

Vincent
Domec

« Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux
en condition de trafic simulé et de température »

Thèse de doctorat

2005

RESUME

L'essai de fatigue normalisé caractérise le comportement en fatigue des enrobés bitumineux. La loi de fatigue issue des essais est utilisée pour le dimensionnement des chaussées. Toutefois, la performance prévue par la loi de fatigue est pessimiste par rapport à celle de la chaussée. De fait, un coefficient de calage k_c est employé. Deux facteurs permettent d'expliquer la différence de performance : la température et les temps de repos.

Les essais avec périodes de repos permettent un gain de durée de vie par rapport aux essais de fatigue continue qui s'explique par la capacité des enrobés à récupérer de la raideur.

Nous avons créé un essai de fatigue dit « à trafic simulé » afin de déterminer une loi de fatigue avec repos et de quantifier la part de l'autoréparation et de la thixotropie dans la récupération de raideur. Les résultats montrent que la durée de vie est une fonction de la température, de la déformation et du temps de repos. La différence de performance observée entre les essais de fatigue continue et la chaussée réelle est due à l'autoréparation des enrobés durant les périodes de repos.

Notre étude du comportement d'une chaussée réelle montre que le modèle de durée de vie issu des essais « à trafic simulé » permet une meilleure prédiction du comportement de la chaussée que l'essai de fatigue continue. Cette prédiction reste pessimiste par rapport au comportement de la chaussée réelle qui est expliqué par des conditions de sollicitation non prises en compte par nos essais.

L'essai à « trafic simulé » à deux phases étudie le comportement d'un enrobé suite à un renforcement. L'étude du comportement d'une GB dans ces conditions montre que le gain de durée de vie obtenu grâce au renforcement est fonction de l'instant et du niveau de rechargement.

Mots clés : fatigue, endommagement, autoréparation, dimensionnement

ABSTRACT

The standard fatigue test characterizes the behaviour of bituminous mixes. The fatigue law stemming from the fatigue tests is used for the pavements design. Yet, the foreseen performance by the fatigue law is pessimistic relative to the observed performance of the pavement. In fact, a shift factor k_c is employed. Two factors permit to explain the difference in performance: the temperature and the time of rest.

Tests with rest periods permit a gain of lifetime relative to continuous fatigue test which is explained by the capacity of bituminous mixes to recover his stiffness.

We have created a fatigue test with rest periods called "simulated traffic test" in order to determine a fatigue law with rest and to quantize the share of healing and of thixotropy in the recovering of stiffness. Results show that the fatigue lifetime is a function of the temperature, the strain and the time of rest. The difference in observed performance between continuous fatigue tests and the pavement is due to healing during rest periods in the pavement.

Following under consideration of the behaviour of a pavement, one shows that the fatigue law stemming from "simulated traffic tests" permits a better prediction of the behaviour of the pavement than the continuous fatigue test. This prediction remains very pessimistic relative to the observed behaviour of the pavement which is explained by the healing during of long periods of rest under high temperatures not taken into account by our test.

The "simulated traffic test" with two phases simulates the reinforcement of a pavement. The increase of lifetime due to the reinforcement is a function of the moment and the level of the reinforcement described by a model we have identified.

Keywords: fatigue, damage, healing, pavement design.

Numéro d'ordre : 3117

THESE

présentée à

L'UNIVERSITE BORDEAUX I

par M. **Vincent DOMEK**

pour obtenir le grade de **DOCTEUR**

spécialité : **MECANIQUE**

Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux en condition de trafic simulé et de température

soutenue le 16 décembre 2005

Devant la commission d'examen formée de :

M. Gérard VALENTIN	Président
M. Hervé DI BENEDETTO	Rapporteur
M. Christophe PETIT	Rapporteur
M. Denys BREYSSE	Co-directeur
Mme Chantal DE LA ROCHE	Co-directeur
Mme Sylvie YOTTE	Co-directeur

Membre invité

M. Robert MESNARD

REMERCIEMENTS

Je veux remercier en premier lieu les personnes qui m'ont permis de réaliser ce travail en assurant un soutien financier, intellectuel et moral : M. Mesnard (directeur du département Chaussée et Entretien routiers de Scetauroute), Mme de La Roche (divisionnaire des TPE à la division MSC du LCPC Nantes), M. Breysse (professeur à l'université Bordeaux I et co-directeur de thèse) et Mlle Yotte (maître de conférence à l'université Bordeaux I et co-directeur de thèse).

Je remercie M. Di Benedetto et M. Petit d'avoir accepté d'être mes rapporteurs, et M. Valentin d'avoir assumé la présidence du jury.

Mes meilleurs sentiments aux membres du CDGA et à son directeur Mme Riss pour tous les bons moments passés en leur compagnie.

De la même façon, je remercie M. Chauvin, M. Moriceau, M. Sequé et Mme Gautron qui ont grandement contribué au succès des essais menés au LRPC de Bordeaux.

A toutes les personnes qui ont toujours été présentes pour le meilleur et souvent pour le pire : Jeff, Sam à Bordeaux, Antoine, Poupeline, Lhouy, Elisio Carlos, Lolo, Juju, Sammad et Sam à Nantes mille mercis !

Merci à mes parents et à ma soeur que j'aime et qui me le rendent mille fois !

Enfin, qu'il me soit permis de dédier ces travaux à deux personnes en particulier :

- M. Caroff qui est un des principaux instigateur du partenariat entre le LCPC et Scetauroute et qui nous a quitté trop tôt.
- à mon épouse Céline, la personne la plus chère à mon coeur et pour son amour inconditionnel.

RESUME

L'essai de fatigue normalisé caractérise le comportement en fatigue des enrobés bitumineux. La loi de fatigue issue des essais est utilisée pour le dimensionnement des chaussées. Toutefois, la performance prévue par la loi de fatigue est pessimiste par rapport à celle de la chaussée. De fait, un coefficient de calage k_c est employé. Deux facteurs permettent d'expliquer la différence de performance : la température et les temps de repos.

Les essais avec périodes de repos permettent un gain de durée de vie par rapport aux essais de fatigue continue qui s'explique par la capacité des enrobés à récupérer de la raideur.

Nous avons créé un essai de fatigue dit « à trafic simulé » afin de déterminer une loi de fatigue avec repos et de quantifier la part de l'autoréparation et de la thixotropie dans la récupération de raideur. Les résultats montrent que la durée de vie est une fonction de la température, de la déformation et du temps de repos. La différence de performance observée entre les essais de fatigue continue et la chaussée réelle est due à l'autoréparation des enrobés durant les périodes de repos.

Notre étude du comportement d'une chaussée réelle montre que le modèle de durée de vie issu des essais « à trafic simulé » permet une meilleure prédiction du comportement de la chaussée que l'essai de fatigue continue. Cette prédiction reste pessimiste par rapport au comportement de la chaussée réelle qui est expliqué par des conditions de sollicitation non prises en compte par nos essais.

L'essai à « trafic simulé » à deux phases étudie le comportement d'un enrobé suite à un renforcement. L'étude du comportement d'une GB dans ces conditions montre que le gain de durée de vie obtenu grâce au renforcement est fonction de l'instant et du niveau de rechargement.

Mots clés : fatigue, endommagement, autoréparation, dimensionnement

ABSTRACT

The standard fatigue test characterizes the behaviour of bituminous mixes. The fatigue law stemming from the fatigue tests is used for the pavements design. Yet, the foreseen performance by the fatigue law is pessimistic relative to the observed performance of the pavement. In fact, a shift factor k_c is employed. Two factors permit to explain the difference in performance: the temperature and the time of rest.

Tests with rest periods permit a gain of lifetime relative to continuous fatigue test which is explained by the capacity of bituminous mixes to recover his stiffness.

We have created a fatigue test with rest periods called "simulated traffic test" in order to determine a fatigue law with rest and to quantize the share of healing and of thixotropy in the recovering of stiffness. Results show that the fatigue lifetime is a function of the temperature, the strain and the time of rest. The difference in observed performance between continuous fatigue tests and the pavement is due to healing during rest periods in the pavement.

Following under consideration of the behaviour of a pavement, one shows that the fatigue law stemming from "simulated traffic tests" permits a better prediction of the behaviour of the pavement than the continuous fatigue test. This prediction remains very pessimistic relative to the observed behaviour of the pavement which is explained by the healing during of long periods of rest under high temperatures not taken into account by our test.

The "simulated traffic test" with two phases simulates the reinforcement of a pavement. The increase of lifetime due to the reinforcement is a function of the moment and the level of the reinforcement described by a model we have identified.

Keywords: fatigue, damage, healing, pavement design.

Table des matières

INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	10
CHAPITRE 1. CARACTÉRISATION FRANÇAISE DU COMPORTEMENT EN FATIGUE DES ENROBÉS BITUMINEUX EN VUE DU	
DIMENSIONNEMENT.....	13
1.1.Introduction.....	14
1.2.Sollicitation par fatigue d'une chaussée.....	14
1.2.1.Définition du phénomène de fatigue.....	14
1.2.2.Application à la chaussée.....	15
1.2.2.1.Sollicitation d'une chaussée type.....	15
1.2.2.2.Phénomènes résultant de la fatigue.....	17
1.3.Détermination du comportement en fatigue en laboratoire.....	19
1.3.1.Principe de l'essai.....	19
1.3.1.1.Schémas de principe.....	19
1.3.1.2.Conditions d'essai normalisé.....	20
1.3.2.Hypothèses de comportement du matériau.....	21
1.3.2.1.Homogénéité du matériau.....	21
1.3.2.2.Isotropie.....	21
1.3.3.Interprétation.....	22
1.3.3.1.Durée de vie.....	22
1.3.3.2.Courbe de Wöhler.....	23
1.3.4.Utilisation de la loi de fatigue pour le dimensionnement.....	24
1.3.4.1.Calcul de la sollicitation admissible.....	24
1.3.4.2.Coefficient de risque.....	25
1.3.4.3.Coefficient de sécurité.....	27
1.3.4.4.Température équivalente.....	27
1.3.4.4.1.Variation du module complexe avec la température.....	28
1.3.4.4.2.Variation de la performance en fatigue avec la température.....	28
1.3.4.4.3.Définition de la température équivalente.....	29
1.3.4.5.Justification de l'emploi du coefficient de calage k_c	30
1.4.Discussion sur les biais de l'essai normalisé.....	31
1.4.1.Échauffement.....	31
1.4.2.Mode de sollicitation.....	34
1.4.3.Forme du signal.....	35
1.4.4.Température d'essai.....	36
1.4.5.Continuité du signal, apports des temps de repos.....	38
1.5.Conclusion.....	40
CHAPITRE 2. EFFETS DES TEMPS DE REPOS SUR LA PERFORMANCE EN FATIGUE.....	42
2.1.Introduction.....	43
2.2.Augmentation de la durée de vie lors des essais de fatigue avec périodes de repos.....	44

2.2.1.Essais intermittents.....	44
2.2.2.Essais avec périodes de repos.....	49
2.2.3.Conclusion.....	50
2.3.Essais mesurant la récupération des propriétés des enrobés durant le repos.....	52
2.3.1.Mise en évidence dans la chaussée.....	52
2.3.2.Mise en évidence en laboratoire sur les liants.....	59
2.3.3.Augmentation d'énergie dissipée.....	61
2.3.4.Récupération du module de rigidité.....	64
2.3.4.1.Essais de Pronk.....	64
2.3.4.2.Essais réalisés à l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat.....	66
2.3.4.3.Essais réalisés au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées de Bordeaux	68
2.3.5.Évaluation des facteurs responsables de la récupération de raideur.....	74
2.3.5.1.Effet du durcissement stérique.....	74
2.3.5.2.Échauffement du matériau.....	75
2.3.5.3.Thixotropie.....	75
2.3.5.4.Autoréparation.....	76
2.4.Conclusions.....	76

CHAPITRE 3. ESSAI À « TRAFIC SIMULÉ » : COMPORTEMENT D'UN ENROBÉ SOLlicitÉ EN CONDITIONS PLUS RÉALISTES DE TRAFIC ET DE TEMPÉRATURE..... 80

3.1.Introduction.....	81
3.2.L'essai à « trafic simulé ».....	81
3.2.1.Protocole.....	81
3.2.2.Instrumentations et limites techniques.....	83
3.2.3.Degrés de liberté de l'essai.....	85
3.2.3.1.Facteurs susceptibles d'être étudiés.....	85
3.2.3.2.Résultats de l'essai.....	86
3.2.3.2.1.Calcul des paramètres du modèle de récupération de raideur.....	86
3.2.3.2.2.Calcul des paramètres du modèle de perte de raideur.....	88
3.2.3.2.3.Définition de la durée de vie.....	91
3.2.3.2.4.Angle de phase.....	91
3.3.Comportement d'une Grave Bitume en condition de « trafic simulé ».....	91
3.3.1.Matériau testé.....	91
3.3.2.Essais réalisés.....	93
3.3.2.1.Premier plan : étude de la linéarité de l'influence du trafic simulé.....	94
3.3.2.1.1.Justification de la constance de la température.....	94
3.3.2.1.2.Choix de l'amplitude de déformation.....	95
3.3.2.1.3.Choix des temps de fatigue et des taux de repos.....	97
3.3.2.2.Deuxième plan : étude des effets de la température.....	98
3.3.2.2.1.Influence de la température en fatigue continue.....	98
3.3.2.2.2.Déformation relative.....	102
3.3.2.2.3.Plan d'expérience.....	102
3.3.3.Consolidation des résultats : critères de rejet des résultats expérimentaux.....	104
3.3.4.Résultats synthétiques : tendances globales observées.....	106
3.3.4.1.Procédure d'analyse.....	106
3.3.4.2.Variation de raideur en fatigue.....	110

3.3.4.2.1. Variation globale.....	110
3.3.4.2.2. Variation par séquence.....	113
3.3.4.2.3. Simulation de la perte de raideur provoquée par l'augmentation de la température au cours de la phase 1 d'un essai à « trafic simulé ».....	117
3.3.4.2.4. Synthèse.....	124
3.3.4.3. Variation de l'angle de phase.....	125
3.3.4.3.1. Variation globale.....	125
3.3.4.3.2. Variation par séquence.....	126
3.3.4.3.3. Effet de la variation de l'angle de phase sur la valeur du module.....	127
3.3.4.3.4. Interprétation de la variation de l'angle de phase.....	130
3.3.4.4. Cinétique de variation de raideur en fatigue et en repos.....	130
3.3.4.4.1. Vitesse de réendommagement.....	131
3.3.4.4.2. Pente « a » de l'asymptote oblique.....	134
3.3.4.4.3. Ordonnée à l'origine « b » de l'asymptote oblique.....	135
3.3.4.4.4. Vitesse de récupération.....	137
3.3.4.4.5. Maximum de récupération.....	138
3.3.4.4.6. Synthèse sur l'évolution des cinétiques de variation de raideur.....	139
3.4. Conclusion.....	140
CHAPITRE 4. MODÉLISATION DU COMPORTEMENT D'UNE GRAVE BITUME EN CONDITIONS DE « TRAFIC SIMULÉ ».....	145
4.1. Introduction.....	146
4.2. Méthode d'analyse.....	147
4.2.1. Matrices des corrélations.....	147
4.2.2. Construction de modèles prédictifs.....	147
4.2.2.1. Modèle a priori.....	147
4.2.2.2. Calcul des paramètres et test de nullité.....	149
4.2.2.3. Test de qualité du modèle.....	150
4.3. Plan 1 : effet des facteurs à température constante.....	151
4.3.1. Matrices des corrélations.....	151
4.3.1.1. Corrélations entre les sorties et les facteurs.....	151
4.3.1.2. Corrélations entre les sorties.....	156
4.3.2. Modèle de prédiction de la durée de vie.....	159
4.3.3. Modélisation de l'équilibre entre perte et récupération de raideur du plan 1.....	165
4.3.4. Synthèse de l'analyse des résultats du plan 1.....	169
4.4. Plan d'expérience 2 : effets de la température et des interactions.....	170
4.4.1. Matrices des corrélations.....	170
4.4.1.1. Corrélations entre les sorties et les facteurs.....	170
4.4.1.2. Corrélations entre les sorties.....	172
4.4.2. Modèle de prédiction de la durée de vie.....	175
4.5. Modélisation de l'équilibre entre perte et récupération de raideur du plan 2.....	183
4.6. Synthèse de l'analyse des résultats du plan 2.....	186
4.7. Conclusion.....	187
CHAPITRE 5. UTILISATIONS DE L'ESSAI À « TRAFIC SIMULÉ ».....	191
5.1. Introduction.....	192
5.2. Application au dimensionnement : expérience du manège de fatigue.....	192

5.2.1.Introduction.....	192
5.2.2.Description du manège de fatigue.....	193
5.2.3.Expérience de chaussées souples sur le manège de fatigue.....	194
5.2.4.Chaussée de référence testée.....	194
5.2.4.1.Structure théorique et expérimentale.....	194
5.2.4.2.Conditions de sollicitation.....	195
5.2.4.3.Caractéristiques théoriques des matériaux.....	196
5.2.4.4.Instrumentation.....	196
5.2.5.Données expérimentales.....	197
5.2.6.Calcul des déformations avec Alizé©.....	197
5.2.6.1.Détermination de la fréquence de sollicitation.....	198
5.2.6.2.Détermination des modules de rigidité.....	199
5.2.6.3.Déformations calculées.....	201
5.2.7.Pertinence de la loi de fatigue et des coefficients de calage.....	202
5.2.7.1.Prévision du taux de dégradation de la chaussée par la méthode usuelle de dimensionnement..	203
5.2.7.2.Prévision du taux de dégradation avec les caractéristiques mécaniques des matériaux	
déterminées en laboratoire.....	205
5.2.7.3.Prévision du taux de dégradation avec les corrections de température et de fréquence.....	206
5.2.7.4.Calcul du taux de dégradation en utilisant la loi de fatigue modifiée.....	211
5.2.8.Conclusion de l'expérience de fatigue.....	213
5.3.Vers une stratégie de dimensionnement en plusieurs phases.....	215
5.3.1.Essai de rechargement.....	216
5.3.1.1.Protocole.....	216
5.3.1.2.Degrés de liberté de l'essai.....	216
5.3.2.Influence du niveau de rechargement et de l'instant de réhabilitation.....	217
5.3.2.1.Essais réalisés.....	217
5.3.2.2.Conséquences en terme de durée de vie.....	219
5.3.2.2.1.Modèle a priori.....	219
5.3.2.2.2.Résultats.....	221
5.3.3.Conclusion.....	228
5.4.Conclusion.....	228
CONCLUSION GÉNÉRALE.....	231
BIBLIOGRAPHIE.....	236
ANNEXE I – CALCUL DE LA CONTRAINTE ET DE LA DÉFORMATION MAXIMALE DANS UNE ÉPROUVETTE CONSOLE	
TRAPÉZOÏDALE.....	243
ANNEXE II – MODÈLE D'ENDOMMAGEMENT DES ENROBÉS BITUMINEUX.....	249
ANNEXE III - FEUILLE DE RÉSULTATS DE L'ESSAI DE MODULE COMPLEXE SUR LA GB3 RÉALISÉ AU LCPC NANTES.....	253
ANNEXE IV - COPIE D'ÉCRAN DE LA FENÊTRE D'ENTRÉE DES PARAMÈTRES D'UN ESSAI DE FATIGUE.....	255
ANNEXE V – RÉSULTATS DES ESSAIS À « TRAFIC SIMULÉ ».....	257

ANNEXE VI - RÉSULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE CONTINUE RÉALISÉS SUR LA GB3 À DIFFÉRENTES TEMPÉRATURES.....271

ANNEXE VII - RÉSULTATS GRAPHIQUES DES ESSAIS À « TRAFIC SIMULÉ »..... 274

Introduction générale

Le réseau routier est d'une importance stratégique pour le pays. En effet, 90% des voyageurs et 73% des marchandises transitent via le réseau routier qui s'étend sur 966000 km. De façon détaillée, il comporte 3700km d'autoroutes, 28000 km de routes nationales, 359000 km de routes départementales et 590000 km de communales (source : Direction des Routes 2001). La France étant d'une part, le premier pays touristique du monde et se situant d'autre part, dans une position centrale en Europe de l'Ouest, la qualité du réseau routier est d'une importance primordiale pour que le transfert des voyageurs et des marchandises soit optimal en terme de sécurité et de délais. La qualité de ce réseau incombe désormais aux collectivités territoriales en ce qui concerne les routes communales, départementales et, plus récemment, nationales. Seules les autoroutes sont de la responsabilité d'entreprises privées. Afin d'assurer le bon fonctionnement du réseau, le budget alloué par les différents acteurs est considérable. Par exemple, les départements investissent entre 3 et 3,6 milliards d'euros par an pour le développement et l'entretien. Avec l'augmentation du pétrole et la politique de décentralisation, les collectivités territoriales auront elles la capacité financière pour maintenir le niveau actuel du réseau routier ? Il nous incombe à nous, chercheurs, ingénieurs, de développer nos connaissances et des solutions techniques pour optimiser le dimensionnement et l'entretien des chaussées. Notre travail au cours de ces trois années a été d'améliorer nos connaissances sur le comportement en fatigue des enrobés pour optimiser le dimensionnement des chaussées, et de travailler sur l'optimisation des stratégies d'entretien en terme de durée de vie en fatigue, à travers un large travail expérimental de laboratoire.

Ce travail a fait l'objet d'une convention "CIFRE" (Conventions Industrielles de Formation par la Recherche, sous l'égide du ministère de la recherche) entre l'entreprise Scetauroute et le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées. Les travaux de recherche ont été réalisés au Centre de Développement des Géosciences Appliquées de l'Université Bordeaux I et au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées de Bordeaux. Ce mémoire de thèse s'articule en 5 chapitres :

Le premier chapitre est une étude bibliographique axée sur la méthode française de dimensionnement, c'est à dire la manière dont sont conçues les chaussées à partir des caractéristiques mécaniques des enrobés.

Le deuxième chapitre traite d'une caractéristique particulière des enrobés : les capacités autoréparatrices qui ne sont pas prises en compte par la méthode de dimensionnement et qui permettent d'expliquer l'écart entre la durée de vie déterminée en laboratoire et celle observée des chaussées.

Le troisième chapitre présente les essais que nous avons mis au point qui permettent d'étudier les capacités autoréparatrices des enrobés.

Le quatrième chapitre détaille les essais réalisés et analyse le comportement des enrobés vis à vis de la température et des temps de repos. Un modèle de durée de vie complet est déterminé suite à l'étude des résultats d'essais.

Le cinquième chapitre confronte, dans un premier temps, les résultats des essais de laboratoire avec ceux d'un essai de simulation en vraie grandeur sur le manège de fatigue. Dans un second temps, on met en lumière la nécessité de rationaliser la gestion de l'entretien des chaussées grâce à un essai avec deux phases de chargement.

Enfin, une conclusion générale reprend les principaux résultats ainsi que les évolutions possibles de nos développements.

**Chapitre 1. Caractérisation française du
comportement en fatigue des enrobés
bitumineux en vue du dimensionnement**

1.1. Introduction

Le passage répété de poids lourds sur la chaussée entraîne un endommagement par fatigue de la couche de base de la structure qui induit, à terme, sa fissuration et donc sa ruine. Pour dimensionner la structure de chaussée, il a été créé, au milieu des années 60, un essai de fatigue. Cet essai permet de déterminer en laboratoire le comportement d'un enrobé bitumineux soumis à une sollicitation par fatigue ou loi de fatigue (évolution de la durée de vie en fonction de la déformation appliquée). A partir de la loi de fatigue, la déformation admissible de l'enrobé, pour une durée de vie souhaitée de la chaussée, est calculée moyennant l'emploi de coefficients correcteurs. Connaissant la déformation admissible, il est possible d'établir les épaisseurs des couches d'enrobé à mettre en oeuvre. Toutefois, l'emploi, parmi les coefficients correcteurs, d'un coefficient de calage empirique soulève le fait que l'essai de fatigue ne respecte pas certaines conditions de sollicitations subies par la chaussée. En effet, l'essai normalisé impose un signal sinusoïdal continu pour une température et une fréquence donnée. Ces caractéristiques d'essai sont souvent éloignées des conditions réelles. Dans la chaussée, la fréquence et la température ne sont pas constantes tout comme la continuité de la sollicitation. Les variations des conditions d'essai impliquent des écarts avec la performance réelle de la chaussée comme le montrent par exemple les expériences effectuées sur le manège de fatigue. Ainsi, il existe des améliorations que nous pouvons apporter à l'essai normalisé utilisé pour le dimensionnement.

Ce chapitre décrit l'essai de fatigue normalisé français et la façon dont sont interprétés ses résultats. Nous détaillerons le calcul de la déformation admissible qui prend en compte de nombreux facteurs mais qui nécessite toutefois l'emploi d'un coefficient de calage empirique. Enfin, nous décrirons les conditions d'essai non pris en compte par l'essai et leurs conséquences sur le comportement de l'enrobé.

1.2. Sollicitation par fatigue d'une chaussée

1.2.1. Définition du phénomène de fatigue

Le phénomène de fatigue correspond à l'endommagement progressif, jusqu'à la rupture, d'un matériau soumis à une sollicitation répétée d'amplitude inférieure à la sollicitation limite de rupture sous sollicitation statique. Le cumul des cycles de

sollicitations entraîne la rupture par fatigue.

Les premières études du phénomène de fatigue ont été menées par Wöhler en 1852 sur les métaux. Il est observé dans de nombreuses structures. On peut citer par exemple la sollicitation :

- des câbles d'un pont suspendu sans l'effet du vent,
- des ouvrages d'art ou des avions par vibrations,
- de la carlingue d'un avion soumis aux cycles de pressurisation.

Il s'applique aussi aux structures de chaussée et particulièrement aux couches de base en matériaux bitumineux qui la composent.

1.2.2. Application à la chaussée

1.2.2.1. Sollicitation d'une chaussée type

L'application d'une charge roulante induit une déformation en flexion des couches de la structure. Cette flexion entraîne des sollicitations en compression au droit de la charge et des sollicitations en traction à la base des couches d'enrobé (Figure 1.1).

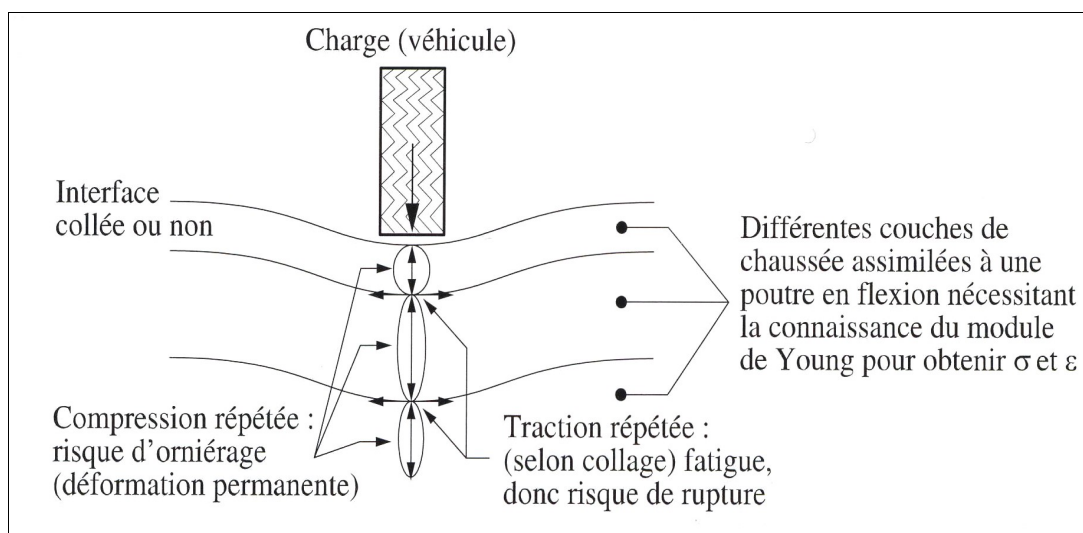


Figure 1.1 : sollicitations dans la chaussée induite par un véhicule d'après Di Benedetto et al. [2005].

A la base d'une couche, l'amplitude et la fréquence de la sollicitation en traction dépendent :

- de la position de ce point verticalement et transversalement par rapport au centre de la charge [Peyronne et al., 1991 ; Williams et al., 2001].
- du type de roue (roues jumelées ou simples) [Peyronne, 1980 ; Caroff, 1981 ; Vagile, 2002],
- de la température [Moutier, 1991 ; Tayebali et al., 1994],
- de la vitesse de passage de la roue.

Les couches de surface sont sollicitées en compression et leur dimensionnement prend essentiellement en compte leur résistance à cette compression qui induit des déformations permanentes ou ornières. Les couches plus en profondeur sont sollicitées en traction - compression. La Figure 1.3 représente un exemple de signal de déformation mesuré par une jauge de déformation longitudinale (dans le sens de roulement) à la base d'une couche de Grave Bitume de classe 3 (GB3) dans une structure dimensionnée de la façon suivante (Figure 1.2) [Balay, 2003]:

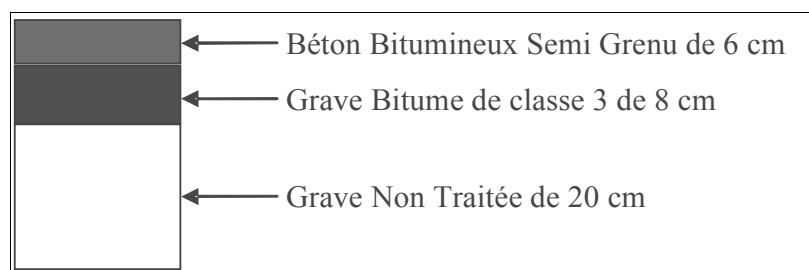


Figure 1.2 : structure étudiée par le manège de fatigue.

Ce signal a été mesuré au cours d'une expérience menée à l'aide du manège de fatigue du LCPC (Laboratoire Central des Ponts et Chaussées) durant l'été 2003. Il est induit par un demi-essieu de 65 kN roulant à 70 km/h. L'amplitude de déformation en traction est dominante par rapport à celle en compression (plus de deux fois supérieure dans ce cas). C'est le cumul des sollicitations en traction qui entraîne l'endommagement puis la rupture par fatigue.

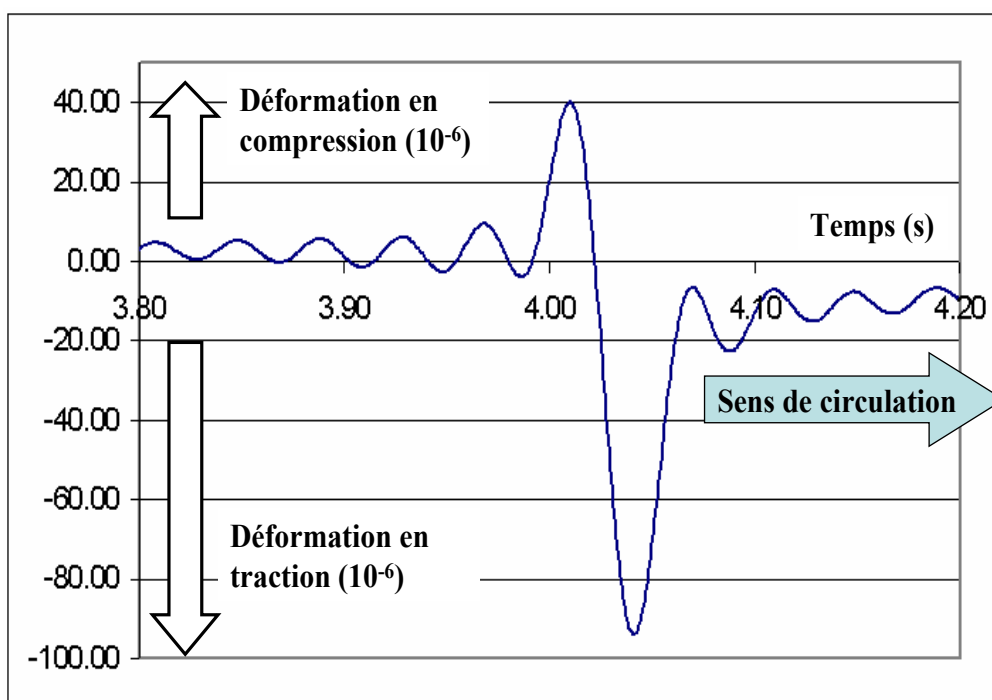


Figure 1.3 : allure du signal de déformation longitudinale à la base d'une Grave Bitume de classe 3 sous une charge roulante de 65 kN à 70 km/h à 22°C [Hieu, 2004].

1.2.2.2. Phénomènes résultant de la fatigue

L'endommagement par fatigue conduit à l'apparition et à la croissance de défauts micro-structuraux puis macro-structuraux dans le matériau avec le cumul d'un grand nombre de cycles de sollicitations ($> 10^4$). Ces défauts entraînent l'apparition de fissures transversales ou longitudinales à la base de la structure bitumineuse qui se propagent vers la surface. L'orientation de la fissuration dépend de la rigidité et de l'épaisseur des couches d'enrobé. En effet, la déformation à la base des couches de chaussée peut être maximale

- soit dans le sens transversal entraînant des fissures longitudinales,
- soit dans le sens longitudinal entraînant des fissures transversales.

La fissuration par fatigue est une des principales causes de dégradation des chaussées. La Figure 1.4 est un exemple de fissuration par fatigue d'une structure de chaussée. Elle montre des fissures longitudinales et l'amorçage d'un faïençage. Ce faïençage est caractéristique d'une dégradation par fatigue avancée.



Figure 1.4 : fissuration par fatigue d'une chaussée (d'après <http://hotmix.ce.washington.edu>)

La sollicitation en traction étant maximale à la base des couches, théoriquement les fissures doivent donc apparaître à la base des couches d'enrobé et se propager vers la surface. Toutefois, de nombreux auteurs mettent en évidence une fissuration par fatigue débutant à la surface des couches et se propageant vers la base. Les deux cas existent probablement dans la chaussée et certainement en même temps [Molenaar, 2004]. Toutefois, le dimensionnement ne considère que la fissuration apparaissant à la base de la structure bitumineuse de la chaussée.

La détermination des épaisseurs de matériaux bitumineux à mettre en œuvre passe par la connaissance de leur comportement vis-à-vis du cumul de sollicitation qu'ils subissent, c'est-à-dire par la connaissance de leur performance en fatigue. Un essai de fatigue normalisé (norme NF P-98-261-1) a donc été créé pour qualifier les matériaux bitumineux vis-à-vis des sollicitations par fatigue.

1.3. Détermination du comportement en fatigue en laboratoire

Il existe différentes possibilités pour tester en laboratoire le comportement en fatigue des enrobés bitumineux, mais le choix en France a été porté, dans le milieu des années 60, sur l'essai de flexion « deux points » sur éprouvettes consoles trapézoïdales. Il s'agit d'un essai relativement peu coûteux ne nécessitant pas une préparation complexe des éprouvettes. Les qualités de l'essai selon Doan [1977] sont :

- la mise en place simple et rapide des éprouvettes : collage à la base et fixation mécanique ou collage en tête,
- une force relativement faible requise pour imposer une déformation suffisante, permettant de réduire le coût de l'appareillage.

Moutier [1990] conclut que cet essai présente une bonne reproductibilité, un caractère discriminant satisfaisant, un effet exothermique faible et un investissement acceptable. Il présente toutefois de nombreux défauts que nous exposerons dans le paragraphe 1.4 de ce chapitre. Nous débuterons par exposer le principe de l'essai et les hypothèses qu'il est nécessaire de faire pour son interprétation.

1.3.1. Principe de l'essai

1.3.1.1. Schémas de principe

L'essai de fatigue normalisé est un essai de flexion « deux points » qui s'effectue sur une éprouvette console trapézoïdale d'enrobé bitumineux encastrée à sa grande base. Les dimensions des éprouvettes sont : grande base de 5,6 cm, petite base de 2,5 cm, épaisseur de 2,5 cm et hauteur de 25 cm.

La Figure 1.5 est une image de la machine de fatigue utilisée au LCPC de Nantes. Un moteur à excentrique permet de solliciter simultanément deux éprouvettes. L'ensemble est régulé thermiquement dans une enceinte climatique.



Figure 1.5 : vue d'ensemble de la machine de fatigue du LCPC Nantes.

A la petite base de l'éprouvette est appliqué un signal de déplacement sinusoïdal à une fréquence de 25 Hz (Figure 1.6). Le déplacement moyen sur une période est nul.

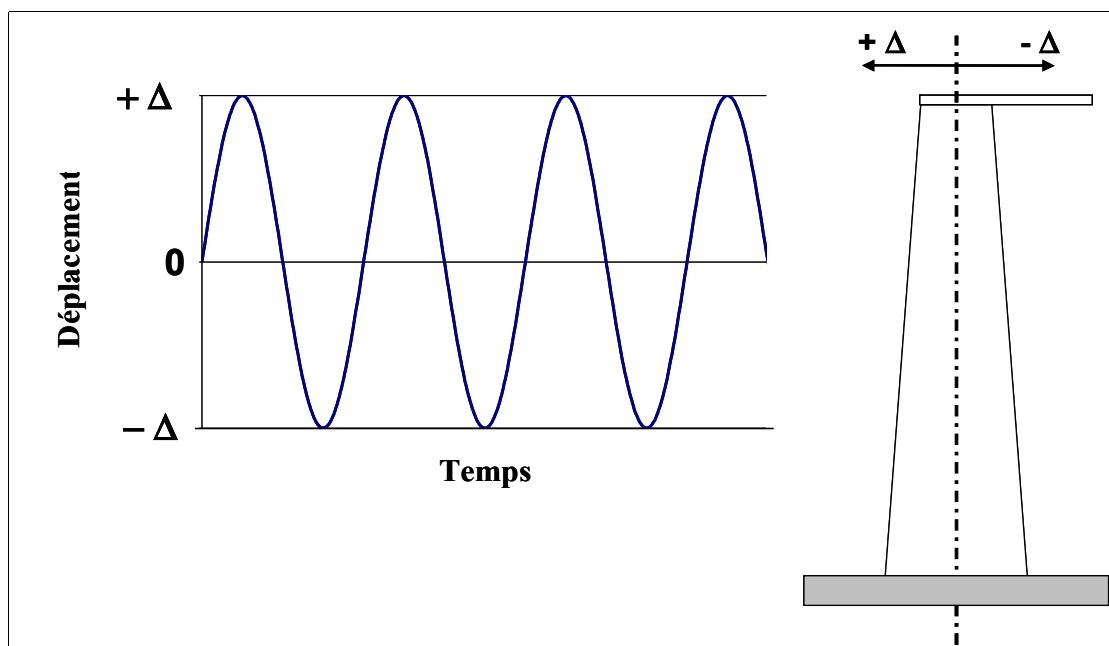


Figure 1.6 : signal de déplacement symétrique imposé à la petite base de l'éprouvette.

1.3.1.2. Conditions d'essai normalisé

L'essai est mené à amplitude de déplacement constante. Par abus de langage, on qualifie aussi ces essais d'essais à « déformation imposée » en faisant référence à la déformation maximale qui est proportionnelle au déplacement selon un coefficient

de forme. Le calcul de la contrainte maximale et de la déformation maximale est donné en Annexe I.

Tous les essais de fatigue normalisés sont réalisés à une température de 10°C et à une fréquence de 25 Hz.

1.3.2. Hypothèses de comportement du matériau

1.3.2.1. Homogénéité du matériau

Les enrobés bitumineux sont des matériaux hétérogènes composés de granulats de tailles variables et d'un liant dont les propriétés diffèrent de celles des granulats. Toutefois, à l'échelle de la chaussée (couches de plusieurs centimètres d'épaisseur), on peut considérer les enrobés bitumineux comme homogènes.

Le matériau est considéré homogène pour un rapport de 10 entre la taille des plus gros granulats et celle de l'éprouvette. Pour les éprouvettes de Grave Bitume, dont les dimensions sont centimétriques comme la taille des plus gros granulats, ce rapport n'est généralement pas respecté mais l'hypothèse d'homogénéité est cependant sous-entendue. Doan [1977] explique que cette hétérogénéité (répartition des vides, des granulats et du liant dans la section la plus sollicitée) est responsable de la forte dispersion observée sur les résultats d'essai. Un défaut de surface créé lors du sciage des éprouvettes peut, par exemple, engendrer prématurément une fissure.

1.3.2.2. Isotropie

La méthode de mise en œuvre des bétons bitumineux (épandage en couches et compactage en surface) implique une anisotropie marquée par une orientation des grains dans le sens de la mise en œuvre et un granoclassement décroissant de la base au sommet de la couche.

Cette anisotropie existe dans les plaques d'enrobés fabriquées en laboratoire et peut entraîner des variations de module de 20% selon la direction dans laquelle il est mesuré [Doubbaneh, 1995].

1.3.3. Interprétation

1.3.3.1. Durée de vie

Durant l'essai, la force et le déplacement en tête de l'éprouvette sont mesurés. Le rapport entre les deux nous donne la raideur de l'éprouvette.

Pour observer l'évolution du comportement du matériau bitumineux au cours de l'essai, l'évolution de la variation de raideur relative ΔE est reportée en fonction du nombre de cycles (Figure 1.7). La raideur relative est le rapport, exprimé en pourcentage, entre la raideur E_t mesurée à un instant t et la raideur initiale de

$$\text{l'enrobé } E_0 : \Delta E = \frac{E_t}{E_0}$$

On considère que le matériau est rompu lorsque la perte de raideur atteint 50 % de la raideur initiale. On note alors le nombre de cycles de sollicitation, noté N_f , que l'enrobé a subi et que l'on appelle durée de vie.

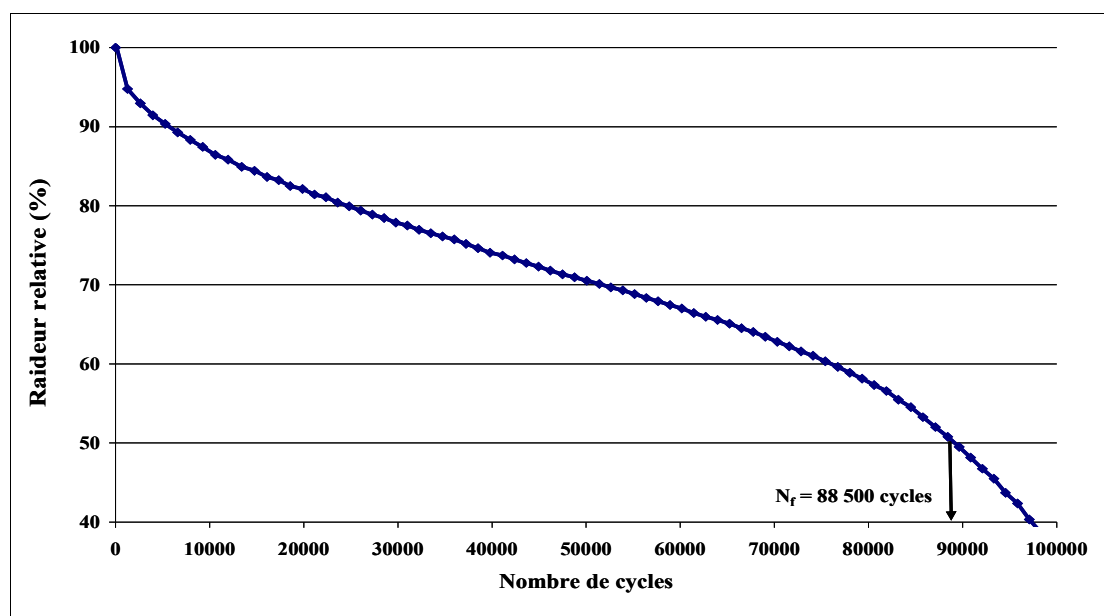


Figure 1.7 : évolution de la raideur relative au cours d'un essai de fatigue normalisé réalisé sur une Grave Bitume de classe 3 à une déformation imposée de 140.10^{-6} .

La perte de raideur relative durant l'essai est interprétée comme une conséquence de l'endommagement de l'enrobé. On verra dans le paragraphe 1.4.1.1. que la perte de raideur n'est pas seulement due à l'endommagement mais aussi à l'échauffement du matériau.

1.3.3.2. Courbe de Wöhler

Pour déterminer le comportement des enrobés en fatigue, plusieurs essais sont nécessaires. En effet, un essai permet de connaître la durée de vie d'un enrobé pour une déformation appliquée. Il faut donc plusieurs essais menés à différentes déformations pour identifier la loi de comportement du matériau. En réalité, seuls des déplacements sont imposés.

La dispersion sur les résultats de durée de vie étant forte sur ce type d'essai, la norme préconise de répéter le même essai sur au moins six échantillons différents pour avoir un aperçu satisfaisant de cette dispersion. Pour un même essai, la dispersion sur les valeurs de durée de vie peut varier selon un rapport de 1 à 10 [Franken et al., 1996].

La courbe représentant l'amplitude de sollicitation ε en fonction de la durée de vie N_f est appelée courbe de Wöhler. Pour les enrobés bitumineux, elle est caractérisée par la relation ou loi de fatigue suivante :

$$\varepsilon = AN_f^{-b} \quad 1.9$$

Cette relation correspond à une droite dans un repère logarithmique. La Figure 1.8 présente la droite de fatigue d'une Grave Bitume de classe 3 pour les conditions d'essai normalisé. Dans cet exemple, $A = 10^{2,8762} = 752$ et $b = 0,17$

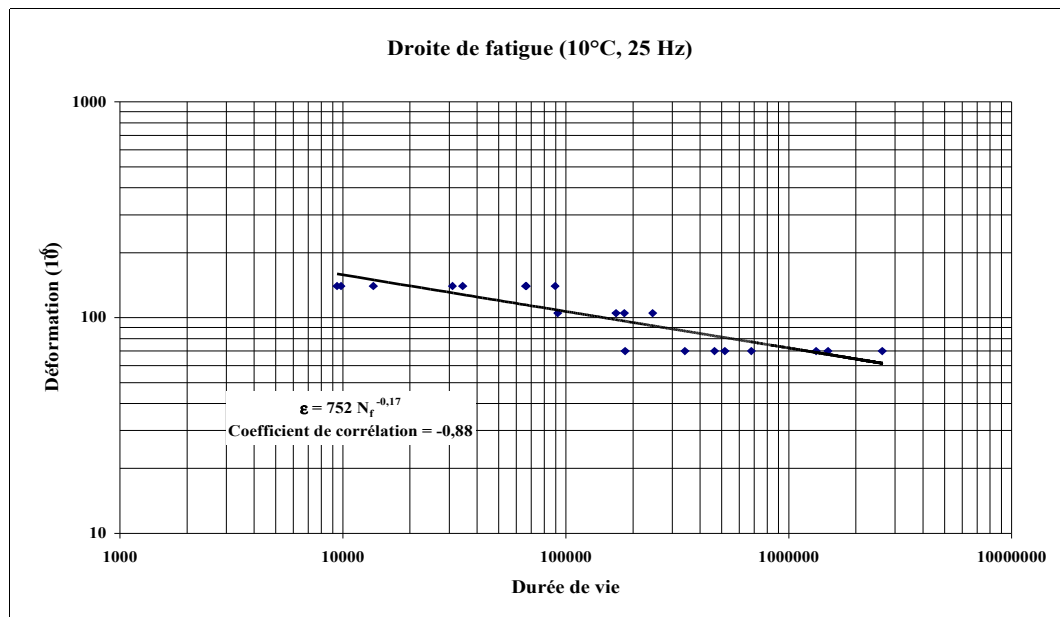


Figure 1.8 : droite de fatigue d'une Grave Bitume à 10°C, 25 Hz.

Par commodité, la pratique courante est d'exprimer la déformation ϵ en 10^{-6} (noté μdef).

1.3.4. Utilisation de la loi de fatigue pour le dimensionnement

La méthode française de dimensionnement est une approche théorique semi probabiliste du comportement des chaussées. La déformation admissible dans les couches d'enrobé est déterminée à partir de la loi de fatigue. Un modèle multicouche élastique permet de connaître la déformation dans la structure de chaussée en fonction des épaisseurs des couches. La comparaison entre la déformation calculée par le modèle et la déformation admissible permet de déterminer les épaisseurs des couches à mettre en œuvre. Cette approche est différente de celle, empirique, employée aux Etats-Unis qui est issue du suivi de 240 sections de chaussées souples et de 271 sections de chaussées rigides [AASHO, 1962].

Nous détaillons ici le calcul de la sollicitation admissible à la base de la couche de base d'une structure de chaussée.

1.3.4.1. Calcul de la sollicitation admissible

La loi de fatigue caractérise la performance en fatigue d'un enrobé bitumineux. Elle est directement utilisée dans le calcul des sollicitations admissibles. Ce calcul permet de déterminer la déformation que peut subir un enrobé bitumineux compte tenu du nombre d'essieux équivalent noté NE qu'il va subir dans son emploi dans la

structure de chaussée. Le NE est calculé en fonction de plusieurs paramètres [SETRA, 1994] :

- le nombre de poids lourds qui vont circuler par jour à l'instant de la mise en service,
- l'agressivité et la croissance du trafic,
- la durée de vie souhaitée de la chaussée.

Connaissant le NE et la loi de fatigue, il est possible de calculer la sollicitation admissible $\varepsilon_{t,ad}$ selon l'expression suivante :

$$\varepsilon_{t,ad} = \varepsilon_6(10^\circ C, 25 Hz) \times \left(\frac{NE}{10^6} \right)^{-\frac{1}{b}} \times \sqrt{\frac{E(10^\circ C)}{E(\theta_{eq})}} \times k_r \times k_s \times k_c \quad 1.1$$

avec :

ε_6 la déformation nécessaire pour atteindre 10^6 cycles,

b la pente de la droite de fatigue,

$E(10^\circ C)$ le module de rigidité du matériau bitumineux à $10^\circ C$ et 10 Hz,

$E(\theta_{eq})$ le module de rigidité du matériau bitumineux à la température équivalente θ (égale à $15^\circ C$ en France métropolitaine) et à la fréquence de 10 Hz,

k_c , k_r et k_s des coefficients de calage.

Pour calculer la sollicitation admissible, on ne prend pas seulement en compte le comportement en fatigue. En effet, on considère quatre termes :

- un terme lié à la température puisque l'essai normalisé n'est pas réalisé à la température équivalente θ_{eq} ,
- un terme k_r lié au risque, qui prend en compte la dispersion des résultats de l'essai de fatigue et la variation d'épaisseur des couches liée aux difficultés de mise en œuvre,
- un terme k_s de sécurité par rapport à un éventuel défaut de portance de la

plateforme, d'autant plus important que celle-ci est de qualité médiocre,

- un terme k_c de calage : coefficient empirique qui permet de retrouver les déformations mesurées sur chaussée et qui corrige les effets de paramètres environnementaux non pris en compte par la loi de fatigue ou la correction de température.

1.3.4.2. Coefficient de risque

Pour expliquer l'emploi du coefficient k_r , reprenons l'exemple d'une chaussée en Grave Bitume sur un sol sablonneux.

Soit une couche d'enrobé d'épaisseur théorique h_N et la déformation ε_0 correspondante. Les difficultés de mise en œuvre induisent une variation de l'épaisseur théorique. L'épaisseur de la couche peut s'écrire de la façon suivante :

$$h = h_N + \Delta h \quad 1.2$$

Δh est la variation d'épaisseur qui varie de façon aléatoire. Si Δh n'est pas trop grand, la déformation ε en un point quelconque peut être exprimée en fonction de ε_0 et de Δh de la façon suivante :

$$\log(\varepsilon) = \log(\varepsilon_0) - B\Delta h \quad 1.3$$

Le logarithme de la déformation varie linéairement avec l'épaisseur. Le coefficient B est de l'ordre de 0,02. Ce résultat peut être retrouvé à partir des abaques bicouches reliant la déformation en fonction des rigidités de deux couches liées pour différentes épaisseurs. Ces abaques sont déterminés en utilisant le modèle de Burmister pour le calcul des déformations dans une structure multicouche. Ce modèle constitue la base des logiciels de dimensionnement comme Alizé[®] ou Ecoroute[®].

On rappelle la loi de fatigue d'une grave bitume : $\varepsilon_0 = AN^{-0,2}$. Nous pouvons aussi l'écrire de la façon suivante en prenant en compte la dispersion associée aux essais de fatigue :

$$\log(N) = \log(A^5) - 5\log(\varepsilon_0) + e \quad 1.4$$

avec e une variable aléatoire de moyenne nulle.

Pour la déformation ε correspondant à la déformation corrigée de l'effet de la variation d'épaisseur on a :

$$\log(N) = \log(A)^5 - 5 \log(\varepsilon_0) + 5B\Delta h + e \quad 1.5$$

On suppose que :

- Δh suit une loi normale de moyenne nulle et d'écart type S_h ,
- e suit une loi normale de moyenne nulle et d'écart type S_e ,

Alors $\log(N)$ suit une loi normale de moyenne $\overline{\log(N)}$ et d'écart type $S = \sqrt{S_e^2 + (5BS_h^2)}$.

Pour limiter le risque de rupture, il faudra adopter une valeur ε_0 de la déformation telle que $\overline{\log(N)}$ et le trafic cumulé NE soient liés par $\overline{\log(N)} = \log(NE) + kS$ où k est donné par les tables de la loi normale pour un risque de rupture. $\overline{\log(N)}$ est donc la valeur inférieure de l'intervalle de confiance du logarithme de la durée de vie pour un risque donné.

