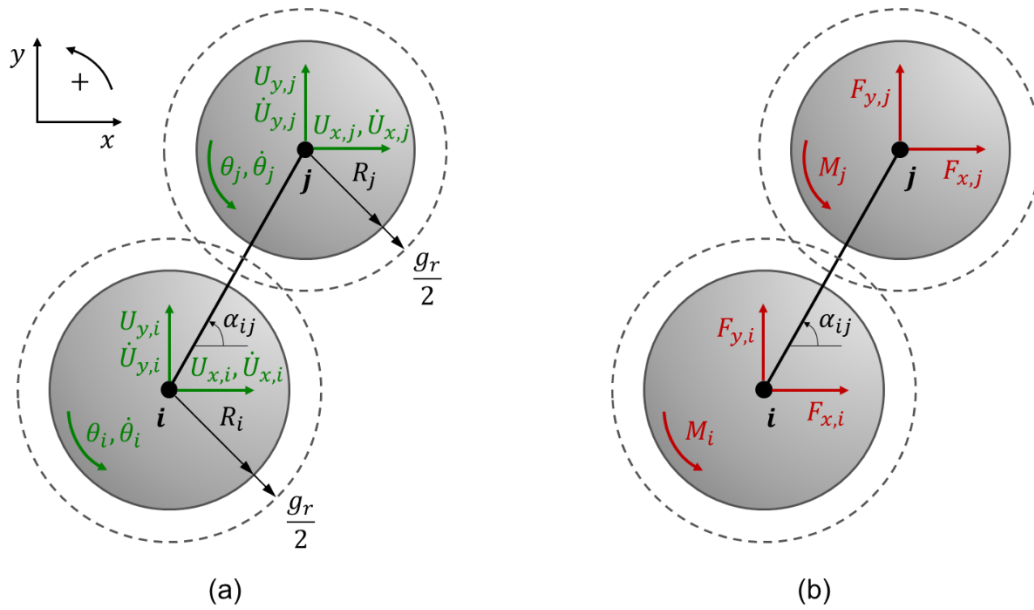


Figure F.3 Deux particules DEM connectées entre elles. Dans le repère global, pour chaque particule, (a) représentation des déplacements, (b) représentation des forces.

$$\bar{F}_{ij}^g = \bar{K}_{ij}^g \cdot \bar{U}_{ij}^g + \bar{C}_{ij}^g \cdot \bar{\dot{U}}_{ij}^g \quad (\text{F.8})$$

Où,

- \bar{F}_{ij}^g , vecteur global des forces du contact ij ;
- \bar{U}_{ij}^g , vecteur global des déplacements du contact ij ;
- $\bar{\dot{U}}_{ij}^g$, vecteur global des vitesses du contact ij ;
- \bar{K}_{ij}^g , matrice globale de raideur du contact ij ;
- \bar{C}_{ij}^g , matrice globale d'amortissement du contact ij .

Tels que,

$$\bar{F}_{ij}^g = \{F_{x,i}, F_{y,i}, M_i, F_{x,j}, F_{y,j}, M_j\} \quad (\text{F.9})$$

$$\bar{U}_{ij}^g = \{U_{x,i}, U_{y,i}, \theta_i, U_{x,j}, U_{y,j}, \theta_j\} \quad (\text{F.10})$$

$$\bar{\dot{U}}_{ij}^g = \{\dot{U}_{x,i}, \dot{U}_{y,i}, \dot{\theta}_i, \dot{U}_{x,j}, \dot{U}_{y,j}, \dot{\theta}_j\} \quad (\text{F.11})$$

Où,

- $F_{x,i}$, force dans la direction x appliquée au centre de la particule i ;
- $F_{y,i}$, force dans la direction y appliquée au centre de la particule i ;
- M_i , moment de la particule i par rapport à son centre ;
- $U_{x,i}$, déplacement dans la direction x de la particule i ;
- $U_{y,i}$, déplacement dans la direction y de la particule i ;
- θ_i , rotation de la particule i par rapport à son centre ;
- $\dot{U}_{x,i}$, vitesse du déplacement dans la direction x de la particule i ;
- $\dot{U}_{y,i}$, vitesse du déplacement dans la direction y de la particule i ;
- $\dot{\theta}_i$, vitesse angulaire de la particule i par rapport à son centre.