On a donc :

$$\begin{aligned} \overline{\log(N)} &= \log(A^{\frac{1}{b}}) - \frac{1}{b} \log(\varepsilon_0) = \log(NE) + kS \\ \Leftrightarrow \log(\varepsilon_0) &= \log(A) - b \log(NE) - bkS \\ \Leftrightarrow \varepsilon_0 &= \varepsilon_6 \left(\frac{NE}{10^{-6}} \right)^b \times 10^{-kbS} \end{aligned} \quad 1.6$$

Il en découle l'expression du coefficient de risque k_r lié à la dispersion sur l'épaisseur des couches et sur la durée de vie : $k_r = 10^{-kbS}$.

L'ordre de grandeur de la variation d'épaisseur des couches est fonction de l'épaisseur théorique à mettre en œuvre. Il est donné dans le « guide technique de conception et de dimensionnement des structures de chaussée » [SETRA, 1994].

1.3.4.3. Coefficient de sécurité

Le coefficient de sécurité k_s considère un défaut de portance de la plate-forme support. Il est d'autant plus important que la plate-forme est de qualité médiocre. Ce coefficient permet de s'assurer que la déformation appliquée sera bien au delà de la déformation acceptable théorique. Les valeurs de k_s sont données dans le « guide technique de conception et de dimensionnement des structures de chaussée » [SETRA, 1994].

1.3.4.4. Température équivalente

Les matériaux bitumineux étant thermosusceptibles, leurs propriétés varient avec la température. Or la température dans la chaussée subit des variations importantes au fil des saisons. De fait, la loi de fatigue des enrobés varie avec la température et, selon la saison, le matériau s'endommage plus ou moins rapidement. Il est donc nécessaire d'intégrer l'impact des fluctuations de température par le calcul d'une température équivalente. Cette température correspond à la température pour laquelle le taux de dégradation correspondant est égal aux taux de dégradation moyen durant une année.

1.3.4.4.1. Variation du module complexe avec la température

Les enrobés bitumineux sont des matériaux dont le module complexe est fortement sensible à la température comme le montre le Tableau 1.1. Le module complexe diminue avec la température d'une amplitude d'autant plus forte que la fréquence de sollicitation est faible.

	-10°C	0°C	10°C	20°C	30°C	40°C	15°C
BBSG	14 800	12 000	7 200	3 600	1 300	1 000	5 400
GB1	18 000	14 000	9 000	5 000	2 000	800	7 000
GB2	23 000	18 800	12 300	6 300	2 700	1 000	9 300
GB3	23 000	18 800	12 300	6 300	2 700	1 000	9 300
EME1	30 000	24 000	17 000	11 000	6 000	3 000	14 000
EME2	30 000	24 000	17 000	11 000	6 000	3 000	14 000

Tableau 1.1 : valeur de la norme du module complexe, à différentes températures et à 10 Hz, de différents enrobés bitumineux : BBSG (Béton Bitumineux Semi Grenu), GB (Grave Bitume), EME (Enrobé à Module Elevé).

En conséquence, la déformation à la base de la couche de base de la chaussée évolue avec les saisons.

1.3.4.4.2. Variation de la performance en fatigue avec la température

La performance en fatigue varie avec la température. Actuellement, la méthode française de dimensionnement considère que l'augmentation de la température entraîne un déplacement de la droite de fatigue dans le diagramme $\log(\epsilon)$, $\log(N_f)$ (Figure 1.9). Plus la température est élevée, plus la déformation permettant d'atteindre le même nombre de cycles est grande. Nous verrons, dans le paragraphe 1.4.2.2. que l'effet de la température sur la performance en fatigue est différent de celui postulé dans la méthode de dimensionnement.

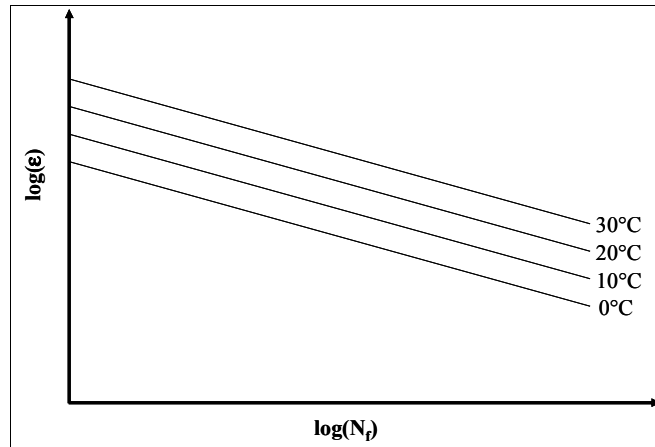


Figure 1.9 : illustration de l'évolution des droites de fatigue pour différentes températures d'un enrobé bitumineux d'après Peyronne et al., 1991.

Les différentes courbes ayant quasiment la même pente, on peut les regrouper en adoptant une échelle réduite pour les déformations :

$$\log\left(\frac{\epsilon(\theta)}{\epsilon_6(\theta)}\right) = -b \cdot \log(N) \quad 1.7$$

$\epsilon(\theta)$ est la déformation effectivement appliquée au matériau à la température θ qui dépend du matériau et de l'agencement des couches. $\epsilon_6(\theta)$ est la déformation à appliquer pour que l'enrobé ait une durée de vie d'un million de cycles. $\epsilon_6(\theta)$ est une propriété du matériau variant avec la température.

1.3.4.4.3. Définition de la température équivalente

Pour calculer la température équivalente, on se base sur la loi de Miner [1945] qui régit le cumul des dommages que subit un matériau sous l'effet de sollicitations répétées.

Si, pour un niveau de chargement ε_i , le nombre de cycles à la rupture est N_i , le dommage produit par chaque cycle de chargement est $d_i = 1/N_i$.

Compte tenu de la loi de fatigue du matériau, le dommage d_i créé par le passage d'une charge sur la structure à la température θ_i est égal à :

$$d_i = \frac{1}{N_i} = \left[\frac{\varepsilon(\theta_i)}{\varepsilon_6(\theta_i)} \right]^{\frac{1}{b}} \quad 1.8$$

Si t_i est le nombre de charges passées au cours d'une année sur la structure à la température θ_i , le dommage correspondant sera $t_i d_i$.

Le dommage accumulé au cours d'un an sera égal à :

$$\sum_i t_i d_i = \sum_i \left[\frac{\varepsilon(\theta_i)}{\varepsilon_6(\theta_i)} \right]^{\frac{1}{b}} \cdot t_i \quad 1.9$$

La température équivalente θ_{eq} découle de la relation :

$$d_{eq} \sum_i t_i = \sum_i t_i d_i$$

ou encore

$$\left(\frac{\varepsilon(\theta_{eq})}{\varepsilon_6(\theta_{eq})} \right)^{\frac{1}{b}} \sum_i t_i = \sum_i \left[\frac{\varepsilon(\theta_i)}{\varepsilon_6(\theta_i)} \right]^{\frac{1}{b}} \cdot t_i \quad 1.10$$

Cette relation signifie que la température équivalente est la température pour laquelle le cumul des dommages, sur une année à cette température, équivaut au cumul des dommages aux différentes températures rencontrées durant la même année.

En France métropolitaine, la température équivalente est de 15°C. Le dommage

subi par un enrobé bitumineux durant une année à 15°C correspond au dommage subi par ce même matériau soumis aux cycles saisonniers de température.

1.3.4.5. Justification de l'emploi du coefficient de calage k_c

Une étude a été menée entre 1990 et 1994 au LCPC de Nantes en partenariat avec Scetauroute, la société des Pétroles Shell et Elf Antar France (aujourd'hui Total-Fina-Elf).

Cette étude comprend trois expériences sur le manège de fatigue et une étude en laboratoire. Au travers des trois expériences, douze structures et six matériaux ont été testés puis comparés aux résultats des essais de laboratoire. Les conditions expérimentales et les résultats des essais du manège sont détaillés par De La Roche et al. [1994] et Odéon et al. [1997]. Les résultats des essais de laboratoire sont décrits par De La Roche et al. [1997].

Une des conclusions de cette étude est que, malgré la prise en compte de la dispersion des essais de fatigue, de la variation d'épaisseur des couches, de l'effet de la température et de la qualité de la plate-forme, il existe une différence entre la durée de vie prédite par les essais de laboratoire et la durée de vie observée sur chaussée réelle qui conduit à l'utilisation d'un coefficient de calage k_c différent selon le matériau mis en oeuvre. Les valeurs de k_c sont données dans le « guide technique de conception et de dimensionnement des structures de chaussée » [SETRA, 1994].

L'essai de laboratoire ne rend donc pas compte exactement du comportement de la chaussée. Nous allons détailler les différents biais de l'essai de fatigue normalisé pour déterminer dans quel sens nous devons le perfectionner pour que l'essai rende mieux compte des performances de la chaussée.

1.4. Discussion sur les biais de l'essai normalisé

L'essai de fatigue normalisé permet de déterminer une loi de comportement du matériau en fatigue. Elle donne la durée de vie de l'enrobé en fonction de l'amplitude de sollicitation subie. Cette loi de fatigue est utilisée pour déterminer la déformation admissible du matériau. Par conséquent, le dimensionnement des couches de matériaux bitumineux dépend de la loi de fatigue et de l'essai normalisé. Nous allons constater, dans ce paragraphe, que l'essai normalisé comporte de nombreux biais qui

nous interrogent sur la pertinence de l'essai vis à vis de la sollicitation réellement subie par la chaussée.

1.4.1. Échauffement

Des mesures de la température au sein du matériau par thermographie infrarouge et sondes ponctuelles [de La Roche et al., 2001] montrent l'augmentation de la température dans l'éprouvette durant la phase 1, suivie d'une stabilisation du régime thermique dans la phase 2, puis d'une localisation et d'une augmentation de l'échauffement dans la zone la plus sollicitée, conséquence de la concentration des contraintes autour des lèvres des macrofissures. La Figure 1.10 montre l'évolution de la force (courbe (1)) et de la température (courbe (2)) mesurée :

- par une thermosonde platine de surface (précision 0,2°C) placée dans l'axe de l'éprouvette à 7 cm de la grande base (courbe en pointillés discontinus),
- par une caméra infrarouge (précision 0,2°C). Le champ visualisé par la caméra est représenté par le carré en pointillé. Le carré blanc représente la zone dans laquelle s'est propagée la fissure. L'évolution de la température moyenne de cette zone est tracée en pointillés.

Les courbes de température peuvent être divisées en trois phases complètement corrélées avec les trois phases de l'évolution de la force.

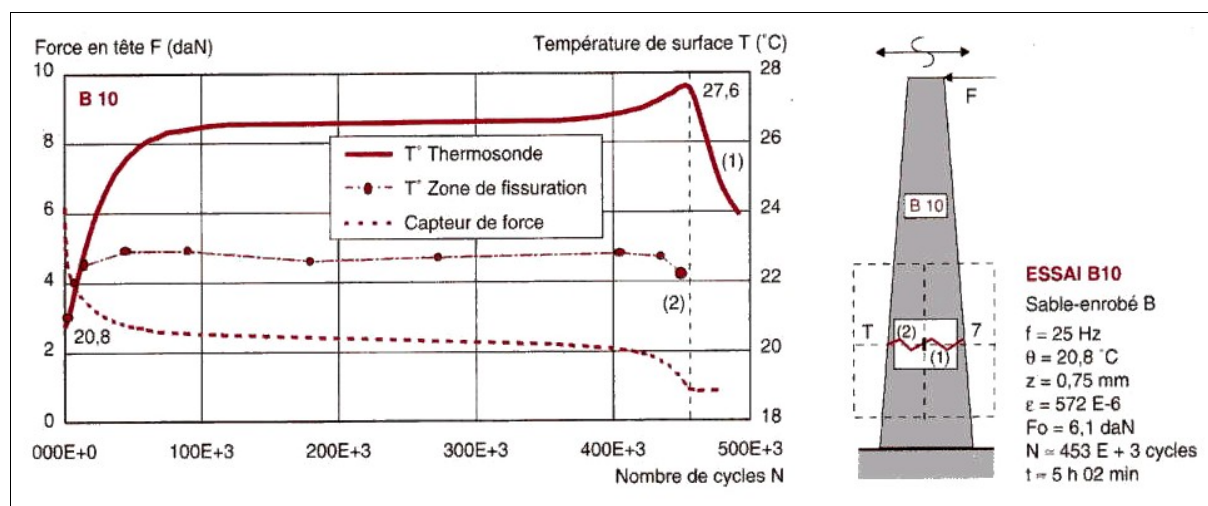


Figure 1.10 : résultat d'un essai de fatigue sur un sable enrobé avec mesure de l'évolution de la température (d'après de La Roche et al., 2001).

Les notations sont les suivantes : f : fréquence des sollicitations, θ : température ambiante d'essai, z : flèche en tête de l'éprouvette, ε : déformation, F_0 : force en tête en début d'essai, N : nombre de cycles correspondant à la température maximale relevée, t : temps nécessaire pour atteindre la température maximale.

De La Roche [2001] montre qu'une augmentation de 1°C de température par dissipation thermique dans une éprouvette peut entraîner une diminution de raideur de 5 % du fait de la thermosusceptibilité du matériau (diminution du module de rigidité avec la température cf. § 1.3.4.4.).

L'évolution de la perte de raideur relative ΔE suit trois phases comme le montre la Figure 1.11 et qui sont interprétées de la manière suivante [Doan et al., 1977 ; Piau, 1989 ; Di Benedetto, 1990] :

- phase 1 : diminution de la raideur due à l'endommagement diffus (apparition de microfissures) et à l'échauffement de l'enrobé par dissipation visqueuse,
- phase 2 : variation de raideur par progression de l'endommagement diffus ; le comportement est approximativement linéaire. Dans cette phase il existe une très faible augmentation de la température dans le matériau,
- phase 3 : coalescence des microfissures dans la zone la plus sollicitée, apparition de macrofissures et localisation de l'endommagement.

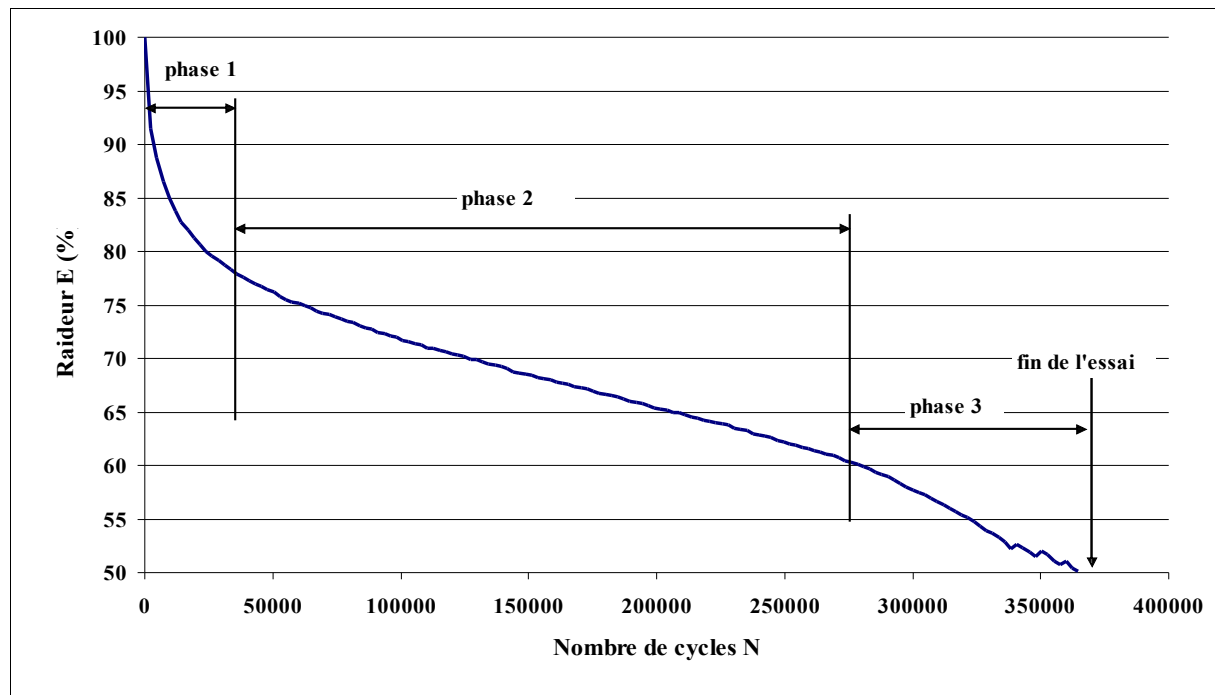


Figure 1.11 : interprétation de l'évolution de la perte de raideur selon trois phases, lors d'un essai de fatigue par flexion deux points.

Selon les conditions d'essai, l'échauffement peut être plus ou moins important. Il dépend de deux facteurs : l'amplitude de sollicitation et la température d'essai. Le premier implique une énergie transmise dans le matériau plus importante et le second conditionne la quantité d'énergie dissipée par viscosité (on rappelle qu'à forte température l'enrobé est moins visqueux et qu'il dissipe plus d'énergie qu'à basse température). Une simulation du couplage thermo-mécanique dans l'enrobé est proposée par Piau [1989]. L'équation de la chaleur utilisée par Piau est décrite dans le paragraphe 3.3.4.2.3. dans le cadre d'une simulation de l'échauffement du matériau dans les conditions d'essai à « trafic simulé ».

L'échauffement du matériau participe donc à la variation de raideur de l'enrobé. Ce phénomène n'est toutefois pas gênant pour l'interprétation des essais de fatigue en terme d'endommagement dans le sens où il peut être aisément simulé et pris en compte. On pourrait s'attendre à ce que le critère de rupture (perte de raideur de 50%) ne soit pas pertinent puisque biaisé par le fait qu'une part de la raideur perdue est due à l'échauffement. Cette part étant plus importante à forte température et amplitude de sollicitation élevée, les essais menés à forte température devraient conduire à une durée de vie plus faible. Il se trouve que les essais réalisés à haute température n'engendrent pas forcément une durée de vie plus faible comme nous allons l'exposer dans le paragraphe 1.4.4.. En fait, la température et l'amplitude de

déformation ont aussi un effet sur le taux d'endommagement de l'enrobé.

1.4.2. Mode de sollicitation

L'essai normalisé est mené à amplitude maximale de déformation constante. Toutefois, le mode de sollicitation à contrainte imposée existe aussi dans la chaussée. Doan [1977] considère trois cas :

- pour les structures souples (couches minces < 6 cm), les matériaux subissent des déformations constantes,
- pour les structures rigides (couches épaisses > 15 cm), les matériaux subissent des contraintes constantes,
- pour les structures intermédiaires, les matériaux subissent un mode intermédiaire.

Monismith et Deacon, cités par Myre [Myre, 1992], ont introduit la notion de « Mode Factor » (MF) pour caractériser facilement le mode de sollicitation que subit une structure de chaussée. Pour une couche donnée, le MF est défini, pour une diminution arbitraire de C% du module de cette couche, de la façon suivante :

$$MF = \frac{(A - B)}{(A + B)} \quad 1.11$$

avec : A : pourcentage de variation de contrainte dans la couche due à une baisse de C % du module,

B : pourcentage de variation de la déformation dans la couche due à une baisse de C % du module.

MF est égal à -1 pour un comportement à contrainte constante et égal à +1 pour un comportement à déformation constante.

Le calcul réalisé à l'aide du logiciel Alizé[®] pour une chaussée souple montre que plus les couches de chaussée sont rigides par rapport au sol support, plus la structure travaille à contrainte imposée [de La Roche, 1996]. Toutefois, Odéon [1996] souligne que, pour les chaussées couramment utilisées en France, la valeur du MF est proche de 0 c'est à dire que les chaussées travaillent en mode intermédiaire.

Le mode de sollicitation induit les différences suivantes (Tableau 1.2), comme le synthétise de La Roche [1996] :

	Essai à contrainte imposée	Essai à déformation imposée
Évolution pendant l'essai	Augmentation du déplacement	Diminution de la force
Critère de rupture	Rupture de l'éprouvette	Chute de moitié de la force initiale
Durée de vie	Plus faible	Plus grande
Dispersion des résultats	Plus faible	Plus grande
Augmentation de la température	Diminution de la durée de vie	Augmentation de la durée de vie
Augmentation du module de rigidité	Augmentation de la durée de vie	Diminution de la durée de vie
Durée de propagation de fissures	Brève	Longue

Tableau 1.2 : différences induites par le mode de sollicitation imposé.

Il existe de nombreuses différences entre les deux modes de sollicitation. On retiendra que le mode à contrainte imposée est plus sévère : le matériau s'endommageant, les déformations qu'il subit deviennent de plus en plus importantes, entraînant une vitesse de propagation des fissures plus rapide.

Chacun des deux modes existent dans la chaussée et aucun argument ne permet d'en privilégier un des deux. En conséquence, il faut considérer le mode de sollicitation correspondant à la structure souhaitée. Toutefois, un modèle de comportement intrinsèque (indépendant du type de sollicitation) permettrait de dépasser ce choix. Nous présentons en Annexe II une façon de modéliser le comportement des enrobés basée sur la théorie de l'endommagement.

1.4.3. Forme du signal

Comme nous l'avons exposé dans l'introduction de ce chapitre, l'essai de fatigue consiste à simuler la sollicitation du matériau dans les conditions de déformation qu'il subit dans la chaussée. Toutefois, le signal réel de traction-compression n'est pas réalisé en laboratoire mais il est approché par un signal sinusoïdal, plus facile à créer que le signal réel. L'essai de fatigue surestime donc la déformation en compression. On peut considérer que la déformation en compression est très peu endommageante par rapport à la déformation en traction. L'essai doit

donc surtout rendre compte de l'amplitude de déformation en traction réelle et être centré sur la valeur nulle pour ne pas engendrer des déformations permanentes dans l'échantillon. On peut considérer que le signal sinusoïdal centré sur la valeur nulle utilisé dans l'essai normalisé n'induit pas de biais par sa forme. Toutefois, la fréquence à laquelle il est appliqué peut engendrer un effet important sur le comportement à travers l'influence, sur la valeur du module complexe, de la vitesse d'application de la charge [Saïd, 1988]. Il est donc important de noter la fréquence à laquelle est appliquée la sollicitation lorsqu'on compare des résultats d'essai.

1.4.4. Température d'essai

La méthode française de dimensionnement considère une influence linéaire de la température sur le comportement en fatigue des enrobés dans le sens où une augmentation de température engendre une augmentation de la performance (cf. § 1.3.4.4.2.). Toutefois, les essais de flexion quatre points menés par Tayebali [1994] à différentes températures (0°C à 25°C) ont montré que la température d'essai influe sur la loi de fatigue de la façon suivante :

$$N_f = 10^{(K_1 + K_2\theta)} \times \varepsilon_0^{(K_3 + K_4\theta)} \quad 1.12$$

avec N_f la durée de vie en nombre de cycles, ε_0 l'amplitude de déformation en 10^{-6} , θ la température en degré Celsius et K_1 à K_4 des coefficients déterminés expérimentalement.

Selon la température d'essai, la pente et l'ordonnée à l'origine de la droite de fatigue sont modifiées. L'expression de Tayebali suggère une interaction entre la déformation et la température : l'effet de la déformation dépend de la température.

La Figure 1.12 montre les droites de fatigue pour quatre températures. On peut observer que pour une déformation donnée, la durée de vie augmente avec la température. De plus, la diminution de la durée de vie avec l'augmentation de la déformation est d'autant moins importante que la température est élevée.

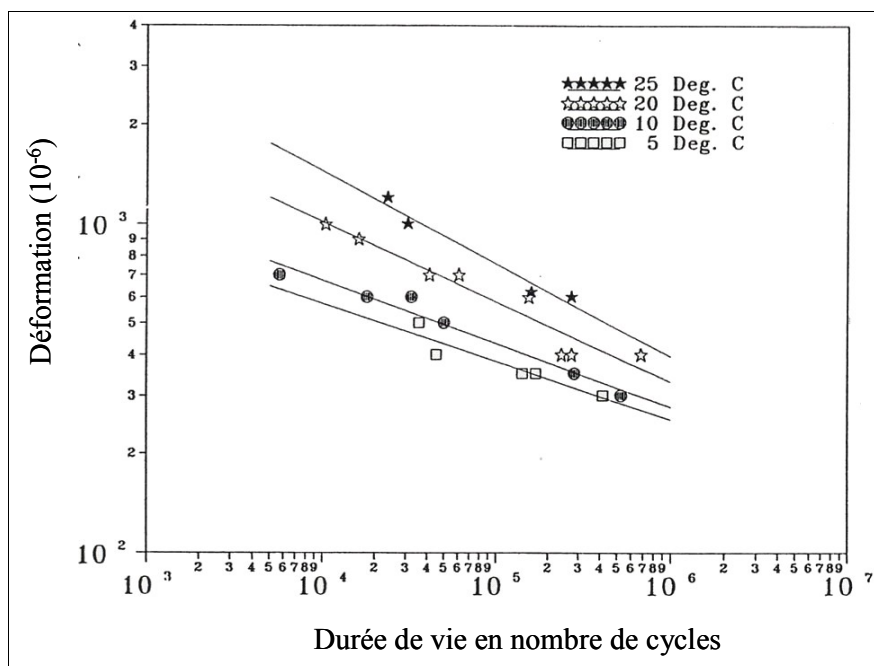


Figure 1.12 : droites de fatigue pour quatre températures (d'après Tayebali et al., 1994).

Compte tenu du faible nombre d'éprouvettes testées pour chaque conditions, ce résultat est à nuancer.

Les essais de fatigue sur une Grave Bitume de granulométrie 0/14 et 5,4 % de bitume, à différentes températures comprises entre -10°C et 30°C, réalisés par Moutier [1991], montrent aussi que la performance en fatigue est fonction de la température et qu'il existe une relation non linéaire entre la température θ et la valeur de ϵ_6 de la forme :

$$\epsilon_6 = 10^{-4}(1,21 - 0,0088\theta + 0,00148\theta^2) \quad 1.13$$

Le matériau testé montre un minimum de performance pour $\theta = 3^\circ\text{C}$.

Moutier montre que la relation entre la performance en fatigue et la température n'est pas une fonction linéaire monotone croissante contrairement à la relation linéaire utilisée pour le calcul de la température équivalente dans la méthode de dimensionnement (cf. § 1.3.4.4.).

Les essais de flexion quatre points inter laboratoires réalisés par la RILEM [Francken et al., 1994] confirment la tendance observée par Moutier sur la variation de ϵ_6 avec la température en obtenant un minimum vers 6°C.

La prise en compte de l'effet de la température dans la méthode de

dimensionnement semble erronée au regard des travaux de Moutier ou de la RILEM. Une partie de notre travail a été de prendre en compte l'effet de la température sur le comportement en fatigue d'une GB3 ainsi que l'analyse de son effet sur les variations de raideur.

1.4.5. Continuité du signal, apports des temps de repos

Contrairement à l'essai normalisé, la chaussée n'est pas sollicitée de façon continue. En réalité, il existe des périodes sans sollicitation (Figure 1.13) :

- entre deux essieux d'un poids lourd (T_{r2} , T_{r3} et T_{r4}),
- entre deux essieux de deux poids lourds (T_{r1}).

Si on considère, par exemple, un trafic de 1000 poids lourds par jour, correspondant à un trafic T_0 [SETRA, 1994], roulant à 80 km/h ou 22 m/s et que le trafic est continu durant les 24 heures alors, en un point de la chaussée, on a :

$$1000 \times (T_f + T_r) = 86\,400 \text{ s.}$$

T_f correspond au temps de passage d'un poids lourd en seconde et T_r le temps entre deux poids lourds en seconde. Si on prend la longueur des poids lourds égale à 15 m, alors $T_f = 0,68 \text{ s.}$ et $T_r = 85,7 \text{ s.}$

$$\text{ou alors : } T_{r1} = 85,7 \text{ s et } T_{r2} + T_{r3} + T_{r4} < 1 \text{ s}$$

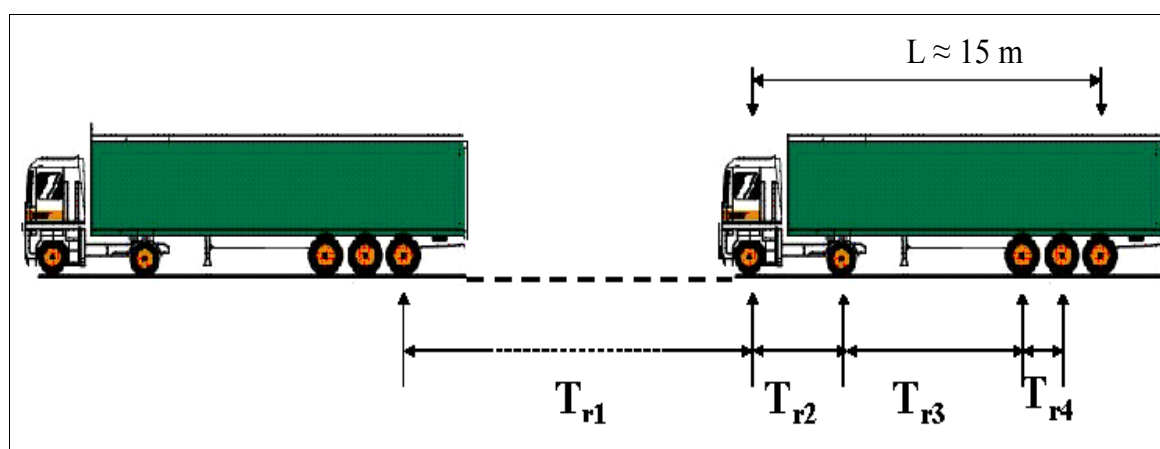


Figure 1.13 : illustration des différents temps sans sollicitation d'un trafic réel.

De nombreux auteurs [Raithby et al., 1972 ; Ugé et al., 1976 ; Van Dijk et al.,

1977 ; Franken, 1979 ; Bonnaure et al., 1983 ; Rivière, 1996] ont mené des études pour mesurer l'influence des sollicitations intermittentes qui simulent les temps sans sollicitation dans les essais de fatigue en laboratoire (Figure 1.14).

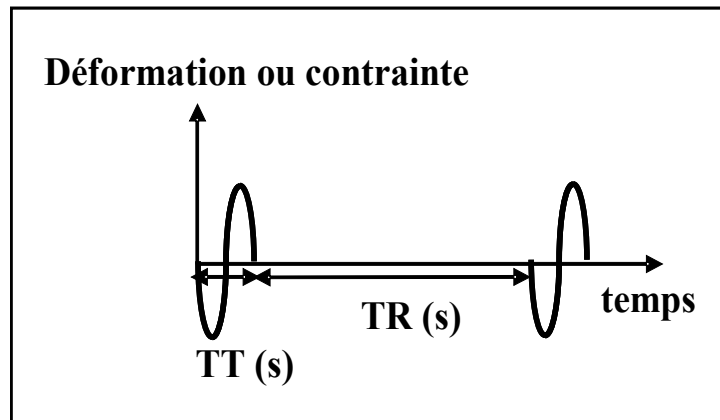


Figure 1.14 : signal intermittent : un cycle de sollicitation de durée TT (s) suivit d'une durée de repos TR (s).

Tous les auteurs concluent que :

- pour une déformation ou une contrainte donnée, les essais intermittents permettent d'obtenir des durées de vie plus importantes,
- plus le temps de repos est long, plus la durée de vie est importante,
- l'effet bénéfique des périodes de repos est d'autant plus important que la température est élevée,
- le bénéfice, en terme de durée de vie, des périodes de repos est plus important si l'essai est mené à contrainte constante.

L'essai intermittent révèle une meilleure performance du matériau en fatigue dans des conditions de sollicitations plus réalistes. Or nous avons vu que la loi de fatigue nécessite l'emploi d'un coefficient de calage k_c (>1) qui permet de corriger le caractère pessimiste de la loi de fatigue. Nous pensons que les périodes de repos permettent à l'enrobé une meilleure performance en fatigue.

1.5. Conclusion

L'essai de fatigue normalisé a été créé pour caractériser le comportement en fatigue des enrobés bitumineux. La loi de fatigue issue des essais est utilisée pour le dimensionnement des couches d'enrobé d'une structure de chaussée. Toutefois, la performance prévue par la loi de fatigue est pessimiste par rapport à la performance observée de la chaussée. De fait, un coefficient de calage k_c est employé. Nous pensons que deux facteurs permettent d'expliquer la différence de performance : la température et les temps de repos. En effet, la façon dont est pris en compte l'effet de la température dans la méthode de dimensionnement est erronée par rapport aux conclusions de Moutier ou celles de la RILEM. De même, les essais avec temps de repos montrent un gain non négligeable de performance par rapport à l'essai normalisé. Cela nous a donc emmené à nous intéresser aux différents travaux réalisés sur le comportement des enrobés en conditions d'essai avec temps de repos. Nous présentons une étude bibliographique sur ce sujet dans le chapitre 2. Les chapitres 3 et 4 présentent notre contribution à ces études. Nous avons créé un essai avec temps de repos que nous avons nommé essai à « trafic simulé » afin de quantifier l'effet en terme de durée de vie des temps de repos et de la température et aussi de déterminer les phénomènes qui expliquent la performance de l'enrobé.

**Chapitre 2. Effets des temps de repos sur la
performance en fatigue**

2.1. Introduction

On a constaté dans le chapitre 1, que les essais intermittents permettent d'obtenir des durées de vie en fatigue plus importantes que l'essai continu. Ce gain est d'autant plus élevé que le temps de repos et la température sont importants. Le principal phénomène qui explique ce gain est l'autoréparation des enrobés. Bazin et Saunier [1967] sont les premiers à avoir mis en évidence le phénomène d'autoréparation. Leur expérience consiste à solliciter des éprouvettes en flexion deux points jusqu'à la rupture. Ces éprouvettes sont ensuite mises au repos pour des durées variant de quelques heures à plusieurs jours. La période de repos terminée, elles sont re-sollicitées et les auteurs montrent qu'elles sont capables de récupérer jusqu'à 100 % de leur performance en fatigue selon la durée de repos. Il est admis par la communauté scientifique qu'il existe une autoréparation de l'enrobé durant les périodes de repos c'est à dire un recollement des fissures dans le liant. Il s'agit là d'une hypothèse basée sur les travaux de Bazin et Saunier et sur l'observation de la disparition des fissures à la surface de certaines chaussées à la faveur des périodes estivales. De nombreux auteurs se sont intéressés au comportement des enrobés soumis à une sollicitation par fatigue avec temps de repos. D'une part pour quantifier le gain de durée de vie obtenu avec ces essais en faisant varier les conditions d'essai (température et temps de repos) puis pour déterminer le ou les phénomènes responsables de ce gain de durée de vie. Pour cela, des protocoles expérimentaux ont été créés pour étudier les variations de raideur ou d'énergie durant le repos. En effet, si le matériau s'autorépare, si il recolle ses fissures, on peut imaginer que la surface de matériau dégradée va diminuer et donc son endommagement. En conséquence, sa raideur et son énergie dissipée doivent augmenter durant le repos. (on rappelle que la variation de raideur durant les essais de fatigue continue est interprétée comme étant, en grande partie, due à la progression de l'endommagement cf. § 1.4.1.). Effectivement, c'est ce que différents auteurs observent et tentent d'expliquer.

Nous allons, dans un premier temps nous intéresser aux conséquences en terme de durée de vie des conditions d'essai avec temps de repos pour observer que ce gain, pour une formulation donnée, est d'autant plus important que le temps de repos est élevé et que la température est élevée. Dans un second temps, nous exposerons les résultats des recherches menées par la communauté scientifique concernant la récupération des propriétés mécaniques et rhéologiques des enrobés, durant les séquences de repos, et son interprétation.

2.2. Augmentation de la durée de vie lors des essais de fatigue avec périodes de repos

Suite aux constatations de Bazin et Saunier [1967], les chercheurs se sont interrogés :

- 1) sur les mécanismes responsables de l'autoréparation
- 2) sur les conséquences en terme de durée de vie.

La réponse à la première interrogation est loin d'être triviale comme nous nous en apercevrons dans ce chapitre. La réponse à la deuxième interrogation reste plus accessible comme en témoigne le nombre d'études portant sur l'influence des périodes de repos sur la durée de vie en fatigue des bétons bitumineux.

Classiquement, pour déterminer le gain de performance en fatigue des bétons bitumineux dû à l'autoréparation, les différents auteurs s'appuient sur un essai de fatigue continue (flexion deux, trois ou quatre points ou traction-compression) auquel sont rajoutées des périodes de repos. Les périodes de repos interviennent soit de façon intermittente (après chaque cycle de sollicitation) soit par périodes c'est-à-dire suite à une durée ou un nombre de cycles de fatigue déterminé. Le premier type d'essai est plus réaliste que le second mais aussi beaucoup plus long. Quelle que soit la façon dont les périodes de repos sont intégrées, celles-ci permettent généralement d'obtenir une durée de vie plus importante qu'un essai continu.

2.2.1. Essais intermittents

Raithby et Sterling [1972], ont réalisé des essais de fatigue en traction compression sur des enrobés, à contrainte constante, à une fréquence de 25 Hz et pour des températures variables de 10°C à 40°C. Des périodes de repos courtes sont intégrées de façon intermittente. Les conclusions de ces essais sont que :

- le gain de durée de vie obtenu (nombre de cycles à la rupture) est fonction de la température puisqu'il augmente entre les températures de 10°C et 25°C,
- au delà de 25°C, le gain n'augmente plus et la durée de vie obtenue est 25 fois supérieure à celle de l'essai continu.

Des essais de fatigue par flexion trois points, réalisés à déformation constante, à 40 Hz, 20°C et pour des temps de repos de 1 à 25 fois supérieurs au temps de fatigue,

menés par Van Dijk et Wisser [1977] montrent que la durée de vie obtenue augmente avec le temps de repos. Une extrapolation de leurs résultats prédit une durée de vie 10 fois supérieure à celle d'un essai de fatigue continue dans le cas où le temps de repos est 50 fois supérieur à celui de fatigue.

Les essais de fatigue de Ugé, Gravois et Lemaire [1976] par flexion deux points à contrainte constante, à une fréquence de 50 Hz et aux températures comprises entre 5°C à 35°C confirment les conclusions de Raithby et Sterling et celles de Van Dijk et Wisser avec un type d'essai différent. Le meilleur gain est obtenu pour les températures élevées et les durées de repos les plus importantes.

Francken [1979] a réalisé des essais de fatigue par flexion deux points à contrainte constante à une fréquence de 55,6 Hz et une température de 10°C. De ces essais, il déduit une relation qui relie le rapport entre la durée de vie de l'essai intermittent N_i et la durée de vie de l'essai de fatigue continue N_c avec le rapport entre le nombre de périodes de repos n_r et le nombre de périodes de fatigue n_f :

$$\frac{N_i}{N_c} = 1 + 2,8 \times \left(\frac{n_r}{n_f} \right)^{0,44} \quad 2.1$$

le rapport des durées de vie augmente avec le rapport n_r/n_f avec une puissance inférieure à 1 : l'augmentation des durées de vie s'amortit avec le nombre des périodes de repos.

Bonnaure, Huibers et Boonders [1983] ont réalisé des essais de fatigue par flexion trois points menés à 40 Hz, aux températures de 5, 20, et 25°C pour des rapports entre le temps de sollicitation et le temps de repos de 0, 3, 5, 10 et 25. Ils montrent l'effet du temps de repos et de la température sur le rapport des durées de vie N_i/N_c ; N_i étant la durée de vie de l'essai intermittent et N_c celle de l'essai de fatigue continue. Dans cette étude, un matériau a été testé avec deux qualités de bitume (pénétration de 80/100 ou de 45/60) d'une teneur de 6%.

La Figure 2.1 représente les droites de fatigue du Béton Bitumineux testé pour différentes valeurs du rapport temps de repos sur temps de fatigue « i ». « a » et k_2 correspondent respectivement à la pente et à l'ordonnée à l'origine de la droite de fatigue. On remarque que plus « i » est grand, plus k_2 est importante. Cela signifie que plus le temps de repos est important plus la durée de vie est grande. La pente des droites de fatigue est identique (environ -3) quelle que soit la valeur de « i » ce

qui implique que l'influence de l'amplitude de déformation sur la durée de vie en fatigue ne dépend pas de « i ».

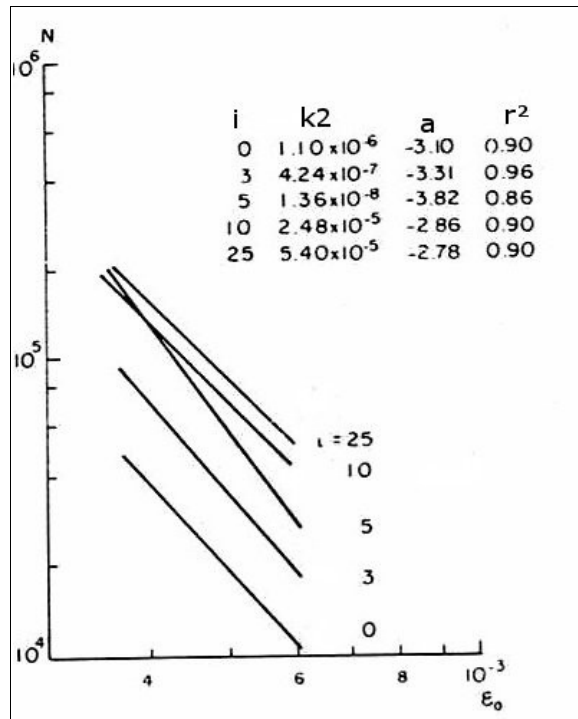


Figure 2.1 : droites de fatigue pour des rapports temps de repos sur temps de fatigue "i" différents de l'enrobé avec le bitume 80/100 à 20°C (d'après Bonnaure et al., 1983).

Sur la Figure 2.2 on peut observer l'effet de la température et du rapport « i » sur le rapport des durées de vie :

- le rapport N_i/N_c augmente avec « i » mais semble s'amortir. Ainsi, pour les valeurs de « i » supérieures à 25 le gain de durée de vie n'augmente plus,
- l'augmentation de N_i/N_c avec « i » est fonction de la température. La température est un facteur qui facilite le gain de durée de vie.

Bonnaure et al. montrent que la qualité du bitume influe sur l'effet des séquences de repos sur le rapport N_i/N_c . Ainsi, à faible température, l'enrobé avec le bitumes 80/100 atteint un rapport plus important que l'enrobé avec le bitume 45/60. Inversement, à haute température, l'effet des temps de repos est plus élevé pour l'enrobé avec le bitume 45/60.

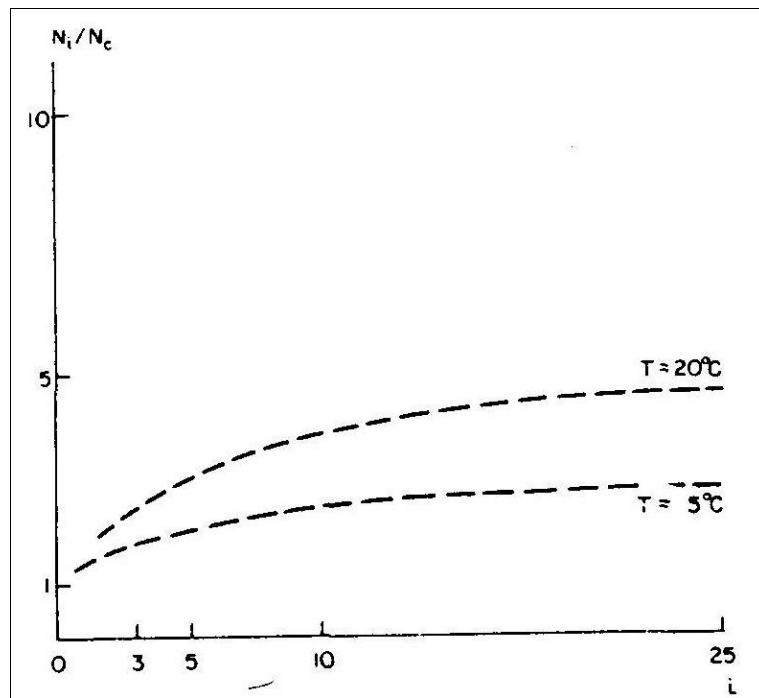


Figure 2.2 : influence du rapport temps de repos sur temps de fatigue "i" sur le gain de durée de vie (N_i/N_c) pour différentes températures de l'enrobé 80/100 (d'après Bonnaure et al., 1983).

Rivière [1996] a réalisé des essais de fatigue intermittents par flexion deux points à une fréquence de 40 Hz, une température de 20°C avec un rapport temps de repos sur temps de sollicitation de 10. Elle a aussi réalisé des essais intermittents dans les mêmes conditions mais avec une faible sollicitation (1/10 de la sollicitation en fatigue) durant le repos, sensées empêcher l'enrobé de s'autoréparer. Les durées de vie obtenues pour ces deux essais étant sensiblement identiques, Rivière conclut que le gain de durée de vie est dû au fait que la dissipation thermique dans le matériau est moins importante durant les essais intermittents. Les séquences de repos permettent de diminuer ou de limiter l'augmentation de température au sein de l'éprouvette et donc la diminution de raideur qui en découle. La Figure 2.3 montre la variation de raideur pour un essai continu et un essai intermittent pour le même matériau.

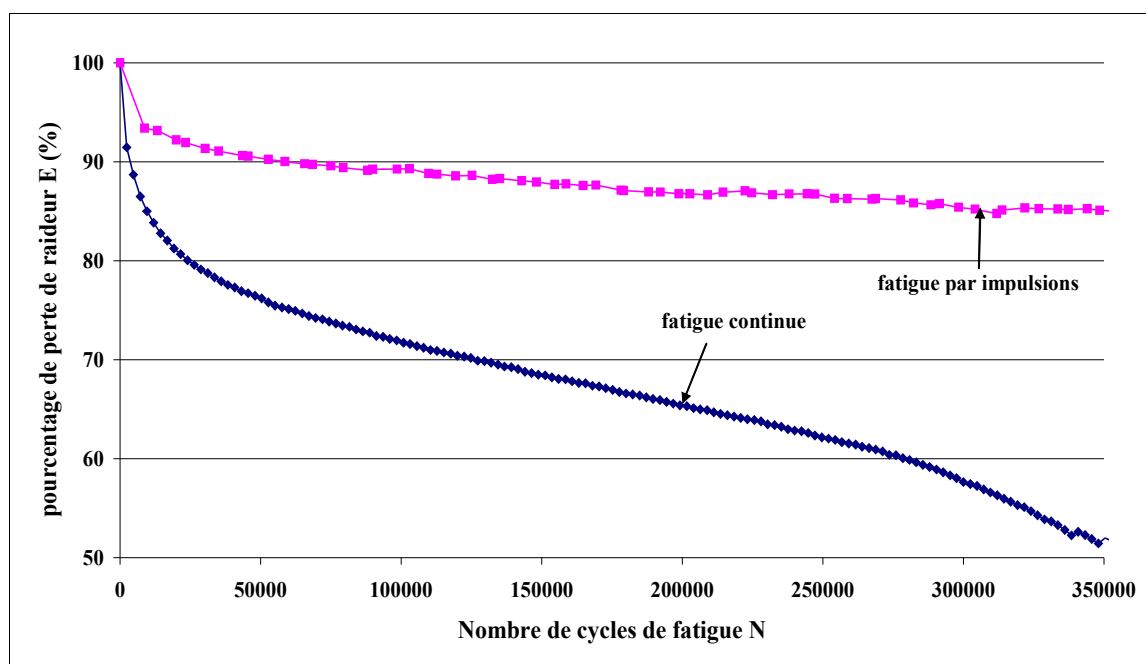


Figure 2.3 : comparaison du comportement d'un enrobé en condition d'essai de fatigue continue et d'essai de fatigue intermittent en flexion deux points [Dumont, 2000].

La phase 1 de l'essai de fatigue continue a une durée de 40 000 cycles environ. Durant cette phase, l'enrobé perd 23 % de sa raideur. On constate que la phase 1 de l'essai intermittent est aussi longue mais la diminution de raideur est moins importante : 10 %. La perte de raideur due à la dissipation thermique est minimisée par les essais intermittents. Toutefois, la différence de durée de vie ne peut pas être totalement imputée à la dissipation de chaleur car si on s'intéresse à la phase 2, on constate que le taux d'évolution de la perte de raideur en fatigue continue est supérieur à celui en fatigue intermittente. Or, le taux d'évolution de la perte de raideur durant la phase 2 est essentiellement dû à l'endommagement diffus (cf. § 1.4.1.).

En conséquence, on pense que le gain de durée de vie observé avec les essais intermittents est expliqué :

- par le fait qu'une partie de la diminution de raideur est due à l'augmentation de la température dans le béton bitumineux. Les séquences de repos diminuent cet effet et diminuent la perte de raideur ce qui, dans notre exemple, permet à l'enrobé de perdre 13 % de raideur en plus,
- par un endommagement moins rapide durant la deuxième phase de l'essai.

Nous verrons par la suite avec les travaux de Pronk [1997] que les faibles sollicitations pendant le repos utilisées par Rivière permettent une récupération de raideur de l'enrobé.

2.2.2. Essais avec périodes de repos

Les premiers essais réalisés avec périodes de repos sont ceux de Saunier [1968] que nous avons exposés dans le paragraphe 2.3.1. Ils mettent en évidence la capacité des enrobés à s'autoréparer et ainsi à supporter un nombre de cycles plus important que ne le laisse supposer un essai de fatigue continue.

Les essais de Doan [1977] réalisés sur un enrobé avec une teneur élevée d'un bitume 80/100 montrent que ces enrobés sont capables de récupérer totalement leur raideur initiale après une période de repos (Figure 2.4). Les séquences de fatigue consécutives au repos sont toutefois plus courtes que la première séquence. L'enrobé récupère sa raideur mais sa performance n'est plus aussi bonne qu'à l'état initial.

Ces essais de fatigue par flexion 2 points ont été réalisés à déformation constante à 10°C et 30 Hz.

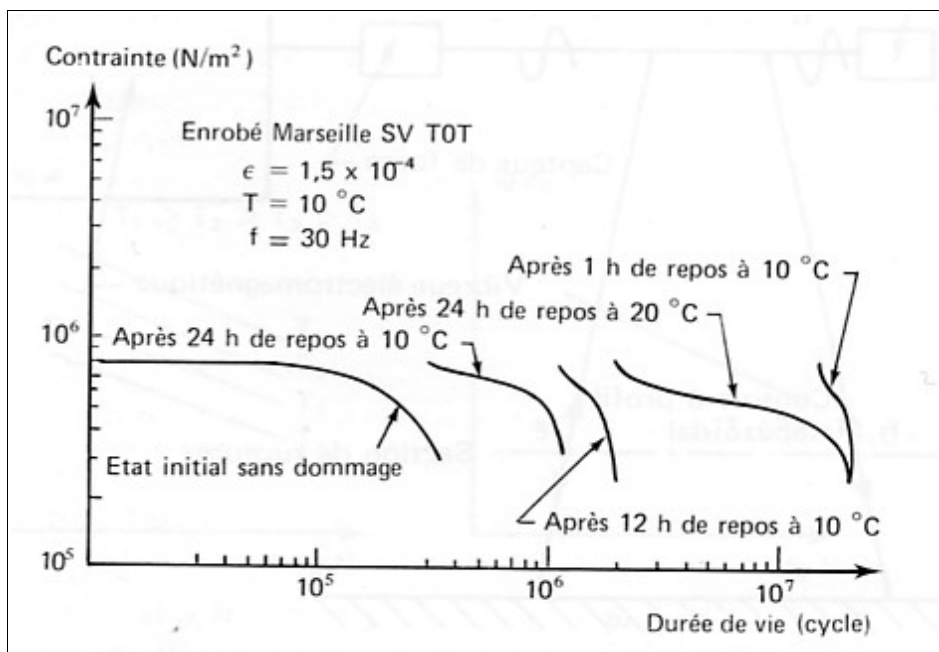


Figure 2.4 : autoréparation en fatigue à déformation constante (d'après Doan, 1977).

2.2.3. Conclusion

Les essais de fatigue intermittents montrent que l'insertion de périodes de repos permet systématiquement un gain de durée de vie qui dépend, pour une formulation donnée, de la durée de repos et de la température :

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

Toutefois, il semble, d'après les travaux de Raithby et al. [1972] ou de Bonnaure et al. [1983], que le gain de durée de vie n'augmente plus au delà d'un temps de repos 25 fois supérieur au temps de fatigue.

Les essais à périodes de repos mettent en évidence la récupération de raideur comme signe de l'autoréparation de l'enrobé. Toutefois cette autoréparation n'est complète que lorsque le temps de repos est suffisamment long. Dans le cas contraire, même si l'enrobé récupère la totalité de sa raideur, la durée de vie de l'enrobé lorsqu'il est sollicité de nouveau est inférieure.

On peut résumer les observations des différents auteurs sur l'effet en terme de durée de vie des séquences de repos par le Tableau 2.1 suivant (d'après Soltani, 1998). Dans ce tableau, l'évaluation du gain de durée de vie est obtenue par le rapport i entre la durée de vie de l'essai intermittent N_i et la durée de vie de l'essai de fatigue continue N_c ou par le rapport r (%) entre la durée de vie de l'essai de fatigue continue N_2 après la période de repos et la durée de vie de l'essai de fatigue continue N_1 avant la période de repos dans le cas des essais avec période de repos.

<i>Auteur(s)</i>	<i>Type d'essai</i>	<i>Conditions d'essai</i>	<i>Introduction des temps de repos</i>	<i>Gain de durée de vie</i>
Saunier [1968]	Rupture par traction	10°C, 18°C et 25°C	Recollement de la surface fissurée par pression de 0,8 bar pendant 10 s ensuite repos de 1 à 300 jours	r de 15 à 100 %
Bazin et Saunier [1967]	Flexion 2 points	50 Hz, 10°C	Sollicitation jusqu'à la rupture puis repos de quelques heures à cent jours à température constante	r de 15 à 100 %
Doan [1977]	Flexion 2 points en déformation	30 Hz, 10°C	Essai de fatigue alterné avec un temps de repos de 1 à 24 h à une température de 10°C à 20°C	i jusqu'à 10
Raithby et Sterling [1972]	Traction - compression en contrainte	16,7 et 25 Hz, 10 et 40°C	Chargements intermittents - périodes de repos brèves, comparables à la circulation	i jusqu'à 25
Van Dijk et Wisser [1977]	Flexion 3 points en déformation	40 Hz, 20°C	Chargements intermittents - temps de repos de 1 à 25 fois la durée d'un cycle de chargement	i peut atteindre 10
Uge, Gravois et Lemaire [1976]	Flexion 2 points à contrainte	50 Hz, 5 à 35°C	Chargement intermittent	i entre 5 et 40
Francken [1979]	Flexion 2 points à contrainte	55,6 Hz, 15°C	Chargement intermittent	voir § 2.4.1.
Bonnaure [1983]	Flexion 2 points à déformation	40 Hz, 5, 20 et 25°C	Chargements intermittents - temps de repos 0, 3, 5, 10 ou 25 fois la durée d'un cycle de chargement	i jusqu'à 9
Rivière [1996]	Flexion 2 points	25 et 40 Hz, 10 et 20°C	Temps de repos 5 et 10 fois la durée d'un cycle de chargement	voir § 2.4.1.

Tableau 2.1 : gain de durée de vie obtenus par différents auteurs par des essais de fatigue avec repos (d'après Soltani, 1998).

Les résultats restent toutefois qualitatifs. En effet, aucune étude excepté celle de Francken, ne propose de relation prédictive de la durée de vie en fonction des conditions d'essai. Nous proposons dans le chapitre 4 de cette thèse un modèle prédictif de durée de vie d'une Grave Bitume en fonction des conditions d'essai (température, temps de repos, amplitude de déformation imposée).

On peut aussi noter que les différents auteurs ont travaillé en utilisant différents essais de fatigue (flexion deux, trois ou quatre points, traction-compression). Or une étude comparative de la RILEM montre que, pour des conditions identiques de sollicitation et de température, les résultats de durée de vie obtenus pour le même matériau sont différents selon l'essai employé [Di Benedetto et al., 2003]. De fait les conclusions en terme de gain de durée de vie obtenues avec un essai de flexion 3 points seront certainement différentes de celles obtenues avec un essai de flexion 2 points. La caractérisation de la performance en fatigue des enrobés bitumineux en fatigue passe par l'identification de lois de dommages intrinsèques indépendantes des conditions d'essai. De plus, il est nécessaire d'identifier et quantifier les phénomènes responsables du gain de durée de vie observé (autoréparation, échauffement ou refroidissement de l'enrobé, thixotropie). Dans cet objectif, des essais avec périodes de repos ont été réalisés par différents auteurs avec mesure de la variation de raideur ou d'énergie dissipée.

2.3. Essais mesurant la récupération des propriétés des enrobés durant le repos

Nous venons de détailler les observations des différents auteurs sur les effets des essais avec repos en terme de durée de vie et l'influence des différents facteurs. Nombre d'auteurs ont noté que l'enrobé récupère tout ou partie de son module de rigidité durant les séquences de repos. Afin de comprendre le comportement du matériau durant les séquences de repos, différents auteurs ont imaginé des essais permettant de mesurer l'évolution de la récupération de raideur ou l'augmentation d'énergie dissipée pendant les périodes de repos.

2.3.1. Mise en évidence dans la chaussée

Une expérience réalisée sur le manège de fatigue du LCPC Nantes [de La Roche et al., 1994] a mis en évidence une diminution des valeurs de déflexion entre la fin d'une période circulée et le démarrage de la période suivante quelques mois plus

tard. La diminution des valeurs de déflexion peut être expliquée par la cicatrification des fissures dans les couches d'enrobé. Toutefois, la déflexion peut aussi être une conséquence de l'évolution de l'état hydrique du support et donc de sa portance.

Une étude, menée aux Etats-Unis par la Federal Highway Administration (FHWA) au Turner-Fairbank Highway Research Center à Mc Lean en Virginie, a eu pour objectif de mesurer l'évolution de l'endommagement et de l'effet de périodes de repos directement dans la structure de chaussée par une méthode non destructive.

Cette étude porte sur l'effet de l'épaisseur de deux enrobés différents. Sur une même structure de base (sol support surmonté d'une couche de grave de 45,7 cm) ont été mis en œuvre 10,2 ou 20,4 cm de deux enrobés AC 5 et AC 20 de même formulation variant par la nature du liant employé. Quatre structures différentes ont donc été testées (Figure 2.5) :

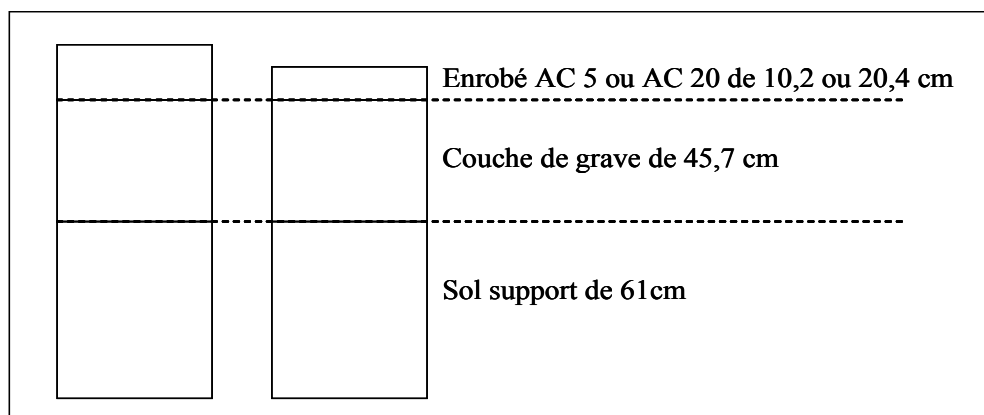


Figure 2.5 : structures étudiées par le ALF.

Les deux enrobés possèdent la même formulation : granulométrie 0/20 avec 4,8 % de liant. La différence réside dans les performances des liants avec la température. Ainsi l'enrobé AC 5 possède un liant répondant à la spécification Superpave [National Research Council, Strategic Highway Research Program, 1994] pour les liants « PG 58 -34 » et l'enrobé AC 20 à la spécification « PG 64 -22 ». Ainsi le liant de l'enrobé AC 5 est choisi pour résister à l'orniérage et à la fatigue jusqu'à une température de 58°C et une fissuration thermique jusqu'à une température de -34°C.

Les quatre structures ont été testées par l'Accelerated Loading Facility (ALF) (Figure 2.6). Cet essai permet de tester une section de chaussée d'une largeur de 4 m et d'une longueur de 14 m et d'étudier son comportement sous l'effet d'un trafic

reproduit par la circulation d'une charge roulante d'une largeur de 31,8 cm appliquant une force de 53,4 kN. La position de l'axe de la roue suit une loi de distribution Normale pour simuler le balayage transversal (Figure 2.7). Cette distribution permet aussi de minimiser l'orniérage des couches d'enrobé afin d'étudier seulement le phénomène de fatigue et éventuellement celui d'autoréparation.



Figure 2.6 : photographie de l'Accelerated Loading Facility d'après www.tfhrc.gov/pavement/asphalt/labs/alf/alf.htm

L'ALF permet d'appliquer un cycle de chargement toutes les dix secondes. Des périodes de repos de 24 heures ont été aménagées après des périodes de chargements de 8 000 à 50 000 cycles.

Les quatre sections ont été instrumentées avec des accéléromètres collés sur la chaussée afin de mesurer la vitesse des ondes acoustiques de surface dans l'enrobé. Ces ondes de surfaces se créent à partir d'une impulsion produite avec un marteau léger.

L'analyse des vitesses d'ondes acoustiques de surface notées V_R se fonde sur le fait que cette vitesse est proportionnelle à la vitesse des ondes acoustiques de cisaillement V_S par un coefficient α :

$$V_R = \alpha V_S \quad 2.2$$

Le coefficient α est la solution de l'expression qui s'écrit, en fonction du coefficient de Poisson ν , de la façon suivante [Kolsky, 1963] :

$$\alpha^6 - 8\alpha^4 + 8\left(3 - \frac{1-2\nu}{1-\nu}\right)\alpha^2 - 16\left(1 - \frac{1-2\nu}{1-\nu}\right) = 0 \quad 2.3$$

La vitesse des ondes acoustiques de cisaillement dans l'enrobé est directement liée à son module de cisaillement G :

$$V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad 2.4$$

avec ρ la densité du matériau traversé.

G est relié au module élastique E par la relation :

$$E = 2G(1+\nu) \quad 2.5$$

Par la mesure des vitesses des ondes de surface et un traitement du signal approprié, il est possible de connaître le module élastique global de la couche d'enrobé et de suivre son évolution après une série de sollicitations et après une séquence de repos.

Les mesures de vitesse ont été réalisées selon 6 lignes, chacune composée de 4 accéléromètres espacés de 15,2 cm (Figure 2.7). Les lignes 1 et 5 sont disposées selon l'axe de passage le plus probable de la roue. Les lignes 2 à 4 sont disposées à intervalles réguliers de 15,2 cm depuis l'axe médian de la section vers le bord. La ligne de référence, située à 76,2 cm de l'axe médian de la chaussée, ne subit pas de sollicitation et permet de s'affranchir d'éventuels effets parasites

L'expérience est conduite à une température constante de 20°C.

En parallèle, des relevés visuels de la fissuration ont été effectués.

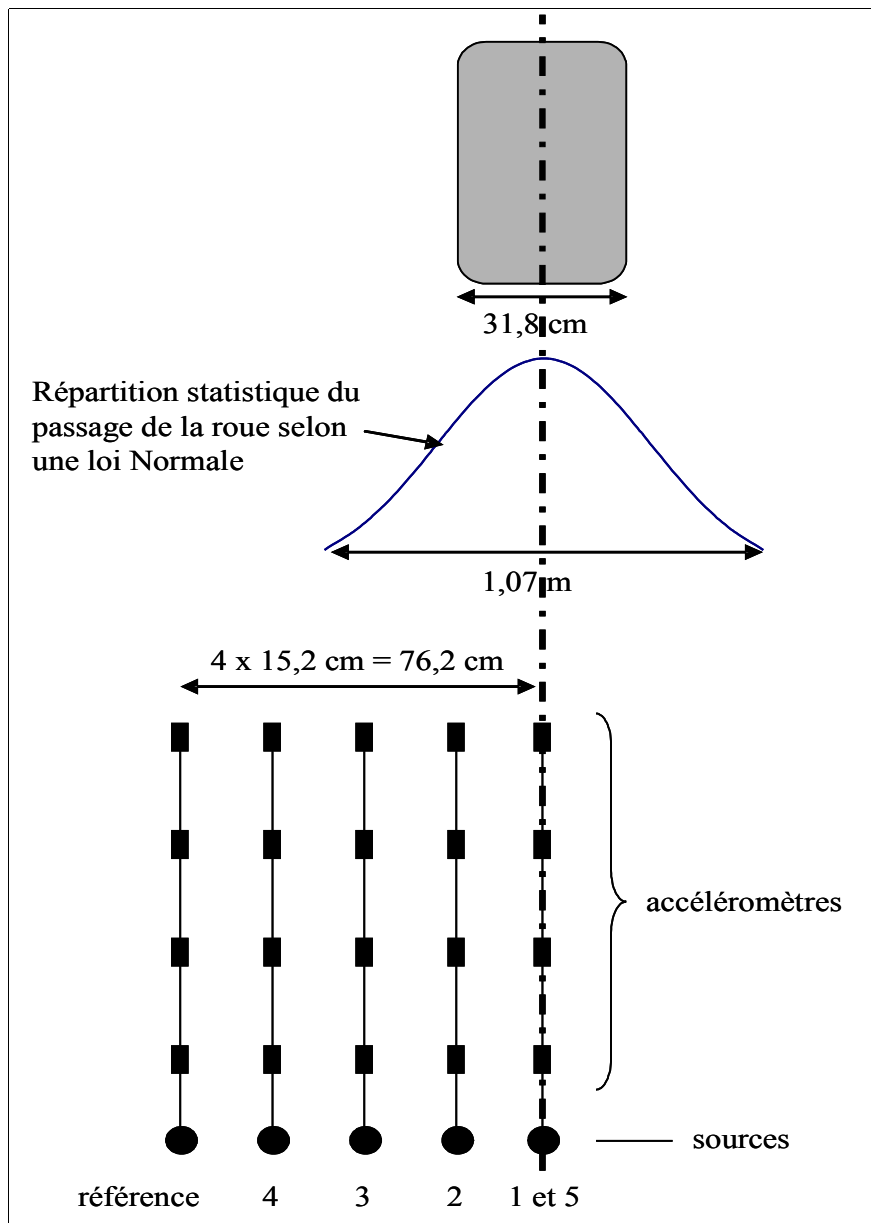


Figure 2.7 : position des accéléromètres par rapport à la répartition statistique de la charge.

Les auteurs montrent une diminution de la vitesse des ondes acoustiques avec le nombre de cycles avant qu'apparaissent les fissures en surface (Figure 2.8). Cette diminution est interprétée comme étant une conséquence de la progression de l'endommagement qui diminue la valeur du module de rigidité.

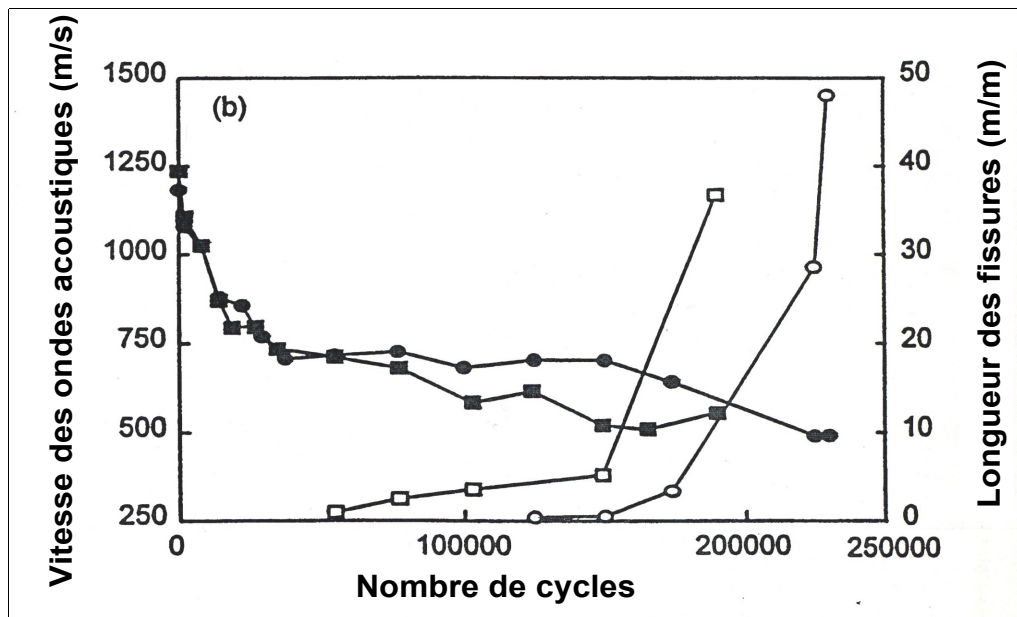


Figure 2.8 : évolution de la vitesse des ondes acoustiques et la taille des fissures en fonction du nombre de cycles d'après Williams et al. [2001].

Au terme de l'expérience les auteurs ont constaté que la vitesse de propagation des ondes acoustiques diminue avec le cumul de cycles d'une amplitude d'autant plus importante que l'on se situe sous l'axe de la roue. Cette diminution n'apparaît pas pour la ligne de référence qui n'est pas sollicitée.

Les mesures de vitesse après les séquences de repos permettent de constater une augmentation de cette vitesse. Cette augmentation peut être expliquée par trois phénomènes :

- la relaxation des contraintes (diminution des contraintes intervenant en retard par rapport à l'arrêt de la sollicitation),
- le durcissement stérique provenant de réarrangements moléculaires
- l'auto-réparation par recollement des microfissures.

Afin de quantifier l'augmentation de vitesse durant les séquences de repos, les auteurs définissent un « taux de réparation » noté HI. Il est défini comme suit :

$$HI = \frac{V_{\text{après}} - V_{\text{avant}}}{V_{\text{avant}}} \times 100. \text{ Il correspond à l'augmentation relative de la vitesse des ondes acoustiques après une période de repos.}$$

La Figure 2.9 résume les valeurs de HI en fonction de la position de la ligne de mesure pour les quatre structures. Il apparaît dans ce graphique que, quelle que soit la structure, la valeur de HI diminue

avec l'éloignement des lignes par rapport à l'axe de la roue excepté pour les lignes 1 et 2. L'amplitude de récupération est d'autant plus importante que la vitesse pendant la sollicitation du matériau a diminué. Ainsi, un HI important peut être relié à un endommagement important. Par conséquent, plus on s'éloigne de la roue, plus la quantité de dommage diminue.

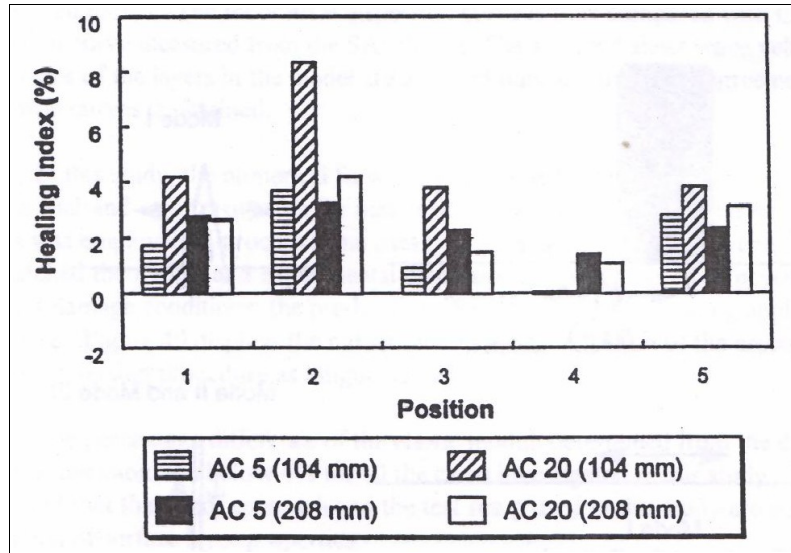


Figure 2.9 : valeur du « Healing Index » en fonction de la position transversale de la ligne de mesure pour les quatre structures d'après [Williams et al., 2001]

La ligne 2 fait exception à la règle. Le fait est que la ligne 2 se situe dans une zone de cisaillement important (Figure 2.10).

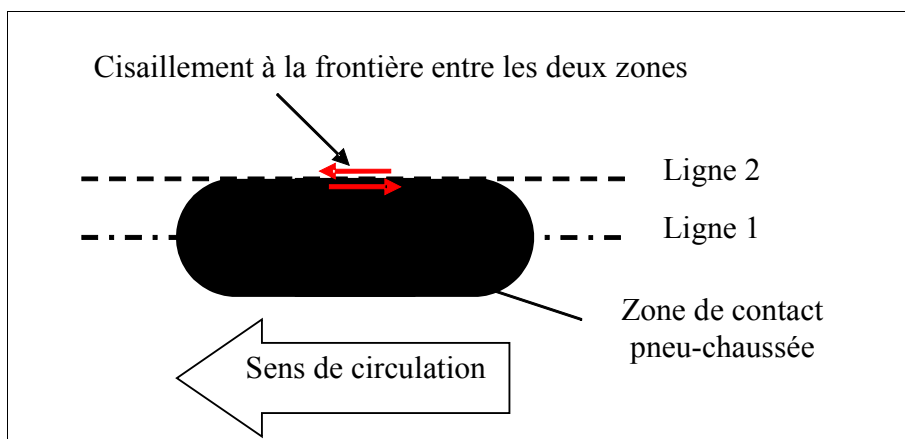


Figure 2.10 : cisaillement à la frontière entre la zone de contact pneu chaussée et la zone sans contact.

La partie la plus endommagée, et donc celle où le HI est le plus important, n'est

pas celle située sous la roue mais celle sous la ligne 2. Sous la roue, la structure est sollicitée en traction-compression. Il est difficile de conclure sur l'influence du liant au regard des résultats.

D'après ces travaux, on peut conclure qu'il existe une récupération des propriétés mécaniques des enrobés durant les séquences de repos. Toutefois, le mécanisme responsable de cette récupération peut avoir plusieurs origines : relaxation des contraintes, durcissement stérique, autoréparation. Il est difficile de déterminer le mécanisme responsable de la récupération. Ces travaux montrent surtout que la zone qui s'endommage le plus n'est pas celle située au droit de la charge mais celle qui subit des sollicitations en cisaillements importantes. Cette zone de fort endommagement conduit à une récupération de module important.

2.3.2. Mise en évidence en laboratoire sur les liants

L'analyse des surfaces de rupture des carottes prélevées sur chaussée ou des éprouvettes testées en fatigue montre que la rupture apparaît majoritairement dans le liant. Suite à cette constatation, Stefani [1987], Cheung et al. [1997], de La Roche et al. [1999], ont utilisé un essai permettant de simuler le comportement d'un film de bitume entre deux granulats appelé essai de rupture locale répétée. Nous détaillons ici plus particulièrement les travaux de Maillard [2004].

Un essai de rupture locale répétée consiste à solliciter un bitume coulé à 70°C entre deux demi-sphères en acier de 6 mm de rayon qui simulent deux granulats.

L'essai de rupture locale répétée se déroule en trois phases (Figure 2.11) :

- phase 1 : le système est mis en compression à 5 daN durant le refroidissement du liant pour que son épaisseur entre les deux sphères atteigne l'épaisseur désirée de 320 μm ,
- phase 2 : le film est mis en traction à vitesse de déformation constante jusqu'à la rupture,
- phase 3 : le système est remis à sa position initiale (épaisseur d'origine et déplacement et forces nulles dans le liant). La durée de cette phase de repos varie de 2 min à 4 h.

Les phases 2 et 3 sont successivement répétées plusieurs fois.

Maillard [2004] montre, à partir de ces essais, que :

- après une phase de repos, le bitume récupère totalement sa raideur mais la rupture peut apparaître pour une force inférieure. L'énergie nécessaire pour recréer une fissure est diminuée et le recollement des fissures n'est pas parfait,
- avec le cumul des cycles de chargement, la capacité autoréparatrice semble diminuer surtout si les temps de repos sont courts,
- l'autoréparation existe même pour les températures très basses jusqu'à -10°C pour un bitume pur 50/70 et jusqu'à -15°C pour un bitume modifié.

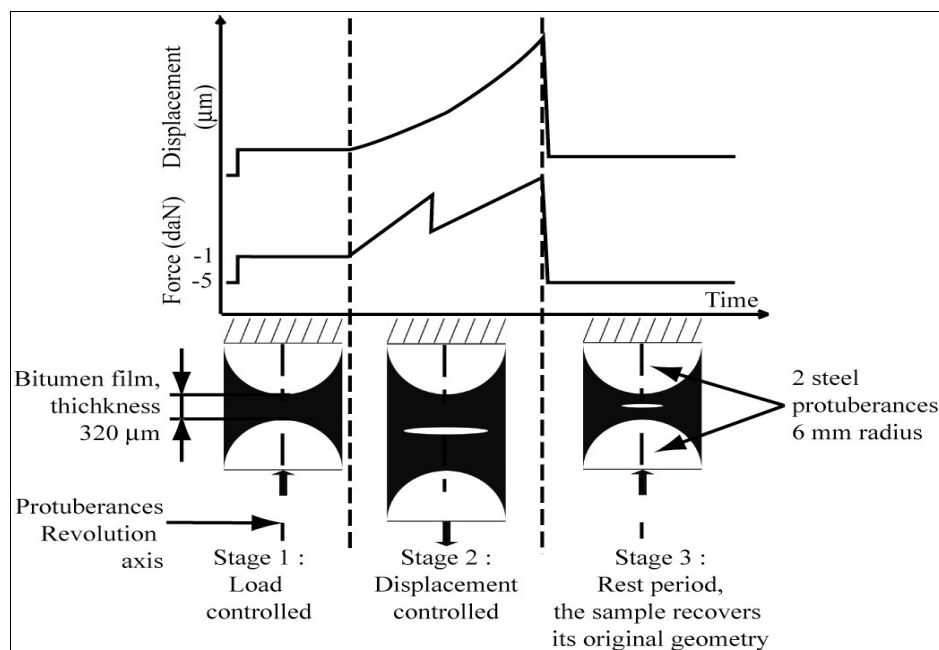


Figure 2.11 : déroulement de l'essai de rupture locale répétée (d'après Maillard, 2004).

La Figure 2.12 montre l'évolution de la force pour deux cycles de chargements. La courbe en traits pleins représente la variation de la force avec le déplacement lors du premier cycle. Cette évolution se déroule en trois étapes :

- augmentation de la force avec une pente importante correspondant à la raideur du film,
- chute brutale correspondant à l'apparition d'une fissure,
- ré augmentation de la force avec une pente plus faible que pour le début de l'essai : la raideur du film est plus faible du fait de la présence de la fissure centrale.

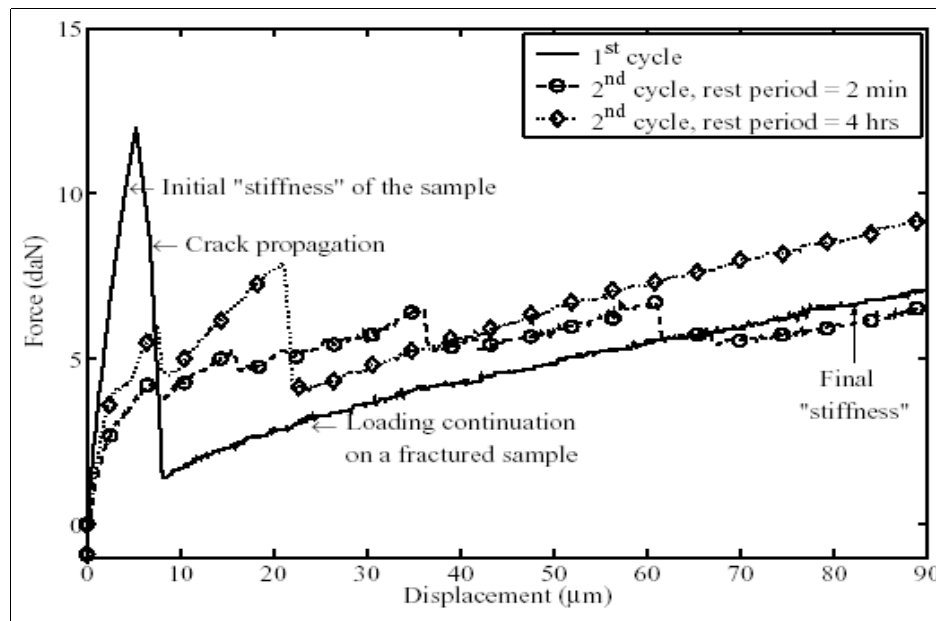


Figure 2.12 : évolution de la force pour différents cycles de chargement et effet du temps de repos (d'après Maillard, 2004).

Les courbes en pointillés représentent l'évolution de la force lors des cycles suivants de chargement consécutivement à une période de repos de 2 min et de 4 h. On constate que le film de bitume a récupéré sa raideur (pente des courbes au début du chargement). La rupture apparaît pour des forces moins importantes et de façon moins brutale. En effet, la chute de force est moins importante mais se produit en plusieurs fois. La raideur à la fin du chargement est la même que celle à la fin du premier cycle de chargement.

Maillard montre qu'il existe une réparation du film de bitume consécutive à une période de repos qui lui permet de récupérer sa raideur. Cette récupération n'est toutefois pas parfaite puisque la force nécessaire pour recréer une fissure est plus faible.

2.3.3. Augmentation d'énergie dissipée

Une procédure expérimentale est proposée par Williams et al. [2001] pour étudier le phénomène d'auto-réparation de différents enrobés. Cette procédure consiste à tester un enrobé en traction compression durant 100, 200 ou 300 cycles. L'enrobé est ensuite laissé au repos durant 2 min. Durant chaque cycle de sollicitation, l'énergie dissipée est calculée. Cela correspond à calculer, pour chaque cycle de sollicitation, l'aire du premier cadran de la boucle d'hystérésis dans le repère contrainte-déformation. L'augmentation ou la diminution de cette aire dépend de la relation qui existe entre la contrainte et la déformation et donc du module de rigidité.

On peut considérer que la variation d'énergie dissipée est liée à la variation du module de rigidité et à celle de l'angle de phase.

La variation relative d'énergie entre le dernier cycle de la séquence de fatigue avant une séquence repos et le premier cycle de la séquence de fatigue après la même séquence de repos est appelée Healing Index HI.

La récupération d'énergie dissipée est supposée caractériser la récupération des propriétés mécaniques et rhéologiques de l'enrobé après une période de repos avec l'hypothèse que toute l'énergie récupérée n'est pas due au refroidissement de l'enrobé et qu'une partie est due à l'auto-réparation. Les auteurs montrent l'augmentation logarithmique du HI avec le nombre de périodes de repos (Figure 2.13). Il apparaît que les quatre enrobés (AAM, AAB, AAD et AAG) n'ont pas la même capacité de récupération d'énergie dissipée.

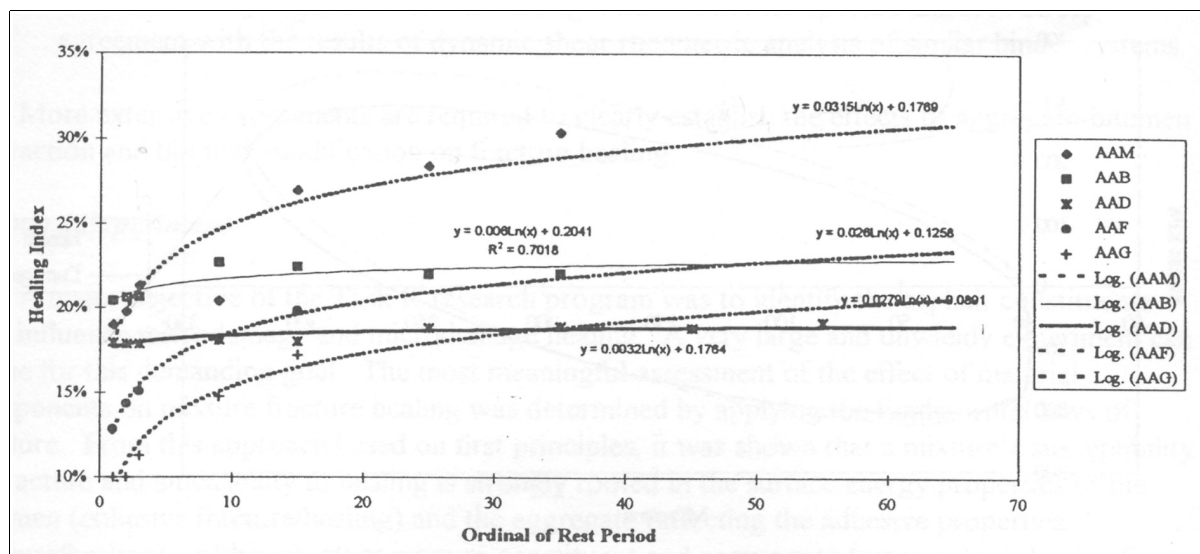


Figure 2.13 : évolution de la récupération d'énergie dissipée (HI) pour quatre liants différents en fonction du nombre de périodes de repos.

De façon plus schématique, Williams et *al.* considèrent que le HI évolue selon deux vitesses de récupération : une vitesse de récupération à court terme noté \dot{h}_1 et une vitesse à long terme noté \dot{h}_2 (Figure 2.14)

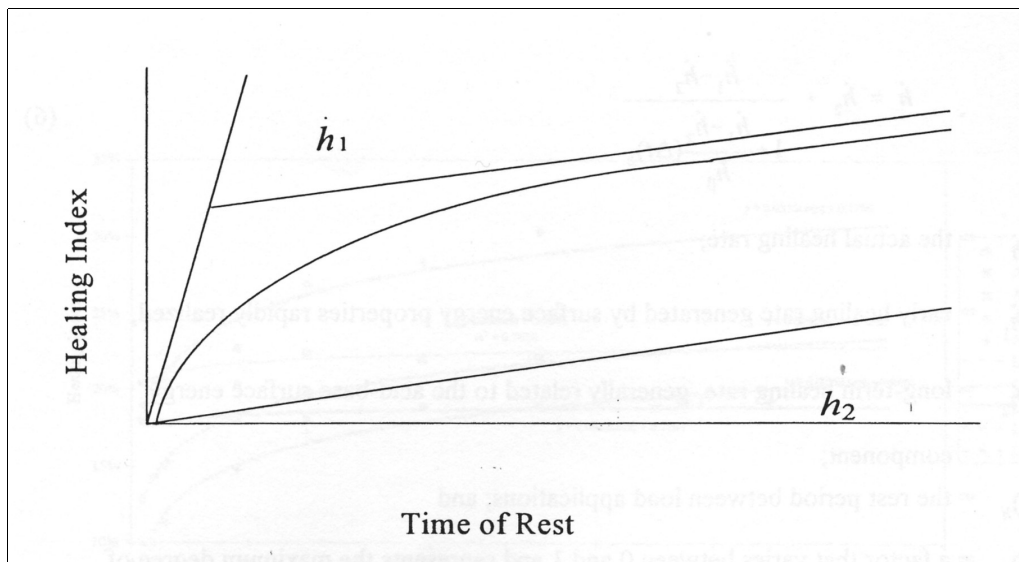


Figure 2.14 : évolution schématique du HI en fonction du temps de repos.

Les auteurs montrent qu'il existe une relation linéaire entre les proportions de liaisons de différentes énergies dans le liant et les taux de récupération de HI \dot{h}_1 et h_2 .

Afin de déterminer les mécanismes physico-chimiques responsables de l'autoréparation, les auteurs ont réalisé des essais de mouillage qui permettent de déterminer l'énergie de création de surface d'un liant. Cette énergie est la somme des énergies des liaisons qui mettent en jeu les forces de Van der Waals et des liaisons mettant en jeu des liaisons acide-base. Les forces de Van der Waals permettent des liaisons de faible énergie entre deux molécules polaires tandis que les liaisons acide-base sont des liaisons de forte énergie où deux atomes mettent en commun un électron sur leur couche externe, créant ainsi une liaison covalente [Arnaud, 1993].

Williams et al. montrent que plus la proportion en liaisons de Van der Waals est faible, plus le taux d'autoréparation à court terme est élevé et que plus la proportion en liaisons acide-base est importante, plus le taux d'autoréparation à long terme est élevé. Ainsi, les liaisons de type Van der Waals constituent un obstacle à l'autoréparation du liant tandis que les liaisons de type acide-base conduisent à une réorganisation d'un réseau de liaisons dans le liant.

Ces conclusions nous apparaissent toutefois étonnantes puisqu'on peut penser que, sans apport d'énergie durant le repos, les liaisons de faible énergie sont plus susceptibles de se reconstituer que les liaisons de forte énergie.

2.3.4. Récupération du module de rigidité

2.3.4.1. Essais de Pronk

Pronk [1997] a mené une étude sur les capacités autoréparatrices des enrobés bitumineux à partir d'essais de fatigue par flexion 4 points en déformation contrôlée, à une fréquence de 29,3 Hz et une température de 20°C. Le protocole expérimental qu'il a mis au point consiste en l'alternance de séquences de fatigue LB (Load Blocks) menées à une déformation de $160 \cdot 10^{-6}$ et de repos RB (Rest Blocks) menées à une déformation plus faible variant de 0 à $120 \cdot 10^{-6}$. Le nombre de cycles N_{LB} durant les séquences de fatigue LB est de 450 ou 900. Le nombre de cycles N_{RB} durant les séquences RB a été pris 10 ou 20 fois supérieur à N_{LB} .

Pronk [1995] définit la durée de vie N_1 de l'enrobé comme le nombre de cycles pour lequel la courbe du taux d'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles devient non linéaire.

L'énergie dissipée au cycle i s'écrit de la façon suivante :

$$w_i = \pi \varepsilon_i \sigma_i \sin(\varphi_i) \quad 2.6$$

avec ε_i la déformation au cycle i , σ_i la contrainte au cycle i et φ_i l'angle de phase entre la déformation et la contrainte au cycle i :

Pronk affirme qu'une petite partie de l'énergie dissipée n'est pas transformée en chaleur et participe à la création de microfissures.

Le taux d'énergie dissipée est le rapport entre l'énergie dissipée au cycle i et la somme de l'énergie dissipée du premier cycle de sollicitation au cycle i :

$$\Delta W = \frac{W_N}{\sum_{i=1}^N W_i} \quad 2.7$$

La Figure 2.15 est un exemple de détermination de la durée de vie N_1 . Le point B correspond à la durée de vie N_1 . Le point A correspond à une deuxième méthode pour déterminer N_1 . Cette dernière méthode n'a pas été retenue par Pronk car elle nécessite un nombre de points suffisants en fin d'essai.

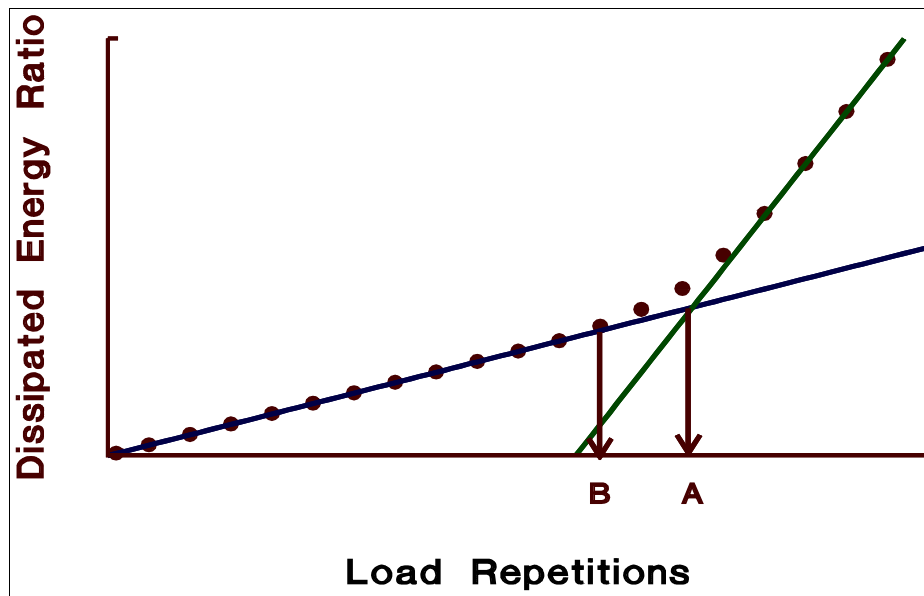


Figure 2.15 : définition de la durée de vie N_1 , essai de flexion 4 points (d'après Pronk, 1997)

Durant les séquences de repos RB, Pronk [1997] montre la récupération du module de rigidité qui est d'autant plus importante que la déformation appliquée, durant la séquence RB, est faible comme le montrent les Figures 2.16 et 2.17.

Il est à noter que bien que l'enrobé soit sollicité durant le repos, Pronk [1997] observe une récupération de raideur. Il existe donc un phénomène antagoniste à l'endommagement en terme de variation de raideur.

Nous avons vu dans le chapitre 1 que la variation de raideur est expliquée par l'endommagement et par la variation de température dans le matériau. On peut aussi dire qu'elle met en évidence un autre phénomène que nous ne pouvons pas qualifier d'autoréparation puisque, malgré la récupération de raideur observée, Pronk [1997] montre qu'il n'y a pas de différence notable de durée de vie N_1 entre les essais de fatigue continue et les essais avec séquences RB à cause de la forte dispersion des résultats de durée de vie obtenus.

Un des objectifs de notre travail est de déterminer si la récupération de raideur est réellement provoquée par l'autoréparation des microfissures de l'enrobé.

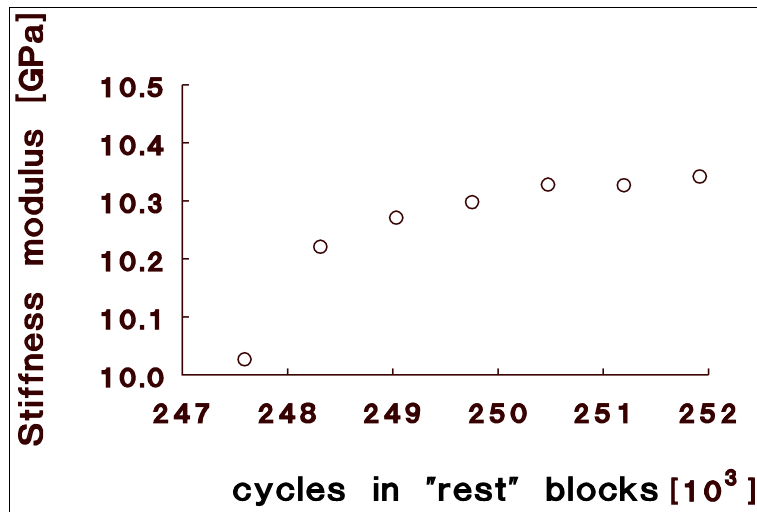


Figure 2.16 : récupération de raideur durant un RB avec une déformation de $40 \cdot 10^{-6}$, essai de flexion 4 points (d'après Pronk, 1997).

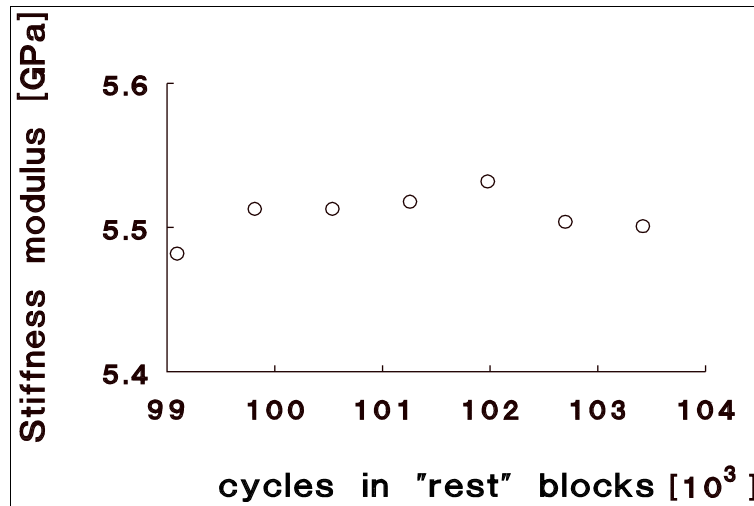


Figure 2.17 : récupération de raideur durant un RB avec une déformation de $120 \cdot 10^{-6}$, essai de flexion 4 points (d'après Pronk, 1997).

2.3.4.2. Essais réalisés à l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat

Baaj [2002] a réalisé des essais de fatigue en traction compression avec périodes de repos. La procédure utilisée est composée d'une séquence de fatigue à déformation constante à 10°C et 10 Hz durant 150 000 ou 300 000 cycles suivie d'une séquence de repos.

Cette procédure est répétée trois ou quatre fois. La somme de la durée de fatigue et de repos est de 24 h. La Figure 2.18 est un schéma de la procédure. La température durant le repos est variable selon trois cas :

- constante à 10°C,
- à 20°C pendant la première moitié du repos et 10°C durant la seconde moitié,
- à 0°C pendant la première moitié du repos et 10°C durant la seconde moitié.

Durant les séquences de repos, une quinzaine de cycles sont appliqués pour mesurer la raideur.

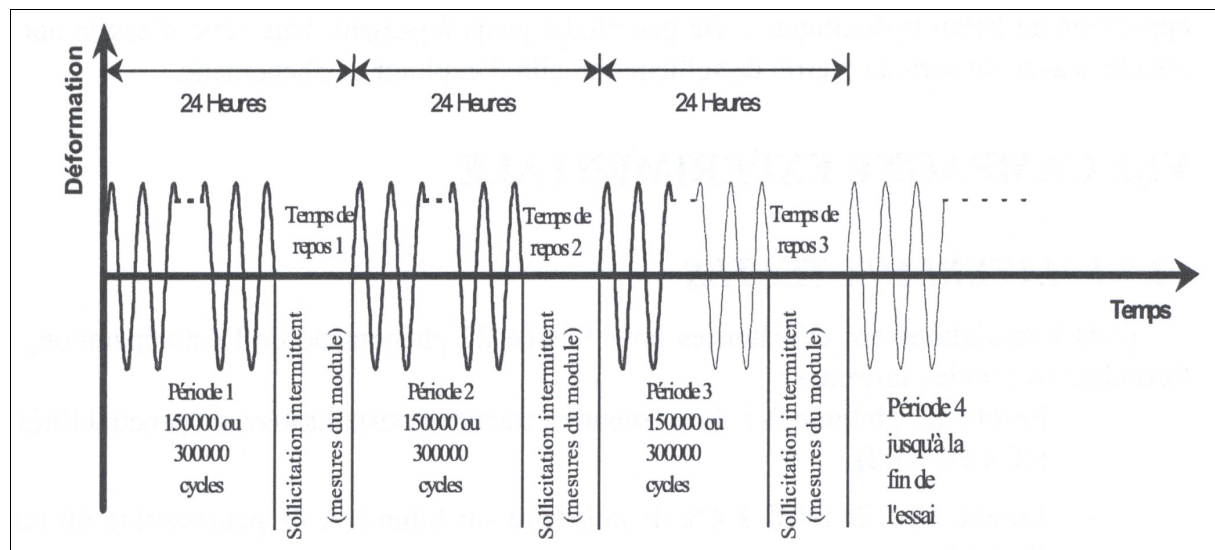


Figure 2.18 : procédure d'essai de fatigue avec temps de repos, essai de traction-compression (d'après Baaj, 2002).

Baaj observe la récupération de raideur durant les séquences de repos et la perte de raideur durant les séquences de fatigue comme le montre la Figure 2.19.

Les conclusions de Baaj sont que :

- les temps de repos permettent de récupérer partiellement voire totalement le module de rigidité de l'enrobé,
- l'évolution du module de rigidité durant le repos est identique pour tous les essais à température constante : la valeur du module augmente avec le temps de repos avec une vitesse décroissante,
- les essais menés à forte sollicitation conduisent à une amplitude de récupération plus importante,
- les durées de vie des essais avec repos sont plus importantes que celles des essais de fatigue continue. Le gain de durée de vie est plus important pour les essais

menés à forte sollicitation. Il dépend aussi de la température durant le repos. Ainsi, une diminution de la température durant le repos conduit à une durée de vie plus faible,

- la récupération est plus durable lorsque la température durant le repos est plus importante.

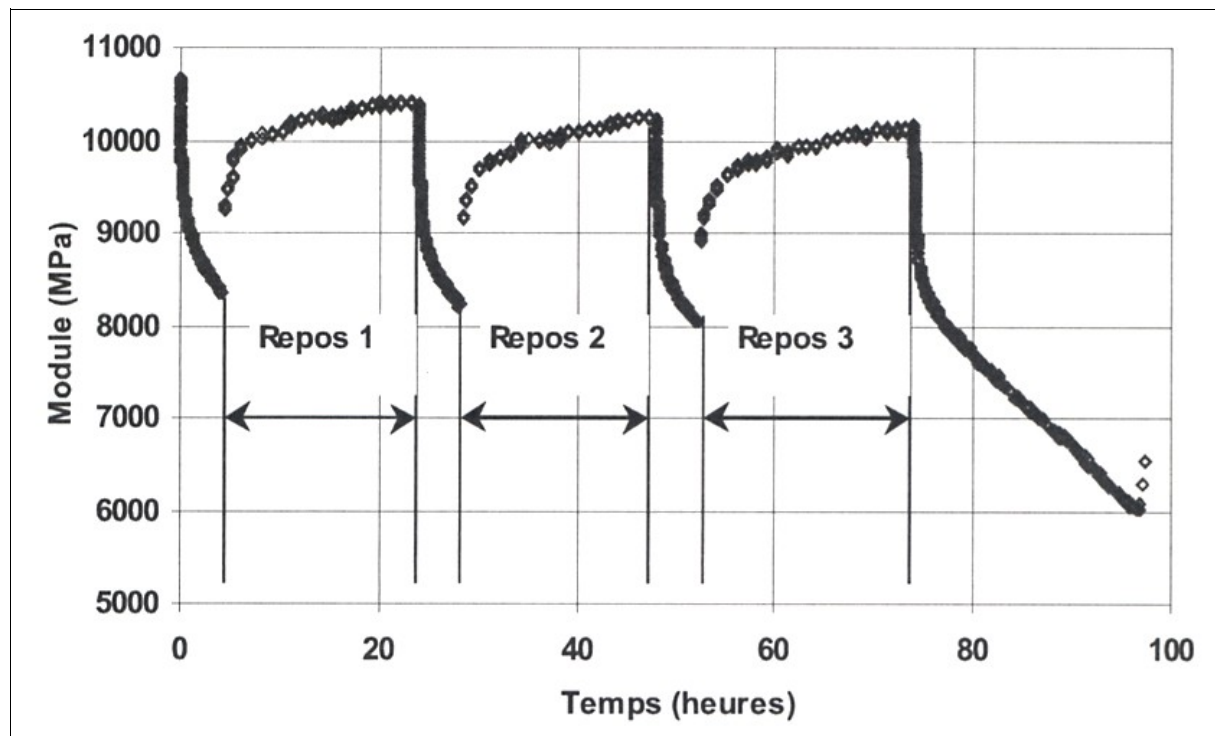


Figure 2.19 : évolution du module en fonction du temps pour un essai de fatigue par traction-compression à déformation constante de $100 \cdot 10^{-6}$, et une température de repos de 10°C (d'après Baaj, 2002).

2.3.4.3. Essais réalisés au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées de Bordeaux

S'inscrivant dans le thème de recherche CH17 du LCPC intitulé « endommagement par fatigue des enrobés », des études sur la récupération de raideur durant les séquences de repos ont été entreprises au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées de Bordeaux conjointement avec le LCPC de Nantes et le Centre de Développement des Géosciences Appliquées de l'Université Bordeaux I [Bruhat, 1999; Dumont, 2000; Gourgues, 2001; Breysse et al., 2002, Breysse et al., 2003; Breysse et al., 2004].

Un protocole expérimental spécifique a été mis au point pour la réalisation des

essais avec temps de repos [Bruhat, 1999].

Des échantillons d'enrobé sont sollicités en fatigue par flexion deux points (banc d'essai identique à celui de l'essai normalisé français) à déformation imposée, jusqu'à atteindre un pourcentage fixé α % de diminution de la raideur initiale. Une fois cette perte de raideur atteinte, les sollicitations de fatigue sont stoppées.

L'arrêt des sollicitations de fatigue permet au matériau de récupérer de la raideur et la mesure de cette raideur, à intervalles de temps réguliers (toutes les 30 s), par des sollicitations de faibles amplitudes, permet de suivre la cinétique de récupération de la raideur de l'échantillon. Les sollicitations de faible amplitude sont supposées non endommageantes.

La durée de la période de repos est fonction du niveau de récupération atteint. Un critère d'arrêt des phases de repos repose sur l'évolution de la vitesse ($\partial E / \partial t$). Quand la pente courante, calculée sur six mesures successives, devient inférieure à une fraction donnée de la pente (fixée arbitrairement à 1/30), on considère que la récupération est complète. La vitesse initiale est calculée sur les six premières mesures effectuées pendant la séquence de repos. Le critère étant atteint, on engage une nouvelle séquence de sollicitation.

Le processus est renouvelé de façon itérative pour la même perte de raideur α % puis pour les séquences de récupération.

On trouvera à la Figure 2.20 un schéma synoptique du protocole expérimental pour une diminution de raideur égale à α % et à la Figure 2.21 un exemple de résultat d'un essai de fatigue à perte de raideur imposée représentant l'évolution de la perte de raideur en fonction du nombre de cycles de chargement.