(Idem pour la particule j).

$$\bar{K}_{ij}^g = \bar{R}_{ij}^T \cdot \bar{K}_{ij}^l \cdot \bar{R}_{ij} \quad (F.12)$$

$$\bar{C}_{ij}^g = \bar{R}_{ij}^T \cdot \bar{C}_{ij}^l \cdot \bar{R}_{ij} \quad (F.13)$$

Où,

$$\bar{R}_{ij} = \begin{bmatrix} \cos \alpha_{ij} & \sin \alpha_{ij} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\sin \alpha_{ij} & \cos \alpha_{ij} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \alpha_{ij} & \sin \alpha_{ij} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin \alpha_{ij} & \cos \alpha_{ij} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (F.14)$$

F.4 Forces et déplacements dans le repère global de la cellule élémentaire

La cellule élémentaire du problème initial représente la structure S . Les forces et déplacements de la cellule sont régis par les Équations F.15 à F.18. Pour chacun des contacts 12, 23 et 31, on détermine les matrices globales de raideur et d'amortissement 6×6 en appliquant aux Équations F.5 à F.7 et F.12 à F.14, les caractéristiques du contact données par la Figure F.4. L'assemblage des matrices globales de ces trois contacts conduit aux matrices globales de raideur et d'amortissement 9×9 de la cellule élémentaire. La Figure F.5 montre le principe d'assemblage pour la matrice globale de raideur, dont le résultat est fourni à l'Équation F.19. Pour l'amortissement, le principe est exactement le même, il suffit de remplacer la lettre k par la lettre c .

$$\bar{F}_S^g = \bar{K}_S^g \cdot \bar{U}_S^g + \bar{C}_S^g \cdot \bar{\dot{U}}_S^g \quad (F.15)$$

Où,

- \bar{F}_S^g , vecteur global des forces de la structure S ;
- \bar{U}_S^g , vecteur global des déplacements de la structure S ;
- $\bar{\dot{U}}_S^g$, vecteur global des vitesses de la structure S ;
- \bar{K}_S^g , matrice globale de raideur de la structure S ;
- \bar{C}_S^g , matrice globale d'amortissement de la structure S .

Tels que,

$$\bar{F}_S^g = \{F_{x,1}, F_{y,1}, M_1, F_{x,2}, F_{y,2}, M_2, F_{x,3}, F_{y,3}, M_3\} \quad (F.16)$$

$$\bar{U}_S^g = \{U_{x,1}, U_{y,1}, \theta_1, U_{x,2}, U_{y,2}, \theta_2, U_{x,3}, U_{y,3}, \theta_3\} \quad (F.17)$$

$$\bar{\dot{U}}_S^g = \{\dot{U}_{x,1}, \dot{U}_{y,1}, \dot{\theta}_1, \dot{U}_{x,2}, \dot{U}_{y,2}, \dot{\theta}_2, \dot{U}_{x,3}, \dot{U}_{y,3}, \dot{\theta}_3\} \quad (F.18)$$

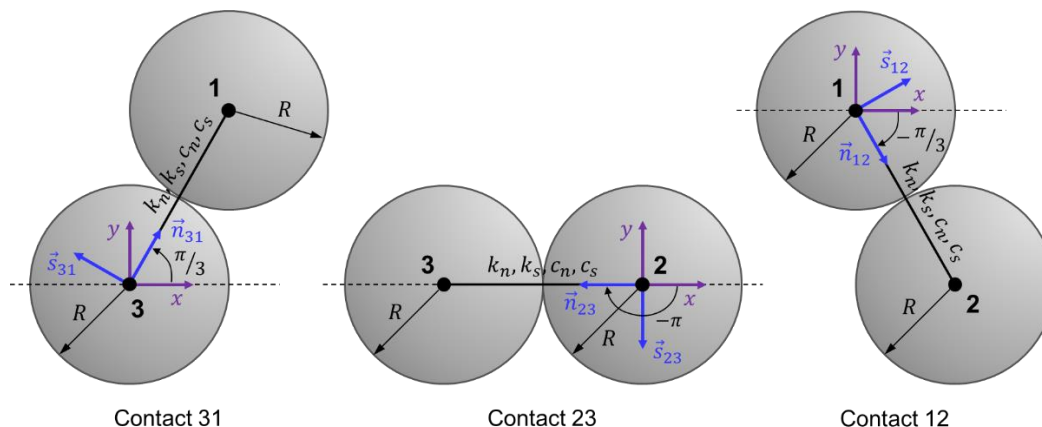


Figure F.4 Représentation des contacts 12, 23 et 31 et de leurs caractéristiques.