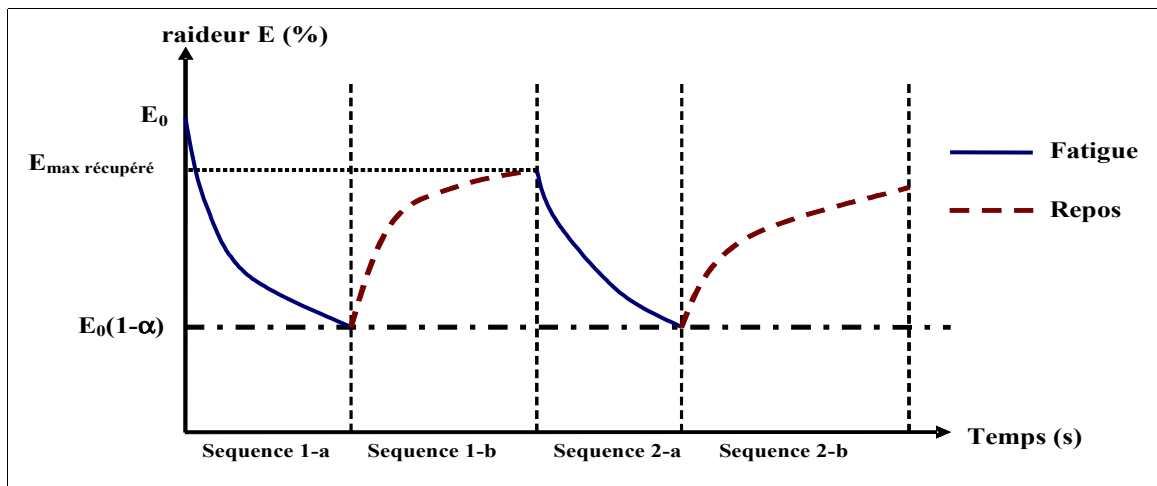


Figure 2.20 : illustration du protocole d'essai : alternance de séquences de fatigue et de repos.

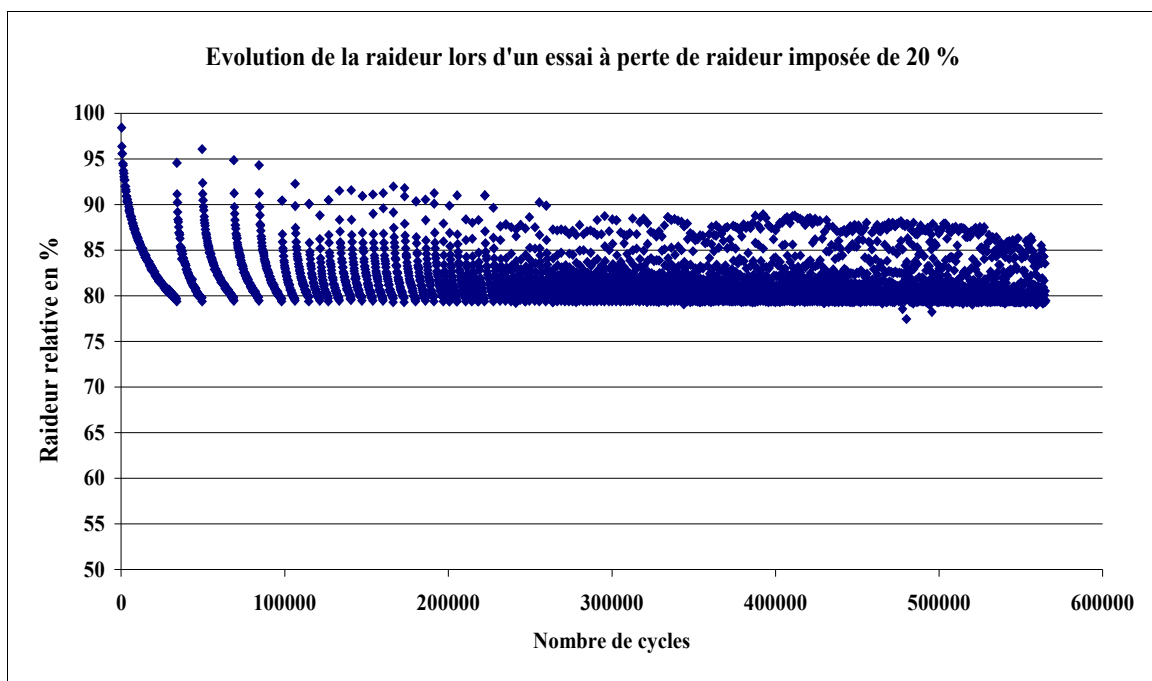


Figure 2.21 : évolution de la raideur lors d'un essai de fatigue par flexion 2 points à perte de raideur imposée de 20%.

Les enrobés bitumineux ont un comportement fortement dépendant de l'amplitude de sollicitation, de la température et de la composition chimique du liant. Pour s'affranchir de ces variables, il a été fixé pour chaque essai :

- le matériau : un Béton Bitumineux de granulométrie 0/6 et teneur en liant : 6.85 %,

- température d'essai $T = 20^{\circ}\text{C}$,
- fréquence de sollicitation $f = 40\text{ Hz}$,
- mode de sollicitation : déplacements imposés.

L'intensité de la déformation maximale résultant du déplacement imposé en séquence de fatigue est de 180.10^{-6} . En période de repos, l'intensité est de 40.10^{-6} , les endommagements sont négligeables pour cette déformation et pour le béton bitumineux testé.

Sur la Figure 2.22 sont représentées les amplitudes (en pourcentage) de récupération de la raideur pour deux séquences de repos lors d'un essai à $\alpha = 20\%$.

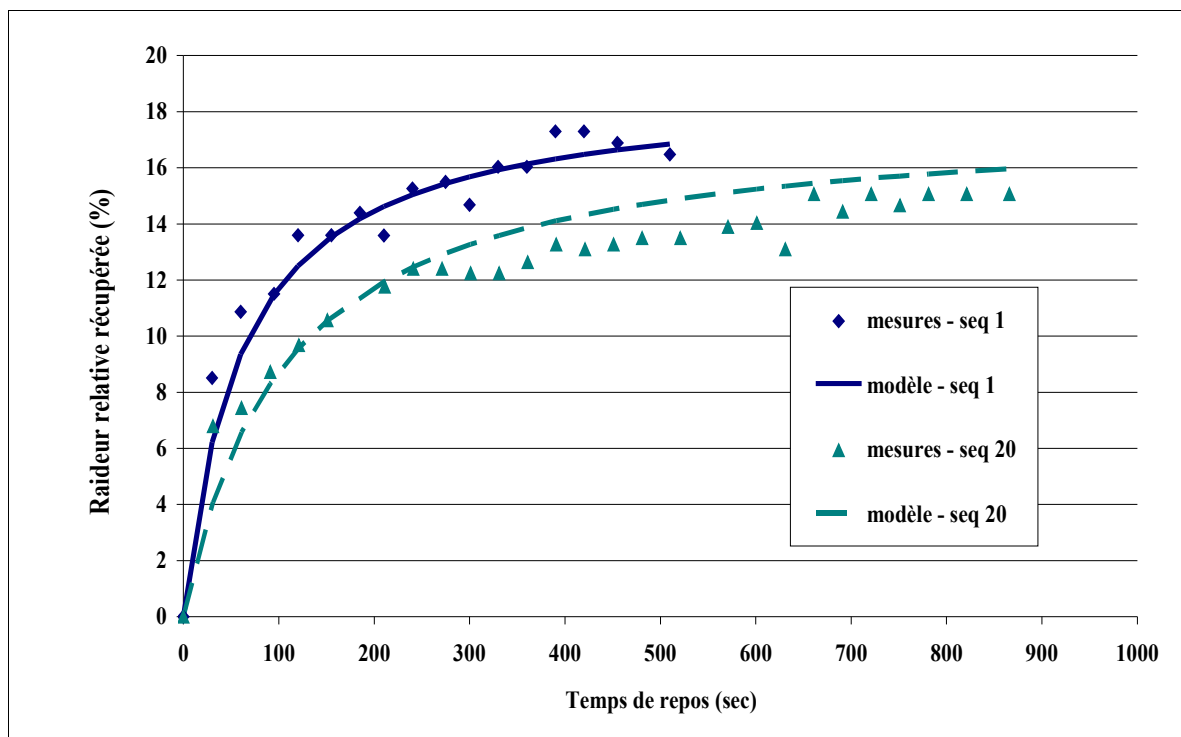


Figure 2.22: évolution de la récupération lors des séquences de repos, essais à $\alpha = 30\%$, comparaison avec la loi hyperbolique.

Toutes les courbes manifestent une évolution hyperbolique. Le maximum de récupération (ΔE_{ult}) diminue au fil des séquences. L'évolution de ΔE (exprimé en %) peut être approchée par une relation hyperbolique de la forme :

$$\Delta E = \frac{\Delta T_r}{\frac{1}{V_r} + \frac{\Delta T_r}{\Delta E_{ult}}} \quad 2.8$$

avec :

ΔE : gain de raideur (%)

ΔT_r : temps de repos (s)

V_r : pente à l'origine en %/s, $V_r = \left(\frac{\partial \Delta E}{\partial \Delta T_r} \right)_{\Delta T_r \rightarrow 0}$

ΔE_{ult} : valeur asymptotique de la raideur en % (limite de ΔE quant ΔT_r tend vers l'infini).

Sur la Figure 2.22 nous comparons les valeurs de récupération de la raideur avec les courbes théoriques calculées avec le modèle hyperbolique. Nous constatons que ce modèle permet de bien reproduire les données expérimentales. Il fournit en outre, pour chaque séquence, les valeurs des deux paramètres caractéristiques de l'amplitude (ΔE_{ult}) et de la cinétique (V_r) de récupération.

La perte de raideur durant les séquences de refatigue est de plus en plus rapide puisque le temps nécessaire à l'enrobé pour perdre α % de sa raideur est de plus en plus court, comme le montre la Figure 2.23. Dans cet exemple, la durée nécessaire au matériau pour atteindre 20 % de raideur initiale est de 600 s pour la première séquence et diminue très vite pour les séquences suivantes pour tendre vers une durée d'environ 10 s (intervalle de temps minimum entre deux mesures).

Cette diminution, marque à la fois la diminution de l'amplitude de récupération de raideur et la précarité de cette récupération avec le cumul de cycles de chargement et donc de dommage.

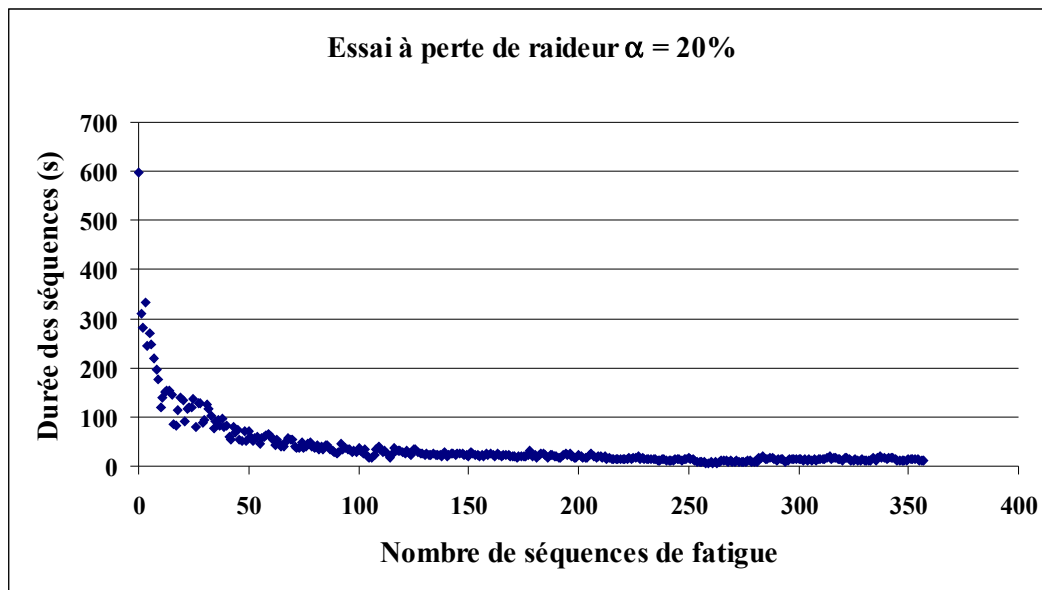


Figure 2.23 : évolution de la durée des séquences de repos au cours d'un essai de fatigue par flexion 2 points à perte de raideur imposé α de 20 %

Afin de quantifier le côté précaire de la récupération de raideur, on a choisi de calculer la vitesse de perte de raideur durant les séquences de refatigue. On calcule le temps nécessaire à l'enrobé pour perdre 10 % de la raideur récupérée en considérant l'évolution de la raideur linéaire dans cet intervalle. On obtient une vitesse de réendommagement notée v_{10} qui a pour expression :

$$(V_{10})_{\text{seq}=\text{s}} = \frac{((E_0)_{\text{seq}=\text{s}} - E_{10\%})}{T_{10\%} - T_0} \quad 2.9$$

où :

- E_0 est la valeur de la raideur au début de la séquence de fatigue considérée,
- $E_{10\%}$ est la valeur de la raideur telle que $E_{10\%} = 0.9 \times E_0$,
- $T_{10\%} - T_0$ est la durée nécessaire pour atteindre la raideur $E_{10\%}$,
- V_{10} s'exprime en $\%.s^{-1}$. Sa valeur dépend évidemment des propriétés du matériau, mais aussi de la fréquence f du chargement (ici 40Hz, soit 40 cycles par seconde).

La Figure 2.24 montre l'augmentation de la vitesse de réendommagement V_{10} en fonction du nombre de cycles pour trois essais à pertes de raideur différentes. La croissance est d'autant plus importante que la perte de raideur imposée se rapproche

du critère de rupture. Bien que le matériau récupère de la raideur, sa performance en fatigue diminue avec le cumul des cycles de sollicitation. La vitesse de réendommagement est un marqueur de l'endommagement du matériau.

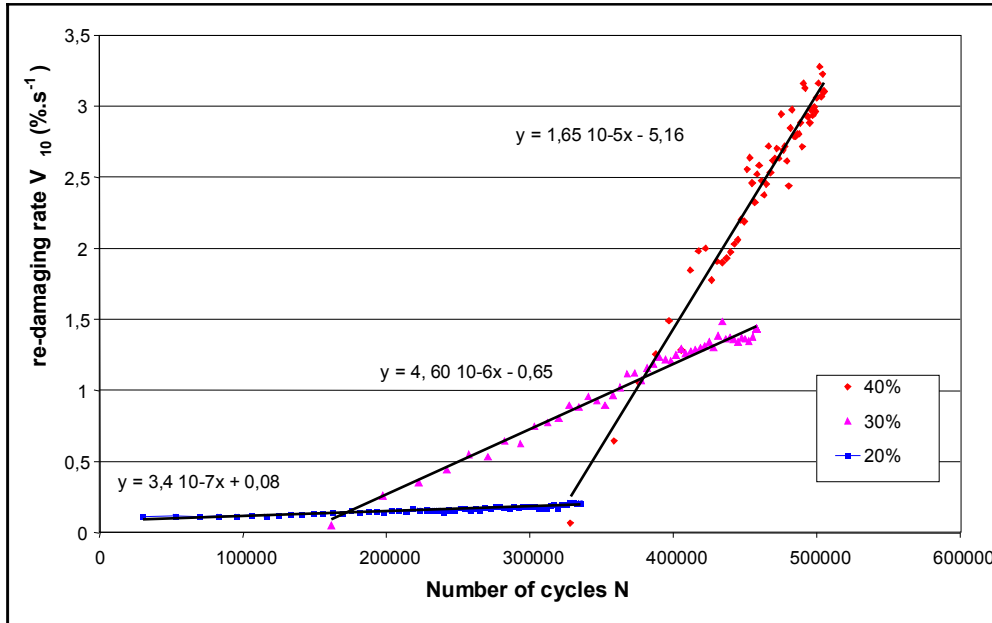


Figure 2.24 : augmentation de la vitesse de réendommagement V_{10} en fonction du nombre de cycles pour trois pertes de raideur imposée $\alpha = 20, 30$ et 40% .

2.3.5. Évaluation des facteurs responsables de la récupération de raideur

Nous avons constaté, par l'intermédiaire des essais avec périodes de repos avec mesure de la variation d'énergie dissipée ou de raideur, que l'enrobé peut récupérer tout ou partie de sa raideur. Cette récupération de raideur ne signifie pas forcément une autoréparation de l'enrobé au sens de la refermeture des microfissures qui aurait pour conséquence une diminution des zones endommagées dans le matériau comme le montrent les essais réalisés au LRPC de Bordeaux. On peut s'interroger sur le ou les phénomènes responsables de la récupération de raideur : durcissement stérique, refroidissement du matériau, thixotropie et autoréparation.

2.3.5.1. Effet du durcissement stérique

Le durcissement stérique produit un phénomène réversible qui peut entraîner une diminution importante de la viscosité du liant en le rendant plus rigide sans altérer sa composition chimique. D'après Petersen [1984], ce phénomène est très lent (de 10 à 1000 heures à 25°C) il ne peut intervenir que pour des temps de repos de

plusieurs heures comme pour les essais réalisés par Bazin et Saunier [1967], de Doan [1977] ou de Baaj [2002].

2.3.5.2. Échauffement du matériau

Comme nous l'avons exposé dans le chapitre 1, la température au sein du matériau varie avec la sollicitation, c'est-à-dire la quantité d'énergie qu'il reçoit. Ces modifications de température peuvent entraîner des variations du module de rigidité du matériau. Ainsi, la baisse de la température dans le matériau au cours du repos entraîne une augmentation de sa raideur. Il ne s'agit pas alors d'autoréparation puisqu'il n'y a pas recollement des microfissures. Toutefois, Pronk [1997] montre que la diminution de la température au sein du matériau est faible et ne suffit pas à expliquer l'amplitude de récupération observée.

2.3.5.3. Thixotropie

Si on reprend la définition de Bauer et Collins [Barnes, 1997], lorsqu'il existe une diminution dans le temps réversible et isotherme des propriétés rhéologiques d'un système, comme le module de rigidité et la viscosité, avec l'application d'une déformation en cisaillement, le système est décrit comme thixotrope.

Les travaux de Kolbanowskaja et Michailow [1974] montrent que certains bitumes possèdent des propriétés thixotropes, c'est à dire une diminution dans le temps de la viscosité du liant sous une contrainte en cisaillement et une augmentation de la viscosité durant le repos jusqu'à la valeur initiale. D'après les auteurs, l'augmentation de la viscosité du liant au repos est expliquée par les molécules unitaires (micelles ou agrégats) qui peuvent se réorienter en utilisant l'énergie du système. Une étude menée par Stefanczyk [1993] sur différents liants permet les observations suivantes :

- si l'indice de pénétrabilité Pfeiffer d'un liant est négatif, sa thixotropie est faible et inversement si l'indice est positif, sa thixotropie sera élevée,
- la thixotropie est proportionnelle à la teneur en asphaltènes et inversement proportionnelle à celle en paraffine.

De La Roche [1996] a mis en évidence, lors des essais de fatigue en cisaillement, que la variation de raideur durant la première partie de l'essai (correspondant à une perte de raideur de 30 %), suit la courbe de Black (valeur du module en fonction de

l'angle de phase) du matériau non endommagé. Autrement dit, la diminution du module est expliquée par une augmentation de l'angle de phase c'est à dire par une diminution de la viscosité. De La Roche met en évidence un phénomène qu'elle appelle « effet bitume » et qui marque le comportement thixotrope de l'enrobé. De même, les variations d'angle de phase durant les séquences de repos observées par Soltani [1998] puis Baaj [2002] peuvent être associées à une variation de la viscosité du liant et donc à un comportement thixotrope.

On peut considérer que la variation de viscosité du liant est une forme d'autoréparation. En effet, durant le repos, la rigidification du liant s'explique par une réorganisation des molécules dans le liant. En conséquence, la variation de l'angle de phase durant les séquences de fatigue et de repos doit être analysée et ses conséquences en terme de variation de module doivent être prisent en compte. On pourra alors séparer la part du comportement thixotrope dans la variation de module.

2.3.5.4. Autoréparation

Qu'entendons nous par autoréparation ? Dans la littérature, c'est le phénomène antagoniste à l'endommagement qui permet à l'enrobé, pendant les séquences de repos, de reconstituer ses propriétés mécaniques a priori en recollant les fissures dans le liant. Effectivement, c'est ce qui est observé sur certaines chaussées durant les périodes estivales, les fissures apparentes dans les couches bitumineuses disparaissent.

2.4. Conclusions

Les essais avec périodes de repos permettent systématiquement un gain de durée de vie par rapport aux essais de fatigue continue. Ce gain est fonction de la durée des temps de repos et de la température :

- plus la durée de repos est importante, plus le gain est important. Plusieurs études montrent que le gain n'augmente plus après un temps de repos limite comme le montrent Bonnaure et al. [1983] ou la relation de Francken [1979],
- plus la température est élevée, plus le gain de durée de vie est important.

L'explication de ce gain de durée de vie est la capacité du liant constitutif des enrobés à récupérer de la raideur comme le montrent les essais de rupture locale

répétée [Maillard, 2004]. La récupération totale de raideur ne signifie par pour autant la récupération totale de la performance initiale de l'enrobé sauf si le temps de repos est suffisamment long (plusieurs jours) [Bazin et Saunier, 1967]. Si le temps de repos n'est pas suffisamment long (plusieurs minutes) alors la récupération, même totale, de raideur n'est pas pérenne comme le montrent les essais réalisés au LRPC de Bordeaux. Au regard de ces essais, on peut s'interroger sur la réalité du phénomène d'autoréparation. En effet, Baaj [2002] montre la diminution de l'angle de phase lors des séquences de repos (thixotropie) qui peut être responsable de la variation de raideur. On est en droit de penser que les deux phénomènes existent simultanément.

Dans tous les cas, la récupération de raideur existe dans la chaussée puisque des temps de repos entre les poids lourds existent. Comme l'insertion des temps de repos implique une durée de vie plus grande et que la loi de fatigue continue ne rend pas compte de ce gain de durée de vie, nous allons créer un essai de fatigue avec périodes de repos dont l'objectif principal est de déterminer une loi de fatigue avec repos et de quantifier la part de l'autoréparation et de la thixotropie dans la récupération de raideur.

**Chapitre 3. Essai à « trafic simulé » : comportement
d'un enrobé sollicité en conditions plus réalistes
de trafic et de température.**

3.1. Introduction

On a constaté dans le chapitre 1, que l'essai de fatigue normalisé est critiquable à plusieurs égards. Une des principales critiques est que l'essai n'est pas représentatif vis-à-vis de l'alternance entre les séquences de fatigue et de repos liée aux passages successifs de poids lourds ou entre les essieux d'un même poids lourd. L'insertion des périodes de repos dans les essais de fatigue permet d'obtenir des durées de vie plus importantes. Le gain de durée de vie dépend de la longueur des temps de repos et de la température d'essai. Ce gain a deux explications essentielles : 1) le fait que les périodes de repos minimisent l'élévation de température dans l'enrobé par dissipation visqueuse et 2) la récupération de raideur pour partie expliquée par la re-fermeture des fissures microscopiques dans l'enrobé et pour partie par la variation de la viscosité du liant (thixotropie).

La thèse que nous défendons ici est qu'il est nécessaire d'utiliser un essai de fatigue avec temps de repos pour déterminer la durée de vie des enrobés bitumineux. Nous proposons ainsi un **essai de fatigue à « trafic simulé »** dans lequel on impose des séquences de fatigue suivies de séquences de repos et dont les objectifs sont :

- de déterminer une loi de fatigue dans laquelle les effets des temps de repos sont pris en compte,
- de déterminer et de quantifier les phénomènes responsables du gain de durée de vie entre les essais de fatigue continue et les essais avec temps de repos.

3.2. L'essai à « trafic simulé »

3.2.1. Protocole

Un essai qui reproduirait des conditions réelles est techniquement réalisable en laboratoire mais reviendrait à solliciter une éprouvette sur une durée beaucoup trop longue. Nous avons choisi de réaliser des essais continus avec périodes de repos : des séquences de fatigue d'une durée T_f alternent avec des séquences de repos de durée T_r comme l'indique la Figure 3.1. La séquence de fatigue est menée à une amplitude de déformation ϵ_f pour une durée T_f . La séquence de repos est menée pour une durée T_r . Toutes les 10 secondes, durant cette séquence, un faible déplacement correspondant à une faible déformation ϵ_r , supposée non endommageante, est imposé pour obtenir une valeur de force et de déplacement permettant de calculer la

raideur et d'observer son évolution au cours de la séquence de repos. La durée de sollicitation est d'environ 2 s soit le temps nécessaire au système pour acquérir une mesure et réguler le déplacement (ou la force selon le mode de sollicitation imposé) pour le maintenir constant.

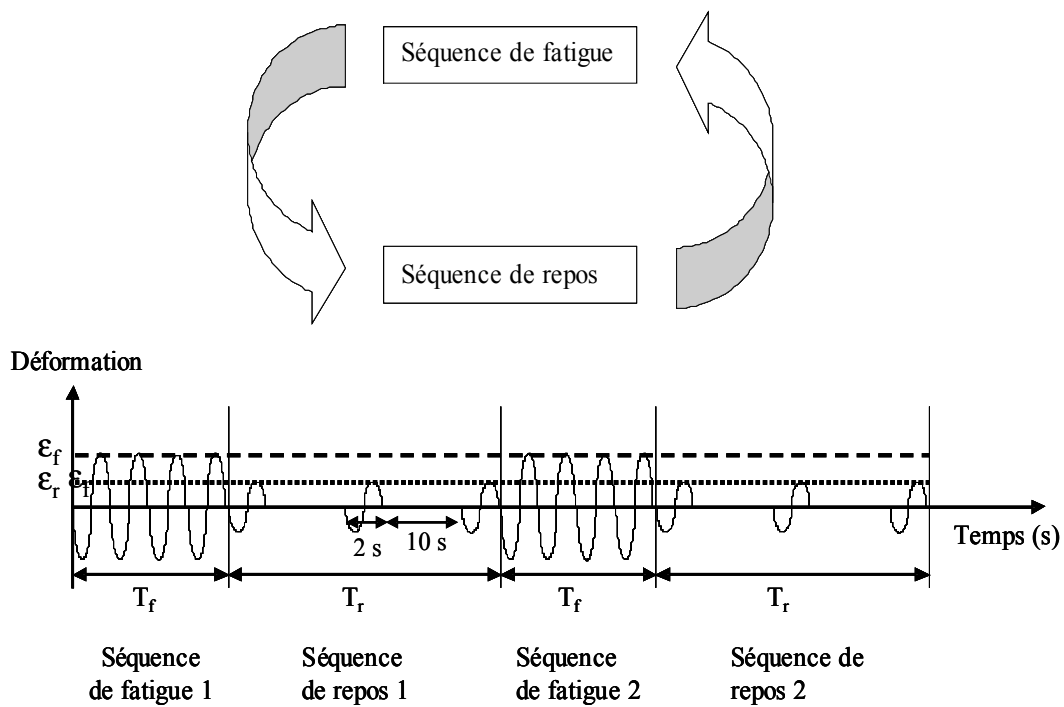


Figure 3.1 : alternance des séquences de repos et de fatigue.

Un essai à trafic simulé est donc défini par le jeu des six facteurs suivants :

- Fréquence
- Température
- ϵ_f
- ϵ_r
- T_f
- T_r

Chaque facteur a une influence sur la durée de vie des bétons bitumineux et donc sur l'effet de l'autoréparation. On appellera, par abus de langage : « taux de repos » le rapport T_r/T_f et « trafic simulé » le rapport inverse T_f/T_r .

Lors de l'écriture du programme d'asservissement, nous avons laissé la possibilité à l'utilisateur de choisir des critères de fin de repos ou de fatigue (cf. ANNEXE IV) qui permettent de réaliser des essais à perte de raideur imposée décrits dans le chapitre 2 (cf. § 2.5.3.) ou à temps de repos imposé et/ou à temps de fatigue imposé. Dans le cadre de nos travaux, nous avons cependant choisi de fixer les temps de repos et de fatigue car cette alternance correspond à une sollicitation réaliste. Les autres critères considèrent la réponse du matériau puisque c'est son comportement en fatigue et en repos qui détermine le changement de séquence. L'essai est alors piloté par la réponse du matériau alors que dans la chaussée, l'alternance des séquences de sollicitation et de repos en sont indépendantes.

3.2.2. Instrumentations et limites techniques

Le principe général de l'essai est identique à celui de l'essai de fatigue normalisé. Il consiste à simuler la flexion que subit le matériau de chaussée sous le passage d'une charge.

Une sollicitation sinusoïdale, de période et d'amplitude constantes tout au long de l'essai, est imposée à la petite base d'une éprouvette console trapézoïdale encastrée à sa grande base. Cette sollicitation est créée par un pot vibrant alimenté par un générateur de tension alternative. Entre le générateur et le pot vibrant, il existe un ensemble d'acquisition-régulation, piloté par un ordinateur, et un amplificateur de signal. Le système d'acquisition-régulation permet de diviser la tension issue du générateur afin de maintenir une amplitude de sollicitation constante alors que la raideur du matériau évolue. Un schéma de fonctionnement de l'asservissement est présenté Figure 3.2. Les Figures 3.3 et 3.4 sont des photographies respectivement de l'enceinte climatique et de l'ensemble amplification, régulation, acquisition.

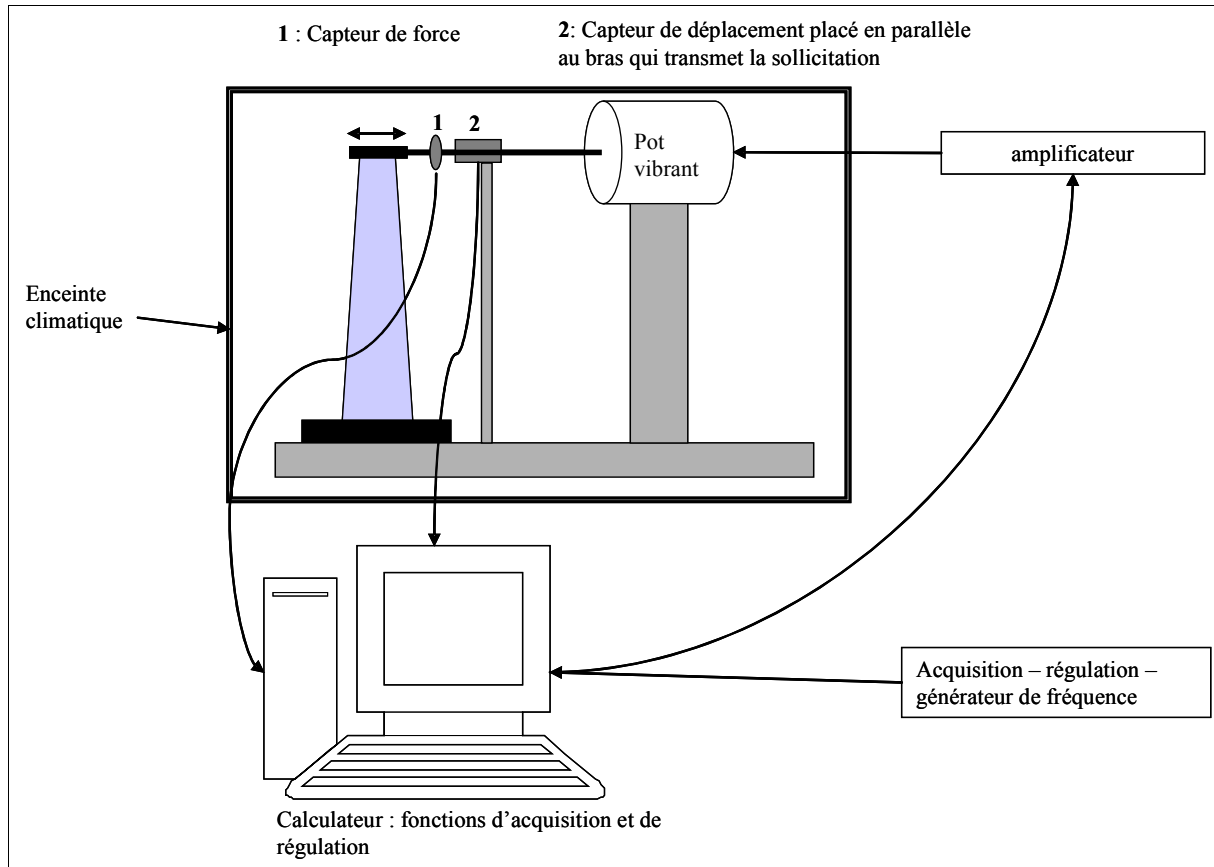


Figure 3.2 : schéma de fonctionnement de l'asservissement de l'essai.



Figure 3.3 : photographie de l'enceinte climatique.

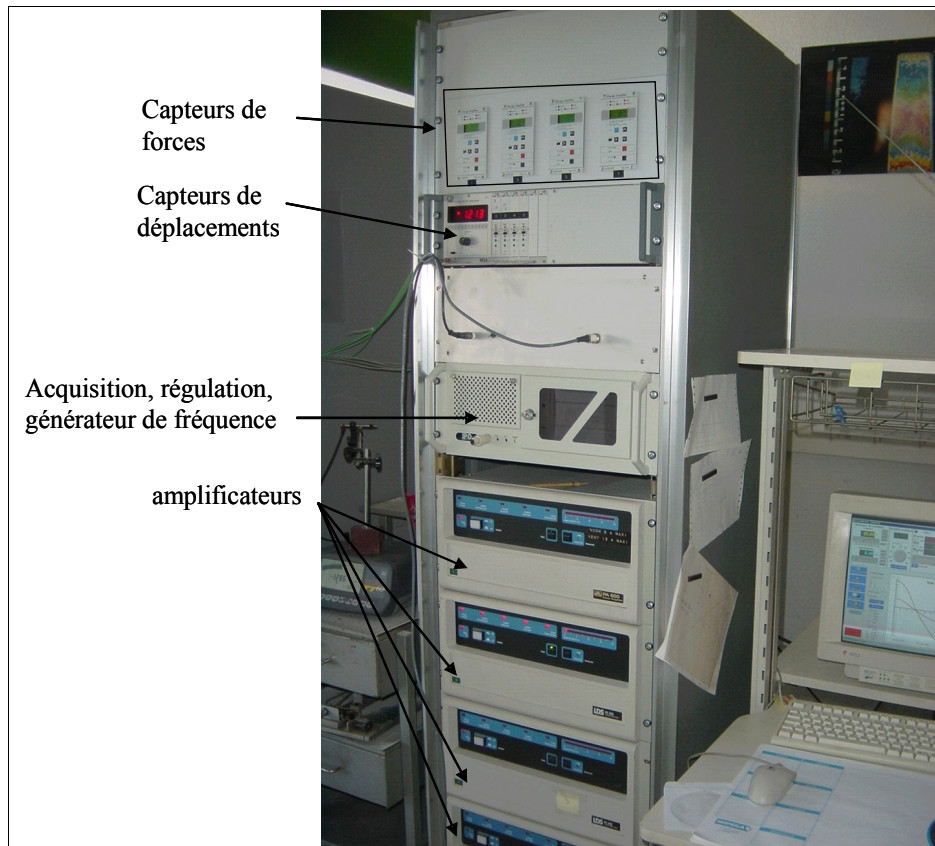


Figure 3.4 : photographie de l'ensemble acquisition, régulation, amplification.

Le banc d'essai comporte quatre pots vibrants (en jaune sur la Figure 3.3) permettant de tester quatre éprouvettes simultanément dans les mêmes conditions d'essai. Les quatre éprouvettes peuvent évoluer indépendamment les unes des autres. Le système régule alternativement les quatre pots vibrants. Sachant que la phase de régulation dure environ 2 secondes par pot vibrant, l'intervalle entre deux régulations pour une éprouvette donnée est au minimum d'une dizaine de secondes.

3.2.3. Degrés de liberté de l'essai

3.2.3.1. Facteurs susceptibles d'être étudiés

On peut faire varier un certain nombre de facteurs caractérisant l'essai :

- température d'essai θ (°C),
- fréquence de sollicitation f (Hz),
- durée de fatigue T_f (s) ou nombre de cycles N de chaque séquence,

- durée de repos T_r (s),
- amplitude de déformation ε ou amplitude de contrainte σ .

Remarquons que, pas plus que dans l'essai de fatigue normalisé, on n'impose pas une amplitude de déformation ε mais seulement un déplacement Δ . La déformation est déduite du calcul RDM : $\varepsilon = k_\varepsilon \times \Delta$, avec k_ε supposé constant pendant l'essai, de façon erronée (cf. § 1.3.2.3.).

3.2.3.2. Résultats de l'essai

L'essai permet de mesurer les variations de déplacement et de force et de calculer la raideur et l'angle de phase entre les deux mesures. Le traitement des mesures permet de calculer les paramètres de la cinétique d'évolution de la raideur. Nous avons évoqué, dans le chapitre 2, que ces paramètres rendent compte des variations de raideur en repos et en fatigue et permettent de faire une analyse détaillée de l'évolution de l'équilibre entre perte et récupération de raideur.

3.2.3.2.1. Calcul des paramètres du modèle de récupération de raideur

Pour chaque séquence de repos, on calcule la variation relative de raideur de la façon suivante :

$$\Delta E = \frac{E_{\Delta t} - E_{0 \text{ seq}=\text{s}}}{E_0} \text{ avec } E_0 \text{ la raideur au début de l'essai, } E_{0 \text{ seq}=\text{s}} \text{ la raideur au}$$

début de la séquence de repos « s » et $E_{\Delta t}$ la raideur après une durée Δt de repos de la séquence « s ».

L'expression qui nous permet de décrire l'évolution de la variation relative de raideur en repos est (cf. § 2.5.3., équation 2.2) :

$$\Delta E = \frac{\Delta t}{\frac{1}{V_r} + \frac{\Delta t}{\Delta E_m}}$$

L'évolution du rapport $\Delta t / \Delta E$ en fonction de Δt permet d'obtenir une droite dont la pente et l'ordonnée à l'origine sont respectivement l'inverse de ΔE_m (maximum de raideur relative récupérable en %) et de V_r (vitesse de récupération en %/s). Un exemple de détermination de ces deux paramètres est donné en Figure 3.5.

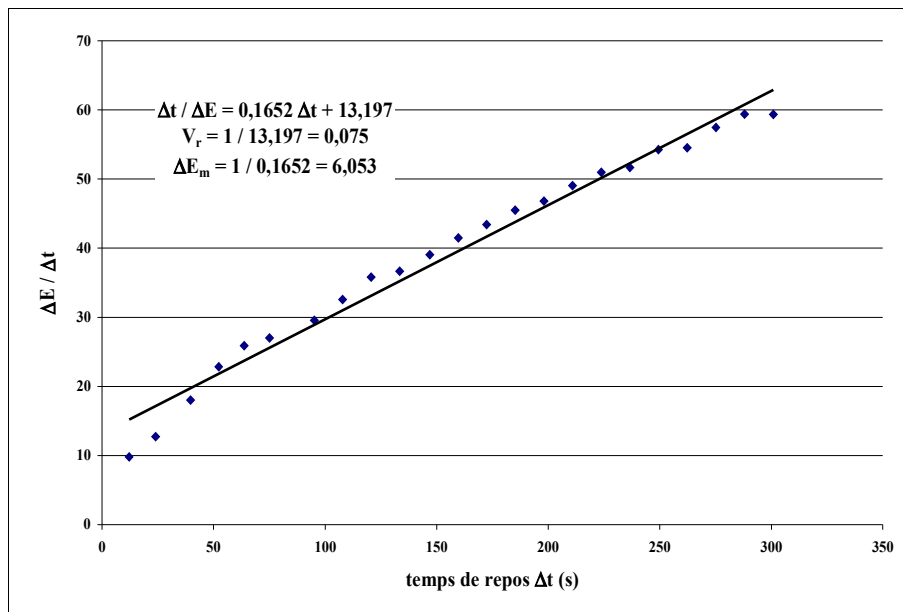


Figure 3.5 : identification des paramètres du modèle d'évolution de la récupération de raideur dans le repère $\Delta t/\Delta E = f(\Delta t)$.

La Figure 3.6 illustre la qualité du modèle dans la description de l'évolution de la variation relative de raideur pour une séquence de repos d'un essai à « trafic simulé ». On peut voir sur cette figure que la récupération n'est pas stabilisée après 300 s (temps de repos imposé). Toutefois, le calcul de la vitesse de récupération et du maximum de récupération est possible. La détermination de ces deux paramètres n'est faite que si le nombre de mesures, pour une séquence donnée, est supérieur à trois.

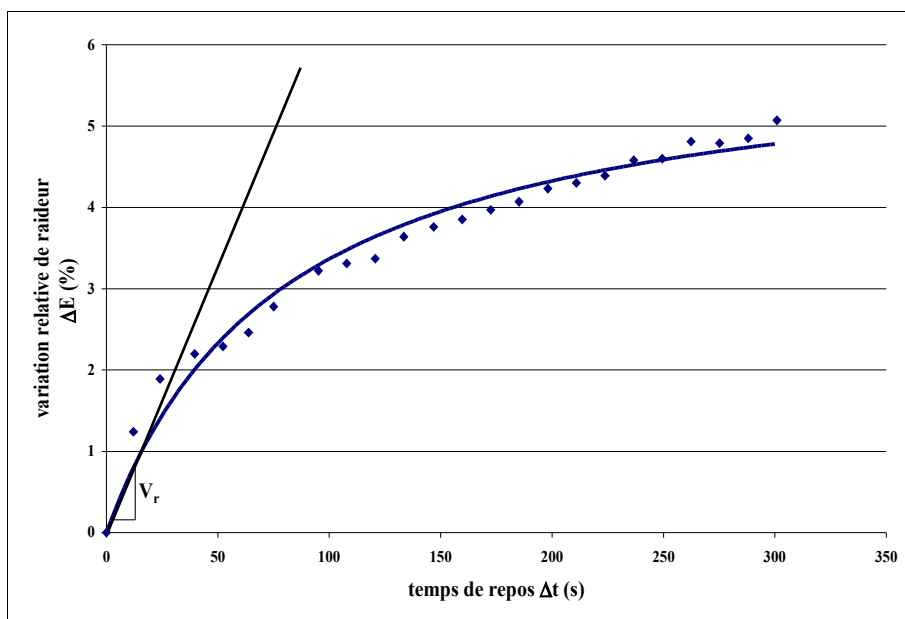


Figure 3.6 : évolution de la récupération de raideur relative et qualité du modèle dans la description de cette évolution.

3.2.3.2.2. Calcul des paramètres du modèle de perte de raideur

L'expression analytique que nous avons choisie pour décrire l'évolution de la variation relative de raideur durant les séquences de fatigue s'écrit de la façon suivante :

$$\Delta E = a\Delta T_f + b \left(1 - \exp \left(- \frac{\Delta T_f (V_f - a)}{b} \right) \right) \quad 3.1$$

avec ΔE la perte relative de raideur en %, a (%/s) et b (%) les paramètres de l'asymptote vers laquelle tend la variation de raideur pour une durée infinie de fatigue et V_f la vitesse de réendommagement en %/s.

La variation relative de raideur se calcule de la façon suivante :

$$\Delta E = \frac{E_{0\text{seq}=s} - E_{\Delta t}}{E_0}, \text{ avec } E_{0\text{seq}=s} \text{ la raideur au début de la séquence } s, E_{\Delta t} \text{ la raideur à la}$$

durée Δt de mesure depuis le début de la séquence et E_0 , la raideur au début de l'essai. Cette variation augmente avec la durée de la séquence, comme la raideur relative diminue.

Pour construire cette expression, nous nous sommes appuyés sur le fait que la perte de raideur par séquence suit une évolution en deux phases. La première est une chute rapide de raideur, de pente V_f , qui tend très vite vers la seconde phase caractérisée par une évolution linéaire. Selon cette expression, lorsque le temps de fatigue tend vers 0, le taux de perte de raideur tend vers V_f . En effet la fonction dérivée de l'expression s'écrit :

$$(\Delta E)' = V_f e^{\left(- \frac{\Delta T_f (V_f - a)}{b} \right)} \quad 3.2$$

Par conséquent, $\lim_{\Delta T_f \rightarrow 0} = V_f$

De plus, lorsque le temps de fatigue tend vers l'infini, l'expression $e^{\left(- \frac{\Delta T_f (V_f - a)}{b} \right)}$ tend vers 0 et l'évolution de la perte de raideur tend vers l'asymptote oblique de pente a et d'ordonnée à l'origine b .

Cette expression, dont les paramètres V_f , a et b sont calés sur les valeurs

expérimentales de perte de raideur, décrit très bien l'évolution de la raideur durant les séquences de fatigue.

Par analogie avec la détermination de la vitesse de récupération, la vitesse de réendommagement V_f est identifiée dans le repère $\Delta E / \Delta T_f = f(\Delta T_f)$ et correspond à l'inverse de l'ordonnée à l'origine de la droite de régression sur les quatre premiers points expérimentaux de la séquence (Figure 3.7).

Les paramètres a et b sont calculés par régression linéaire sur les quatre derniers points expérimentaux de la séquence comme le montre la Figure 3.8 qui illustre la qualité de l'expression dans la description de l'évolution de la raideur.

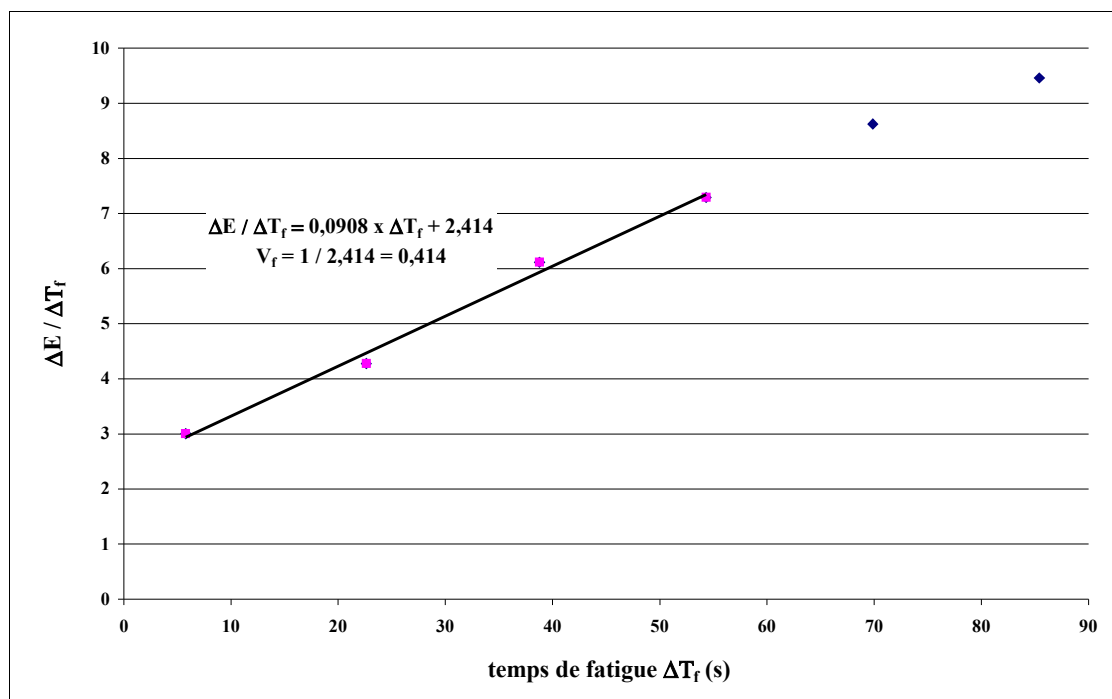


Figure 3.7 : identification de la vitesse de réendommagement dans le repère $\Delta E / \Delta T_f = f(\Delta T_f)$.

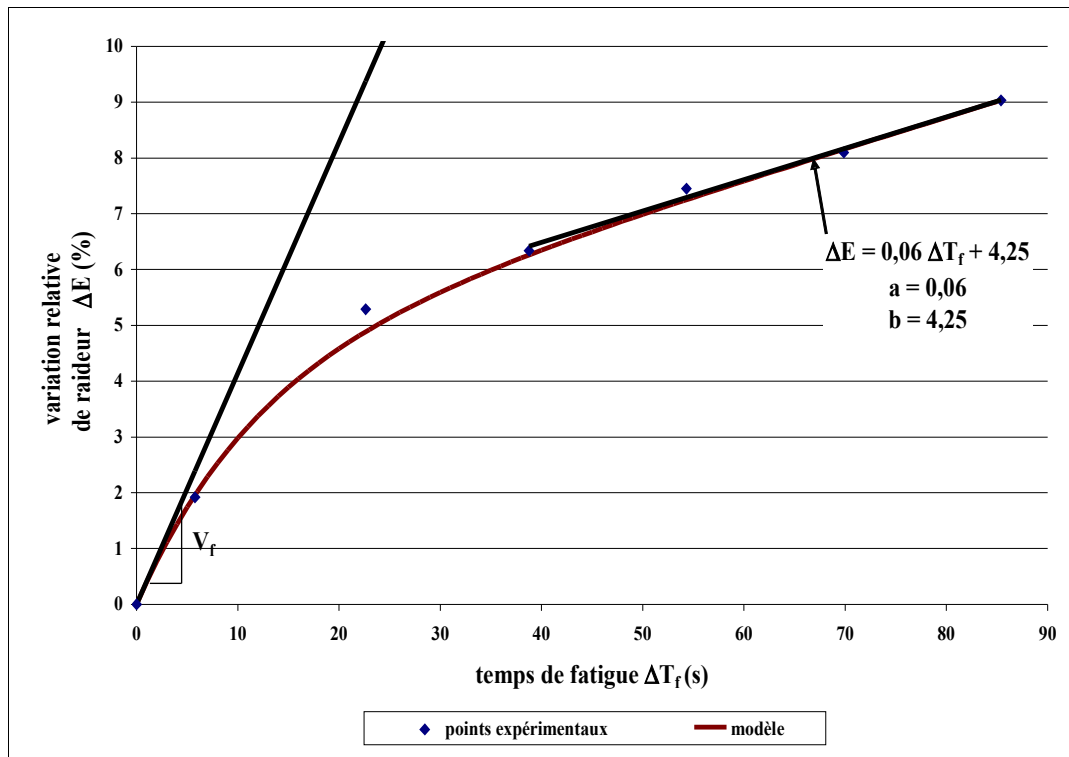


Figure 3.8 : évolution de la variation relative de raideur, identification des paramètres de l'asymptote et qualité du modèle de fatigue dans la description de cette évolution.

Comme pour la vitesse de récupération, la vitesse de réendommagement est déterminée si le nombre de mesures est supérieur à trois. Pour déterminer a et b , il faut au moins cinq mesures par séquence. Par conséquent, pour des durées de fatigue très courtes ($T_f < 50$ s), ces deux paramètres ne peuvent pas être calculés.

3.2.3.2.3. Définition de la durée de vie

La durée de vie conventionnelle correspond au nombre de cycles nécessaires pour atteindre 50 % de perte de raideur. Nous avons choisi le même critère que pour l'essai de fatigue continue afin de pouvoir comparer les résultats des essais à trafic simulé et ceux des essais de fatigue continue.

3.2.3.2.4. Angle de phase

Le comportement viscoélastique du matériau implique un décalage en temps entre le signal de déplacement et celui de force. La différence de temps mesurée entre le passage à zéro de chacun des deux signaux est transformée en angle, le signal de force et le signal de déplacement ayant la même période.

3.3. Comportement d'une Grave Bitume en condition de « trafic simulé »

3.3.1. Matériau testé

Nous avons choisi de tester une Grave Bitume composée :

- de granulats calcaires provenant de la carrière du Patis (44) avec une granulométrie 0/14,
- de 4,6 % d'un liant 50/70 commercialisé par la société Nynas.

Ce matériau a été mis en œuvre dans une structure type de chaussée souple qui a servi de référence lors d'un essai de fatigue à échelle réelle sur le manège de fatigue du LCPC Nantes. Nous pourrons par la suite comparer le comportement de ce matériau observé en laboratoire en conditions de « trafic simulé » avec celui observé en conditions réelles. Nous pourrons alors juger du réalisme de l'essai à « trafic simulé ». Cette comparaison sera exposée dans le paragraphe 5.1.

La Figure 3.9 représente la courbe granulométrique de la Grave Bitume. Les granulats de taille centimétrique représentent 40 % du volume du matériau. On rappelle que les dimensions des éprouvettes sont centimétriques. La taille des plus gros granulats a la dimension de l'épaisseur des éprouvettes, ce qui entraîne une hétérogénéité importante qui induit une forte variabilité expérimentale, comme nous le verrons par la suite.

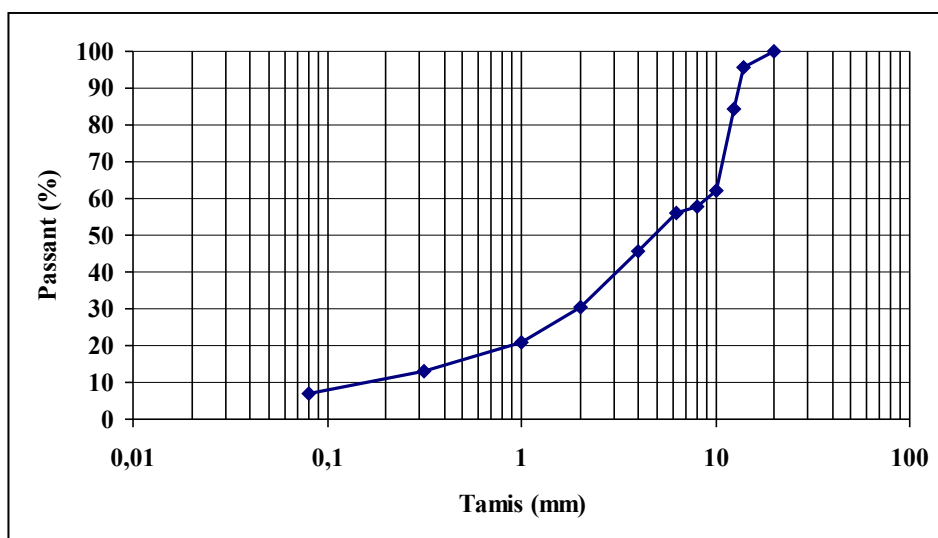


Figure 3.9 : courbe granulométrique de la GB testée

La droite de fatigue continue de cette GB à 10°C, 25 Hz est illustrée par la Figure 3.10 et a pour expression :

$$\log(N_f) = -4,53 \log(\epsilon) + 14,23 \quad 3.3$$

La valeur de l' ϵ_6 (10°C, 25 Hz) pour ce matériau a été trouvée égale à $65,5 \cdot 10^{-6}$.

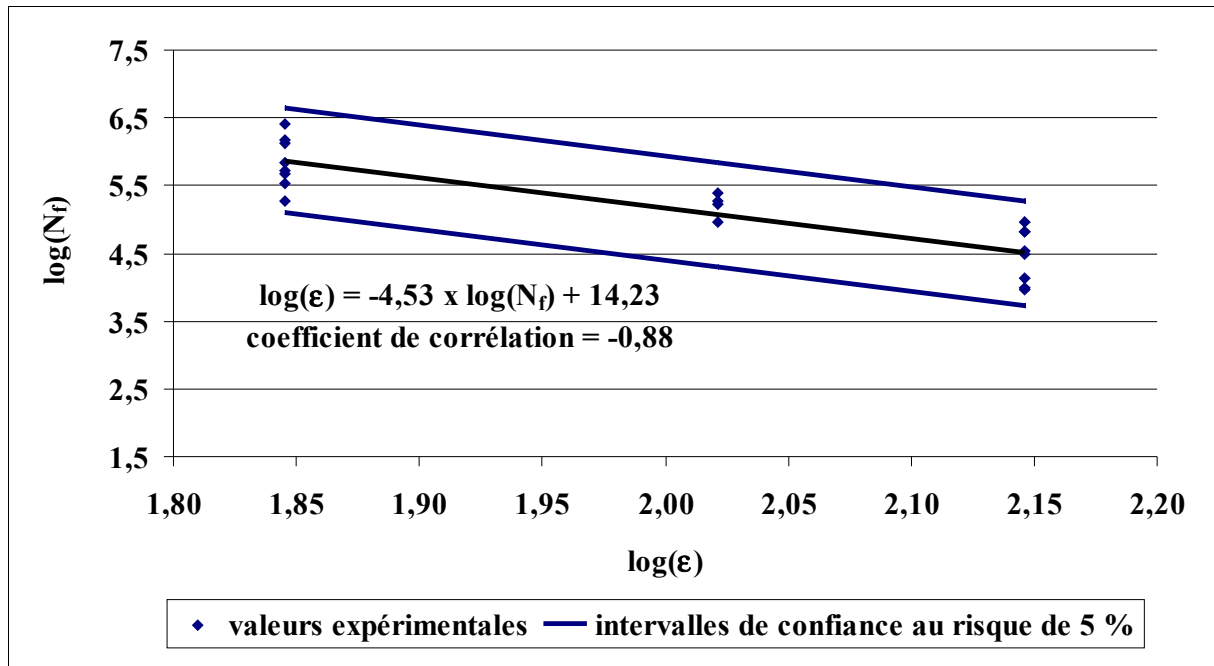


Figure 3.10 : droite de fatigue de la GB à 10°C, 25 Hz, ϵ en 10^{-6} .

3.3.2. Essais réalisés

Nous allons déterminer et quantifier la réponse du matériau en conditions plus réalistes de sollicitation. Les sept sorties de l'essai (durée de vie, angle de phase, les trois paramètres de la cinétiques de perte de raideur et les deux paramètres de la cinétique de récupération de raideur) doivent nous permettre d'expliquer le comportement de l'enrobé.

L'identification des facteurs influents passe par deux étapes. La première a pour objectif l'étude des facteurs dans un champ de variation suffisamment large pour tester la linéarité des effets. La deuxième étape consiste à étudier plus spécifiquement les effets de la température. Pour chaque étape nous avons mis en place un plan d'expérience. Le premier plan est réalisé à 20°C et les facteurs influents prennent chacun trois niveaux. Le second étudie l'effet de la température sur trois niveaux alors que les autres facteurs ne prennent que deux niveaux. Dans le premier plan

nous avons testé la non-linéarité des effets des facteurs et dans le second plan, nous avons testé les interactions entre les facteurs.

Tous les résultats des essais à « trafic simulé » des deux plans d'expérience sont présentés en ANNEXE V.

3.3.2.1. Premier plan : étude de la linéarité de l'influence du trafic simulé

Nous allons tester, dans un premier temps, l'influence de trois facteurs sur les six que nous pouvons faire varier : taux de repos (rapport entre temps de repos et temps de fatigue), amplitude de déformation et temps de fatigue. Chaque paramètre influence le résultat de l'essai en terme de durée de vie. L'effet de l'amplitude de déplacement est très bien connu (loi de fatigue). L'effet du taux de repos peut être prédit, compte tenu des différentes études qui ont été menées et dont les résultats ont été résumés dans le chapitre 2. Ainsi, on prévoit que le taux de repos permettra un gain de durée de vie d'autant plus important qu'il sera élevé.

Des trois paramètres, seul l'effet du temps de fatigue par séquence n'est pas réellement connu. On peut noter que son effet est limité si sa durée correspond à un nombre de cycles relativement faible (inférieur à 500 cycles) [Williams et al., 2001]. Il est important de connaître dans quelle mesure le temps de fatigue (ou le nombre de cycles) est pénalisant. Cela nous permettra peut-être de conclure quant au réalisme du trafic simulé par rapport à un trafic réel. En effet, on considère des temps de fatigue de plusieurs secondes alors que le temps de passage d'une roue est inférieur à la seconde.

Tous les essais du plan ont été réalisés à la température de 20°C, à une fréquence de 40 Hz et sur 4 éprouvettes.

3.3.2.1.1. Justification de la constance de la température

La température sera choisie constante. Nous avons pu constater dans le chapitre 2 que la température joue un rôle essentiel sur le gain de durée de vie en modifiant l'effet des différents paramètres. Or, nous souhaitons d'abord étudier l'influence des paramètres dans un domaine de variation suffisamment large pour mettre en évidence d'éventuelles réponses non linéaires des effets des facteurs. Cela impose un plan d'expérience avec plus de deux niveaux pour chaque paramètre. Un plan d'expérience avec des interactions implique rapidement un grand nombre

d'essais. Pour limiter ce nombre, on fait, dans un premier temps, l'hypothèse que les facteurs sont indépendants (pas d'interactions). Or le facteur qui, selon la bibliographie, interagit avec les autres facteurs est la température puisqu'elle modifie les caractéristiques visqueuses du liant et donc sa réponse, si on considère que la récupération est fortement liée aux propriétés du liant. Dans un premier temps nous choisissons donc d'étudier l'effet de l'amplitude de déformation, du taux de repos et du temps de fatigue pour une température constante.

Pour tester la linéarité de l'effet de l'amplitude de déformation, du trafic simulé et du temps de fatigue, nous avons mené un plan d'expérience fractionnaire à neuf essais (dit « carré latin ») en faisant l'hypothèse que les effets de chaque facteur sont indépendants [Goupy, 2000]. Les trois facteurs prennent chacun trois niveaux. Ce plan ne comporte que 9 alors que le plan complet en aurait compté 27 (3x3x3).

3.3.2.1.2. Choix de l'amplitude de déformation

Les valeurs d'amplitude de déformation ϵ ont été choisies égales à 90, 112,5 et $135 \cdot 10^{-6}$. Ces valeurs sont nettement supérieures à l' ϵ_6 de ce matériau mais correspondent à des déformations réalistes par rapport aux déformations mesurées dans une chaussée.

La valeur de déformation utilisée pendant les séquences de repos pour mesurer la récupération a été choisie arbitrairement égale à $40 \cdot 10^{-6}$ ce qui correspond à $0,6 \times \epsilon_6$. La sollicitation de la GB à 20°C, 40 Hz et à $40 \cdot 10^{-6}$ de déformation en fatigue continue, conduit à une durée de vie de 10 millions de cycles. Cette déformation est faible mais pas négligeable. On rappelle toutefois qu'elle est imposée que durant 2 secondes (80 cycles à 40 Hz) toutes les 10 secondes.

Pour étudier l'influence de l'amplitude de déformation au repos, un essai à 5°C, $Tr/T_f = 1$, $T_f = 35$ s, $\epsilon_f = 117 \cdot 10^{-6}$, a été réalisé avec une déformation en repos égale à $0,6 \times \epsilon_6 = 38 \cdot 10^{-6}$ pour quatre éprouvettes et $0,2 \times \epsilon_6 = 13 \cdot 10^{-6}$ pour quatre autres éprouvettes.

L' ϵ_6 de la GB à 5°C et 40Hz est de $63 \cdot 10^{-6}$. Cet ϵ_6 a été calculé à partir des essais de fatigue à différentes températures que nous détaillons dans la paragraphe 3.3.2.2..

Le Tableau 3.1 suivant montre les durées de vie obtenues pour les éprouvettes

des deux essais.*

Essai	Déformation au repos	Numéro d'éprouvette	N_f 50%
1	$0,6 \times \varepsilon_6$	1	66 899
1	$0,6 \times \varepsilon_6$	2	131 392
1	$0,6 \times \varepsilon_6$	3	12 607
1	$0,6 \times \varepsilon_6$	4	82 652
		Moyenne (*)	74 775
		Écart-type(*)	7 876
1 bis	$0,2 \times \varepsilon_6$	1	309 922
1 bis	$0,2 \times \varepsilon_6$	2	69 377
1 bis	$0,2 \times \varepsilon_6$	3	141 383
1 bis	$0,2 \times \varepsilon_6$	4	79 862
		Moyenne	150 136
		Écart-type	96 266

Tableau 3.1 : valeurs des durées des essais 1 et 1 bis - comparaison de l'effet de l'amplitude de repos sur la durée de vie.

L'essai 1 a été réalisé sur 4 éprouvettes mais les éprouvettes 2 et 3 ont été rejetées car la rupture s'est produite à moins de 5 cm de la petite base, c'est à dire dans une zone où la rupture ne peut pas théoriquement avoir lieu compte tenu de la faible déformation dans cette partie de l'éprouvette. Par conséquent, on estime qu'un défaut majeur dans les éprouvettes a provoqué une rupture prématurée, ce qui entraîne leur rejet. Nous justifierons plus loin ces critères de rejet (cf. § 3.3.3.)

La moyenne des durées de vie de l'essai 1bis est deux fois plus importante que celle de l'essai 1. Toutefois, les écarts-types des deux essais sont très importants. Si on regarde de plus près les valeurs, on s'aperçoit que l'importance des écarts-types est due à un résultat qui s'écarte fortement des autres. En effet, la durée de vie de l'éprouvette 1 de l'essai 1bis est supérieure à la moyenne des durées de vie plus un écart-type.

On peut réaliser un test d'indépendance des deux échantillons. On fait l'hypothèse H_0 que les écart types σ_1 et σ_2 des deux échantillons sont identiques. Si le rapport entre l'estimation de la variance de l'échantillon 1 de taille n_1 et celle de l'échantillon 2 de taille n_2 est inférieur au F de la loi de Fisher à n_1-1 et n_2-1 degrés de liberté alors on ne peut pas rejeter l'hypothèse H_0 [Saporta, 1990]. L'estimation de la variance $\hat{\sigma}_i^2$ d'un échantillon i s'écrit :

* Pour les éprouvettes retenues

$$\hat{\sigma}_i^2 = \frac{n_i \sigma_i^2}{n_i - 1} \quad 3.4$$

avec n_i le nombre d'individus de l'échantillon et σ_i^2 la variance de l'échantillon.

Le Tableau 3.2 résume les valeurs utilisées pour le test de comparaison des écart-types.

estimation de l'écart type de l'échantillon 1	124078505
estimation de l'écart type de l'échantillon 2	12356210654
rapport des estimations	99,6
F de fischer	215,7

Tableau 3.2 : test de comparaison des écarts types des durées de vie des essais de détermination de l'effet de l'amplitude de déformation en repos.

La valeur du rapport des estimations étant inférieure à la valeur du F de Fisher, on ne peut pas rejeter l'hypothèse H_0 et on peut affirmer que les écarts-types des deux échantillons sont identiques. Les deux échantillons font parti de la même population, ce qui signifie que l'amplitude de déformation de $0,6 \times \varepsilon_6$ a le même effet sur la durée de vie que l'amplitude de déformation de $0,2 \times \varepsilon_6$. Toutefois, ce test statistique est critiquable dans le sens où il est réalisé sur deux échantillons de petite taille (2 pour l'essai 1 et 4 pour l'essai 1 bis). Nous devons donc rester prudent sur la conclusion de l'effet, en terme de durée de vie, de la valeur de la déformation au repos en considérant qu'il est faible mais pas nul.

On a choisi, pour tous les essais, de solliciter les éprouvettes durant les séquences de repos à une amplitude de $0,6 \times \varepsilon_6$, amplitude plus importante pour laquelle les capteurs offrent une meilleure précision.

3.3.2.1.3. Choix des temps de fatigue et des taux de repos

Les valeurs du temps de fatigue T_f choisies sont 35, 55 et 75 s.

Les valeurs du taux de repos $\frac{T_r}{T_f}$ choisies sont de 1, 4 et 16. Ces valeurs permettent d'étudier des durées de repos comprises entre 35 et 1200 secondes.

L'alternance de séquences de fatigue de durée T_f et des séquences de repos de durée T_r s'apparente à une sollicitation de trafic. Prenons par exemple une chaussée à

fort trafic de type T_{EX} de 5 000 poids lourds par jour roulant à une vitesse de 70 km/h. A cette vitesse, la fréquence de sollicitation est de 10 Hz environ si on prend comme référence des mesures réalisées par des jauges de déformations au sein d'une chaussée testée par le manège de fatigue du LCPC Nantes [De la Roche, 1996]. Le temps de passage d'un poids lourd en un point de la chaussée est de 0,1 s multiplié par le nombre d'essieux. La charge étant concentrée sur les essieux arrières, seuls ceux-ci participent à l'endommagement de la chaussée. Compte tenu de la faible distance entre les essieux arrières, on fait l'approximation que la chaussée subit une seule sollicitation par poids lourd pendant 0,1 s. Si on considère que 80 % des poids lourds circulent entre 7h et 22h, soit en 15 heures, la chaussée subit les sollicitations de 4000 poids lourds. Si l'espacement entre les poids lourds est constant alors la durée sans sollicitation entre deux poids lourds est de 134 s. Le taux de repos (rapport entre le temps de fatigue et le temps de repos) dans ce cas est de $134 / 0,1 = 1340$. Il n'est pas possible de simuler un tel trafic en laboratoire en conservant une durée d'essai raisonnable. Nous serons obligés de solliciter les éprouvettes pour une durée plus importante à une fréquence plus élevée. Toutefois, les temps de repos seront réalistes alors que les temps de fatigue seront 350 à 750 fois plus longs que dans la réalité.

Le Tableau 3.3 résume les valeurs des facteurs pour chaque essai :

Essai	Déformation (10^{-6})	Taux de repos T_r / T_f	Temps de fatigue T_f (s)
1	112,5	1	35
2	135	4	35
3	90	16	35
4	135	1	55
5	90	4	55
6	112,5	16	55
7	90	1	75
8	112,5	4	75
9	135	16	75

Tableau 3.3 : valeur des facteurs pour chaque essai du premier plan d'expérience

Les résultats du plan sont exposés en ANNEXE V.

3.3.2.2. Deuxième plan : étude des effets de la température

De nombreuses études ont montré l'importance du rôle de la température sur le comportement des enrobés en fatigue continue et en fatigue avec temps de repos. Pour cela, nous avons construit un deuxième plan d'expérience dont l'objectif est la

détermination de l'effet de la température sur la durée de vie et la détermination des interactions entre la température et les autres facteurs. Nous avons commencé par étudier l'influence de la température sur la performance de la GB en fatigue continue.

3.3.2.2.1. Influence de la température en fatigue continue

La GB a été testée à 40 Hz, à quatre températures : 0, 10, 20 et 30°C et à différentes déformations imposées pour construire les droites de fatigue représentées sur la Figure 3.11. Les résultats de ces essais sont fournis en Annexe VI.

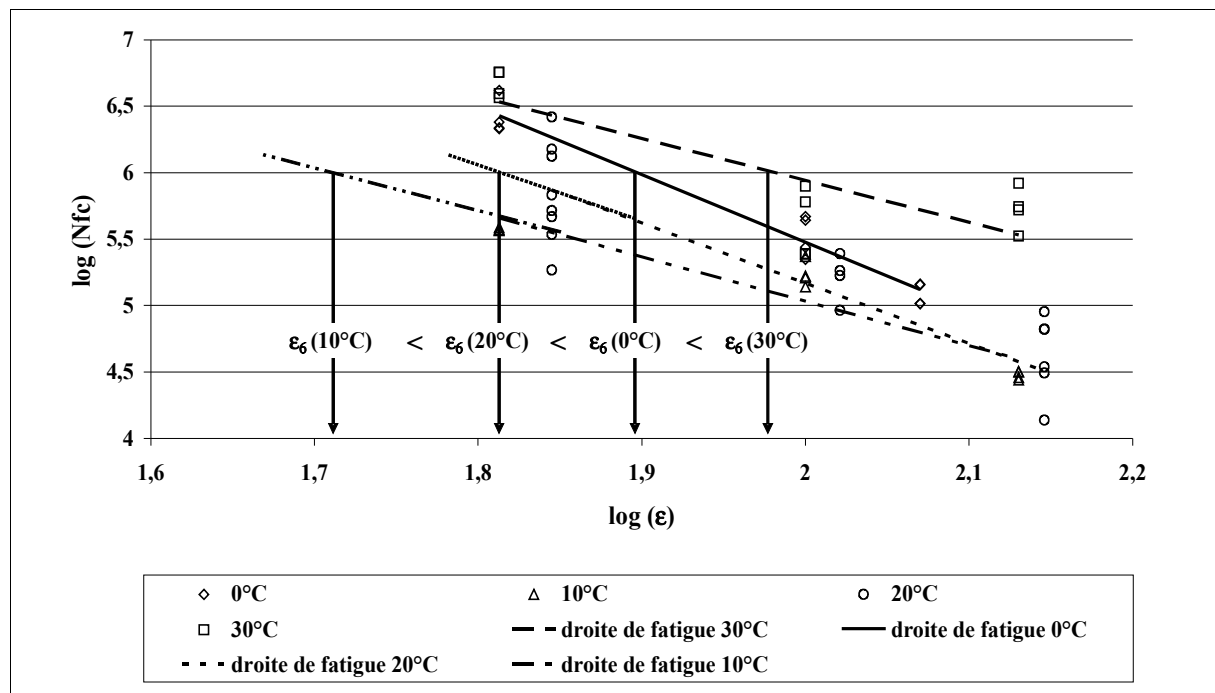


Figure 3.11 : droites de fatigue pour différentes températures de la GB3.

Le tableau suivant présente les paramètres des droites de fatigue :

température (°C)	pente de la droite de fatigue	ordonnée à l'origine	$\epsilon_6 (10^{-6})$	$\Delta\epsilon_6 (10^{-6})$
0	-5,1	15,7	79	8,2
10	-3,3	11,7	51	6
20	-4,5	14,2	65	7,5
30	-3,2	12,3	95	10,9

Tableau 3.4 : caractéristiques en fatigue continue de la GB3 pour différentes températures

A partir des droites de fatigue, on calcule l' $\epsilon_{6(\theta)}$ qui traduit la performance de la GB3. L'intervalle de confiance $\Delta\epsilon_6$ des valeurs d' ϵ_6 est calculé conformément au texte de la norme de l'essai de fatigue continue NF P-98-261-1 à partir des résultats expérimentaux :

$$\Delta\epsilon_6 = \epsilon_6 \times 10^{-2.S_0 p-1} \quad 3.5$$

avec

$$S_0 = S_{x/y} \times \sqrt{\frac{1}{N} + \frac{(\log(\epsilon) - \overline{\log(\epsilon)})^2}{(N-1)S_\epsilon}} \quad 3.6$$

et

$$S_{x/y} = \sqrt{S_N} \times \sqrt{(1-r^2) \times \frac{N-1}{N-2}} \quad 3.7$$

S_N est la variance des logarithmes des durées de vie, S_ϵ est la variance des logarithmes des déformations, r est le coefficient de corrélation de la régression sur le nuage de points dans le repère $\log(N_f) = f(\log(\epsilon))$ et p est l'inverse de la pente de la droite de fatigue.

La Figure 3.12 décrit l'évolution de l' $\epsilon_{6(\theta)}$ en fonction de la température. On peut constater que l'évolution de la performance est non linéaire avec la température. L'expression de l' ϵ_6 en fonction de la température θ (en °C) est :

$$\epsilon_6 = 0,145 \times \theta^2 - 3,698 \times \theta + 77,671 \quad 3.8$$

Ainsi, elle diminue avec la température jusqu'à 10°C puis augmente. Ces résultats sont en accord avec ceux de Moutier [1991] (cf. § 1.4.2.2.) qui, pour un matériau différent, obtient un minimum à 3°C.

A 10°C, l' ϵ_6 en fatigue est deux fois moins important qu'à 30°C. La GB supporterait mieux les sollicitations par fatigue l'été que l'automne ou le printemps. Les fortes températures estivales impliquent par contre des déformations permanentes tout aussi préjudiciables que la rupture par fatigue de la chaussée.

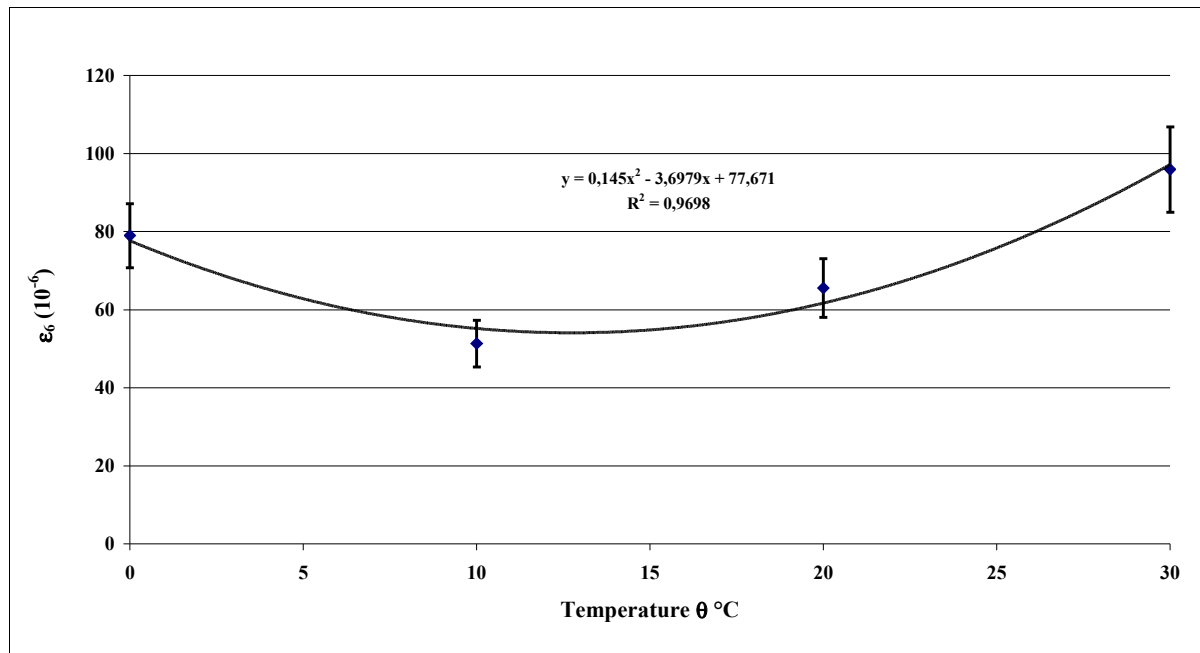


Figure 3.12: évolution de ϵ_6 en fonction de la température.

Par régression multilinéaire sur les résultats de durées de vie, on peut exprimer la relation entre la durée de vie, la déformation et la température comme l'a fait Tayebali [1994] :

$$\log(N_f) = 13,61 - 0,08\theta + 0,003\theta^2 - 4,05 \log(\epsilon) \quad 3.9$$

Cette loi de fatigue nous permettra d'obtenir la durée de vie de la GB3 quelle que soit la température et la déformation et nous sera utile par la suite. La Figure 3.13 montre la qualité de la loi dans la description de la durée de vie expérimentale. Par souci de lisibilité, nous n'avons tracé que les courbes à 10°C et à 30°C .

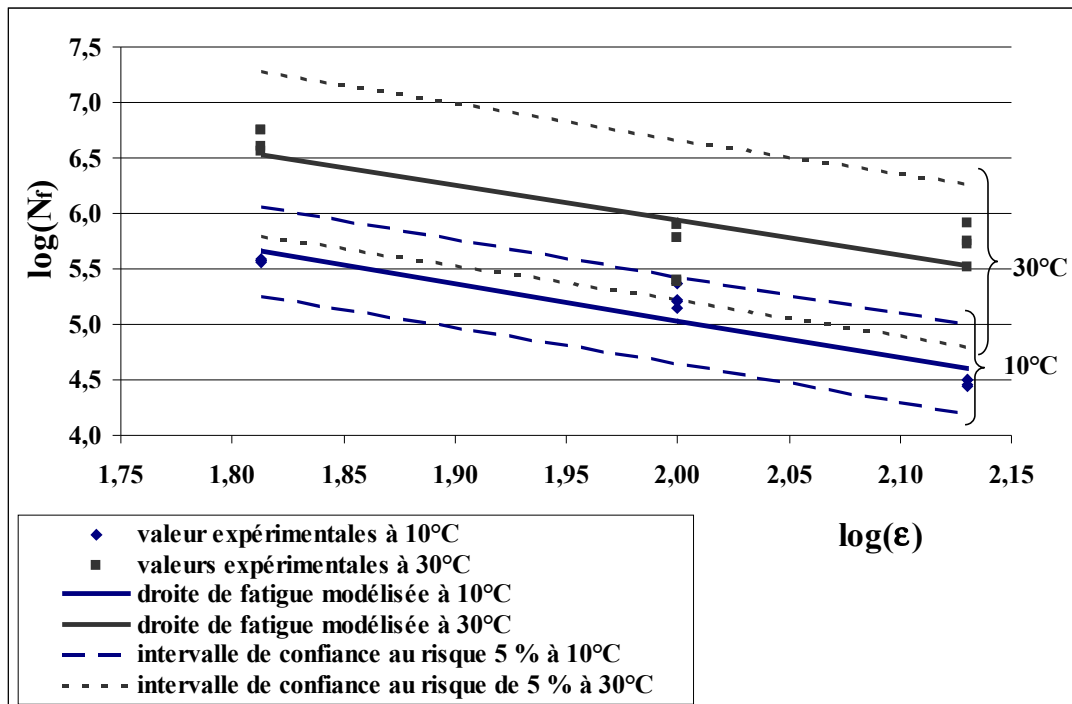


Figure 3.13 : droites de fatigue modélisées par rapport aux valeurs expérimentales.

3.3.2.2.2. Déformation relative

Afin que, pour chaque température, l'agressivité de la sollicitation du matériau (sollicitation imposée) reste comparable, nous définissons la déformation relative comme le rapport entre la déformation appliquée et la valeur de ϵ_6 pour la température θ de l'essai et en condition de fatigue continue notée $\epsilon_{6c(\theta)}$. Ainsi, les variations de durée de vie que nous observerons ne seront pas biaisées par le fait que la performance en fatigue évolue avec la température.

3.3.2.2.3. Plan d'expérience

Nous avons donné trois niveaux au facteur température : 5, 10 et 30°C. En dessous de 5°C, la rigidité du matériau est telle que la puissance des vibreurs ne permet pas d'atteindre des déformations suffisamment importantes pour l'étude que nous réalisons. Les températures au-delà de 30°C sont rarement atteintes dans les couches de base, hormis des conditions estivales exceptionnelles. Nous avons choisi d'appliquer des déformations relatives de 2 et 1,7 correspondant à celles utilisées lors du premier plan d'expérience (135 et $112,5 \cdot 10^{-6}$ de déformation pour un $\epsilon_{6(\theta=20^\circ\text{C})} = 65 \cdot 10^{-6}$).

De la même manière, les durées de fatigue appliquées sont de 35 et 75 s soit les durées minimum et maximum du plan précédent.

Les taux de repos T_r / T_f imposés sont de 1 et 4 afin que les essais ne soient pas trop longs.

La valeur de la déformation relative utilisée pour la sollicitation au repos a été choisie égale à $0,6 \times \epsilon_6$ pour être homogène avec le plan précédent puisque la déformation utilisée était de 40.10^{-6} pour un ϵ_6 de 65.10^{-6} .

Le Tableau 3.5 reprend les valeurs de chaque facteur pour les 24 essais du plan complet.

essai	température (°C)	$\epsilon_f / \epsilon_{6(\theta)}$	$\epsilon_f (10^{-6})$	T_f (s)	T_r/T_f
1	5	2	117	35	1
2	10	2	103	35	1
3	30	2	190	35	1
4	5	1,7	99	35	1
5	10	1,7	87	35	1
6	30	1,7	161	35	1
7	5	2	117	75	1
8	10	2	103	75	1
9	30	2	190	75	1
10	5	1,7	99	75	1
11	10	1,7	87	75	1
12	30	1,7	161	75	1
13	5	2	117	35	4
14	10	2	103	35	4
15	30	2	190	35	4
16	5	1,7	99	35	4
17	10	1,7	87	35	4
18	30	1,7	161	35	4
19	5	2	117	75	4
20	10	2	103	75	4
21	30	2	190	75	4
22	5	1,7	99	75	4
23	10	1,7	87	75	4
24	30	1,7	161	75	4

Tableau 3.5 : valeurs des différents facteurs pour chaque essai du deuxième plan d'expérience.

3.3.3. Consolidation des résultats : critères de rejet des résultats expérimentaux

Les résultats de durée de vie obtenus sont très dispersés compte tenu de l'hétérogénéité du matériau et du phénomène de fatigue lui-même [Doan, 1977]. Au terme du premier plan d'expérience et suite aux difficultés rencontrées (très forte variabilité « inexplicable » et nuisant à l'élaboration de modèles prédictifs) pour interpréter les résultats du fait de la forte dispersion, nous avons mis en place une méthodologie dont l'objectif est de recueillir les informations permettant de rejeter objectivement les résultats « anormaux » pour diminuer la dispersion sur les durées de vie et faciliter l'analyse des résultats.

La méthode comporte en premier lieu une analyse de la zone dans laquelle la rupture s'est produite. Le détail des zones de ruptures est présenté par la Figure 3.14.

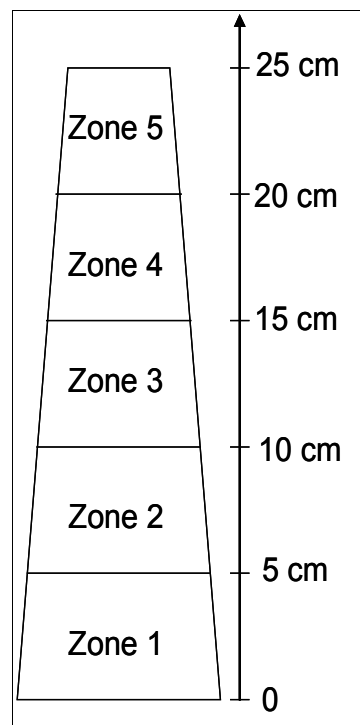


Figure 3.14 : zones de rupture d'une éprouvette.

Ainsi, nous avons écarté les éprouvettes pour lesquelles la rupture est apparue à une hauteur supérieure à 20 cm de la grande base. On rappelle que la zone maximale de déformation maximale se situe à $1/5$ de la hauteur de l'éprouvette soit environ 5 cm de la grande base. La déformation décroît avec la hauteur pour être nulle à l'extrémité libre de l'éprouvette soit 25 cm (cf. § 1.3.2.3.). La rupture dans la zone entre 20 et 25 cm est généralement liée à des zones dégradées où des morceaux

de granulats se sont arrachés lors du sciage des éprouvettes. Ces arrachements créant des vides qui sont des zones de faiblesse qui facilitent l'apparition prématurée de la fissure (Figure 3.15) dans des zones où la déformation théorique est nettement inférieure à la déformation maximale, donc des zones où la rupture ne peut pas, théoriquement, apparaître.

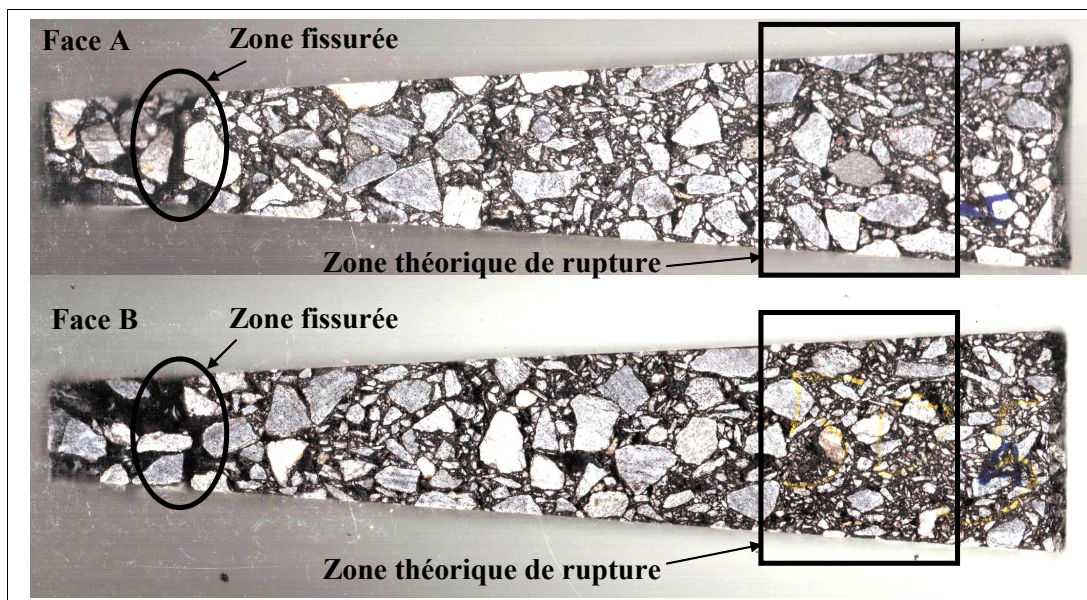


Figure 3.15 : exemple d'une éprouvette fissurée en zone 5 (épreuve 3, essai 1, plan 2).

En plus de ce tri, basé sur l'observation, nous avons écarté les éprouvettes dont la durée de vie est inférieure à la durée de vie « minimale » de l'essai de fatigue continu $N_{f_{min}}$ à la même température et à la même déformation. Nous faisons l'hypothèse que la durée de vie obtenue avec un essai à « trafic simulé » permet d'obtenir au moins la même durée de vie qu'un essai de fatigue continue. Nous avons calculé, pour chaque essai de fatigue continue, l'intervalle de confiance de la durée de vie au risque de 5 %. Nous obtenons ainsi une durée de vie « minimale », correspondant à une probabilité de 95 % que la durée de vie soit supérieure à la durée de vie minimale. Ainsi, les durées de vie obtenues en deçà de la durée de vie en fatigue continue « minimale » sont considérées comme résultant d'un comportement « anormal ».

Ces deux tris, seulement appliqués aux résultats du plan 2, nous ont amené à écarter 9 éprouvettes sur les 96 + 4 de départ (24 essais sur 4 éprouvettes plus essai 1 répété). Les lignes grisées du tableau de résultats en ANNEXE V sont les résultats des éprouvettes rejetées.

3.3.4. Résultats synthétiques : tendances globales observées

3.3.4.1. Procédure d'analyse

Nous avons fait une analyse des résultats des deux plans selon deux échelles d'observation :

- une analyse graphique qui nous permet d'avoir un regard qualitatif sur les résultats et de faire une analyse synthétique et globale des différentes tendances observées,
- une analyse quantitative des résultats avec l'identification de modèles de durée de vie, qui fera l'objet du chapitre 4.

Pour chaque essai, nous avons traité les résultats de façon à tracer sept graphiques représentant :

- la variation de raideur en fatigue en fonction du nombre de cycles,
- la variation de l'angle de phase en fatigue en fonction du nombre de cycles,
- la variation de la vitesse de réendommagement (V_f) en fonction du nombre de cycles,
- la variation de la pente de l'asymptote du modèle de variation de raideur en fatigue (a) en fonction du nombre de cycles,
- la variation de l'ordonnée à l'origine de l'asymptote du modèle de variation de raideur en fatigue (b) en fonction du nombre de cycles,
- la variation de la vitesse de récupération de raideur en repos (V_r) en fonction du nombre de cycles,
- la variation du maximum de récupération en repos (ΔE_m) en fonction du nombre de cycles.

Ces sept graphiques permettent d'étudier de façon détaillée le comportement de l'enrobé. Compte tenu du nombre d'essais et de graphiques, nous présentons dans les paragraphes suivants ceux qui apportent les informations et les tendances les plus importantes, l'ensemble des courbes étant disponible en Annexe VII.

Suite à l'analyse de tous les graphiques, il est apparu que la température est le facteur le plus discriminant pour l'évolution de tous les paramètres (raideur, angle de phase, vitesse de réendommagement et de récupération...). Nous présentons donc l'évolution de ces paramètres pour les quatre températures testées (5, 10, 20 et 30°C) tous les autres facteurs étant égaux par ailleurs à savoir $\varepsilon/\varepsilon_{6(\theta)} = 1,7$, $T_r / T_f = 4$ et $T_f = 75$ s.

L'analyse plus détaillée des plans d'expérience, présentée plus tard (cf. chapitre 4), nous permettra de quantifier les effets de tous les facteurs et leurs éventuelles interactions.

Les éprouvettes choisies correspondent au comportement « moyen » du matériau pour chaque essai c'est à dire l'éprouvette dont la durée de vie se situe le plus proche possible de la moyenne des quatre éprouvettes. Il s'agit :

- de l'éprouvette 3 de l'essai 8 du plan 1 d'expérience,
- de l'éprouvette 1 de l'essai 22 du plan 2,
- de l'éprouvette 4 de l'essai 23 du plan 2 et
- de l'éprouvette 4 de l'essai 24 du plan 2.

Les Figures 3.16, 3.17, 3.18 et 3.19 présentent les courbes d'évolution de la raideur relative pour chaque éprouvette des 4 essais.

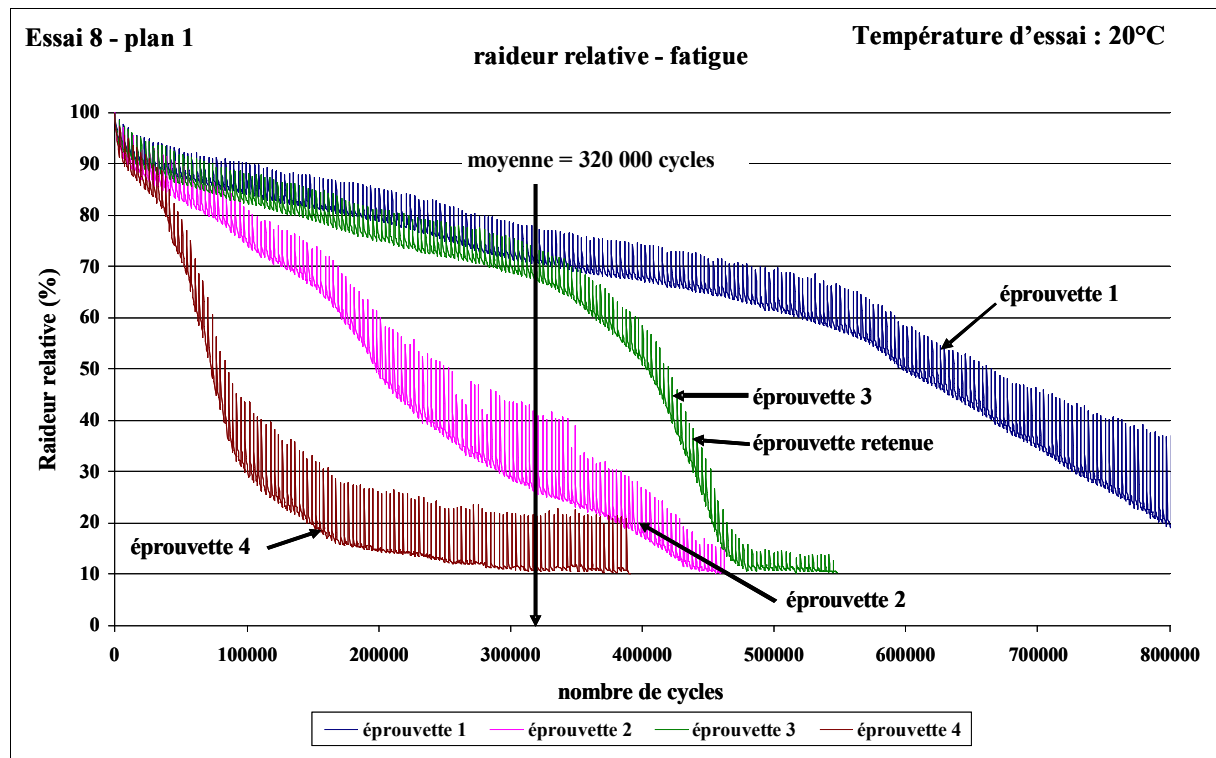


Figure 3.16 : évolution de la raideur relative; essai 8 plan 1.

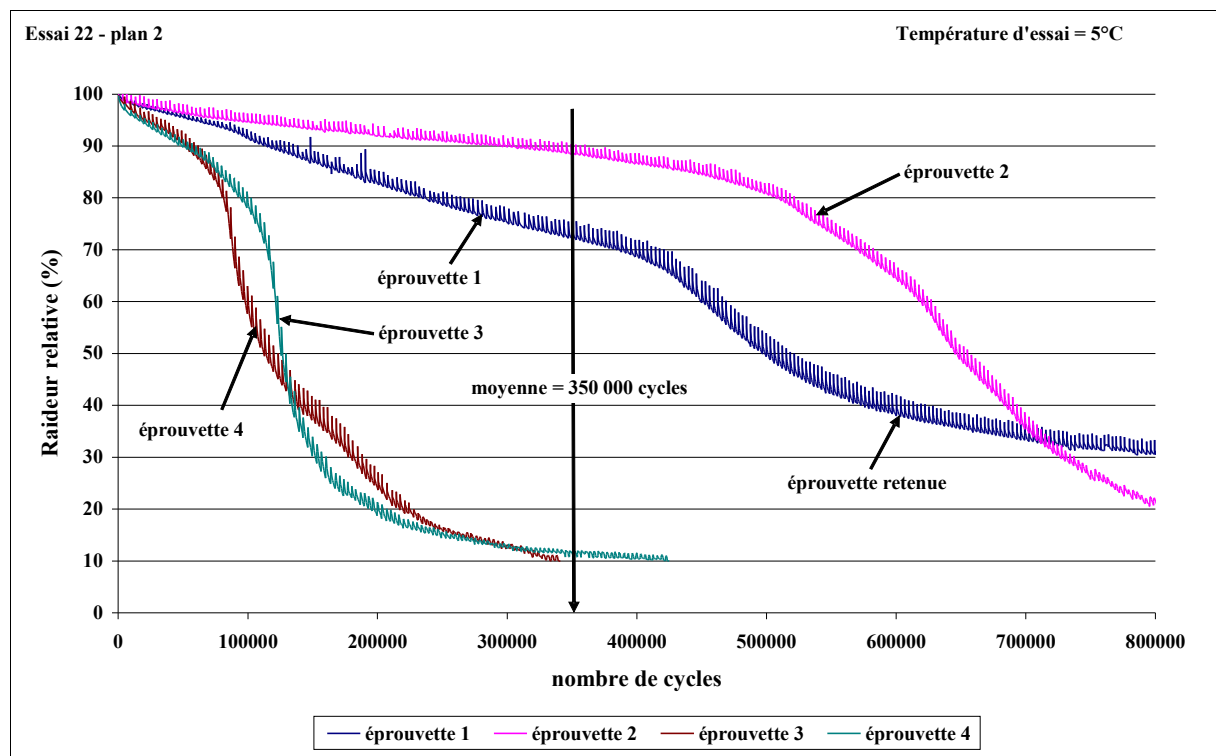


Figure 3.17 : évolution de la raideur relative; essai 22 plan 2.

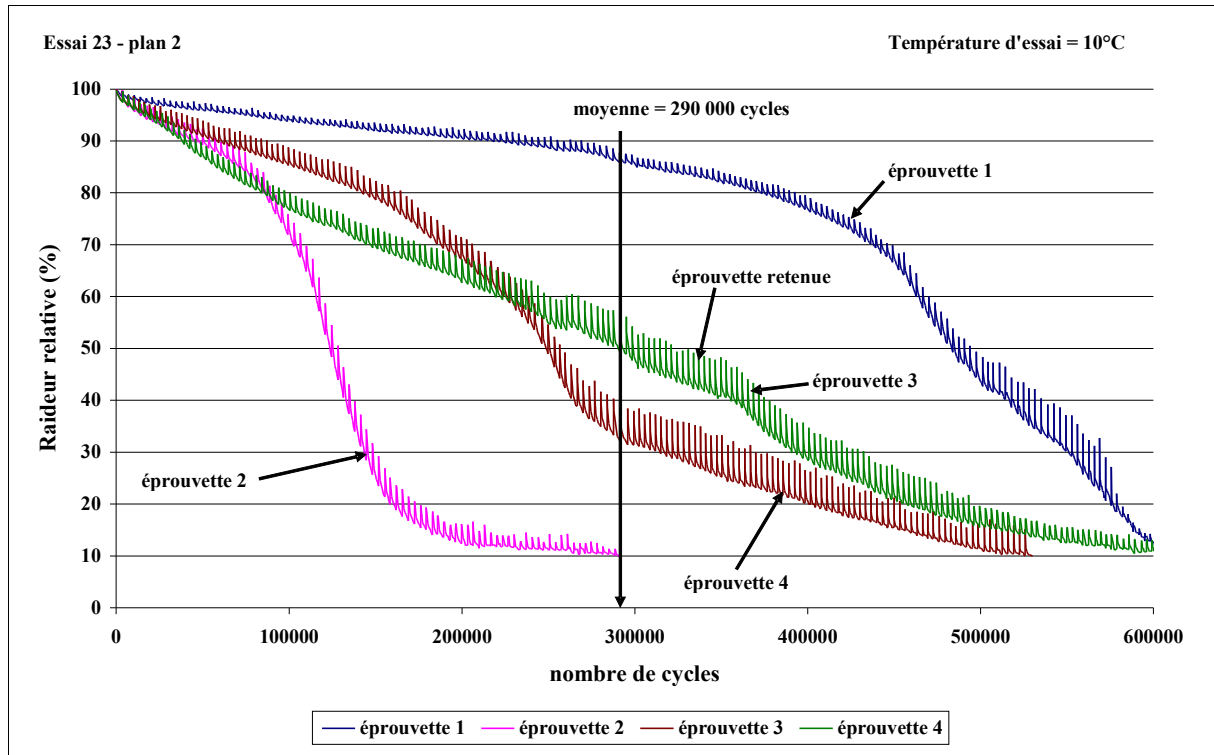


Figure 3.18 : évolution de la raideur relative; essai 23 plan 2.

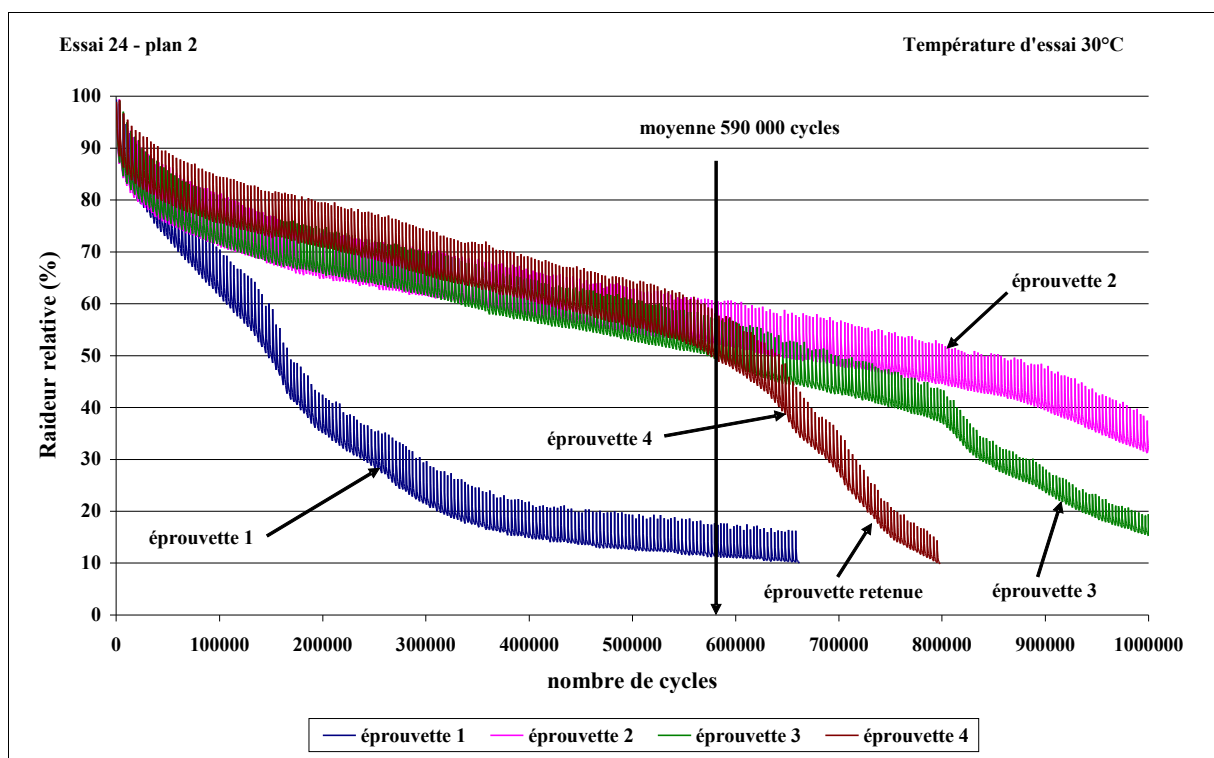


Figure 3.19 : évolution de la raideur relative; essai 24 plan 2.

Les différentes figures montrent la forte variabilité de comportement des éprouvettes pour les mêmes conditions de sollicitation. On constate que la représentativité de « l'éprouvette moyenne » et de son comportement peut être discutée. Un nombre plus important d'éprouvette par essais aurait été préférable mais cela demande un investissement en temps et en moyen beaucoup plus important.

3.3.4.2. Variation de raideur en fatigue

3.3.4.2.1. Variation globale

La Figure 3.20 montre la variation de raideur en fonction du nombre de cycles des éprouvettes retenues pour chaque essai.

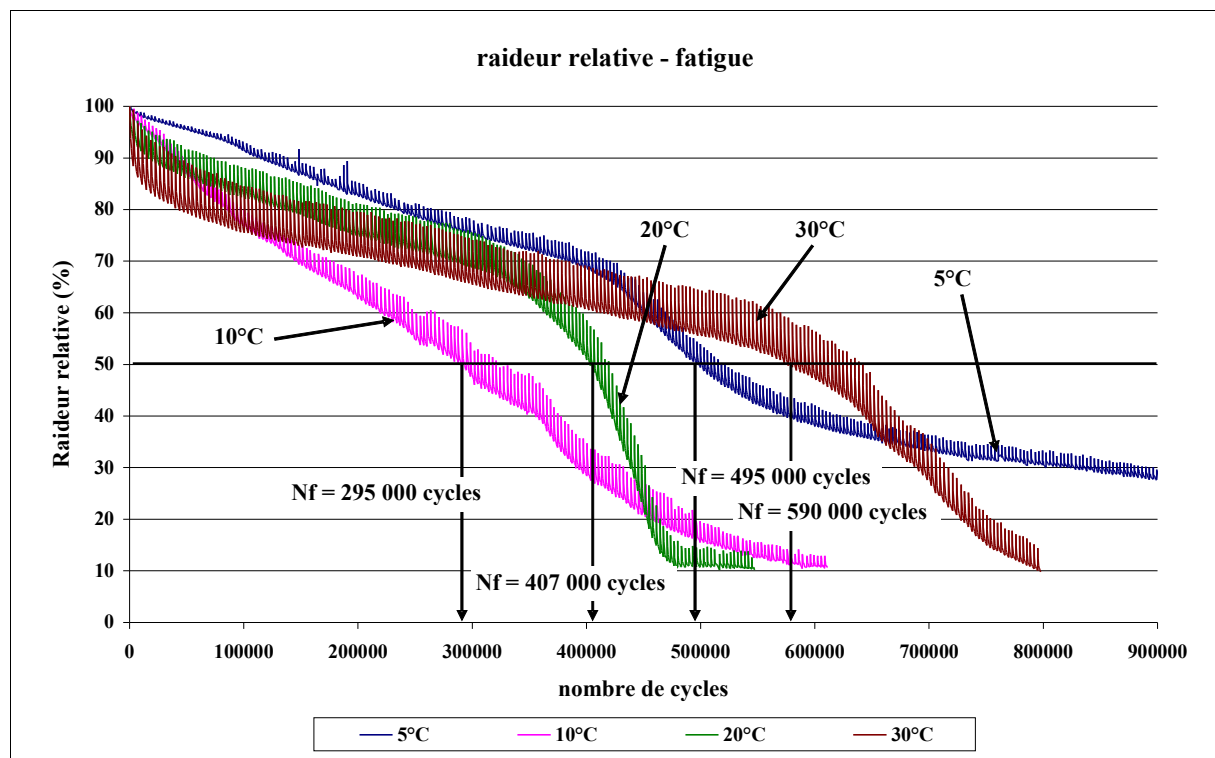


Figure 3.20 : variation de raideur relative en fatigue en fonction du nombre de cycles pour chaque température.