$$\bar{K}_S^g = \begin{bmatrix} \frac{k_n + 3k_s}{2} & 0 & \sqrt{3}k_s R & -\frac{k_n + 3k_s}{4} & \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} \\ 0 & \frac{3k_n + k_s}{2} & 0 & \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & -\frac{3k_n + k_s}{4} \\ \sqrt{3}k_s R & 0 & 2k_s R^2 & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & -\frac{k_s R}{2} \\ -\frac{k_n + 3k_s}{4} & \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & \frac{5k_n + 3k_s}{4} & -\frac{\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} \\ \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & -\frac{3k_n + k_s}{4} & -\frac{k_s R}{2} & -\frac{\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} & \frac{3k_n + 5k_s}{4} \\ \frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & \frac{k_s R}{2} & k_s R^2 & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & -\frac{3k_s R}{2} \\ -\frac{k_n + 3k_s}{4} & -\frac{\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & -k_n & 0 \\ -\frac{\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} & \frac{3k_n + k_s}{4} & \frac{k_s R}{2} & 0 & -k_s \\ \frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & -\frac{k_s R}{2} & k_s R^2 & 0 & -k_s R \end{bmatrix} \quad (F.19)$$

$$\begin{bmatrix} \frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & -\frac{k_n + 3k_s}{4} & -\frac{\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} & \frac{\sqrt{3}k_s R}{2} \\ \frac{k_s R}{2} & -\frac{\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} & -\frac{3k_n + k_s}{4} & -\frac{k_s R}{2} \\ k_s R^2 & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & \frac{k_s R}{2} & k_s R^2 \\ -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & -k_n & 0 & 0 \\ -\frac{3k_s R}{2} & 0 & -k_s & -k_s R \\ 2k_s R^2 & 0 & k_s R & k_s R^2 \\ 0 & \frac{5k_n + 3k_s}{4} & \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} \\ k_s R & \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & \frac{3k_n + 5k_s}{4} & \frac{3k_s R}{2} \\ k_s R^2 & -\frac{\sqrt{3}k_s R}{2} & \frac{3k_s R}{2} & 2k_s R^2 \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} F_{x,1} \\ F_{y,1} \\ M_1 \\ F_{x,2} \\ F_{y,2} \\ M_2 \\ F_{x,3} \\ F_{y,3} \\ M_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{K}_{31}^g & X & X & X & X & X & X & \bar{K}_{31}^g \\ X & X & X & X & X & X & X & X \\ X & X & \bar{K}_{12}^g & X & X & X & X & X \\ X & X & X & X & X & X & X & X \\ X & X & X & X & X & \bar{K}_{23}^g & X & X \\ X & X & X & X & X & X & X & X \\ X & \bar{K}_{31}^g & X & X & X & X & X & \bar{K}_{31}^g \\ X & X & X & X & X & X & X & X \\ X & \bar{K}_{31}^g & X & X & X & X & X & \bar{K}_{31}^g \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_{x,1} \\ U_{y,1} \\ \theta_1 \\ U_{x,2} \\ U_{y,2} \\ \theta_2 \\ U_{x,3} \\ U_{y,3} \\ \theta_3 \end{bmatrix}$$

Figure F.5 Méthode d'assemblage de la matrice globale de la cellule élémentaire.

F.5 Réduction du système d'équations de la cellule élémentaire

Les conditions limites de la cellule élémentaire sont données par l'Équation F.20. Les particules sont supposées non soumises à des rotations du fait qu'elles s'intègrent dans une structure périodique.