On observe des différences de comportement selon la température. Les tendances suivantes se dégagent :

- la phase 1 de l'essai (cf. § 1.4.1.) est d'autant plus longue et entraîne une perte de raideur d'autant plus importante que la température est élevée. Ainsi, elle est très marquée à 30°C alors qu'elle n'est pas visible sur la courbe à 5°C. La perte de

raideur en phase 1 est pour partie liée à l'augmentation de la température dans l'enrobé qui est d'autant plus importante que l'énergie dissipée par cycles est élevée. Nous proposons, dans le paragraphe 3.3.4.2.3., une simulation de la part de l'augmentation de la température dans la diminution de la raideur.

- la durée de vie la plus importante est obtenue pour l'essai à 30°C (590 000 cycles) alors que la moins bonne pour l'essai à 10°C. On note même que la durée de vie à 10°C (295 000 cycles) est inférieure à celle à 5°C (495 000 cycles). Cette remarque est à mettre en relation avec la performance en terme de durée de vie du matériau en fatigue continue (cf. § 3.3.2.2.1.) qui marque un minimum de performance autour de 12,7 °C.

On peut aussi s'intéresser à la pente globale de l'évolution de la raideur dans la phase 2 de l'essai. En effet, l'évolution de la raideur durant la phase 2 est essentiellement due à l'augmentation de l'endommagement dans l'enrobé. La pente, que nous noterons « p_g » est donc un marqueur de l'augmentation du dommage dans le matériau. Nous calculerons cette pente par régression linéaire des valeurs de raideur relative en fonction du nombre de cycles en ne considérant que la dernière valeur de raideur de chaque séquence de fatigue comme l'illustre la Figure 3.21.

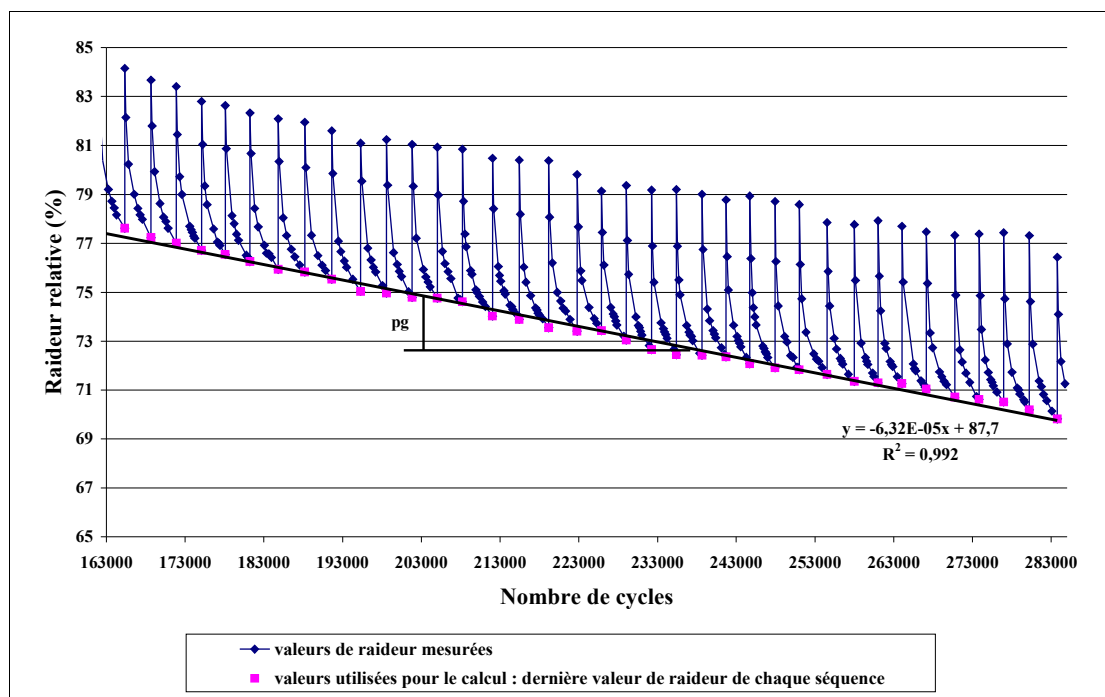
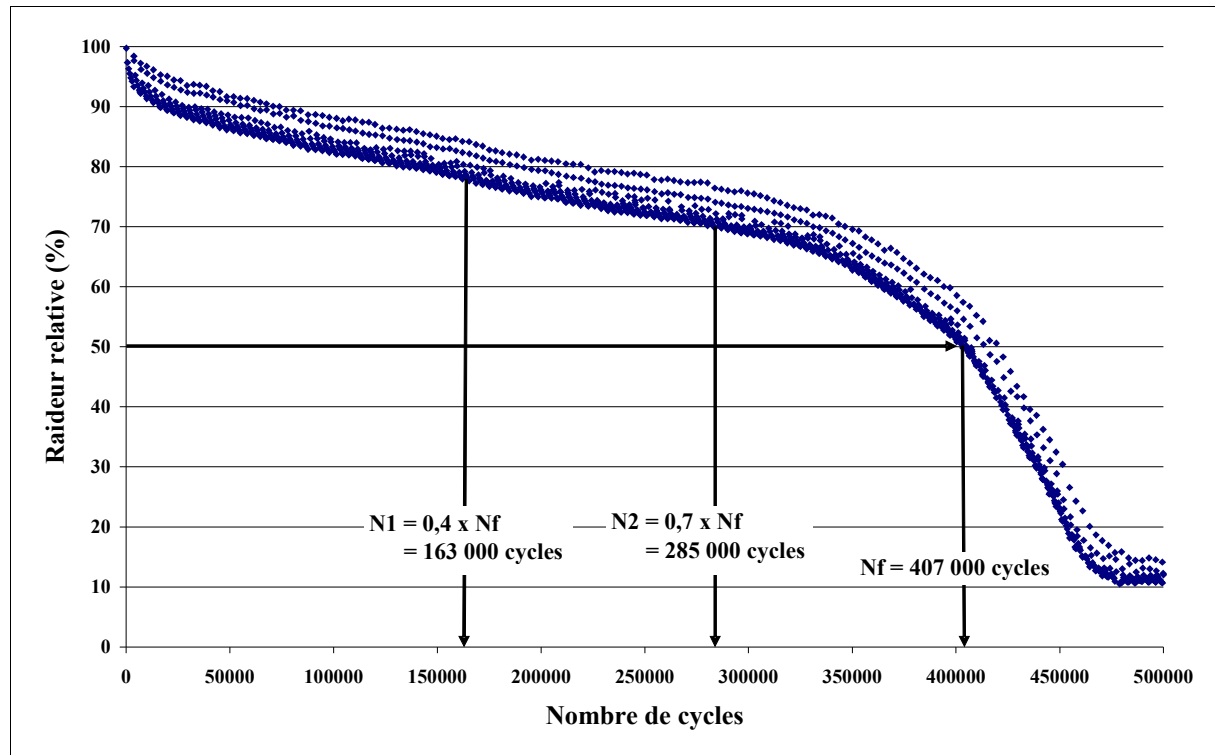


Figure 3.21 : calcul de p_g : régression linéaire sur la dernière valeur de raideur de chaque séquence de fatigue ; exemple de l'essai à 20°C.

La régression linéaire est effectuée entre les cycles N_1 et N_2 qui correspondent respectivement à $0,4 \times N_f$ et $0,7 \times N_f$. La Figure 3.22 montre un exemple de détermination de l'intervalle de mesure pour l'essai à 20°C. Les valeurs 0,4 et 0,7 ont été déterminées de façon à ce que l'intervalle $[N_1-N_2]$ se situe systématiquement dans la phase 2 de l'essai quel que soit l'essai.



Soltani [1998] puis Baaj [2002] ont utilisé le même procédé pour calculer cette pente qu'ils ont respectivement appelée a_E et a_T . Toutefois, l'intervalle qu'ils ont utilisé est fixe pour un essai déterminé et dépend de l'amplitude de sollicitation imposée. Les durées de vie obtenues avec l'essai à « trafic simulé » étant souvent très dispersées, il nous est apparu difficile de choisir un intervalle de cycles fixe. De fait, nous avons donc choisi de calculer l'intervalle en fonction de la durée de vie de l'essai pour être certain de calculer la pente dans la phase 2 de l'essai.

Le Tableau 3.6 résume les valeurs de durées de vie et de la pente globale pour chaque essai.

	N_f	P_g (10^{-5} % /cycles)
Essai à 5°C	495000	-7,01
Essai à 10°C	295000	-13,5
Essai à 20°C	407000	-6,42
Essai à 30°C	590000	-5,24

Tableau 3.6 : relation entre la durée de vie et la pente globale.

La valeur de pente la plus forte correspond à la durée de vie la plus courte et inversement, la pente la plus faible correspond à la durée de vie la plus forte excepté pour l'essai à 5°C et celui à 20°C. La valeur de la pente semble toutefois être un indicateur du taux de dommage par cycles.

3.3.4.2.2. Variation par séquence

3.3.4.2.2.1 Séquences de fatigue

La Figure 3.23 est un agrandissement qui montre la perte de raideur pour deux séquences de fatigue pour les quatre essais.

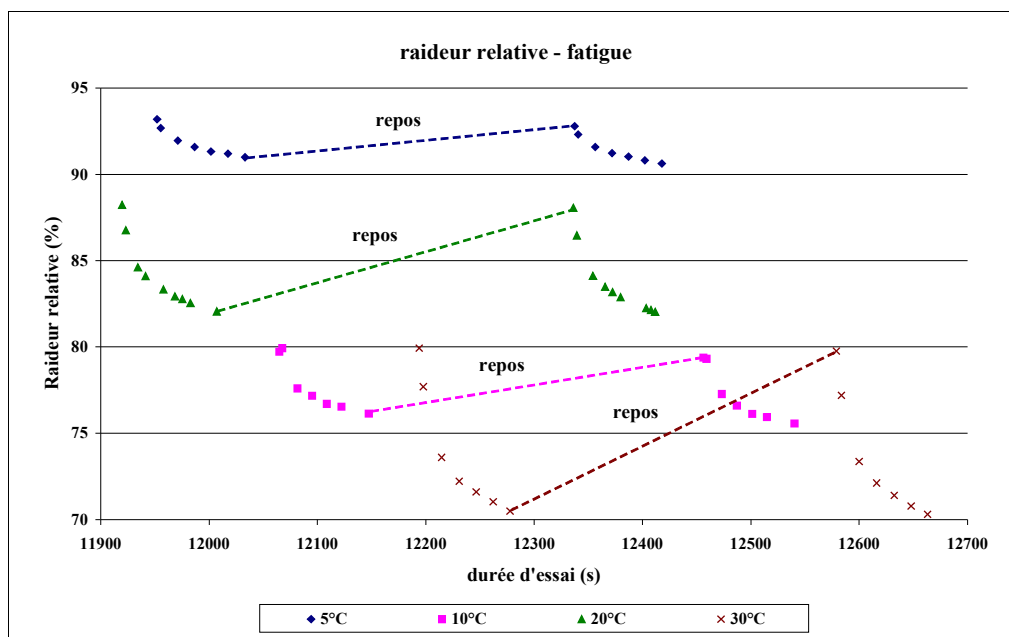


Figure 3.23 : exemple de la perte de raideur lors de deux séquence pour les quatre températures.

La Figure 3.24 montre l'évolution de l'amplitude de perte de raideur par séquence pour les quatre essais.

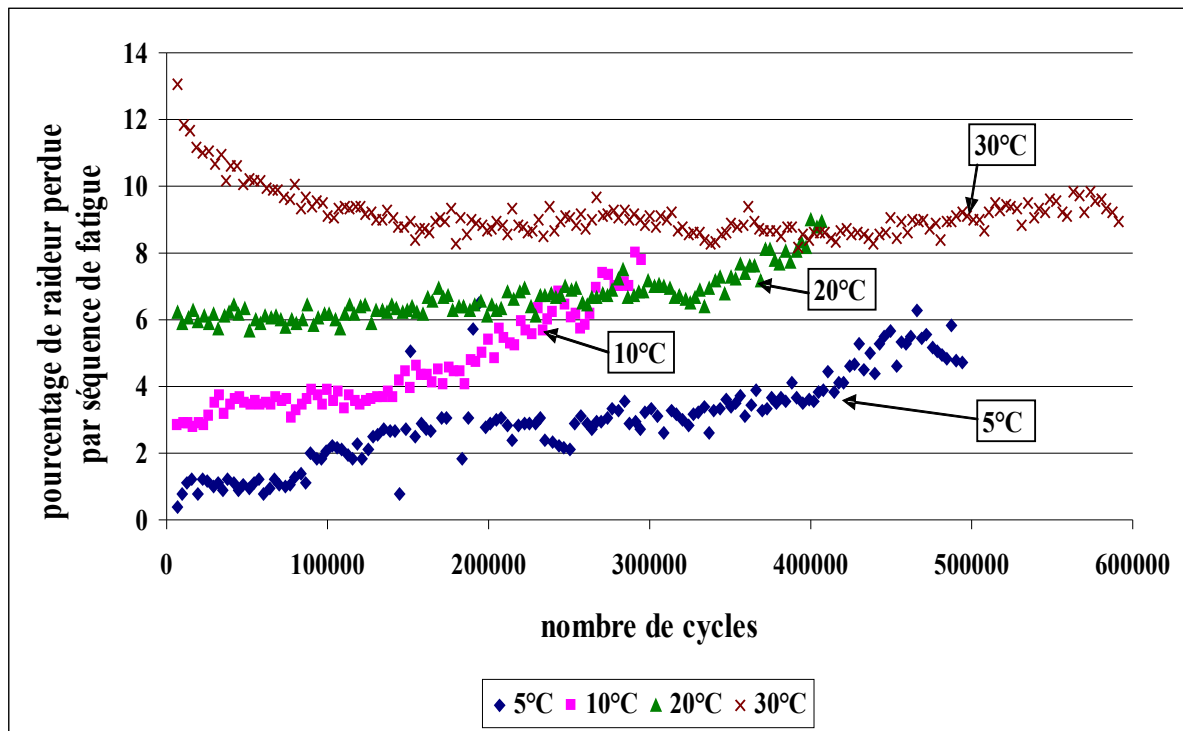


Figure 3.24 : amplitude de perte de raideur par séquence de fatigue pour les différentes températures d'essai.

On constate que l'amplitude de perte de raideur est fortement dépendante de la température d'essai. A 30°C, l'enrobé perd 14 fois à 2 fois plus de raideur qu'à 5°C selon qu'on se situe en début ou en fin d'essai. En effet, l'amplitude de perte de raideur augmente avec le nombre de cycles, excepté pour l'essai à 30°C. Pour cette température d'essai, on observe une diminution de l'amplitude de perte pendant 150 000 cycles puis une stabilisation. A cette température, on a remarqué que la phase 1 de l'essai est très marquée (rappelons que la phase 1 de l'essai correspond à une forte diminution de raideur).

3.3.4.2.2.2 Séquences de repos

La Figure 3.25 montre l'effet de la température sur la récupération de raideur dans la même gamme de durée d'essai que la Figure 3.23.

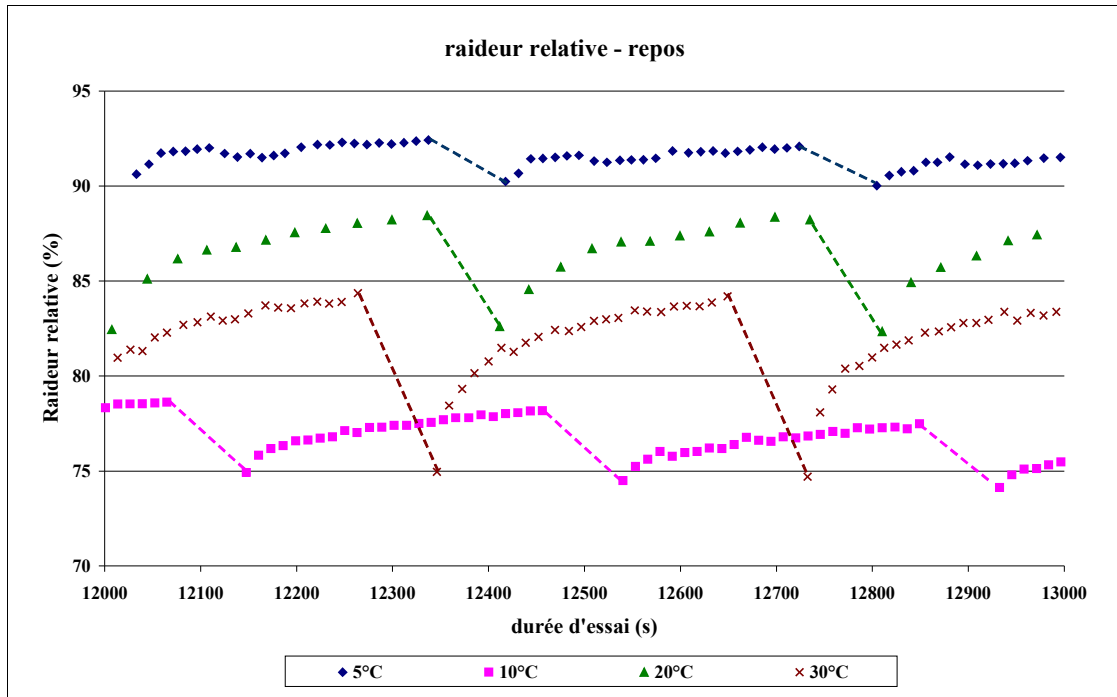


Figure 3.25 : exemple de récupération de raideur pour deux séquences pour les quatre températures.

La Figure 3.26 montre l'évolution de l'amplitude de récupération de raideur par séquence de repos.

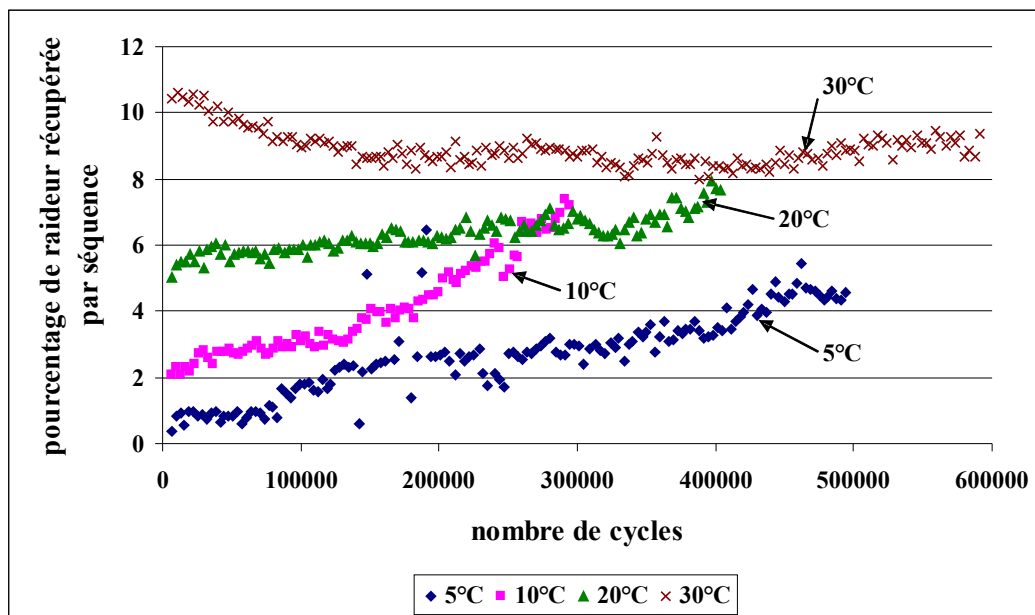


Figure 3.26 : amplitudes de récupération de raideur par séquence de repos pour les quatre températures d'essai.

L'évolution de l'amplitude de récupération de raideur par séquence de repos suit celle de perte de raideur, à savoir une augmentation avec le nombre de cycles excepté pour l'essai mené à 30°C. A cette température, l'amplitude de récupération diminue durant une première phase puis se stabilise. Sur ces constatations, on peut supposer que la perte de raideur et la récupération sont liées. Si, durant l'essai, l'amplitude de perte de raideur augmente, alors la récupération de raideur augmente dans le même temps. Pour étayer notre propos nous avons construit la Figure 3.27 qui présente le rapport entre l'amplitude de perte de raideur et l'amplitude de récupération de la séquence de repos suivante.

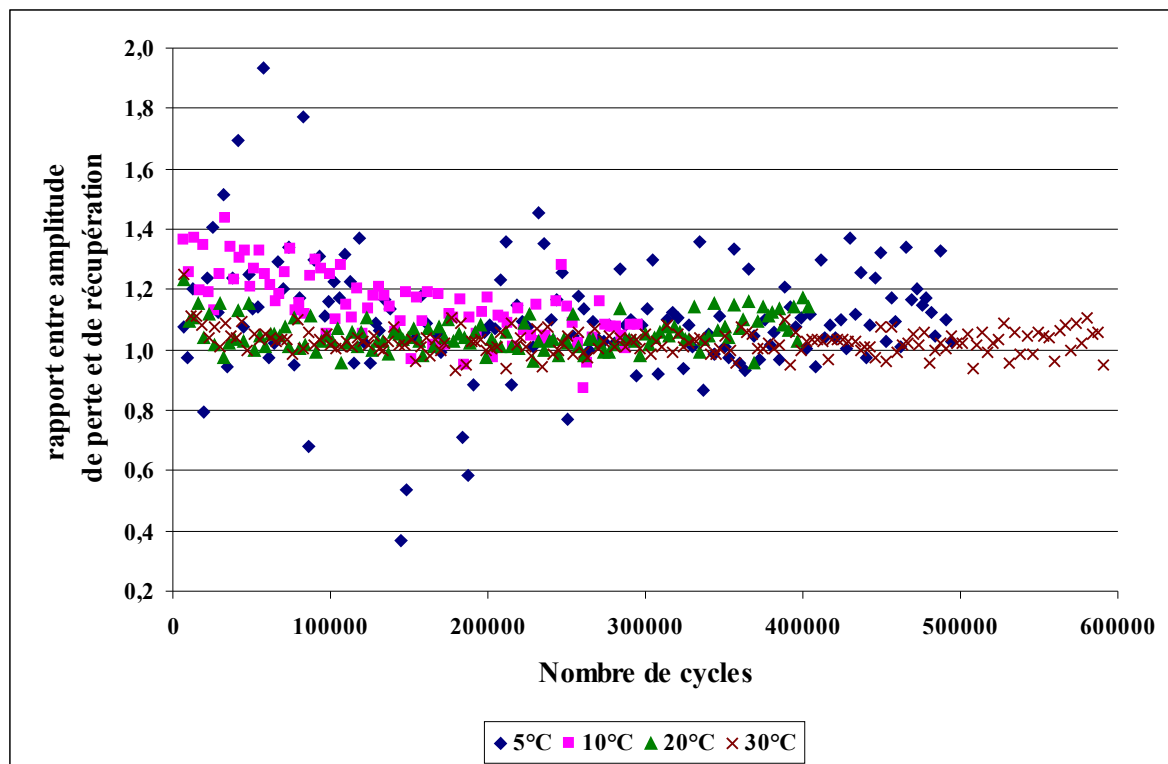


Figure 3.27 : rapport entre amplitude de perte et amplitude de récupération de raideur.

On peut constater que le rapport est constant durant l'essai (le bruit plus fort à 5° correspond à des valeurs plus faibles des deux amplitudes). Sa valeur moyenne est de 1,16 à 5°C, de 1,15 à 10°C, de 1,05 à 20°C et de 1,03 à 30°C. La valeur moyenne du rapport diminue donc avec la température ce qui signifie que la récupération tend à être plus complète lorsque la température augmente. Par conséquent, on peut s'attendre à ce que la durée de vie de l'enrobé à haute température soit supérieure à celle à basse température.

3.3.4.2.3. Simulation de la perte de raideur provoquée par l'augmentation de la température au cours de la phase 1 d'un essai à « trafic simulé »

Nous avons utilisé le logiciel CESAR LCPC pour calculer la diminution théorique de raideur provoquée par l'augmentation de la température par dissipation visqueuse dans le matériau, soumis à une sollicitation.

L'énergie dissipée par viscosité W par cycle s'écrit de la façon suivante :

$$W = \frac{1}{2} \omega \sigma^* \varepsilon^* \sin(\varphi) \quad 3.10$$

avec

ω : pulsation de la sollicitation,

σ^* : la contrainte complexe,

ε^* : la déformation complexe,

φ : le déphasage angulaire entre le signal de contrainte et le signal de déformation.

Le premier principe de la thermodynamique permet d'établir l'équation de la chaleur suivante [Piau, 1989] :

$$c \dot{\theta} - \text{div}(k \text{ grad} \theta) = \frac{1}{2} \omega \sigma \varepsilon \sin(\varphi) - 2 \frac{\lambda}{ke} (\theta_{\text{ext}} - \theta) \quad 3.11$$

avec

c : la chaleur massique volumique du matériau ($\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$),

θ : la température moyenne dans le matériau ($^\circ\text{C}$),

θ_{ext} : la température extérieure ($^\circ\text{C}$),

λ : coefficient d'échange latéral ($\text{J} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$),

k : conductivité thermique ($\text{J} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)

e : épaisseur du matériau.

L'énergie induite par la sollicitation moins l'énergie échangée avec l'extérieur se traduit par une variation de température dans le matériau. L'augmentation de la température entraîne une diminution du module de rigidité complexe qui modifie la quantité d'énergie induite par la sollicitation.

L'adaptation du module MPNL (Matériaux Poreux Non Linéaires) du logiciel CESAR LCPC permet de simuler l'augmentation de la température dans les enrobés et la diminution du module de rigidité. La programmation dans le logiciel a été effectuée par P. Dangla (Service de modélisation pour l'ingénieur du LCPC). Cette modélisation a été initiée par Piau [1989] puis reprise par de La Roche [1996].

Avec la participation de Didier Bodin, nous avons simulé au LCPC de Nantes, les conséquences en terme de température au sein de la GB d'une sollicitation en condition de « trafic simulé ». La simulation considère seulement le couplage thermomécanique qui influe sur la valeur du module de rigidité. En aucun cas, la variation de module et la variation de température due à l'endommagement ne sont simulées par ce modèle.

Le comportement rhéologique de l'éprouvette est approché par le modèle d'Huet-Sayegh qui relie l'évolution du module complexe aux variations de température. Ce modèle s'exprime de la façon suivante :

$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_{\text{inf}} - E_0}{1 + \delta (i\omega \tau)^{-k} + (i\omega \tau)^{-h}} \quad 3.12$$

avec

ω la pulsation (s^{-1}),

τ paramètre ayant la dimension d'un temps et qui s'apparente à un temps de retard dont la valeur est fonction de la température θ comme suit : $\tau = e^{(A_0 + A_1\theta + A_2\theta^2)}$,

h , k et δ les paramètres du modèle,

E_{inf} module instantané du modèle pour des fréquences élevées ou des températures basses,

E_0 le module statique.

L'identification des paramètres du modèle s'effectue à l'aide de la représentation de Cole et Cole (partie réelle en fonction de la partie imaginaire du module complexe) (Figure 3.28), de l'espace de Black pour les valeurs d'angle de phase élevées et des isothermes pour l'identification de A_0 , A_1 et A_2 .

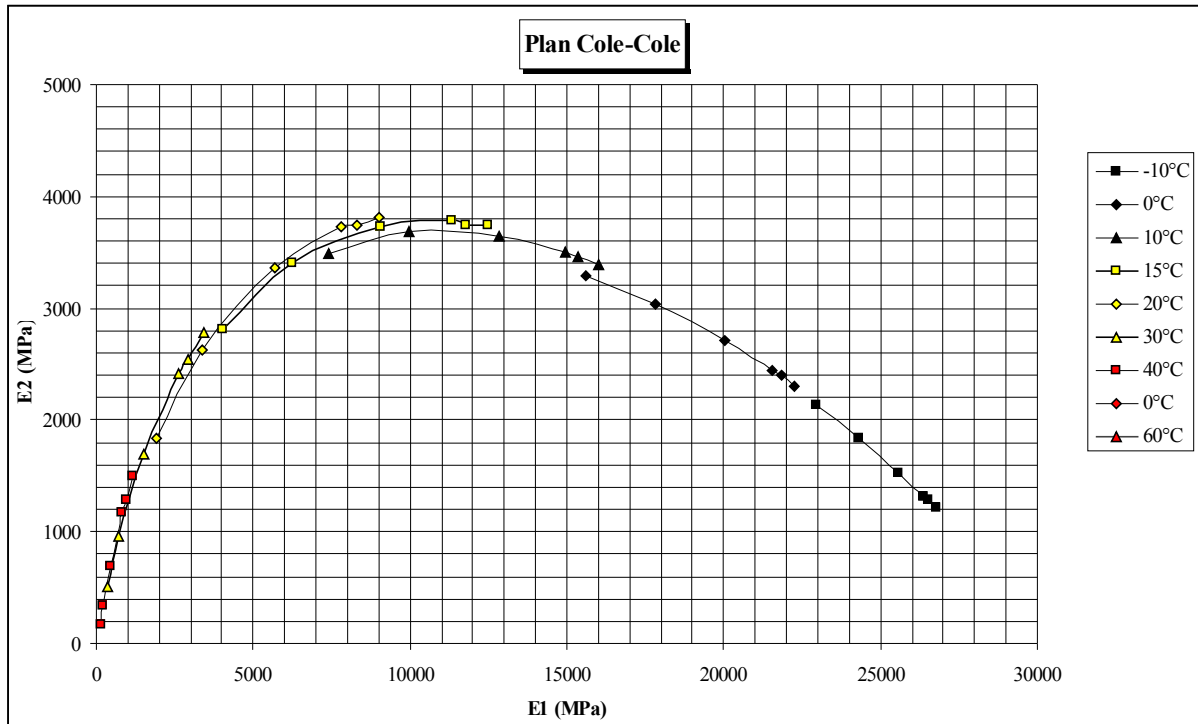


Figure 3.28 : module complexe dans le plan de Cole et Cole de la GB (à partir d'un essai de module complexe réalisé au LCPC de Nantes).

Les valeurs de ces paramètres, pour le matériau étudié, sont données dans les Tableau 3.7 et Tableau 3.8 :

E_{inf} (MPa)	E_0 (MPa)	h	k	δ
26805	75	0,799	0,247	2,488

Tableau 3.7 : valeurs des paramètres du modèle de Huet-Sayegh.

A_0	A_1	A_2
2,862	-0,375	0,00149

Tableau 3.8 : valeurs des paramètres de l'expression de τ en fonction de la température.

Les données d'entrée de la simulation sont :

- fréquence de 40 Hz,
- température extérieure de 20°C,
- déplacement en tête de 0,193 mm entraînant une déformation de $150 \cdot 10^{-6}$ dans la zone la plus sollicitée,
- norme du module complexe à 20 °C et 40 Hz de 9 783 MPa,
- angle de phase à 20 °C et 40 Hz de 23 °,

- conductivité thermique : $0,6 \text{ W/m/}^\circ\text{C}$,
- capacité calorifique volumique : $1,2 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3$,
- coefficients d'échange :
 - 13 W/m^2 sur les faces libres de l'éprouvette,
 - 55 W/m^2 sur les faces collées au casque de fixation.

Ces valeurs ont été déterminées par de La Roche [1996].

Les conditions de sollicitation simulées sont un trafic simulé de 1 (soit $T_r = T_f = 55 \text{ s}$) et un temps de fatigue T_f de 55 s.

La Figure 3.29 illustre l'évolution de la température en quatre points de l'éprouvette : deux situés à 10 cm de la grande base et deux autres situés au niveau de la petite base (25 cm de la grande base).

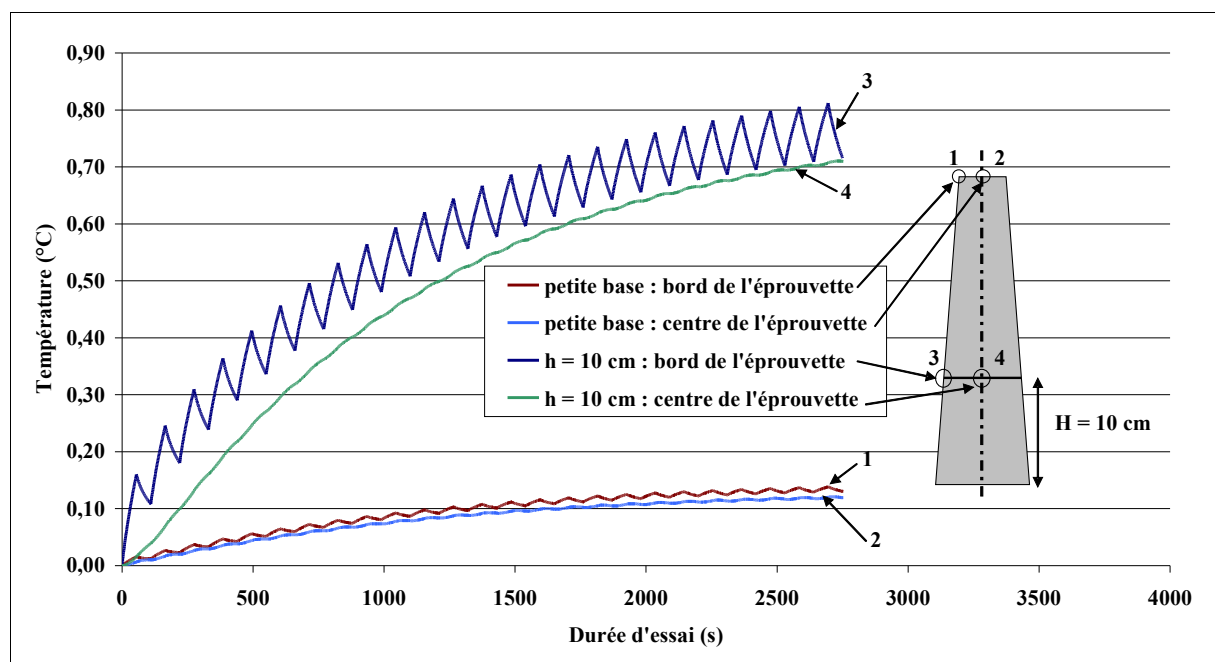


Figure 3.29 : simulation de l'évolution de la température dans l'éprouvette.

On observe que la température croît globalement avec la durée d'essai car toute l'énergie est dissipée sous forme de chaleur. Sur la face libre de l'éprouvette, les échanges de chaleur sont aisés et on observe une variation de chaleur en fonction de la séquence : lors de la séquence de fatigue, la température augmente tandis que lors de la séquence de repos, la température diminue. Toutefois, le temps de repos n'est

pas suffisant pour diminuer totalement la température et la température moyenne sur une période de [fatigue + repos] augmente. Au centre de l'éprouvette, les échanges thermiques avec l'extérieur étant très faibles, la température croît constamment et la diminution de température durant le repos est presque nulle. Les variations de températures sont moins importantes au niveau de la petite base car les contraintes sont beaucoup moins importantes et les échanges thermiques avec l'extérieur plus aisés.

L'élévation de température entraîne une diminution du module complexe de l'enrobé. Le calcul par éléments finis nous permet d'obtenir les valeurs des contraintes pour chaque nœud en fonction du temps. Par intégration, on obtient la valeur de la force dans une section de l'éprouvette et son évolution en fonction du nombre de cycles. La Figure 3.30 montre l'évolution de la raideur (force/déplacement) en fonction du nombre de cycles en tête de l'éprouvette (au niveau de la petite base).

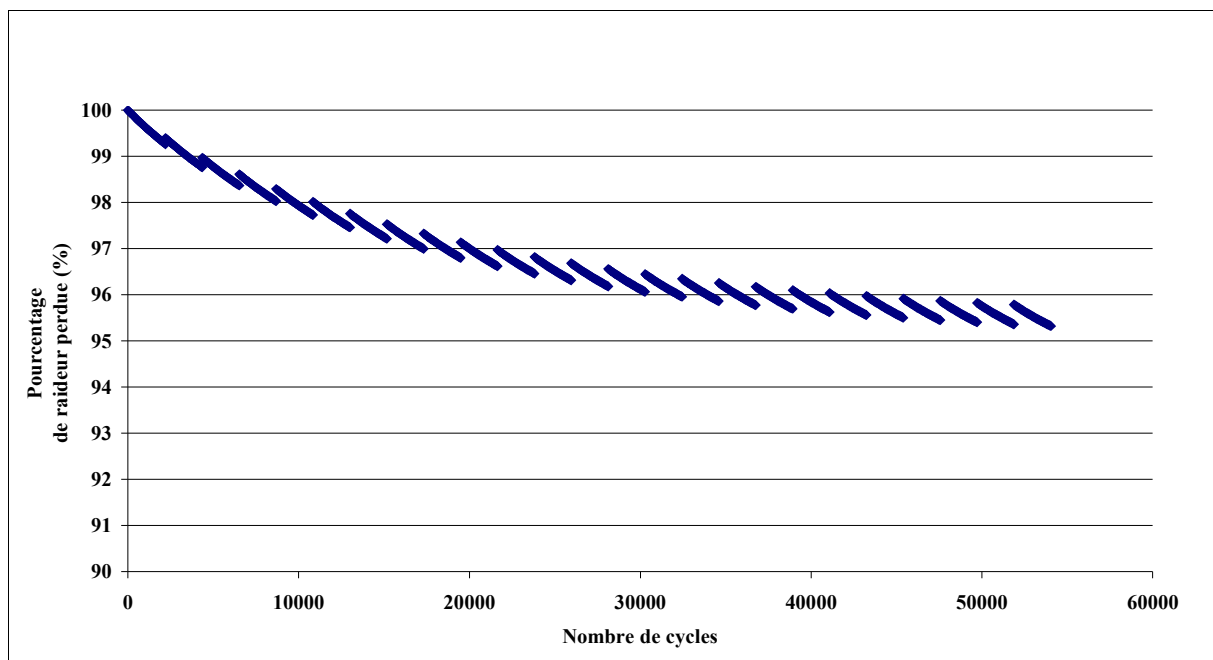


Figure 3.30 : simulation de l'évolution de la raideur due aux variations de température dans l'éprouvette.

On constate une diminution durant les séquences de fatigue et une faible augmentation après le repos. Sur une période de fatigue-repos, la raideur moyenne diminue avec le cumul de cycles en conséquence de l'échauffement moyen de l'éprouvette pour la même période. Comme la température moyenne tend vers un maximum, la variation de la raideur moyenne tend vers une diminution maximale

d'environ 5 % de la raideur initiale.

Une partie de la perte et de la récupération de raideur, lors de la première phase de l'essai, est expliquée par l'échauffement et le refroidissement du matériau. Toutefois, les variations de température restent limitées et ne permettent pas d'expliquer la totalité de la variation de raideur tant en fatigue qu'en repos. Comparons les résultats de la simulation avec ceux de l'essai 4 du plan 1 réalisés dans les mêmes conditions. La phase 1 de l'essai a une durée en moyenne de 17 000 cycles (Figure 3.31). Pour ce nombre de cycles, la diminution globale de force, par variation de température lors de la simulation, atteint 3 % alors que la diminution de raideur durant l'essai à « trafic simulé » dans les mêmes conditions atteint 17 %. On peut considérer que la variation de température dans le matériau, pour ces conditions d'essai, explique seulement 18 % de la perte de raideur en fatigue.

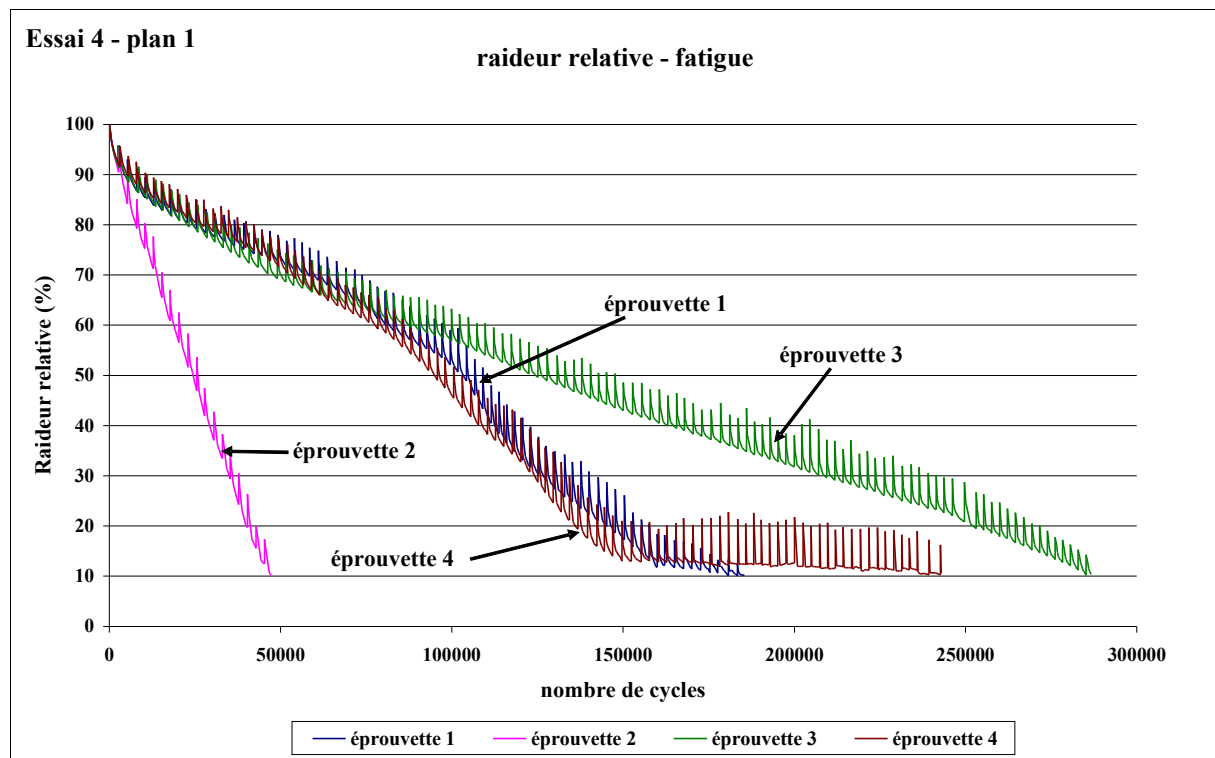


Figure 3.31 : résultats de l'essai à "trafic simulé" dans les conditions simulées : essai 4 plan 1.

De la même façon, le pourcentage de raideur que perd l'enrobé par séquence de fatigue due à l'élévation de la température varie de 0,74 à 0,46 % alors que la variation de raideur durant l'essai réel varie de 7,9 à 5,6 % (Figures 3.32 et 3.33). L'augmentation de la température explique 10 % de la perte de raideur par séquence. L'effet de la variation de température sur la récupération est encore plus négligeable puisque le gain de raideur dans la simulation varie de 0,13 à 0,42 % pour des

récupérations effectives de raideur de 3,7 à 4,7 % soit une contribution de 6 % du refroidissement du matériau dans la récupération de raideur. Le Tableau 3.9 résume les contributions de la variation de température dans les variations de raideur.

	Variation de raideur simulée	Variation de raideur mesurée	Part de la variation de température dans la variation de raideur
Perte globale de raideur durant la phase 1	3,00%	17,00%	18,00%
Perte de raideur durant une séquence de fatigue	de 0,74 à 0,46 %	de 7,9 à 5,6 %	10,00%
Récupération de raideur durant une séquence de repos	de 0,13 à 0,42%	de 3,7 à 4,7%	6,00%

Tableau 3.9 : contribution de la variation de température simulée dans les variations de raideur.

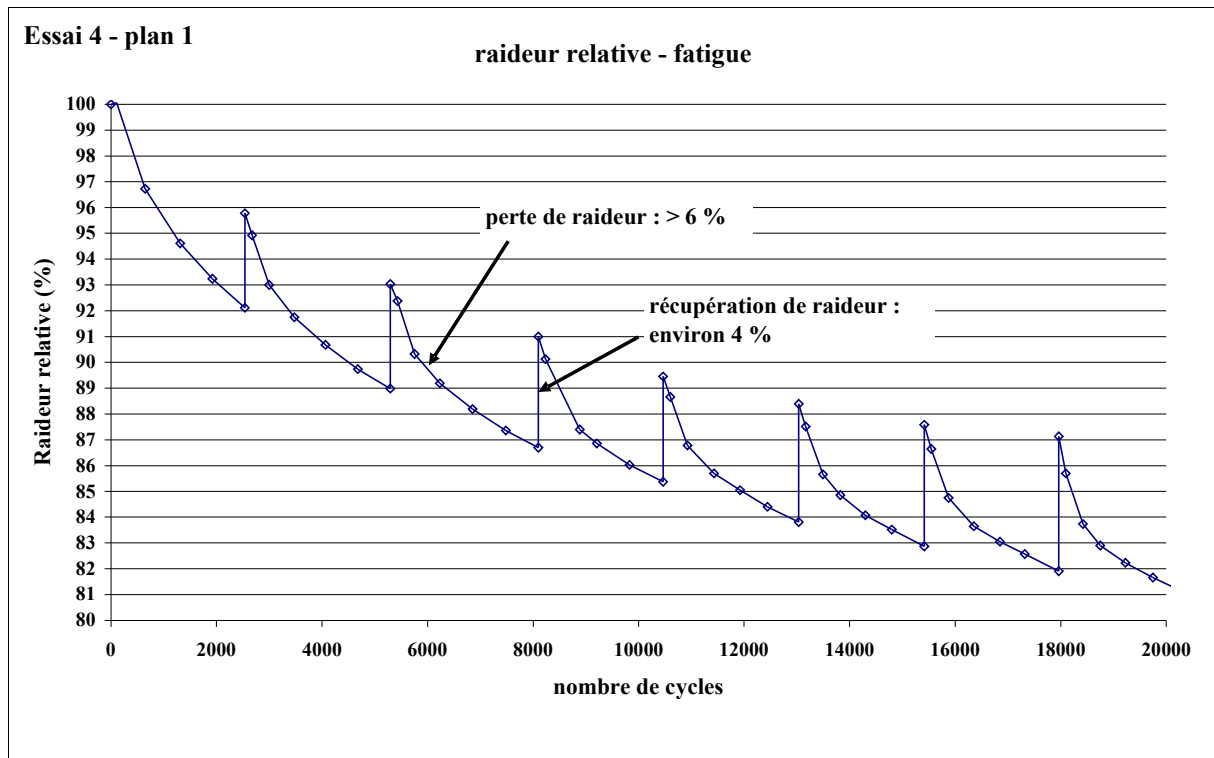


Figure 3.32 : évolution de la variation de raideur durant la phase 1 : essai 4, plan 1, éprouvette 1.

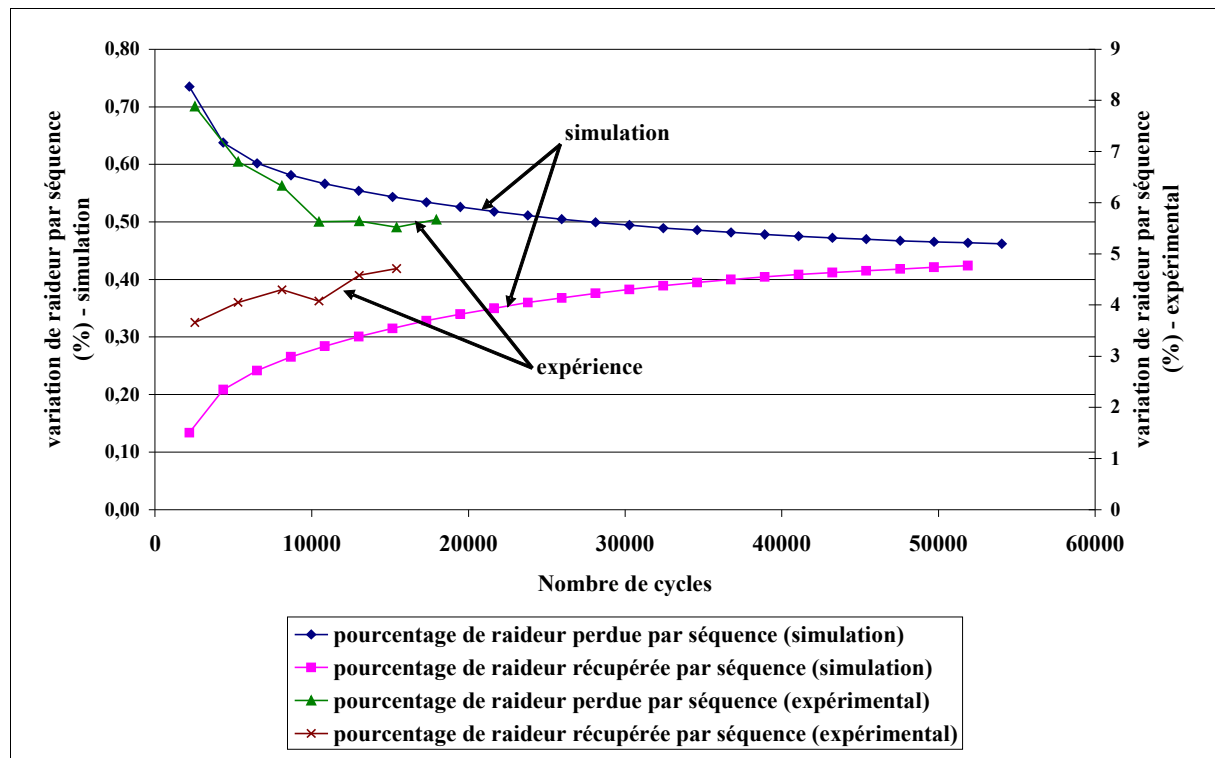


Figure 3.33 : évolution de la variation de raideur par séquence - simulation et éprouvette 1 essai plan 1.

On peut conclure que l'augmentation de température au sein du matériau contribue faiblement (environ 20%) à la diminution globale de la raideur observée durant la phase 1 de l'essai. En conséquence, 80 % de la perte de raideur observée serait due à l'endommagement de l'enrobé.

3.3.4.2.4. Synthèse

On a constaté qu'il existe une perte globale de raideur avec le nombre de cycles qui se déroule en trois phases, comme dans l'essai de fatigue continue. Notre interprétation des trois phases est la même :

- phase 1 : perte de raideur due à l'augmentation de la température dans l'enrobé et à l'endommagement. La part due à l'augmentation de la température participe peu à la perte de raideur,
- phase 2 : perte de raideur due à la progression de l'endommagement,
- phase 3 : perte de raideur provoquée par l'apparition et la progression d'une fissure.

On notera que la phase 1 est plus marquée lorsque la température de l'essai est forte. La phase 3 de l'essai varie aussi en amplitude et en durée d'une éprouvette à l'autre, indépendamment de l'essai. De fait, cette phase est difficile à prévoir et à modéliser.

L'enrobé perd de la raideur lors des séquences de fatigue et en récupère durant les séquences de repos. Les amplitudes de perte et de récupération sont fonction de la température puisqu'elles sont plus élevées à 30°C. L'équilibre entre la raideur perdue et récupérée pilote la perte globale de raideur qualifiée, durant la phase 2 de l'essai, par la pente p_g .

3.3.4.3. Variation de l'angle de phase

3.3.4.3.1. Variation globale

Grâce à la Figure 3.34, on peut observer que la valeur de l'angle de phase est importante à haute température et diminue avec la température. A 30°C, la valeur de l'angle est de 40° et évolue jusqu'à atteindre 50° au critère de rupture. A 5°C, l'angle prend une valeur de 10° pour atteindre 15°C au critère de rupture.

En fin d'essai, on observe un comportement « erratique » caractérisé par une forte variation des valeurs. Cette variation est due à l'aplatissement des signaux de force et de déplacement en relation avec l'apparition d'une fissure dans l'enrobé. Cet aplatissement rend difficile le calcul pratique de l'angle de phase. On rappelle que l'angle de phase est obtenu à partir de la différence de temps entre les passages à 0 du signal de force et du signal de déplacement. Le signal étant de faible amplitude, il peut couper l'axe 0 plusieurs fois par période, rendant la valeur d'angle de phase erronée. L'apparition du comportement erratique peut être utilisée comme un critère de rupture puisqu'il correspond à la déstructuration du signal. Nous comparerons les valeurs de durée de vie selon ce critère (noté $N_{f(\phi)}$) avec celles déterminées selon le critère conventionnel lorsque nous ferons l'analyse détaillée des plans d'expériences (cf. chapitre 4).

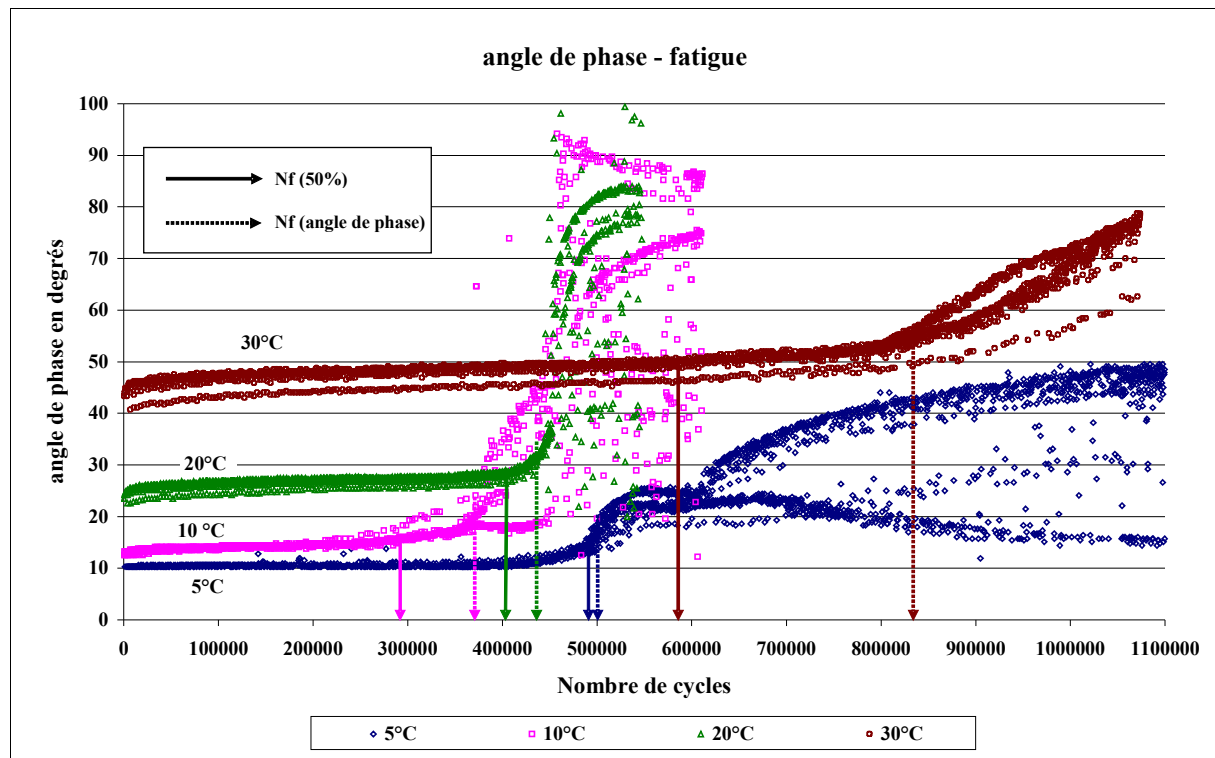


Figure 3.34 : variation de l'angle de phase en fatigue avec le nombre de cycles.

3.3.4.3.2. Variation par séquence

La Figure 3.35 montre l'augmentation de l'angle de phase durant les séquences de fatigue et la diminution de cet angle durant le repos.

A 5°C, la variation de la phase en fatigue est très faible : de l'ordre de la précision de la mesure ($\pm 1^\circ$). De la même manière, la variation au repos est très faible. Les variations sont les plus importantes à 30°C puisqu'elles atteignent 5° en fatigue et moins de 5° en repos, la différence expliquant l'augmentation globale de l'angle de phase.

L'augmentation de l'angle durant la fatigue implique une diminution de la viscosité. Elle peut être liée à l'excitation des liaisons intermoléculaires dans le liant qui se « relâchent » avec la sollicitation rendant l'enrobé moins visqueux. Au repos, ces liaisons se solidifient en quasi-totalité impliquant une augmentation de la viscosité soit augmentation de la rigidité. La variation de l'angle de phase n'est pas totalement réversible. Une partie de la variation de la raideur peut être expliquée par la variation de la viscosité du liant.

La variation réversible de la viscosité est interprétée par certains auteurs comme un comportement thixotrope [Bauer et Collins, 1967].

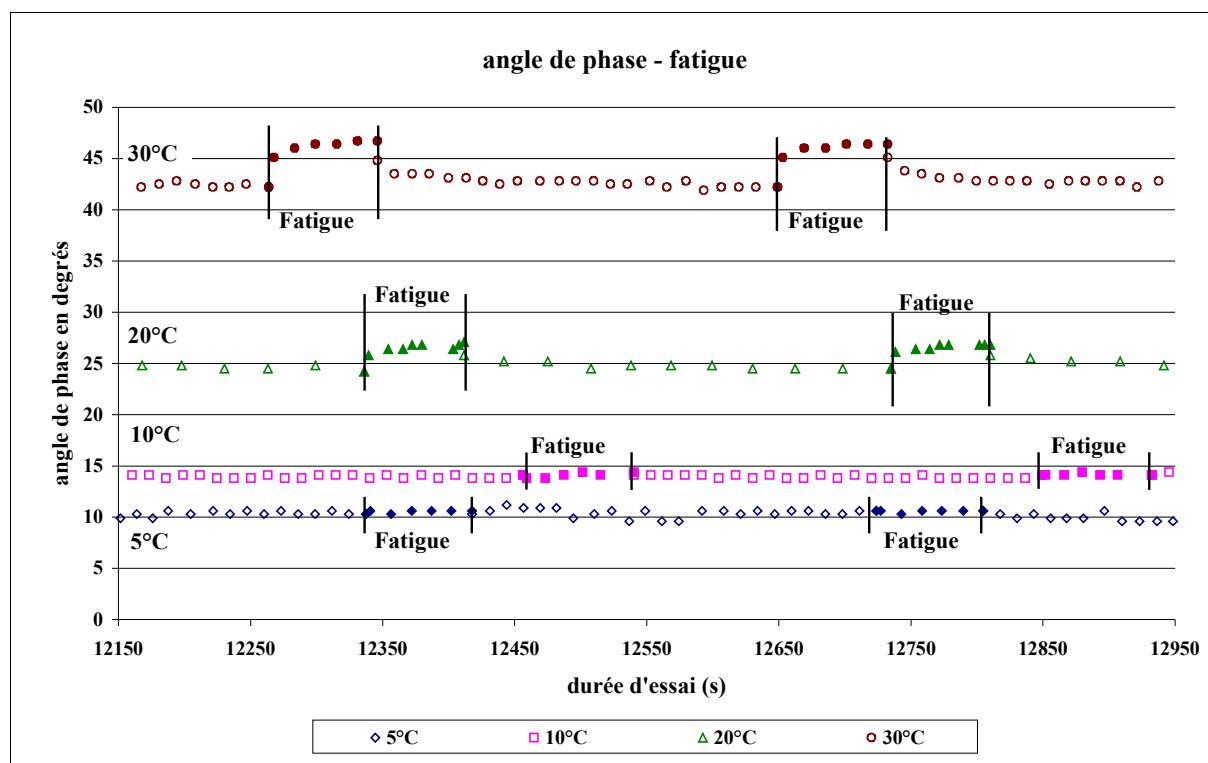


Figure 3.35 : variation de l'angle de phase par séquence de fatigue et de repos.

3.3.4.3.3. Effet de la variation de l'angle de phase sur la valeur du module

Les enrobés bitumineux sont des matériaux viscoélastiques thermosusceptibles. Leur module de rigidité est fonction de la fréquence de sollicitation, de la température et de l'angle de phase. La dépendance avec l'angle de phase est illustrée dans l'espace de Black : valeur de la norme du module complexe en fonction de l'angle de phase. La Figure 3.36 présente la diminution de la norme du module complexe avec l'augmentation de l'angle de phase de la GB3 pour différentes températures. L'augmentation de l'angle de phase entraîne une diminution de la norme du module complexe car l'enrobé devient moins visqueux donc moins rigide.

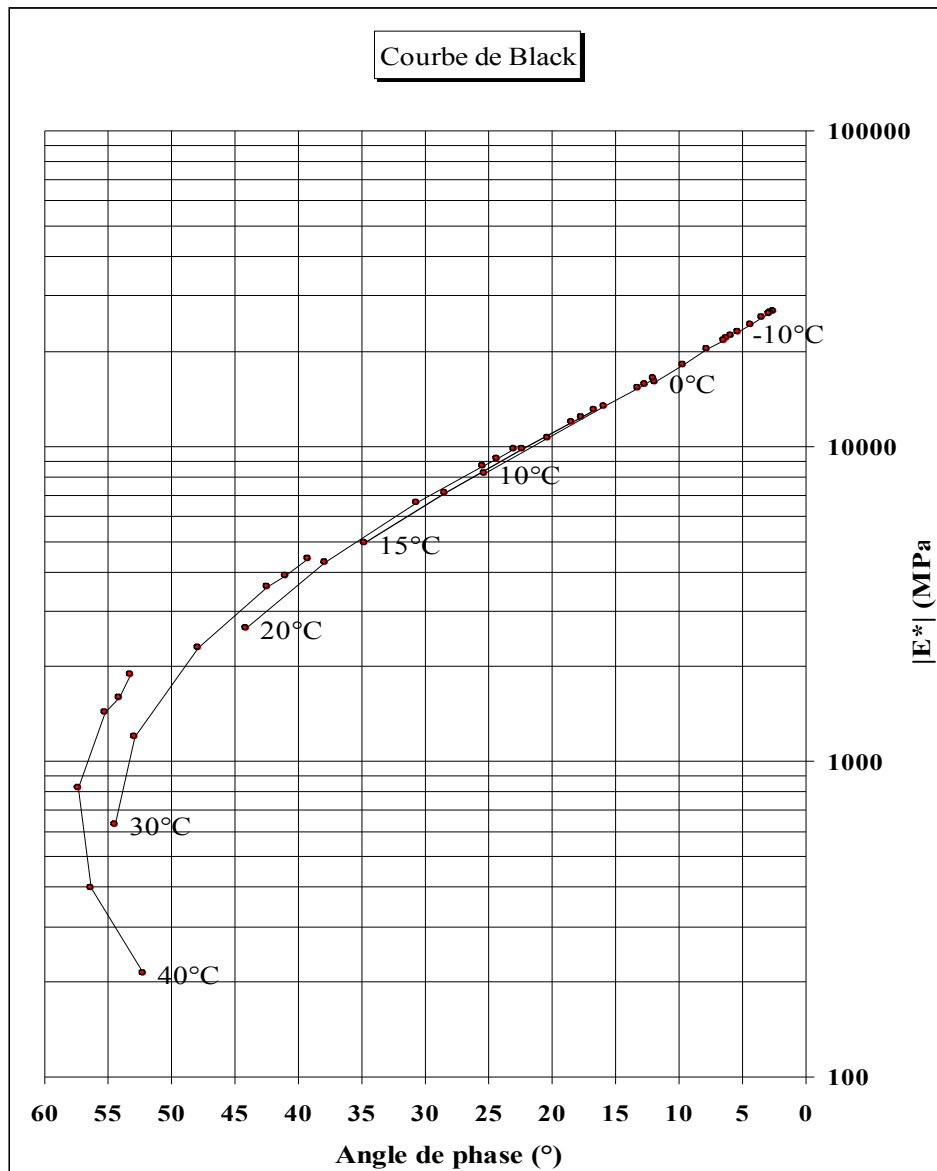


Figure 3.36 : valeur du module de rigidité en fonction de l'angle de phase de la GB3 (à partir d'un essai de module complexe réalisé au LCPC de Nantes).

La diminution du module est linéaire entre les angles de 0° et de 50° dans le repère semi-logarithmique. La régression linéaire sur les valeurs de module dans l'intervalle [0°- 50°] s'écrit de la façon suivante :

$$|E^*| = 30681 e^{-0,0519\varphi} \quad 3.13$$

où $|E^*|$ est la norme du module complexe en MPa et φ est l'angle de phase en degrés.

On peut calculer la variation de module due à la variation de l'angle de phase. Prenons par exemple, pour chaque essai, une séquence de fatigue et de repos entre

12000 et 13000 s de durée d'essai (Figures 3.23 et 3.25) et les variations de phase durant ces mêmes séquences (Figure 3.35). Les variations de raideur en repos et en fatigue ainsi que les variations d'angle de phase sont synthétisées dans le Tableau 3.10 où les modules sont calculés à partir des angles de phase mesurés.

		30°C		20°C		
		phase (°)	module (MPa)	phase (°)	module (MPa)	
fatigue	valeur en début d'essai	42	3469	24	8829	
	valeur au début de la séquence	42	3469	24	8829	
	valeur à la fin de la séquence	46	2819	27	7556	
	variation	4	650	3	1273	
	perte de raideur relative par variation de viscosité (%)		19		14	
	perte de raideur relative observée (%)		9		6	
repos	valeur en début d'essai	43	3293	24	8829	
	valeur au début de la séquence	45	2969	26	7959	
	valeur à la fin de la séquence	43	3293	25	8382	
	variation	2	325	1	424	
	récupération de raideur relative par variation de viscosité (%)		10		5	
	récupération de raideur relative observée (%)		9		6	

Tableau 3.10 : variation du module expliquée par la variation de l'angle de phase.

A 30°C, la variation théorique de raideur induite par la variation de phase en fatigue est de 19 % alors que la variation de raideur mesurée n'est que de 9 % soit deux fois inférieure. De même, à 20°C, la variation théorique est de 14 % alors que celle mesurée est de 6 %. La variation théorique en repos est plus proche de celle mesurée pour les deux températures. La variation de l'angle de phase pour les essais à 10 et 5°C ne dépasse pas 0,5° c'est à dire la précision de la mesure. On ne peut donc pas déterminer l'effet de la variation de l'angle de phase sur la variation de raideur pour ces températures.

L'écart entre les variations de raideur relative peut être dû à la non linéarité du module. En effet, la réponse en terme de rigidité d'un enrobé est plus importante à faible déformation qu'à forte déformation comme le montre de La Roche [1996]. Cet écart de rigidité est dû à un angle de phase plus fort pour des déformations élevées. Les mesures de module qui nous ont servi pour construire la courbe de Black ont été réalisées avec une déformation de $50 \cdot 10^{-6}$ alors que la déformation appliquée durant les séquences de fatigue est de $161 \cdot 10^{-6}$ à 30°C et de $87 \cdot 10^{-6}$ à 20°C. Par contre, les

déformations au repos sont de 94.10^{-6} à 30°C et de 51.10^{-6} à 20°C ce qui explique que l'écart entre les variations est plus faible.

3.3.4.3.4. Interprétation de la variation de l'angle de phase

Pour les températures de 30°C et 20°C , la perte de raideur et la récupération sont expliquées par la seule variation de l'angle de phase. On rappelle que cette variation de l'angle de phase (réversible) correspond à une variation de la viscosité du liant qui définit le comportement thixotrope de l'enrobé. De La Roche [De La Roche, 1996] a déjà mis en évidence les variations de l'angle de phase des enrobés qui est une conséquence de ce qu'elle appelle « l'effet bitume » (cf § 2.6.3.). Lors des séquences de fatigue, la viscosité du liant diminue entraînant une augmentation de l'angle de phase et en conséquence une diminution de la raideur. Inversement, lors des séquences de repos, la viscosité du liant augmentant, l'angle de phase diminue ce qui provoque une augmentation de raideur. Si on considère que l'augmentation de la viscosité au repos est due à la reconstitution des liaisons de faible énergie du liant (liaisons de type Van der Waals c'est à dire attraction électrostatique de deux atomes sans mise en commun d'électron), on peut considérer que le liant s'autorépare mais de façon précaire dans le sens où ces liaisons nécessitent peu d'énergie pour les rompre. Une autoréparation plus pérenne consisterait à recréer les liaisons covalentes (mise en commun de deux atomes d'un électron). Cette autoréparation existe et a été mise en évidence par Bazin et Saunier [1967] (cf. § 2.3.1). Elle nécessite un temps de repos important de plusieurs heures à plusieurs jours et/ou une mise en compression de l'enrobé pour recréer la totalité des liaisons.

3.3.4.4. Cinétique de variation de raideur en fatigue et en repos

Nous allons analyser comment varient les paramètres du modèle décrivant la variation de raideur par séquence. Nous avons vu, dans le paragraphe précédent, que la variation de raideur par séquence semble expliquée par la variation de viscosité du liant. Il est intéressant de regarder l'évolution, pour chaque séquence au cours de l'essai, des trois paramètres du modèle en fatigue (V_f , a et b) caractéristiques de l'évolution de la raideur. L'ordonnée à l'origine caractérise l'amplitude de perte de raideur et V_f est la vitesse de perte de raideur durant les premières secondes de la séquence qui tend rapidement (évolution exponentielle) vers la pente de l'asymptote oblique « a ».

3.3.4.4.1. Vitesse de réendommagement

Dans certains cas, une mesure de raideur entraîne une valeur de vitesse négative ce qui n'a pas de sens. Les valeurs négatives n'ont pas été prises en compte.

Prenons par exemple l'essai à 10°C : à 134 600 cycles (séquence de fatigue 41), la valeur de la vitesse est de -0,5 %/s. Le Tableau 3.11 suivant présente les valeurs de variation de raideur relative de raideur de la séquence de fatigue 41 en fonction du temps :

Temps de fatigue Δt (s)	Nombre de cycles	variation de raideur relative ΔE (%)	Rapport $\Delta t / \Delta E$
0	131114	0	
2,75	131224	-0,61	-4,51
17,58	131818	1,86	9,45
31,81	132387	2,57	12,38
55,43	133332	3,01	18,41
71,14	133960	3,36	21,17
86,74	134584	3,68	23,57

Tableau 3.11 : variation de raideur durant la séquence de fatigue 41 de l'essai à 10°C et calcul de la vitesse de réendommagement.

La régression linéaire sur les quatre premiers points a une ordonnée à l'origine négative, donc une vitesse de réendommagement négative selon le modèle (Figure 3.38). La régression est fortement influencée par la contribution de la deuxième mesure (première valeur utilisée pour la régression) qui semble s'écarter de l'évolution « normale » de la raideur, comme le montre la Figure 3.37. Le temps de régulation étant long (2,5 s), on ne dispose pas de la valeur de la raideur au début de la séquence ($E_{0\text{seq}=s}$). Par conséquent, à la valeur de raideur de la dernière mesure de la séquence s-1 de fatigue, on rajoute la variation relative de raideur récupérée lors de la séquence de repos pour avoir $E_{0\text{seq}=s}$. La première mesure est donc la deuxième valeur de variation relative. Elle est obtenue par sollicitation du matériau à l'amplitude de fatigue alors qu'il vient d'être sollicité à l'amplitude de repos.

Ce phénomène reste limité à quelques séquences par essai (17 séquences sur 150 pour l'essai à 5°C, 18 séquences sur 85 pour l'essai à 10°C, 0 séquence pour les essais à 20 et 30°C).

Notre méthode a la faiblesse de calculer la vitesse à partir d'un nombre de mesures faible et une seule mesure peut entraîner une vitesse erronée. Il faudrait une fréquence d'acquisition plus forte pour éviter ce problème.

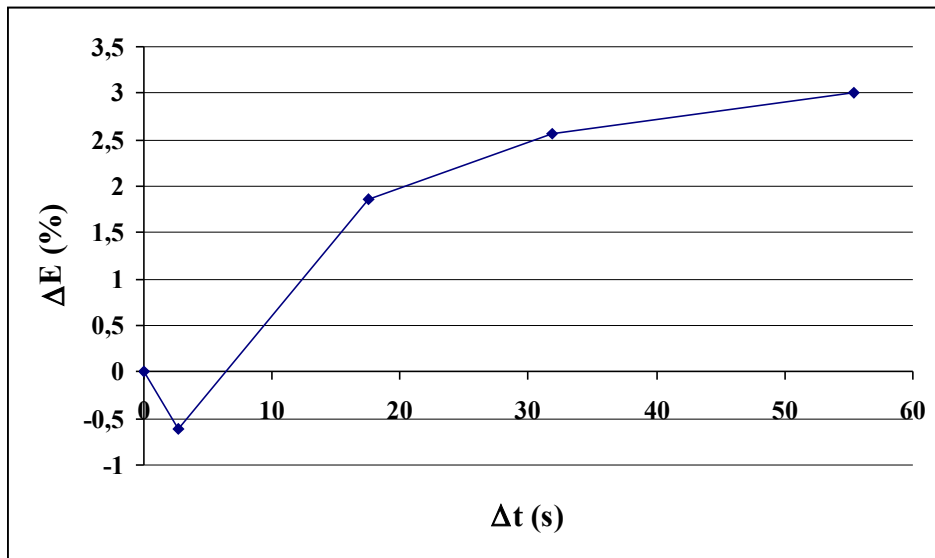


Figure 3.37 : évolution de la perte de raideur de la séquence de fatigue 41.

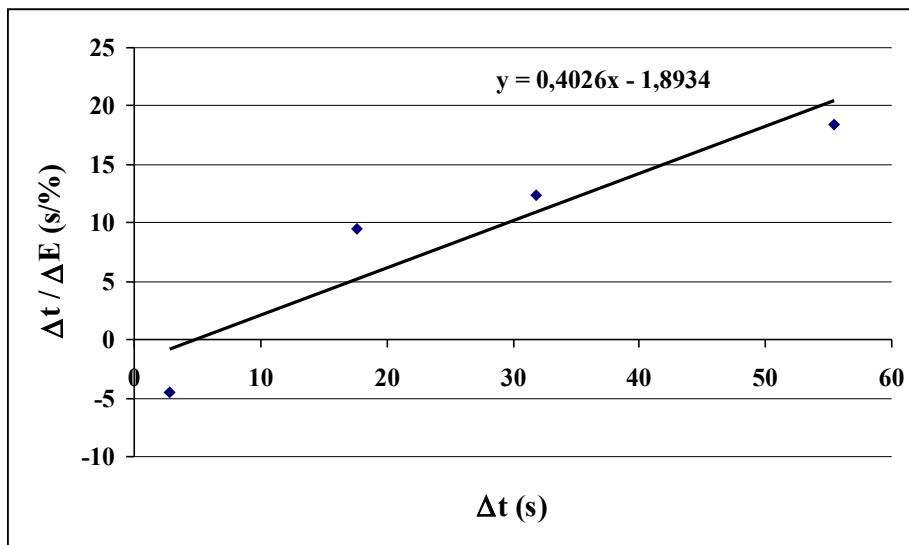


Figure 3.38 : détermination de la vitesse de réendommagement de la séquence de fatigue 41.

La Figure 3.39 montre l'augmentation de la vitesse de réendommagement avec le nombre de cycles : cela signifie que l'enrobé reperd de plus en plus vite sa raideur au fil des séquences.

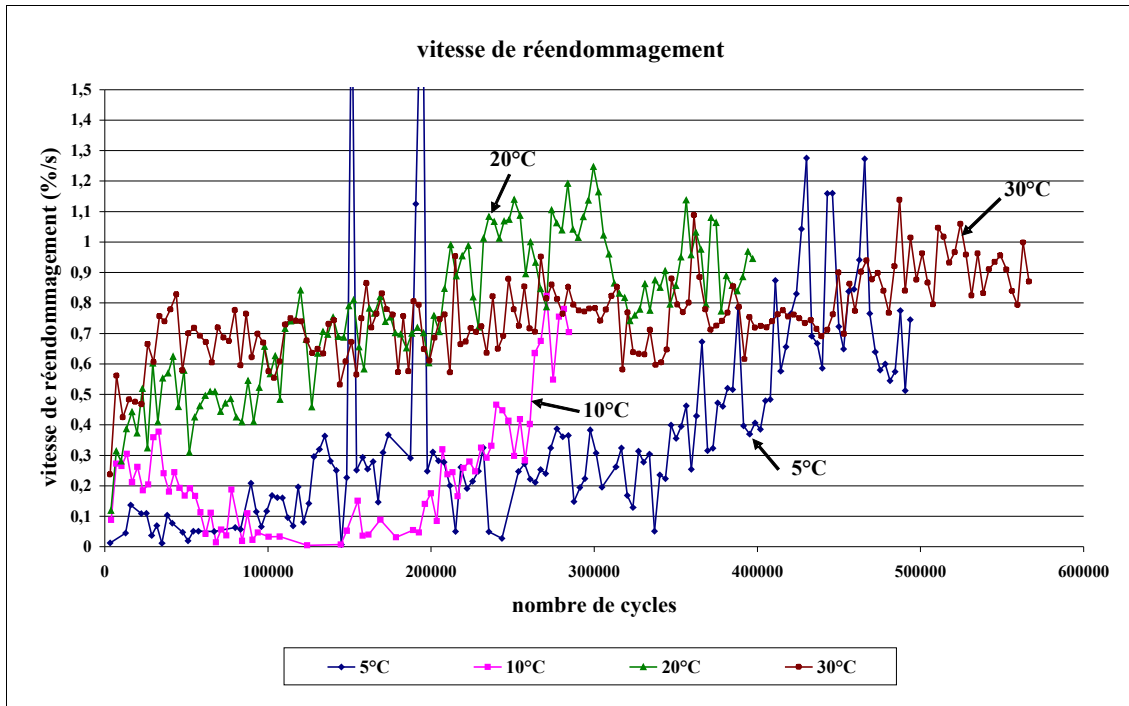


Figure 3.39 : variation de la vitesse de réendommagement avec le nombre de cycles.

Le Tableau 3.12 présente les valeurs de la moyenne par essai et par éprouvette de la vitesse de réendommagement. Les valeurs en gras correspondent aux valeurs calculées pour les éprouvettes dont la durée de vie est la plus proche de la durée de vie moyenne de chaque essai.

		V_f moyenne (%/s)			V_f moyenne (%/s)
5°C	éprouvette 1	0,389	20°C	éprouvette 1	0,910
	éprouvette 2	0,273		éprouvette 2	0,885
	éprouvette 3	0,235		éprouvette 3	0,765
	éprouvette 4	0,237		éprouvette 4	0,756
	moyenne	0,284		moyenne	0,829
10°C	éprouvette 1	0,135	30°C	éprouvette 1	0,714
	éprouvette 2	0,328		éprouvette 2	0,864
	éprouvette 3	0,352		éprouvette 3	0,732
	éprouvette 4	0,247		éprouvette 4	0,754
	moyenne	0,265		moyenne	0,766

Tableau 3.12 : valeur moyenne par par éprouvette des vitesses de réendommagement.

On peut constater que la valeur moyenne de la vitesse de réendommagement par éprouvette est caractéristique des conditions d'essai. En effet, elle est

sensiblement la même pour les quatre éprouvettes d'un même essai. La moyenne des quatre éprouvettes d'un même essai de la valeur moyenne est de 0,284 pour l'essai à 5°C, de 0,265 pour l'essai à 10°C, de 0,829 pour l'essai à 20°C et de 0,766 pour l'essai à 30°C. Ainsi, on peut noter que la vitesse de réendommagement moyenne est plus élevée pour les températures supérieures.

3.3.4.4.2. Pente « a » de l'asymptote oblique

La pente de l'asymptote varie peu avec le nombre de cycles (Figure 3.40).

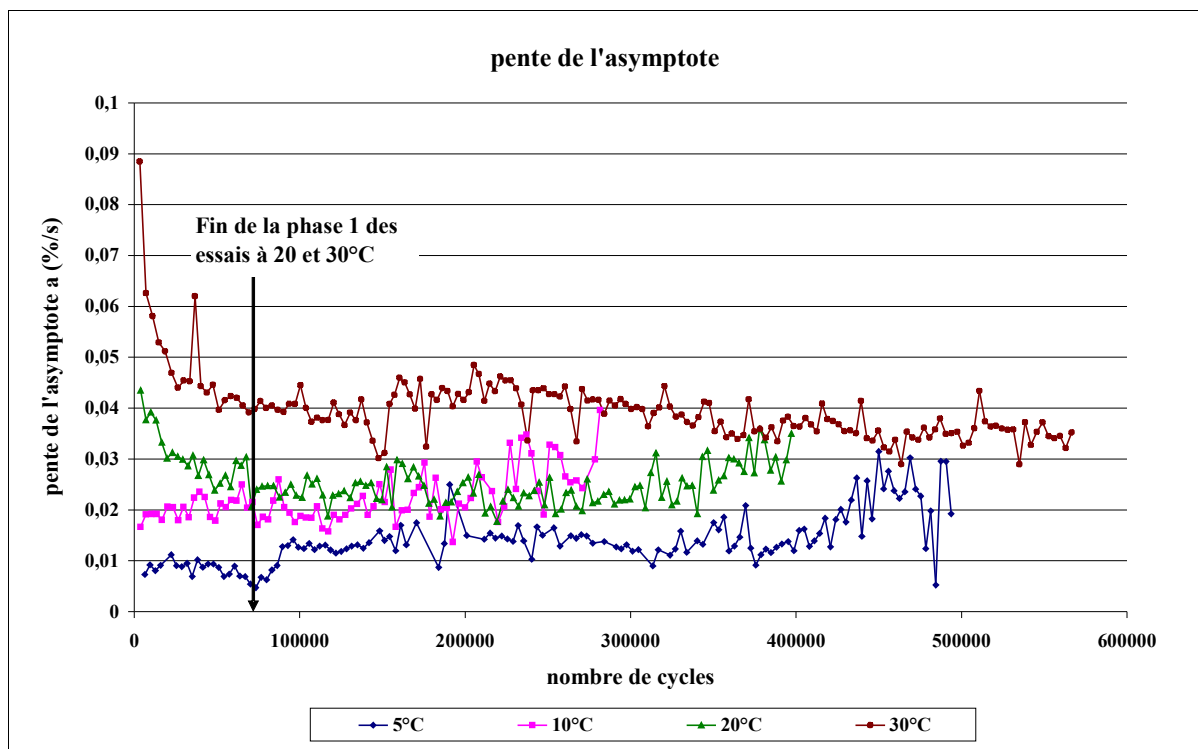


Figure 3.40 : variation de la pente du modèle de perte de la raideur en fatigue avec le nombre de cycles.

On peut noter qu'aux températures de 20 et 30°C, il existe une phase de diminution rapide qui tend très vite vers une stabilisation. Cette phase a une durée de 50 000 cycles dans les deux cas, que l'on peut mettre en relation avec la phase 1 de la perte de raideur.

Le Tableau 3.13 présente les valeurs moyennes par éprouvette des pentes « a ».

		penne "a" moyenne (%/s)			penne "a" moyenne (%/s)
5°C	éprouvette 1	0,014	20°C	éprouvette 1	0,023
	éprouvette 2	0,010		éprouvette 2	0,032
	éprouvette 3	0,034		éprouvette 3	0,026
	éprouvette 4	0,029		éprouvette 4	0,051
	moyenne	0,022		moyenne	0,033
10°C	éprouvette 1	0,013	30°C	éprouvette 1	0,052
	éprouvette 2	0,027		éprouvette 2	0,037
	éprouvette 3	0,022		éprouvette 3	0,038
	éprouvette 4	0,022		éprouvette 4	0,040
	moyenne	0,021		moyenne	0,042

Tableau 3.13: valeur moyenne par éprouvette des pentes "a".

Les valeurs de pente dépendent de la température et à 30°C, la valeur moyenne des quatre éprouvettes (0,042 %/s) est 2 fois plus élevée qu'à 5°C (0,022 %/s). Cela confirme qu'à 30°C, l'enrobé perd plus de raideur qu'à 5°C.

3.3.4.4.3. Ordonnée à l'origine « b » de l'asymptote oblique

Suivant la Figure 3.41 on constate que l'ordonnée à l'origine croît avec le nombre de cycles, excepté pour l'essai à 30°C pour lequel les valeurs sont relativement constantes avec un intervalle de variation entre 5 et 7%. Cette croissance montre l'augmentation de l'amplitude de perte de raideur avec le cumul de cycles.

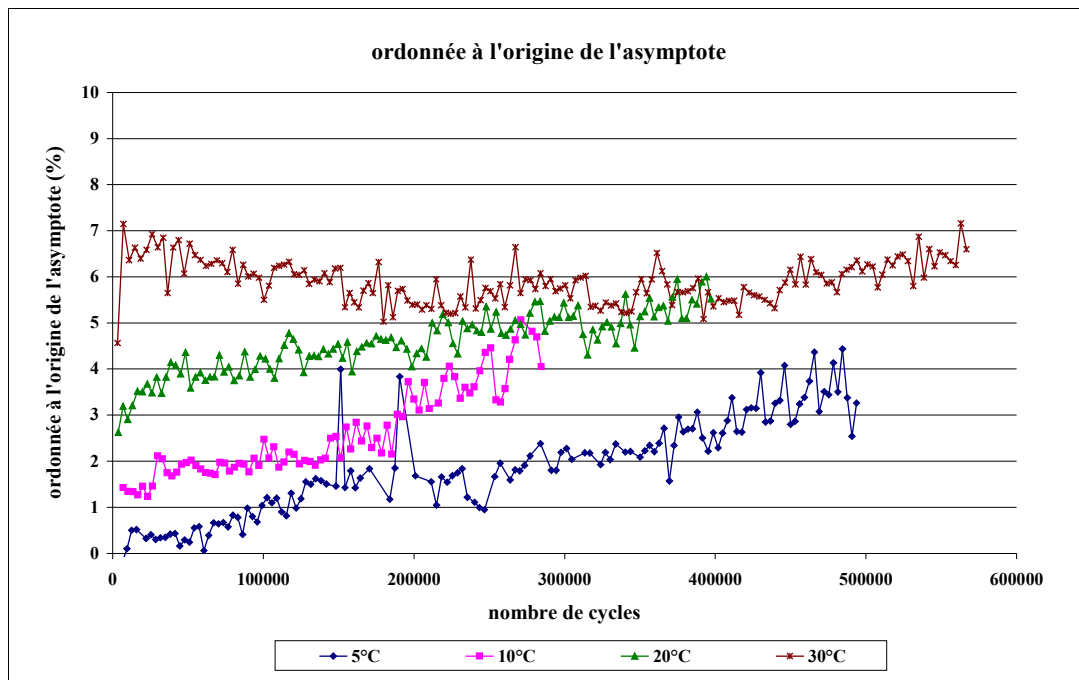


Figure 3.41 : variation de l'ordonnée à l'origine de l'asymptote du modèle de perte de raideur en fatigue avec le nombre de cycles.

Le Tableau 3.14 présente les valeurs moyennes par éprouvette de l'ordonnée à l'origine « b ».

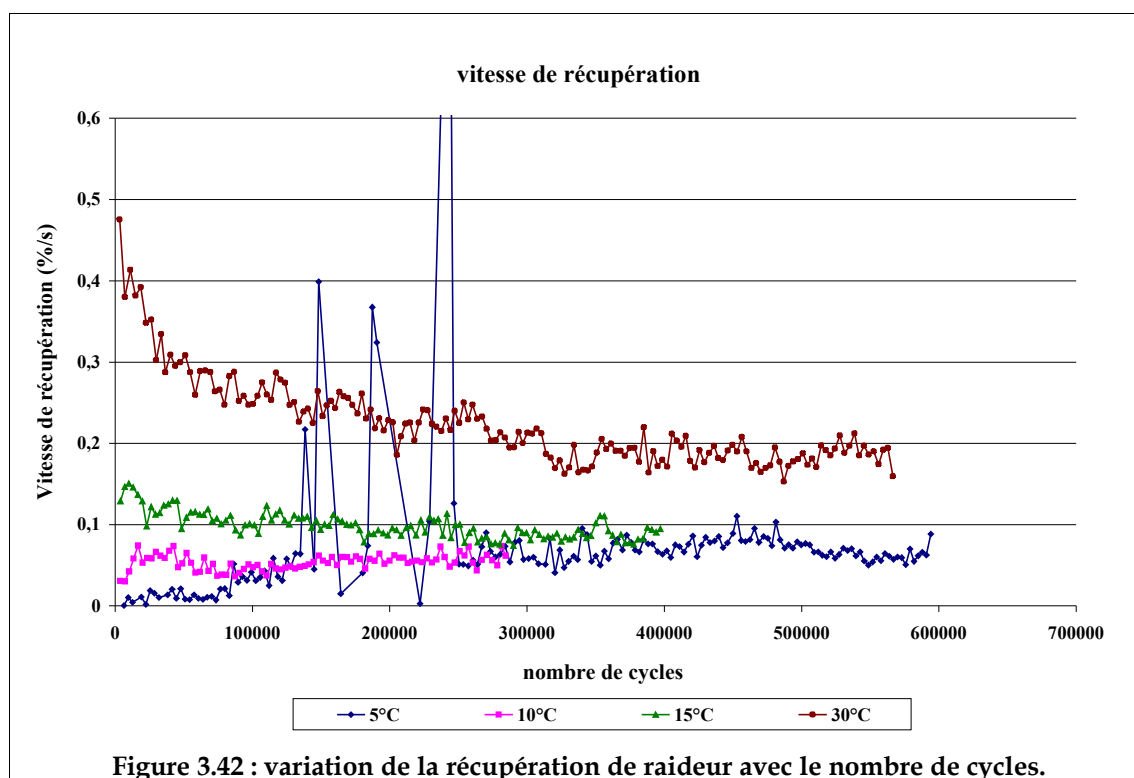
		ordonnée "b" moyenne (%)			ordonnée "b" moyenne (%)
5°C	épreuve 1	1,92	20°C	épreuve 1	5,31
	épreuve 2	1,54		épreuve 2	5,61
	épreuve 3	2,13		épreuve 3	4,58
	épreuve 4	1,27		épreuve 4	5,47
	moyenne	1,71		moyenne	5,24
10°C	épreuve 1	1,12	30°C	épreuve 1	6,52
	épreuve 2	2,22		épreuve 2	6,35
	épreuve 3	2,41		épreuve 3	5,77
	épreuve 4	2,59		épreuve 4	5,91
	moyenne	2,09		moyenne	6,14

Tableau 3.14 : valeur moyenne par éprouvette de l'ordonnée à l'origine "b".

Comme pour la pente « a », l'amplitude de perte de raideur est plus importante pour les deux températures les plus élevées comme nous l'avons déjà constaté dans le paragraphe 3.3.4.1.2.

3.3.4.4. Vitesse de récupération

Comme le montre la Figure 3.42, la vitesse de récupération évolue très peu avec le nombre de cycles excepté pour l'essai à 30°C, pour lequel on distingue deux phases d'évolution : une diminution importante jusqu'à 50 000 cycles puis une plus lente jusqu'au critère de rupture.



Le Tableau 3.15 présente la moyenne par éprouvette des valeurs de vitesse de récupération.

		Vr moyenne (%/s)			Vr moyenne (%/s)
5°C	épreuve 1	0,071	20°C	épreuve 1	0,088
	épreuve 2	0,049		épreuve 2	0,115
	épreuve 3	0,076		épreuve 3	0,099
	épreuve 4	0,036		épreuve 4	0,120
	moyenne	0,058		moyenne	0,105

		Vr moyenne (%/s)			Vr moyenne (%/s)
10°C	épreuve 1	0,026	30°C	épreuve 1	0,294
	épreuve 2	0,076		épreuve 2	0,235
	épreuve 3	0,058		épreuve 3	0,208
	épreuve 4	0,054		épreuve 4	0,223
	moyenne	0,053		moyenne	0,24

Tableau 3.15 : valeur moyenne de la vitesse de récupération par éprouvette.

La température influence la valeur de la vitesse de récupération et on peut constater que l'enrobé récupère plus vite sa raideur à haute température. On notera que la vitesse moyenne de récupération à 10°C (0,053 %/s) est la même qu'à 5°C (0,058 %/s), ce qui explique la moins bonne performance à 10°C. L'équilibre entre fatigue et repos est plus défavorable à 10°C puisqu'à cette température, on a vu que l'enrobé perd plus de raideur par séquence qu'à 5°C.

3.3.4.4.5. Maximum de récupération

On peut observer, sur la Figure 3.43, que la température induit de fortes différences dans la valeur du maximum de récupération. A forte température, la récupération est plus importante qu'à 5°C comme nous l'avons constaté sur les variations de raideur en repos par séquence.

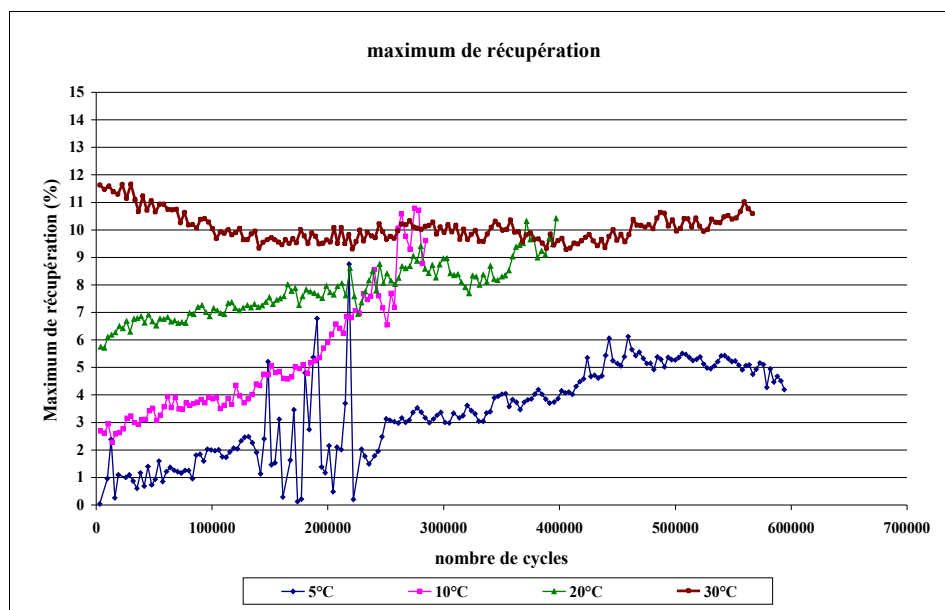


Figure 3.43 : variation du maximum de récupération de raideur en repos avec le nombre de cycles.

Le Tableau 3.16 présente la valeur moyenne par éprouvette du maximum de récupération de raideur.

		Maximum de récupération (%)			Maximum de récupération (%)
5°C	éprouvette 1	2,71	20°C	éprouvette 1	9,29
	éprouvette 2	2,48		éprouvette 2	9,62
	éprouvette 3	3,74		éprouvette 3	7,81
	éprouvette 4	2,72		éprouvette 4	10,32
	moyenne	2,91		moyenne	9,26
10°C	éprouvette 1	2,65	30°C	éprouvette 1	10,90
	éprouvette 2	4,01		éprouvette 2	10,16
	éprouvette 3	4,53		éprouvette 3	9,80
	éprouvette 4	5,18		éprouvette 4	10,07
	moyenne	4,09		moyenne	10,23

Tableau 3.16 : valeur moyenne par éprouvette du maximum de récupération.

Comme pour les quatre autres facteurs caractéristiques des cinétiques de perte et de récupération de raideur, le maximum de récupération moyen par éprouvette augmente avec la température. A 30°C, l'enrobé récupère 3,5 fois plus de raideur qu'à 5°C et presque 2 fois plus qu'à 10°C.

3.3.4.4.6. Synthèse sur l'évolution des cinétiques de variation de raideur

On a constaté que les valeurs des paramètres des cinétiques de variation de raideur sont fortement influencées par la température. Nous verrons dans le chapitre 5 quels sont les autres facteurs influents.

On a montré l'évolution conjointe de :

- la pente « a » et de la vitesse de récupération qui augmentent avec le nombre de cycles sauf à 30°C où les valeurs de ces deux paramètres chutent durant la phase 1 de l'essai. Cette phase est plus marquée à 30°C que pour les autres températures,
- l'ordonnée à l'origine « b » et du maximum de récupération qui augmentent avec le nombre de cycles, sauf à 30°C où les valeurs de ces deux paramètres diminuent. La diminution a une amplitude moins importante que pour « a » et la vitesse de

récupération.

On a donc une évolution parallèle des cinétiques de perte de raideur et de récupération. Ainsi, à une diminution rapide et de forte amplitude de raideur correspond également une récupération rapide et de forte amplitude. Ces évolutions conjointes sont logiques, compte tenu des observations que nous avons faites sur la perte et la récupération de raideur dans le paragraphe 3.3.4.2.2..

3.4. Conclusion

Au terme de ce chapitre, nous pouvons conclure que les essais à « trafic simulé » permettent d'apprécier le comportement d'un enrobé en conditions de sollicitations plus proches de la réalité. Ils permettent de mesurer les variations de raideur en fatigue comme en repos ainsi que celles de l'angle de phase. Les informations recueillies nous ont permis de mettre en évidence que :

- la variation de raideur globale de l'enrobé en condition de « trafic simulé » se décrit en trois phases comme lors de l'essai de fatigue continue. La phase 1 de l'essai est plus ou moins marquée selon la température. En effet, à 30°C, la perte de raideur durant la phase 1 représente une perte de 23% de la raideur initiale alors qu'à 5°C, elle est presque inexistante. La perte de raideur durant cette phase est pour partie expliquée par la perte de raideur induite par l'augmentation de la température dans le matériau par dissipation visqueuse. Toutefois, l'échauffement du matériau n'explique pas la totalité de la perte et de la récupération de raideur comme nous l'avons montré dans notre simulation du couplage thermomécanique. Dans les conditions de la simulation, seul 20% de la perte de raideur observée est expliquée par l'augmentation de la température dans l'enrobé,
- l'angle de phase mesuré est plus important à 30°C qu'à 5°C conformément au modèle rhéologique. Il existe une variation de cet angle durant les séquences de fatigue et de repos. On observe sa diminution durant le repos et son augmentation en fatigue. Cette variation explique la totalité de la variation de raideur. Par conséquent, le mécanisme responsable de la variation de l'angle de phase est responsable de la variation de raideur. On explique la variation de l'angle de phase par la variation de la viscosité du liant. Celui-ci devient moins visqueux durant les séquences de fatigue et plus visqueux durant les séquences de repos. Cette variation de viscosité est caractéristique d'un comportement

thixotrope,

- la valeur de la pente globale (p_g) calculée pour la phase 2 marque le taux d'endommagement par cycles de l'enrobé. Sa valeur résulte de l'équilibre entre perte et récupération de raideur. Il apparaît que plus la pente globale est élevée, plus la durée de vie est faible. A partir de la valeur de cette pente, on peut déduire la durée de vie de l'enrobé,
- les paramètres (« a » et V_r) d'une part et (« b » et ΔE_m) d'autre part évoluent conjointement en fonction du nombre de cycles. Cela signifie qu'à une perte de raideur rapide et de forte amplitude correspond une récupération également rapide et de forte amplitude. En conséquence, la cinétique de récupération de raideur est guidée par la cinétique de perte de raideur précédente. Pour étayer notre propos, nous présentons en Figure 3.44 la modélisation des séquences de fatigue et de repos en utilisant les expressions des cinétiques de perte et de récupération de raideur. Les valeurs des paramètres sont égales à leur moyenne par essai.

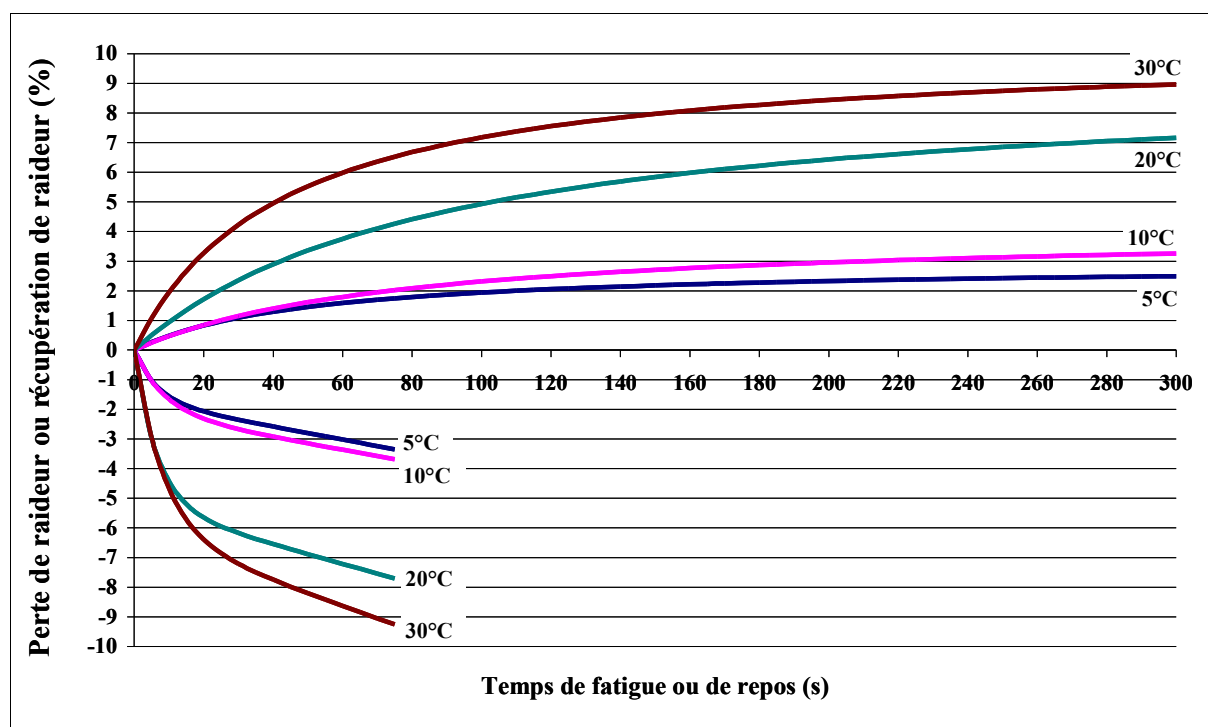


Figure 3.44 : modélisation des cinétiques de perte et de récupération de raideur.

Les cinétiques de perte et de récupération de raideur sont plus rapides et d'amplitudes plus importantes lorsque la température est élevée. Ces cinétiques sont principalement expliquées par le comportement thixotrope des enrobés qui est plus

marqué à température élevée. Nous pensons que le comportement thixotrope provient de la rupture et de la recréation des liaisons de faible énergie (liaisons de type Van der Waals) dans le liant.

Les conclusions de ce chapitre sont à nuancer car nous ne nous sommes intéressés qu'à seulement quatre essais représentés par une éprouvette moyenne. Toute la richesse des résultats des plans d'expérience ne peut être reproduite par ces seuls résultats. Les résultats les plus importants ont été illustrés graphiquement dans ce chapitre et le chapitre 5 sera consacré à une analyse plus détaillée et systématique des effets de tous les facteurs étudiés à l'aide d'outils statistiques.

**Chapitre 4. Modélisation du comportement d'une Grave
Bitume en conditions de « trafic simulé »**

4.1. Introduction

L'analyse statistique des résultats des plans d'expérience va nous permettre de quantifier les effets des différents facteurs étudiés sur les différents paramètres caractéristiques du comportement du matériau. Ces différents paramètres (sorties du plan) sont :

- la durée de vie selon le critère conventionnel (perte de raideur de 50 %) $N_{f(50\%)}$,
- la durée de vie selon le critère sur l'angle de phase $N_{f(\varphi)}$,
- la pente globale de perte de raideur p_g sur la phase 2 de l'essai,
- la vitesse moyenne de réendommagement par éprouvette V_f ,
- la pente moyenne par éprouvette de l'asymptote oblique du modèle de perte de raideur « a »,
- l'ordonnée à l'origine moyenne de l'asymptote oblique du modèle de perte de raideur « b »,
- la vitesse moyenne de récupération de raideur par éprouvette V_r ,
- le maximum de récupération de raideur moyen par éprouvette ΔEm .

Les cinq paramètres relatifs aux cinétiques de perte (V_f , a et b) et de récupération (V_r et ΔEm) de raideur caractérisent l'évolution de la raideur. Ils permettent de rendre compte du comportement global de l'enrobé et dessinent les tendances de l'équilibre entre perte et récupération de raideur. Nous avons voulu quantifier ces tendances en décrivant la variation de la valeur moyenne de chaque paramètre en fonction des conditions d'essai. Considérer seulement la valeur moyenne est certes réducteur au regard, par exemple, de la variation de la vitesse de réendommagement ou de l'ordonnée à l'origine en fonction du nombre de cycles de sollicitation. Pourtant c'est bien la valeur que prennent ces paramètres qui nous renseigne sur la réponse du matériau aux conditions d'essai. De plus, on a constaté que la valeur moyenne est discriminante c'est à dire qu'elle est significativement différente entre deux essais dont la température diffère. L'objectif n'est pas de réaliser une modélisation fine des cinétiques mais de dégager les tendances

principales qui nous permettront d'expliquer le comportement de l'enrobé.

4.2. Méthode d'analyse

4.2.1. Matrices des corrélations

Dans un premier temps, nous construisons la matrice des corrélations entre les sorties du plan et les différents facteurs étudiés. Cette matrice nous permettra d'avoir un premier aperçu des facteurs influents. Le coefficient de corrélation qualifie la relation linéaire qui existe entre deux séries de données. Le coefficient de corrélation est compris dans l'intervalle $[-1;1]$. Lorsqu'il est proche de -1 ou 1 , on dit que les deux séries sont corrélées : il existe alors une relation linéaire entre les deux. Si le coefficient est négatif, la pente de la droite de régression est négative ce qui signifie que lorsque le paramètre 1 augmente, le paramètre 2 diminue proportionnellement. Inversement, lorsque le coefficient de corrélation est proche de 1 , cela signifie que la pente de la droite de régression est positive et que lorsque le paramètre 1 augmente, le paramètre 2 augmente proportionnellement.

La seconde matrice que nous construisons est la matrice des corrélations entre les sorties du plan. Elle permet de déterminer si une sortie du plan peut être expliquée ou non par une autre sortie du plan.