$$\bar{F}_S^g = \begin{bmatrix} F_{x,1} \\ F_{y,1} \\ M_1 \\ F_{x,2} \\ F_{y,2} \\ M_2 \\ F_{x,3} \\ F_{y,3} \\ M_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ -P_y \\ 0 \\ 0 \\ P_y/2 \\ 0 \\ 0 \\ P_y/2 \\ 0 \end{bmatrix} ; \quad \bar{U}_S^g = \begin{bmatrix} U_{x,1} \\ U_{y,1} \\ \theta_1 \\ U_{x,2} \\ U_{y,2} \\ \theta_2 \\ U_{x,3} \\ U_{y,3} \\ \theta_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ U_{y,1} \\ 0 \\ U_{x,2} \\ 0 \\ 0 \\ U_{x,3} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} ; \quad \bar{\dot{U}}_S^g = \begin{bmatrix} \dot{U}_{x,1} \\ \dot{U}_{y,1} \\ \dot{\theta}_1 \\ \dot{U}_{x,2} \\ \dot{U}_{y,2} \\ \dot{\theta}_2 \\ \dot{U}_{x,3} \\ \dot{U}_{y,3} \\ \dot{\theta}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{U}_{y,1} \\ 0 \\ \dot{U}_{x,2} \\ 0 \\ 0 \\ \dot{U}_{x,3} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (F.20)$$

Les efforts présentant un intérêt pour la suite des calculs sont $F_{y,1}$, $F_{x,2}$ et $F_{x,3}$. En appliquant les conditions limites des déplacements et des vitesses, on obtient le système d'équations réduit suivant :

$$\begin{bmatrix} F_{y,1} \\ F_{x,2} \\ F_{x,3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{3k_n + k_s}{2} & \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & \frac{-\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} \\ \frac{\sqrt{3}k_n - \sqrt{3}k_s}{4} & \frac{5k_n + 3k_s}{4} & -k_n \\ \frac{-\sqrt{3}k_n + \sqrt{3}k_s}{4} & -k_n & \frac{5k_n + 3k_s}{4} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_{y,1} \\ U_{x,2} \\ U_{x,3} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{3c_n + c_s}{2} & \frac{\sqrt{3}c_n - \sqrt{3}c_s}{4} & \frac{-\sqrt{3}c_n + \sqrt{3}c_s}{4} \\ \frac{\sqrt{3}c_n - \sqrt{3}c_s}{4} & \frac{5c_n + 3c_s}{4} & -c_n \\ \frac{-\sqrt{3}c_n + \sqrt{3}c_s}{4} & -c_n & \frac{5c_n + 3c_s}{4} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{U}_{y,1} \\ \dot{U}_{x,2} \\ \dot{U}_{x,3} \end{bmatrix} \quad (F.21)$$

En posant $F_{y,1} = 1$, et comme $F_{x,2} = F_{x,3} = 0$, on trouve logiquement $U_{x,3} = -U_{x,2}$ puisque le cas étudié est symétrique selon l'axe y de la particule 1. Le système d'équation précédent peut ainsi être encore réduit en assemblant les lignes de $F_{x,2}$ et de $F_{x,3}$ avec l'équation $F_{x,2} - F_{x,3}$, et en remplaçant $U_{x,3}$ par $-U_{x,2}$.

$$\begin{bmatrix} F_{y,1} \\ 2F_{x,2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_y \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{3k_n + k_s}{2} & \frac{\sqrt{3}(k_n - k_s)}{2} \\ \frac{\sqrt{3}(k_n - k_s)}{2} & \frac{9k_n + 3k_s}{2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_{y,1} \\ U_{x,2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{3c_n + c_s}{2} & \frac{\sqrt{3}(c_n - c_s)}{2} \\ \frac{\sqrt{3}(c_n - c_s)}{2} & \frac{9c_n + 3c_s}{2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{U}_{y,1} \\ \dot{U}_{x,2} \end{bmatrix} \quad (\text{F.22})$$

F.6 Intégration des propriétés intrinsèques du matériau

On se place dans le cadre d'un chargement dynamique cyclique. En écriture complexe, le système d'équations devient :

$$\begin{bmatrix} P_y^* \\ 0 \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} \frac{3k_n + k_s}{2} & \frac{\sqrt{3}(k_n - k_s)}{2} \\ \frac{\sqrt{3}(k_n - k_s)}{2} & \frac{9k_n + 3k_s}{2} \end{bmatrix} + i\omega \cdot \begin{bmatrix} \frac{3c_n + c_s}{2} & \frac{\sqrt{3}(c_n - c_s)}{2} \\ \frac{\sqrt{3}(c_n - c_s)}{2} & \frac{9c_n + 3c_s}{2} \end{bmatrix} \right) \cdot \begin{bmatrix} U_{y,1}^* \\ U_{x,2}^* \end{bmatrix} \quad (\text{F.23})$$

En tenant compte de la géométrie 2D de la cellule élémentaire, les forces et déplacements sont remplacés par les contraintes et déformations telles que :

$$\begin{cases} P_y^* = 2R \cdot \sigma_{yy}^* \\ U_{y,1}^* = \sqrt{3}R \cdot \varepsilon_{yy}^* \\ U_{x,2}^* = R \cdot \varepsilon_{xx}^* \end{cases} \quad (\text{F.24})$$

De plus, selon la loi viscoélastique linéaire isotrope sous forme complexe, on a :

$$\varepsilon_{ij}^* = -\frac{\nu^*}{E^*} \sigma_{kk}^* \delta_{ij} + \frac{1 + \nu^*}{E^*} \sigma_{ij}^* \quad \forall (i, j) \in \{1, 2, 3\}^2 \quad (\text{F.25})$$

Le cas d'étude est en deux dimensions, et il s'agit d'un état en contraintes planes, donc $\sigma_{zz} = 0$. En outre, il n'y a pas de contraintes dans la direction x , d'où $\sigma_{xx} = 0$.

$$\begin{cases} \varepsilon_{xx}^* = -\frac{\nu^*}{E^*} \sigma_{yy}^* \\ \varepsilon_{yy}^* = \frac{1}{E^*} \sigma_{yy}^* \end{cases} \quad (\text{F.26})$$

En intégrant les Équations F.24 et F.26 dans le système d'équations F.23, celui-ci devient :

$$\begin{bmatrix} E^* \\ 0 \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} \frac{3k_n + k_s}{2} & \frac{\sqrt{3}(k_n - k_s)}{2} \\ \frac{\sqrt{3}(k_n - k_s)}{2} & \frac{9k_n + 3k_s}{2} \end{bmatrix} + i\omega \cdot \begin{bmatrix} \frac{3c_n + c_s}{2} & \frac{\sqrt{3}(c_n - c_s)}{2} \\ \frac{\sqrt{3}(c_n - c_s)}{2} & \frac{9c_n + 3c_s}{2} \end{bmatrix} \right) \cdot \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{\nu^*}{2} \end{bmatrix} \quad (\text{F.27})$$

F.7 Résolution du système d'équations

Dans le système d'équations F.27, le module de rigidité complexe et le coefficient de Poisson complexe sont écrits selon leurs parties réelles et imaginaires. Le développement du système, l'identification des parties réelles et imaginaires, puis l'isolement des inconnues dans un vecteur colonne conduit à l'obtention d'un système de quatre équations à quatre inconnues k_n , c_n et k_s , c_s .

$$\begin{bmatrix} \text{Re}(E^*) \\ \text{Im}(E^*) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{3}(3 - \text{Re}(v^*))}{4} & \frac{\sqrt{3}(\text{Re}(v^*) + 1)}{4} & \frac{\sqrt{3}\text{Im}(v^*)}{4} & \frac{-\sqrt{3}\text{Im}(v^*)}{4} \\ \frac{-\sqrt{3}\text{Im}(v^*)}{4} & \frac{\sqrt{3}\text{Im}(v^*)}{4} & \frac{\sqrt{3}(3 - \text{Re}(v^*))}{4} & \frac{\sqrt{3}(\text{Re}(v^*) + 1)}{4} \\ \frac{3(1 - 3\text{Re}(v^*))}{4} & \frac{-3(\text{Re}(v^*) + 1)}{4} & \frac{9\text{Im}(v^*)}{4} & \frac{3\text{Im}(v^*)}{4} \\ \frac{-9\text{Im}(v^*)}{4} & \frac{-3\text{Im}(v^*)}{4} & \frac{3(1 - 3\text{Re}(v^*))}{4} & \frac{-3(\text{Re}(v^*) + 1)}{4} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} k_n \\ k_s \\ c_n\omega \\ c_s\omega \end{bmatrix} \quad (\text{ F.28 })$$

La résolution du système d'équations de la forme $\bar{A} = \bar{B} \cdot \bar{X}$ est obtenue par l'inversion de la matrice \bar{B} telle que $\bar{X} = \bar{B}^{-1} \cdot \bar{A}$.

$$\begin{bmatrix} k_n \\ k_s \\ c_n\omega \\ c_s\omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\text{Re}(E^*)[1 - \text{Re}(v^*)] - \text{Im}(E^*)\text{Im}(v^*)}{\sqrt{3}[\text{Im}(v^*)^2 + \text{Re}(v^*)^2 - 2\text{Re}(v^*) + 1]} \\ \frac{\text{Re}(E^*)[3\text{Im}(v^*)^2\text{Re}(v^*) + \text{Im}(v^*)^2 + 3\text{Re}(v^*)^3 - \text{Re}(v^*)^2 - 3\text{Re}(v^*) + 1] + \text{Im}(E^*)\text{Im}(v^*)[3\text{Im}(v^*)^2 + 3\text{Re}(v^*)^2 - 2\text{Re}(v^*) + 3]}{\sqrt{3}[(\text{Re}(v^*)^2 + \text{Im}(v^*)^2)^2 + 2(\text{Im}(v^*)^2 - \text{Re}(v^*)^2) + 1]} \\ \frac{\text{Im}(E^*)[1 - \text{Re}(v^*)] + \text{Re}(E^*)\text{Im}(v^*)}{\sqrt{3}[\text{Im}(v^*)^2 + \text{Re}(v^*)^2 - 2\text{Re}(v^*) + 1]} \\ \frac{\text{Im}(E^*)[3\text{Im}(v^*)^2\text{Re}(v^*) + \text{Im}(v^*)^2 + 3\text{Re}(v^*)^3 - \text{Re}(v^*)^2 - 3\text{Re}(v^*) + 1] - \text{Re}(E^*)\text{Im}(v^*)[3\text{Im}(v^*)^2 + 3\text{Re}(v^*)^2 - 2\text{Re}(v^*) + 3]}{\sqrt{3}[(\text{Re}(v^*)^2 + \text{Im}(v^*)^2)^2 + 2(\text{Im}(v^*)^2 - \text{Re}(v^*)^2) + 1]} \end{bmatrix} \quad (\text{ F.29 })$$

En supposant la partie imaginaire du coefficient de Poisson complexe nulle ($\text{Im}(v^*) = 0$), les formulations se simplifient grandement pour retomber sur celles déterminées dans la littérature pour un cas purement élastique.

$$\begin{bmatrix} k_n \\ k_s \\ c_n\omega \\ c_s\omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{3}[1 - \text{Re}(v^*)]} \cdot \text{Re}(E^*) \\ \frac{3\text{Re}(v^*) - 1}{\sqrt{3}[\text{Re}(v^*)^2 - 1]} \cdot \text{Re}(E^*) \\ \frac{1}{\sqrt{3}[1 - \text{Re}(v^*)]} \cdot \text{Im}(E^*) \\ \frac{3\text{Re}(v^*) - 1}{\sqrt{3}[\text{Re}(v^*)^2 - 1]} \cdot \text{Im}(E^*) \end{bmatrix} \quad (\text{ F.30 })$$

En considérant le modèle VEnoL développé dans cette thèse pour représenter le comportement viscoélastique des enrobés bitumineux, on introduit les composantes d'élasticité \mathfrak{R}_E et de viscosité \mathfrak{S}_η .

$$\begin{cases} \text{Re}(E^*) = \mathfrak{R}_E \\ \text{Im}(E^*) = \mathfrak{S}_\eta\omega \end{cases} \quad (\text{ F.31 })$$

Les paramètres de la loi de contact sont définis à partir des propriétés du matériau selon les équations suivantes :

$$k_n = \lambda_n \cdot \frac{2r_{min}}{l_{ij,0}} \mathfrak{R}_E \quad (\text{ F.32 })$$

$$c_n = \lambda_n \cdot \frac{2r_{min}}{l_{ij,0}} \mathfrak{S}_\eta \quad (F.33)$$

$$k_s = \lambda_s \cdot k_n \quad (F.34)$$

$$c_s = \lambda_s \cdot c_n \quad (F.35)$$

Où,

- λ_n , facteur normal ;
- λ_s , facteur tangentiel ;
- r_{min} , rayon du cylindre représentant le contact égal au minimum des rayons des deux particules qui l'encadrent.

Pour tous les contacts de la cellule élémentaire :

$$r_{min} = R \quad (F.36)$$

$$l_{ij,0} = 2R \quad (F.37)$$

En intégrant les Équations F.31 à F.37 dans l'Équation F.30, on identifie :

$$\begin{bmatrix} \lambda_n \\ \lambda_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{3}(1 - \text{Re}(v^*))} \\ \frac{1 - 3\text{Re}(v^*)}{1 + \text{Re}(v^*)} \end{bmatrix} \quad (F.38)$$

Remarque : Dans le cas de particules aux dimensions différentes et/ou séparées d'un espace de référence, les raideurs et amortissements k_n , c_n et k_s , c_s de chaque contact seront différents. Il tient alors d'intégrer les constantes λ_n et λ_s dès le début du problème.

F.8 Références

- [1] GRIFFITHS, D. V., & MUSTOE, G. G. W. (2001). Modelling of elastic continua using a grillage of structural elements based on discrete element concepts. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 50, n° 7, p. 1759-1775. [En anglais]. <https://doi.org/10.1002/nme.99>
- [2] LE, B. D. (2013). *Modélisation discrète en mécanique de la rupture des matériaux fragiles* (142 p.) [Thèse de doctorat]. Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg, Université de Strasbourg, France. HAL theses. <https://theses.hal.science/tel-00966789>
- [3] TAVAREZ, F. A. (2005). *Discrete element method for modeling solid and particulate materials* (154 p.) [Thèse de doctorat]. University of Wisconsin-Madison, États-Unis. [En anglais].

Léo COULON

Modélisation de l'effet du vieillissement et de la fatigue sur le comportement résiduel des matériaux de chaussées

Résumé

Pour un gestionnaire de réseau routier, la connaissance de la durée de vie des structures de chaussées devient une nécessité pour définir la programmation et la budgétisation de ses dépenses. C'est dans ce contexte qu'intervient le projet national français ANR MOVEDVDC qui se concentre sur la caractérisation des performances mécaniques résiduelles des matériaux bitumineux des couches d'assises (couches structurales) et de leur évolution dans le temps. Ces enrobés sont soumis au cours de leur vie aux passages successifs des véhicules (phénomène de fatigue) et au vieillissement. Les travaux de recherche de cette thèse s'inscrivent dans la partie modélisation de ce projet, avec pour mission de reproduire le comportement des enrobés prélevés *in situ* et expérimentés en laboratoire.

Les recherches ont mené à la conception d'un nouveau modèle analytique, le modèle VENoL, conçu pour reproduire le comportement viscoélastique non-linéaire des enrobés sous sollicitations cycliques. L'effet de l'endommagement agit en parallèle du modèle VENoL au moyen d'un couplage entre la variable d'endommagement D et la mécanique linéaire de la rupture. La prise en compte du vieillissement s'est avérée difficile car elle revient à modéliser un nouvel enrobé. Un code numérique basé sur la Méthode des Éléments Discrets a ensuite été développé en utilisant le modèle VENoL comme loi de contact interparticulaire. Les nombreuses analyses expérimentales et applications du modèle ont permis d'acquérir de solides connaissances sur le comportement des enrobés. Sur la base de cette expérience acquise, des méthodes ont été proposées pour estimer l'état d'endommagement des couches de chaussées lorsque leur état initial est connu ou non.

Mots-clés : bétons bitumineux, essai de module complexe, essai de fatigue, modèle VENoL, Méthode des Éléments Discrets.

Abstract

For a road network manager, knowledge of the service life of pavement structures is becoming a necessity in order to define the planning and budgeting of its expenditure. It is in this context that the French national project ANR MOVEDVDC operates, which focuses on the characterisation of the residual mechanical performance of bituminous materials in sub-base layers (structural layers) and their evolution over time. These asphalt mixes are subjected to successive vehicle traffic (fatigue effect) and ageing over the course of their life. The research work of this thesis is included in the modelling part of this project, with the task of reproducing the behaviour of asphalt mixes collected *in situ* and tested in laboratory.

The research led to the development of a new analytical model, the VENoL model, designed to reproduce the nonlinear viscoelastic behaviour of asphalt concrete under cyclic loading. The effect of damage acts in parallel to the VENoL model by means of a coupling between the damage variable D and linear fracture mechanics. The integration of ageing proved to be difficult as it amounts to modelling a new asphalt mix. A numerical code based on the Discrete Element Method was then developed using the VENoL model as the interparticle contact law. Numerous experimental analyses and applications of the model have resulted in a solid knowledge of the behaviour of asphalt mixes. Based on this experience, methods were proposed to estimate the damage state of pavement layers when their initial state is known or not.

Keywords: asphalt concrete, complex modulus test, fatigue test, VENoL model, Discrete Element Method.