4.2.2. Construction de modèles prédictifs

4.2.2.1. Modèle a priori

Après avoir identifié les facteurs influents, nous allons identifier un modèle reliant chaque sortie étudiée à ces facteurs afin de pouvoir prédire cette sortie pour toutes les valeurs prises par les facteurs. Dans notre cas, nous disposons de huit sorties : durées de vie N_f (selon le critère conventionnel) et $N_{f(\varphi)}$ (selon le critère par rapport à l'évolution de l'angle de phase), pente globale de variation de raideur p_g , vitesse de réendommagement V_f , pente de l'asymptote oblique « a », ordonnée à l'origine de l'asymptote « b », vitesse de récupération V_r et maximum de récupération ΔE_m . Les quatre facteurs étudiés sont : la température θ (pour le deuxième plan), le taux de repos T_r/T_f , le temps de fatigue T_f et l'amplitude de déformation relative ε_r ($\varepsilon_r = \varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$). Nous avons construit deux plans d'expérience. Le premier est réalisé à 20°C et les facteurs prennent chacun trois niveaux.

Le second étudie l'effet de la température sur trois niveaux alors que les autres facteurs ne prennent que deux niveaux. Dans le premier plan nous pourrions tester la non-linéarité des effets des facteurs et dans le second plan, nous pourrions tester les interactions entre les facteurs.

Il s'agit de construire un modèle raisonné qui doit avoir un sens physique et qui s'écrit préférentiellement sous la forme d'un polynôme pour que les coefficients soient facilement identifiables par régression multilinéaire.

Prenons l'exemple d'un essai mesurant la sortie Y. Cet essai est caractérisé par 3 facteurs X1, X2 et X3 que l'on peut faire varier et dont on souhaite connaître les effets. La sortie Y étudiée est donc une fonction des facteurs X1, X2 et X3. Si l'utilisateur choisit trois niveaux pour chaque facteur, et qu'il souhaite déterminer les interactions entre les facteurs, le plan d'expérience devra être complet et comprendre $3 \times 3 \times 3 = 27$ essais. Si l'utilisateur considère que les facteurs n'interagissent pas entre eux, alors il peut définir un plan factoriel qui réduit considérablement le nombre d'essais, comme un plan factoriel dit « carré latin » qui ne comprend que 9 essais. Dans les plans d'expériences « carré latin », les interactions entre les facteurs sont aliassées avec les facteurs [Goupy, 2000]. Cela signifie que l'action d'un facteur ne peut être distinguée de l'action d'une interaction entre facteurs.

Lorsqu'un facteur prend trois niveaux, il est possible de tester la non-linéarité de l'effet de ce facteur avec un modèle d'ordre 2. Si le facteur prend quatre niveaux, on peut adopter un modèle d'ordre 3 et ainsi de suite. Cependant, l'ajout d'un niveau à un facteur implique une augmentation du nombre d'essais.

Reprenons notre exemple : une sortie Y fonction de trois facteurs X1, X2, X3 qui prennent trois niveaux chacun. Si on considère que tous les facteurs interagissent entre eux, alors on doit réaliser un plan complet soit 27 essais qui permettent de déterminer le modèle suivant par régression multilinéaire :

$$Y = \alpha_0 + \alpha_1 X_1 + \alpha_2 X_1^2 + \alpha_3 X_2 + \alpha_4 X_2^2 + \alpha_5 X_3 + \alpha_6 X_3^2 + \alpha_7 X_1 X_2 + \alpha_8 X_1 X_3 + \alpha_9 X_2 X_3 + \dots \\ \dots + \alpha_{10} X_1^2 X_2 + \alpha_{11} X_1^2 X_3 + \alpha_{12} X_2^2 X_1 + \alpha_{13} X_2^2 X_3 + \alpha_{14} X_3^2 X_1 + \alpha_{15} X_3^2 X_2$$

Les termes α_i sont les coefficients du modèle à déterminer.

Il est aussi possible dans cet exemple de plan d'expérience d'étudier les interactions

d'ordre 3. Cela nous emmènerait à déterminer 27 coefficients. Cependant les interactions d'ordre 3 sont généralement considérées comme non significatives de par la variabilité expérimentale qui masque généralement leurs effets, s'ils existent. De plus, l'objectif d'un plan d'expérience est de déterminer un modèle qui absorbe le plus de variance possible mais qui reste simple et facile à interpréter physiquement.

4.2.2.2. Calcul des paramètres et test de nullité

La détermination des coefficients α_i est possible par régression multilinéaire. Pour cela, il est nécessaire de réaliser un changement de repère pour chaque facteur. En effet, ils ont tous une échelle différente et il s'agit de les étudier dans un même repère. Pour cela, on centre et on réduit les valeurs prises par chaque facteur.

Reprenons l'exemple précédent : pour centrer et réduire les valeurs du paramètre X_1 , on calcule sa médiane dans l'intervalle étudié : $\bar{X}_1 = \frac{X_{1\min} + X_{1\max}}{2}$ et l'intervalle $I_1 = X_{1\max} - \bar{X}_1$. La valeur x_{1j} du facteur X_1 dans le repère centré réduit a pour valeur : $x_{1j} = \frac{X_{1j} - \bar{X}_1}{I_1}$. On obtient un champ d'étude à n dimensions (autant que de facteurs) dont toutes les valeurs sont comprises entre -1 et 1.

La régression multilinéaire est réalisée dans ce champ d'étude adimensionnel, ce qui permet d'obtenir la valeur des coefficients α_i du modèle à priori. Chaque paramètre est recalculé dans le repère dimensionnel.

Soit le modèle déterminé dans le repère centré réduit adimensionnel : $Y = \alpha_0 + \alpha_1 x_1 + \alpha_2 x_2$. Dans le repère dimensionnel, il aura l'expression suivante :

$$Y = \alpha_0 + \alpha_1 \frac{X_1 - \bar{X}_1}{I_1} + \alpha_2 \frac{X_2 - \bar{X}_2}{I_2}$$

$$Y = \alpha_0 - \alpha_1 \frac{\bar{X}_1}{I_1} - \alpha_2 \frac{\bar{X}_2}{I_2} + \alpha_1 \frac{X_1}{I_1} - \alpha_2 \frac{X_2}{I_2}$$

$$Y = A_0 + A_1 X_1 + A_2 X_2$$

Lors de l'analyse des résultats, le test de l'hypothèse de nullité est réalisé. Ce test consiste à vérifier l'absence d'influence de chaque facteur X_i . On fait l'hypothèse qu'il

n'existe pas de relation entre la sortie Y et le facteur considéré X_i . Le rapport entre le coefficient de régression α_i et son écart type est une variable aléatoire qui suit une loi de Student. Si la probabilité associée à la valeur du rapport est supérieure à 0,05 alors l'hypothèse de nullité ne peut pas être rejetée et le coefficient peut être considéré comme une variable aléatoire. Lorsque l'hypothèse est rejetée, cela signifie que la valeur du coefficient n'est pas due au hasard et qu'il y a 95 % de chances qu'il caractérise une corrélation réelle.

4.2.2.3. Test de qualité du modèle

La variance totale de la sortie Y étudiée est la somme de la variance absorbée par le modèle et de la variance résiduelle. Si le modèle est parfait, la variance résiduelle est nulle. Cette variance résiduelle a deux origines :

- une due à l'erreur expérimentale et
- une due à l'erreur d'ajustement du modèle.

La variance résiduelle est la somme des écarts entre la valeur Y mesurée et la valeur calculée Y_{calc} divisée par le nombre de degrés de liberté ddl_r :

$$V_r = \frac{\sum (Y - Y_{calc})^2}{ddl_r}$$

Le nombre de degrés de liberté ddl_r correspond au nombre de valeurs expérimentales N_{exp} moins le nombre de coefficients du modèle N_{coef} :

$$ddl_r = N_{exp} - N_{coef}$$

La variance expérimentale est la somme des carrés des écarts entre la valeur mesurée Y et la moyenne des valeurs mesurées \bar{Y} divisée par le nombre de degrés de liberté ddl_{exp} :

$$V_{exp} = \frac{\sum (Y - \bar{Y})^2}{ddl_{exp}}$$

Le nombre de degrés de liberté ddl_{exp} est la somme du nombre de valeurs expérimentales N_{exp} par essai moins un, diminué du nombre de coefficients du modèle N_{coef} :

$$ddl_{\text{exp}} = N_{\text{exp}} - 1 - N_{\text{coef}}$$

La variance d'ajustement est la somme des carrés des écarts entre la valeur calculée Y_{calc} et la moyenne des valeurs mesurées \bar{Y} divisée par le nombre de degrés de liberté ddl_{ajust} :

$$V_{\text{ajust}} = \frac{\sum (Y_{\text{calc}} - \bar{Y})^2}{ddl_{\text{ajust}}}$$

ddl_{ajust} est le nombre de moyennes N_{moy} diminué du nombre de coefficients du modèle :

$$ddl_{\text{ajust}} = N_{\text{moy}} - N_{\text{coef}}$$

Pour tester la qualité du modèle, on teste l'hypothèse que la variance d'ajustement du modèle est nulle par rapport à la variance expérimentale et donc que la variance résiduelle est seulement due à la variance expérimentale [Goupy, 1999]. Le rapport

$F_{\text{exp}} = \frac{V_{\text{ajust}}}{V_{\text{exp}}}$ entre la variance expérimentale et la variance d'ajustement suit une loi de

Fisher. Ce rapport est comparé au $F_{\text{théo}}$ de la loi de Fisher pour un risque de 5 %. Si le rapport F_{exp} est inférieur à $F_{\text{théo}}$, alors on peut conclure que l'hypothèse que la variance d'ajustement est négligeable par rapport à la variable expérimentale ne peut pas être rejetée au risque de 5 %. Cela signifie que le modèle a 95 % de chance d'être correct.

4.3. Plan 1 : effet des facteurs à température constante

4.3.1. Matrices des corrélations

4.3.1.1. Corrélations entre les sorties et les facteurs

Le Tableau 4.1 présente les corrélations entre les logarithmes décimaux des huit sorties du plan et les facteurs étudiés. La loi de fatigue exprimant une relation linéaire entre le logarithme décimal de la durée de vie et le logarithme décimal de la déformation, nous avons choisi d'exprimer le logarithme décimal de la déformation relative. Pour la même raison, on a choisi d'étudier le logarithme décimal des durées de vie.

Les autres sorties du plan sont aussi exprimées en logarithme car les coefficients de corrélations entre les sorties et les facteurs sont meilleurs lorsque les sorties sont exprimées en logarithme. Cela signifie que la relation, choisie a priori, entre la sortie et le facteur est linéaire dans le repère semi-logarithmique (pour le taux de repos et le temps de fatigue) ou logarithmique (pour la déformation relative).

	$\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	T_r/T_f	T_f
$\log(N_{f50\%})$	-0,618	$-5,40.10^{-7}$	-0,102
$\log(N_{f(\varphi)})$	-0,635	-0,057	-0,081
$\log(-p_g)$	0,560	-0,166	0,084
$\log(V_f)$	0,388	-0,053	0,089
$\log(a)$	0,644	0,378	-0,226
$\log(b)$	0,426	0,140	0,542
$\log(V_r)$	0,411	-0,722	-0,135
$\log(\Delta Em)$	0,554	-0,081	0,314

Tableau 4.1 : Matrice des corrélations entre les sorties du plan 1 et les facteurs étudiés.

1) On peut constater que toutes les sorties du plan sont corrélées avec l'amplitude de déformation relative. Le coefficient est négatif pour les durées de vie (-0,618 pour $N_{f50\%}$ et -0,635 pour $N_{f(\varphi)}$) et p_g (0,56 pour $-p_g$). Cela signifie que la durée de vie diminue lorsque la déformation relative augmente.

2) Les autres facteurs ne semblent pas avoir d'effet sur les durées de vie et la pente globale puisque les coefficients de corrélation sont faibles (inférieurs à 0,2 en valeur absolue). Cela est dû soit :

- au fait que les facteurs n'ont pas d'effet,
- au fait que la relation n'est pas linéaire entre la sortie et les facteurs,
- au fait que la variabilité expérimentale est trop élevée, masquant l'effet de ces facteurs.

La Figure 4.1 nous permet de répondre à cette interrogation. En effet, elle présente les valeurs de durée de vie selon le critère conventionnel en fonction du taux de repos. On peut constater en premier lieu que la variabilité expérimentale est élevée, ce qui ne facilite pas la détermination des variations significatives imputables à l'effet des facteurs. Toutefois, si on réalise une régression linéaire des valeurs de durées de vie en fonction du

taux de repos dans l'intervalle T_r/T_f [1-4], on constate qu'il existe une relation avec un coefficient de corrélation relativement élevé de 0,375. Par contre, la régression des valeurs de durée de vie en fonction du taux de repos dans tout le domaine d'étude ([1-16]), le coefficient de corrélation devient très faible ($-5,4 \cdot 10^{-7}$). Par conséquent on peut dire que le taux de repos a un effet sur la durée de vie pour des taux de repos inférieurs ou égaux à 4.

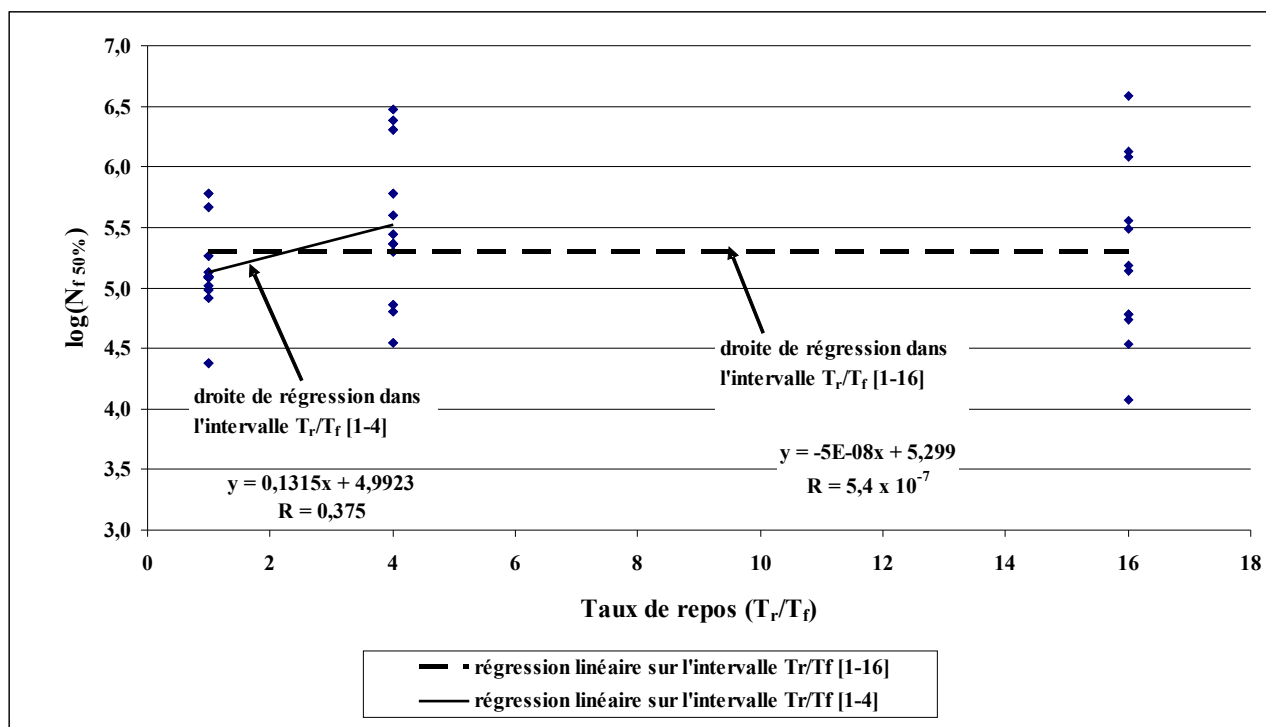


Figure 4.1 : valeur de la durée de vie selon le critère conventionnel du plan 1 en fonction du taux de repos T_r/T_f .

Cette constatation est en accord avec celles de Bonnaure et *al.* [1983] qui ont montré que le rapport entre le temps de repos et le temps de fatigue n'a plus d'effet au delà d'un rapport limite (cf. § 2.4.1.). Dans leurs travaux ils ont montré que ce rapport est de 25. Dans notre cas il semble être de 4. Il faut noter que le matériau que nous étudions est différent de celui étudié par Bonnaure et *al.*. En effet, les enrobés qu'ils ont testés avaient une teneur en liant plus importante que celle que nous utilisons (6% et 6,4% contre 4,6%). Or, les capacités autoréparatrices sont fortement liées à la qualité et à la quantité du liant utilisé. On peut faire les mêmes remarques sur l'effet du taux de repos sur les valeurs de durées de vie selon le critère angle de phase et sur les valeurs de la pente globale.

3) Le coefficient de corrélation entre les valeurs de durées de vie et le temps de fatigue est très faible : le temps de fatigue n'a pas d'effet sur les valeurs de durée de vie. Il n'a pas, non plus, d'effet sur la pente globale. On a exposé dans le paragraphe 3.2.3.2.2. qu'à cause de la relative lenteur de la carte d'acquisition, il est nécessaire de réaliser des périodes de fatigue d'au moins 50 s pour obtenir tous les paramètres décrivant la cinétique de perte de raideur. En conséquence, il n'est pas pénalisant de réaliser des essais avec des temps de fatigue suffisants pour obtenir les informations optimales pour la modélisation de la perte de raideur en fatigue.

4) La valeur de la vitesse de réendommagement est seulement corrélée avec la déformation relative. Comme nous pouvions nous y attendre, lorsque la déformation relative augmente, la vitesse de réendommagement augmente : les conditions d'essai étant plus endommageantes, la perte de raideur durant les séquences de fatigue est plus rapide.

5) La pente « a » et la vitesse de récupération sont corrélées avec la déformation relative ainsi qu'avec le taux de repos. La valeur de la pente « a » augmente avec l'amplitude de déformation. Les conditions d'essai étant plus endommageantes pour les fortes valeurs de déformation relative, la perte de raideur est plus rapide. Cette perte de raideur est aussi plus rapide lorsque le taux de repos est élevé. Cela signifie que lorsque le temps de repos est plus important et, a priori, la récupération de raideur, la vitesse de perte de raideur devient plus rapide.

6) Contrairement à ce que nous aurions pu imaginer, la vitesse de récupération est d'autant plus élevée que la déformation relative est élevée donc que les conditions d'essai sont endommageantes. Par contre, la récupération est moins rapide lorsque le taux de repos est élevé. Cette dernière constatation ne semble pas cohérente du fait que le modèle de récupération de raideur est calé sur la totalité des valeurs de raideur en repos. La Figure 4.2 montre un exemple de détermination des paramètres du modèle de récupération de raideur.

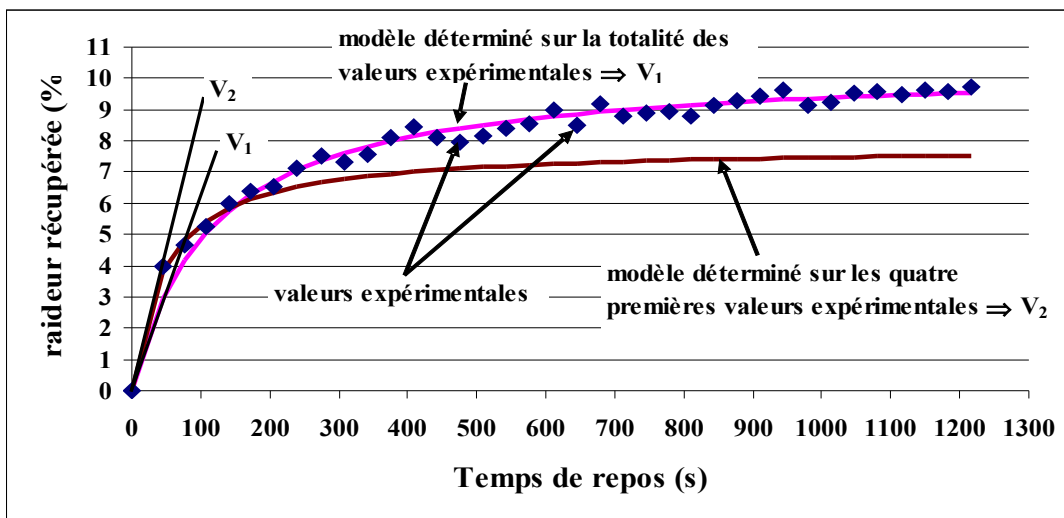


Figure 4.2 : faiblesse de la méthode de détermination des paramètres du modèle de récupération de raideur.

Sur cette figure sont représentées les valeurs mesurées de récupération de raideur en fonction du temps de repos. Nous avons déterminé la vitesse de récupération selon deux méthodes. Dans la première nous avons calculé la vitesse de récupération à partir de toutes les mesures de raideur. Nous obtenons une bonne description du maximum de récupération mais celle de la vitesse de récupération est moins satisfaisante puisque le modèle ne décrit pas parfaitement les premières valeurs de raideur : on sous-estime la vitesse expérimentale. Dans la seconde méthode, nous avons déterminé la vitesse de récupération à partir des quatre premières valeurs. On obtient une bonne description de la vitesse de récupération mais, à long terme, la valeur du maximum de récupération est beaucoup plus faible que la récupération observée. En conséquence, nous calculons une valeur de vitesse de récupération plus importante si le temps de repos est court, ce qui entraîne une corrélation entre la vitesse de récupération et le taux de repos. Pour éliminer ce biais, il faut modifier notre méthode de détermination des paramètres en ne considérant que les premières valeurs de raideur pour déterminer la vitesse de récupération. Le Tableau 4.2 présente les coefficients de corrélation entre la vitesse de récupération, calculée sur les quatre premiers points des séquences de repos, et les différents facteurs.

	$\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	T_r/T_f	T_f
$\log(V_{r2})$	0,502	0,009	0,216

Tableau 4.2 : valeur des coefficients de corrélation entre la vitesse de récupération, calculée à partir des quatre premiers points des séquences de repos, et les facteurs.

On peut constater que la corrélation entre la vitesse V_{r2} et la déformation relative existe toujours. Par contre, la corrélation avec le taux de repos a disparu. Cette corrélation était, par conséquent, due à la technique de détermination de la vitesse de récupération. Par la suite, la vitesse de récupération sera identifiée sur les quatre premières valeurs de récupération de raideur.

7) Le Tableau 4.1 montre que l'ordonnée à l'origine « b » et le maximum de récupération sont corrélés avec la déformation relative et le temps de fatigue. Lorsque les conditions d'essai sont endommageantes (amplitude de déformation élevée et temps de fatigue long), l'amplitude de perte de raideur est plus importante, comme l'amplitude de récupération de raideur. Par conséquent, on peut dire que l'amplitude de raideur récupérée en repos dépend de l'amplitude de raideur perdue en fatigue. Logiquement, l'enrobé ne peut récupérer que la raideur qu'il a perdue en fatigue et plus il a perdu de raideur en fatigue, plus il en récupère durant la séquence de repos.

4.3.1.2. Corrélations entre les sorties

Le Tableau 4.3 présente les coefficients de corrélations des régressions linéaires entre les sorties du plan 1.

	$\log(N_{f50\%})$	$\log(N_{f(\varphi)})$	$\log(-p_g)$	$\log(V_f)$	$\log(a)$	$\log(b)$	$\log(V_{r2})$	$\log(\Delta Em)$
$\log(N_{f50\%})$	1							
$\log(N_{f(\varphi)})$	0,988	1						
$\log(-p_g)$	-0,954	-0,926	1					
$\log(V_f)$	-0,341	-0,455	0,293	1				
$\log(a)$	-0,832	-0,563	0,742	0,259	1			
$\log(b)$	-0,561	-0,618	0,527	0,770	0,389	1		
$\log(V_{r2})$	-0,704	-0,605	0,657	0,338	0,565	0,478	1	
$\log(\Delta Em)$	-0,750	-0,725	0,735	0,742	0,532	0,853	0,489	1

Tableau 4.3 : matrice des corrélations entre les sorties du plan 1.

En premier lieu, on peut constater une forte corrélation ($> 0,9$) entre les durées de vie $N_{f50\%}$ et $N_{f(\varphi)}$ et la pente globale. La Figure 4.3 montre la relation entre la durée de vie selon le critère conventionnel $N_{f(50\%)}$ et la durée de vie selon le critère angle de phase $N_{f\varphi}$.

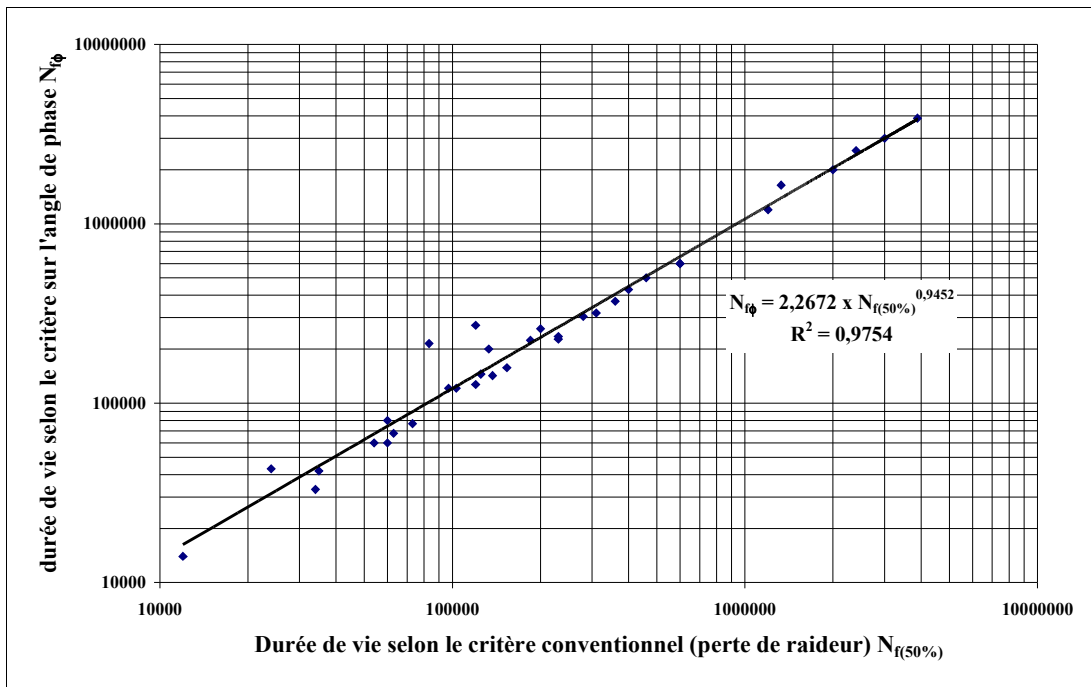


Figure 4.3 : relation entre la durée de vie selon le critère conventionnel et la durée de vie selon le critère angle de phase.

La relation puissance entre les durées de vie s'écrit :

$$N_{f\phi} = 2,2672 \times N_f^{0,9452} \quad 4.1$$

La durée de vie, déterminée à partir du critère angle de phase, correspond à une transition du comportement du matériau comme nous l'avons déjà expliqué (cf. § 3.3.4.2.2.). Ce critère est moins « arbitraire » que le critère conventionnel. Le pourcentage de 50 % de perte de raideur correspond en moyenne au pourcentage pour lequel l'évolution de raideur relative entre dans la phase 3. Cette phase 3 n'apparaît, toutefois, pas dans tous les cas pour ce pourcentage. Compte tenu de la relation qui existe entre les deux durées de vie, celle obtenue avec le critère conventionnel est représentative de la fin de vie de l'éprouvette même si le critère est empirique. Ce critère permet d'identifier la durée de vie plus directement que le critère selon l'angle de phase qui demande un traitement supplémentaire des données.

La Figure 4.4 montre la relation entre la durée de vie selon le critère conventionnel et la valeur de p_g (on a choisi la valeur $(-p_g)$ pour la représentation graphique dans un repère bi-logarithmique) et celle entre la durée de vie selon le critère angle de phase et $-p_g$.

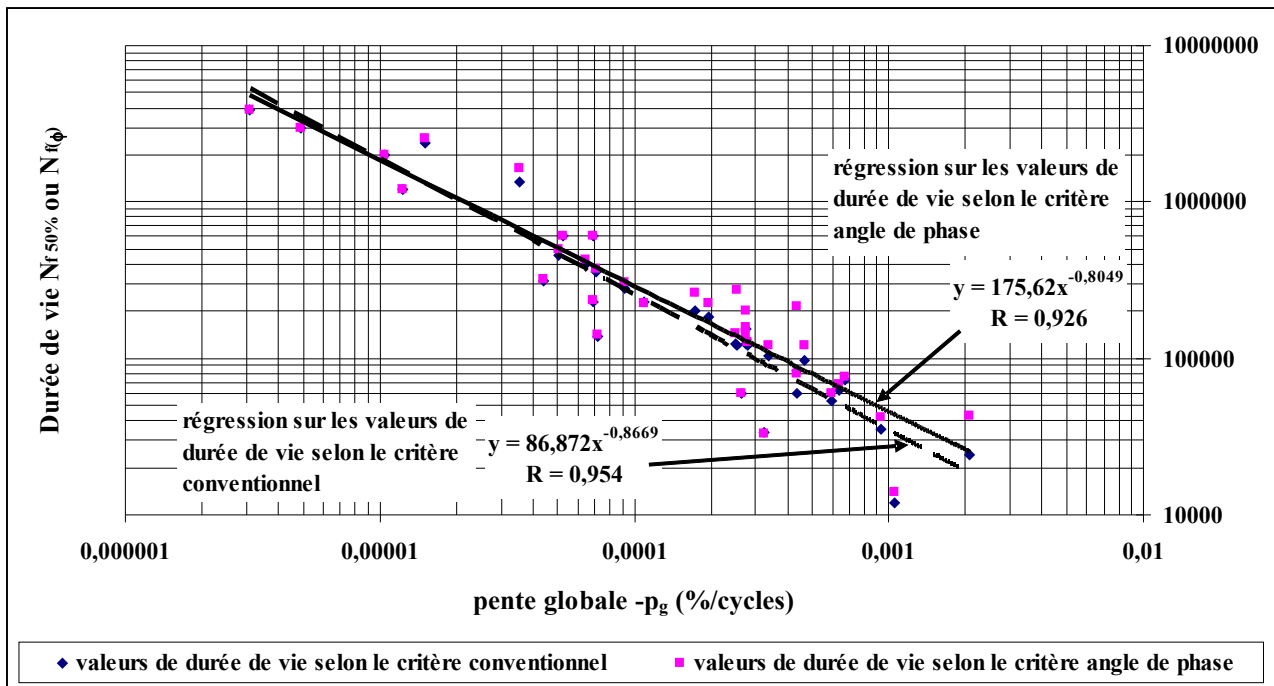


Figure 4.4 : corrélations entre les durées de vie et la pente globale du plan 1.

On montre qu'il existe une relation entre p_g et les durées de vie de sorte que, plus p_g est élevée, plus la durée de vie est faible. Elle caractérise donc une vitesse d'endommagement par cycle de l'enrobé. On a pu constater, dans le paragraphe 4.3.1.1. que la valeur de la pente est corrélée avec la déformation relative de sorte que lorsque la déformation augmente, la pente augmente. Ainsi, lorsque les conditions d'essai deviennent plus endommageantes, la pente globale devient plus élevée et la durée de vie (quel que soit le critère qui la définit) est plus faible.

Les sorties « a », « b », V_{r2} et ΔEm sont corrélées avec les durées de vie et la pente globale de telle façon que ces paramètres augmentent lorsque la durée de vie diminue et que p_g augmente. Autrement dit, lorsque les conditions sont endommageantes, « a » et « b » augmentent, ce qui signifie que l'enrobé perd plus de raideur plus vite mais aussi qu'il récupère plus et plus vite de la raideur puisque V_{r2} et ΔEm augmentent également. Nous avons montré dans le paragraphe 4.3.1.1. que « a », « b », V_{r2} et ΔEm sont corrélés avec la déformation relative, comme les durées de vie et la pente globale expliquant la corrélation entre toutes ces sorties.

On retiendra donc que, lorsque les conditions d'essai sont endommageantes, les durées de vie sont plus courtes, la pente globale est plus élevée, la perte de raideur est plus rapide avec une amplitude plus importante comme la récupération de raideur.

L'information importante est que la récupération de raideur en amplitude et en vitesse est une réponse du matériau à la perte de raideur de sorte qu'une récupération rapide et de forte amplitude correspond à une durée de vie courte.

Cette information nous conforte dans l'hypothèse du comportement thixotrope de l'enrobé. Le comportement thixotrope étant la variation réversible de la viscosité du liant. En fatigue, la viscosité diminuant, l'enrobé perd de la raideur. En repos, la viscosité réaugmente de façon réversible entraînant une récupération de raideur quasi proportionnelle à la perte de raideur en amplitude. On notera que, seul, le comportement thixotrope n'explique pas la perte de raideur. En effet l'équilibre entre perte et récupération de raideur n'est pas parfait puisque globalement l'enrobé perd de la raideur avec une vitesse p_g . Par conséquent, une partie de la perte de raideur est due à l'endommagement irréversible du matériau qui n'est pas récupérée en repos. Elle peut éventuellement l'être si le temps de repos est long (plusieurs jours) comme le montrent Bazin et Saunier [1967]. Il s'agit alors d'une autoréparation plus pérenne que celle qui intervient pour les temps de repos que nous employons ou ceux qui existent sur une chaussée réelle.

4.3.2. Modèle de prédiction de la durée de vie

Nous avons exposé dans le paragraphe 4.3.1.1. les corrélations entre les durées de vie et les facteurs. Nous avons constaté que le facteur le plus corrélé et qui explique le mieux les valeurs de durée de vie est la déformation relative. On a aussi remarqué que la corrélation avec le taux de repos est faible si on considère l'intervalle d'étude complet c'est à dire entre les taux de repos de 1 et 16. Par contre, entre les taux de repos de 1 et 4, la durée de vie augmente. Nous allons déterminer, dans cette partie, la relation existant entre les durées de vie et les facteurs du plan 1 en prenant en considération nos observations sur les corrélations. Ainsi nous allons déterminer l'effet de la déformation relative et du taux de repos dans l'intervalle [1-4].

Compte tenu de la relation entre les durées de vie selon le critère conventionnel et les durées de vie selon le critère angle de phase (cf § 4.3.1.2.), il n'est pas nécessaire de construire un modèle de prédiction de la durée de vie pour chaque critère. Le critère conventionnel étant le critère le plus utilisé, c'est donc à partir des durées de vie selon ce critère que nous construirons le modèle prédictif de durée de vie.

Comme nous l'expliquons dans le paragraphe 4.2.2.2., la détermination des coefficients du modèle est réalisée par régression multilinéaire sur les valeurs centrées réduites des facteurs. Le Tableau 4.4 présente les valeurs centrées réduites des facteurs pour la détermination des coefficients du modèle.

numéro d'essai	numéro d'éprouvette	log(eps/eps6)	Tr/Tf	Tf	log(Nf 50%)	log(Nf phase)	log(-pg)
1	1	0,1	-1	-1	5,097	5,161	-3,563
1	2	0,1	-1	-1	5,267	5,350	-3,709
1	3	0,1	-1	-1	5,097	5,161	-3,600
1	4	0,1	-1	-1	5,079	5,104	-3,557
2	1	1,0	-0,6	-1	4,799	4,833	-3,198
2	2	1,0	-0,6	-1	5,362	5,356	-3,965
2	3	1,0	-0,6	-1	5,362	5,371	-4,161
2	4	1,0	-0,6	-1	4,544	4,623	-3,033
3	1	-1,0	1	-1	6,589	6,589	-5,514
3	2	-1,0	1	-1	5,186	5,198	-3,562
3	3	-1,0	1	-1	6,124	6,216	-4,449
3	4	-1,0	1	-1	5,137	5,154	-4,147
4	1	1,0	-1	0	5,013	5,083	-3,470
4	2	1,0	-1	0	4,380	4,633	-2,686
4	3	1,0	-1	0	5,079	5,435	-3,599
4	4	1,0	-1	0	4,987	5,083	-3,334
5	1	-1,0	-0,6	0	6,380	6,408	-4,820
5	2	-1,0	-0,6	0	6,477	6,477	-5,310
5	3	-1,0	-0,6	0	5,447	5,483	-4,041
5	4	-1,0	-0,6	0	6,301	6,301	-4,978
6	1	0,1	1	0	5,556	5,568	-4,151
6	2	0,1	1	0	6,079	6,079	-4,908
6	3	0,1	1	0	4,778	4,778	-3,578
6	4	0,1	1	0	4,778	4,903	-3,362
7	1	-1,0	-1	1	4,921	5,332	-3,359
7	2	-1,0	-1	1	5,778	5,778	-4,160
7	3	-1,0	-1	1	5,124	5,301	-3,563
7	4	-1,0	-1	1	5,663	5,699	-4,300
8	1	0,1	-0,6	1	5,778	5,778	-4,278
8	2	0,1	-0,6	1	5,301	5,415	-3,764
8	3	0,1	-0,6	1	5,602	5,633	-4,193
8	4	0,1	-0,6	1	4,863	4,886	-3,175
9	1	1,0	1	1	4,531	4,519	-3,490
9	2	1,0	1	1	4,079	4,146	-2,980
9	3	1,0	1	1	4,732	4,778	-3,223

9	4	1,0	1	1	5,491	5,502	-4,356
---	---	-----	---	---	-------	-------	--------

Tableau 4.4 : valeurs centrées réduites des facteurs pour la détermination du modèle prédictif de durée de vie à partir des résultats du plan 1.

Nous avons réalisé une régression multilinéaire en ne considérant que les résultats de durée de vie des essais dont le taux de repos est inférieur ou égal à 4. La Figure 4.5 montre la régression linéaire effectuée sur toutes les valeurs de durée de vie en fonction de la déformation relative, exprimée en valeurs centrées réduites (la valeur la plus faible de déformation est égale à -1 et la plus forte à 1). Elle montre aussi la régression linéaire réalisée sur les valeurs de durée de vie, pour les essais avec un taux de repos inférieur ou égal à 4, en fonction de la déformation relative.

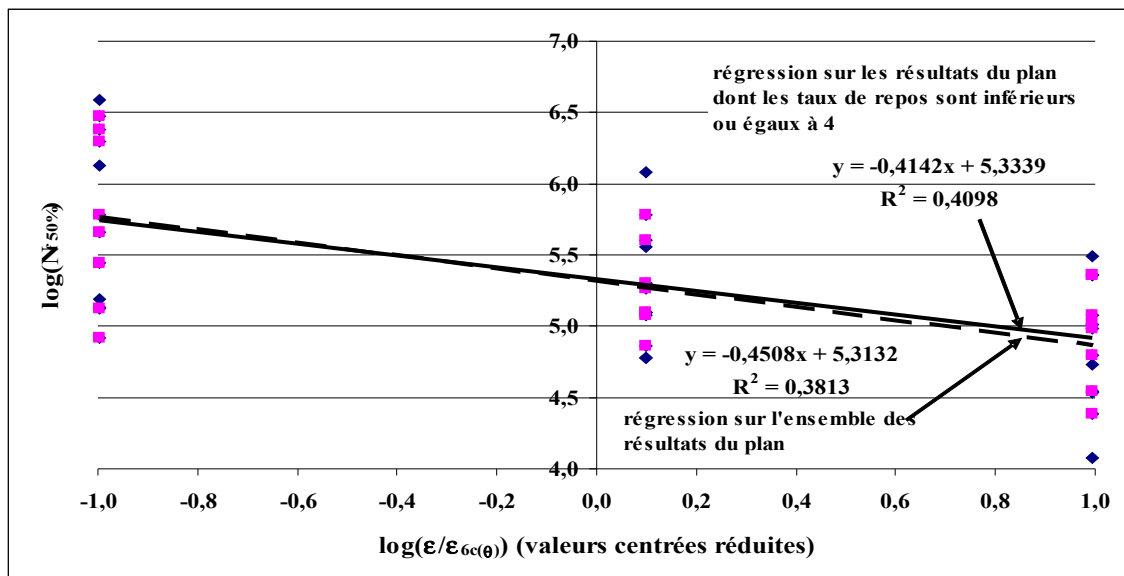


Figure 4.5 : effet du rejet des résultats de durée de vie pour les taux de repos de 16 sur la détermination de l'effet de la déformation relative.

On peut constater que les deux régressions nous permettent d'obtenir les mêmes coefficients. Par conséquent, la détermination du modèle de durée de vie sans les essais avec un taux de repos de 16 n'a pas de conséquence sur la détermination de l'effet de la déformation relative.

La régression multilinéaire sur les résultats de durée de vie des essais avec des taux de repos de 1 et 4, nous donne les coefficients suivants dans le repère adimensionnel (Tableau 4.5) :

libellé du paramètre	Coefficient	Ecart-type	Student - ddl = 21	Probabilité
$\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	-0,4142	0,095	4,374	0,000
T_r/T_f	0,9859	0,385	2,560	0,018
Constante	6,1226	0,318	19,275	0,000

Tableau 4.5 : valeur et test de nullité des coefficients du modèle de durée de vie à partir des résultats du plan 1.

L'expression du modèle de durée de vie selon le critère conventionnel dans le repère adimensionnel est :

$$\log(N_{f50\%}) = 6,1226 - 0,4142 \times \log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right) + 0,9859 \times \frac{T_r}{T_f} \quad 4.2$$

Dans le repère dimensionnel, il devient (le calcul du changement de repère est expliqué dans le paragraphe 4.2.2.2.) :

$$\log(N_{f50\%}) = 6,084 - 4,704 \times \log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right) + 0,131 \times \frac{T_r}{T_f} \quad 4.3$$

ou encore :

$$N_{f50\%} = 1214199 \times \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right)^{-4,704} \times 10^{0,131 \times \frac{T_r}{T_f}} \quad 4.4$$

Cette relation est valable pour des valeurs de taux de repos comprises entre 0 et 4 (correspondant à des temps de repos compris entre 35 et 300 s). Pour des taux de repos supérieurs à 4, on considère que la durée de vie est plafonnée (un repos prolongé ne procure aucun gain - cf. Figure 4.1) et l'on a :

$$\log(N_{f50\%}) = 6,084 - 4,704 \times \log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right) + 0,131 \times 4 = 6,608 - 4,704 \times \log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right) \quad 4.5$$

ou

$$N_f = 10^{6,608} \times \left[\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}} \right]^{-4,704} \quad 4.6$$

Ce modèle absorbe 74,2 % de la variance totale comme le montre la Figure 4.6.

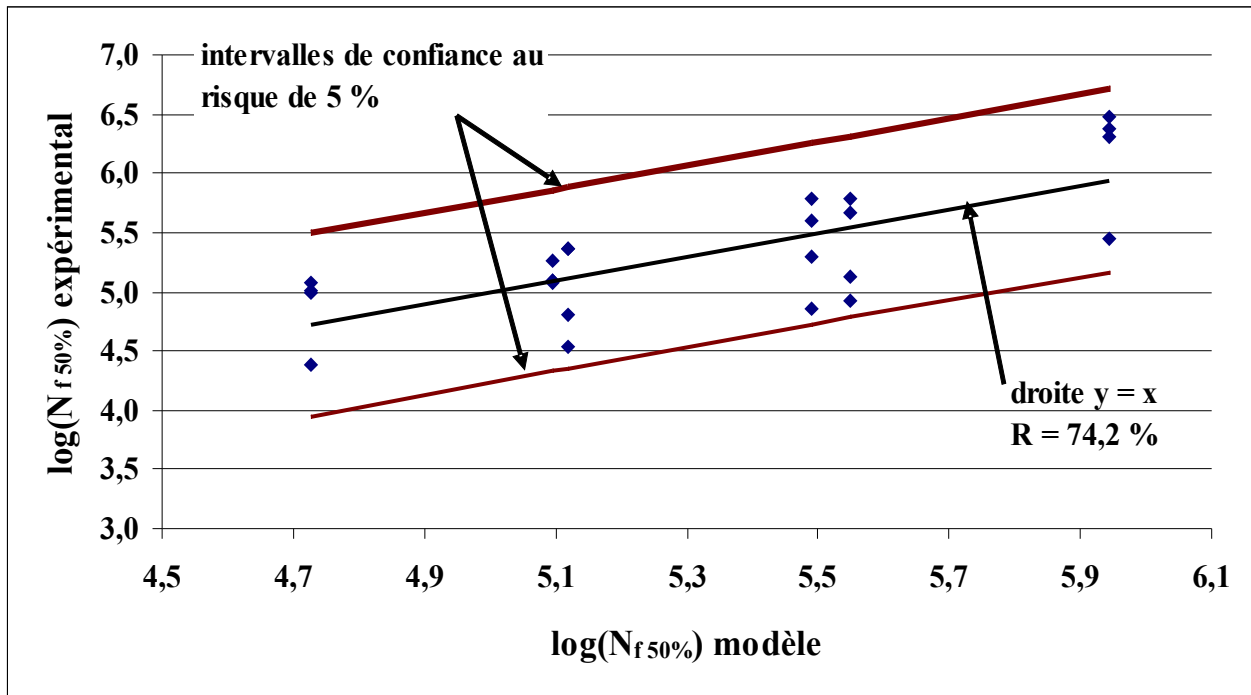


Figure 4.6: corrélation entre les durées de vie calculées avec le modèle, déterminé à partir du plan 1, avec les résultats expérimentaux.

Le Tableau 4.6 présente le test de nullité de la variance d'ajustement du modèle de durée de vie. Le détail du test est expliqué dans le paragraphe 4.2.2.3..

	somme des carrés des écarts	ddl	variance	Fexp	Fthéo	Hypothèse de nullité
erreur d'ajustement	0,117	3	0,039	0,272	3,098	on ne peut pas rejeter
erreur expérimentale	2,874	20	0,144			

Tableau 4.6 : test de nullité de la variance d'ajustement du modèle de durée de vie du plan 1.

La valeur du F de la loi de Fisher calculée est inférieure à celle donnée par les tables de la loi pour un risque de 5%. L'hypothèse de nullité de la variance d'ajustement ne peut

pas être rejetée et les variations expliquées par le modèle sont significatives.

La Figure 4.7 présente les droites de fatigue calculées à partir du modèle de durée de vie pour des taux de repos de 0 à 4. Pour comparaison, nous avons tracé la droite de fatigue de l'essai de fatigue continue.

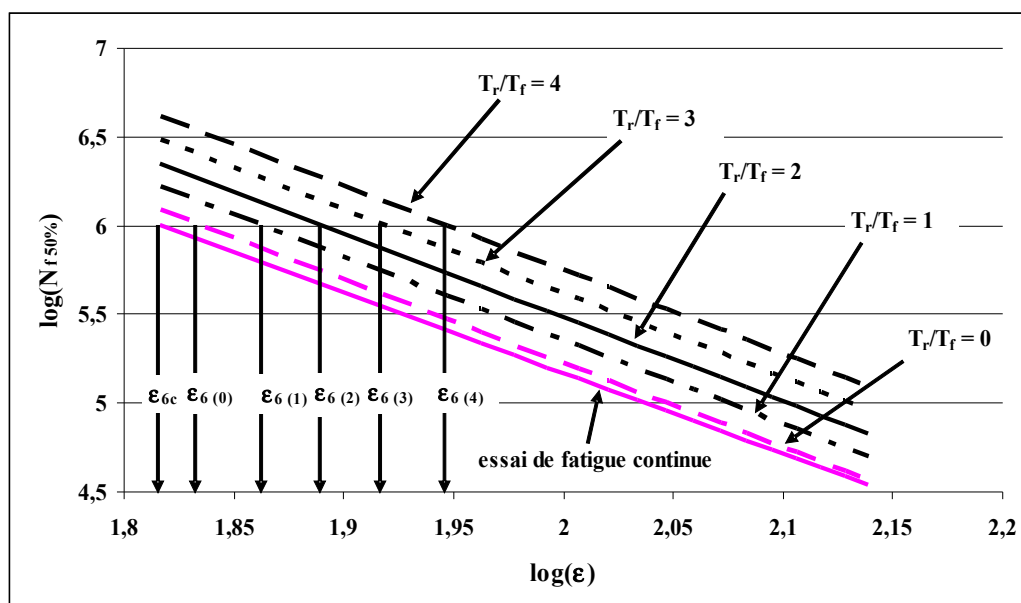


Figure 4.7 : droites de fatigue déterminées à partir du modèle de durée de vie du plan 1 et droite de fatigue de l'essai de fatigue continue.

On montre que lorsque le taux de repos augmente, la performance en fatigue, traduite par l' ϵ_6 , est meilleure c'est à dire que l'enrobé peut supporter une déformation plus importante pour atteindre la même durée de vie de 10^{-6} cycles. On peut aussi noter que le modèle pour un taux de repos nul, on prédit correctement la droite de fatigue continue sachant que les résultats de l'essai de fatigue continue n'ont pas été utilisés pour la détermination des coefficients de notre modèle.

Dans le Tableau 4.7 sont présentées les valeurs d' ϵ_6 calculées à partir du modèle de durée de vie en fonction du taux de repos. Il expose également le « gain de performance » qui est égal au rapport entre l' ϵ_6 calculé par le modèle et celui de l'essai de fatigue continue à 20°C dont la valeur est de $65,5 \cdot 10^{-6}$.

T_r/T_f	$\varepsilon_6 (10^{-6})$	gain de performance
fatigue continue	65,5	1,00
0	68,3	1,04
1	72,8	1,11
2	77,6	1,19
3	82,8	1,26
4	88,3	1,35

Tableau 4.7 : valeur d' ε_6 pour des taux de repos différents selon le modèle de durée de vie du plan 1.

L'insertion des temps de repos permet un gain de performance jusqu'à 1,35 fois la performance de l'enrobé sollicité en fatigue continue. On rappelle que le coefficient de calage empirique k_c utilisé dans la méthode de dimensionnement pour une Grave Bitume est de 1,3 (cf. § 1.3.4.5.). Par conséquent, les périodes de repos, qui laissent la possibilité à l'enrobé de s'autoréparer, semblent expliquer la différence de performance observée entre le laboratoire et la chaussée.

4.3.3. Modélisation de l'équilibre entre perte et récupération de raideur du plan 1

Nous avons effectué, pour chaque paramètre des modèles décrivant la cinétique de perte et de récupération de raideur, une régression multilinéaire. Cette régression permet, par une analyse statistique, de déterminer les facteurs dont les effets ne sont pas nuls et de quantifier ces effets. Les tableaux 4.8, 4.9, 4.10, 4.11 et 4.12 présentent les facteurs dont l'hypothèse de nullité a été rejetée (effets non nuls), le coefficient de régression associé dans le repère adimensionnel et le repère dimensionnel et le coefficient de corrélation de la régression.

$\log(V_f)$	constante	$\text{Log}(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	Coefficient de corrélation
adimensionnel	-0,127	0,087	0,388
dimensionnel	-0,353	0,987	

Tableau 4.8 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de la vitesse de réendommagement du plan 1.

log(a)	constante	Log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	T_f	T_r/T_f	Coefficient de corrélation
adimensionnel	-1,349	0,214	-0,0748	0,118	0,779
dimensionnel	-1,835	2,432	-0,00374	0,0158	

Tableau 4.9 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de la pente "a" du plan 1.

log(b)	constante	Log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	T_f	Coefficient de corrélation
adimensionnel	0,590	0,084	0,106	0,690
dimensionnel	0,081	0,951	0,00529	

Tableau 4.10 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de l'ordonnée à l'origine "b" du plan 1.

log(V_{r2})	constante	Log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	Coefficient de corrélation
adimensionnel	-0,825	0,082	0,465
dimensionnel	-1,039	0,930	

Tableau 4.11 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de la vitesse de récupération du plan 1.

log(ΔEm)	constante	Log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	T_f	Coefficient de corrélation
adimensionnel	0,900	0,124	0,070	0,636
dimensionnel	0,383	1,412	0,0035	

Tableau 4.12 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs du maximum de récupération du plan 1.

On peut constater que :

- pour V_f et V_r seule l'amplitude de déformation a un effet significatif. Toutefois, le modèle n'explique que faiblement la variation des valeurs de vitesse (39% pour V_f et 46,5% pour V_r),
- pour « b » et ΔEm , deux facteurs ont un effet : l'amplitude de déformation et le temps de fatigue,
- pour « a », les trois facteurs ont un effet sur sa valeur.

Le Tableau 4.13 présente l'effet de la variation des facteurs entre leur valeur minimale et leur valeur maximale (de 1,4 à 2 pour la déformation relative, de 1 à 16 pour T_r/T_f et de 35 à 75 s pour T_f) sur la valeur de chaque paramètre. La différence exprimée est

donc, par exemple, la valeur de $\log(V_f (\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)} = 2)) - \log(V_f (\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)} = 1,4))$. Ce tableau nous permet de juger du poids relatif de l'effet de chaque facteur sur la variation de chaque paramètre.

log(V_f)	différence
effet de $\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	0,153
log(a)	différence
effet de $\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	0,377
effet de T _f	-0,150
effet de T _r /T _f	0,236
log(b)	différence
effet de $\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	0,147
effet de T _f	0,212
log(V_r)	différence
effet de $\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	0,144
log(ΔEm)	différence
effet de $\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	0,219
effet de T _f	0,140

Tableau 4.13 : effet des différents facteurs sur la valeur des paramètres des cinétiques du plan 1.

Pour tous les paramètres excepté « b », le facteur le plus influent est la déformation relative. En effet, une variation de la déformation relative de 1,4 à 2, implique une augmentation de la valeur des paramètres plus importante que celle provoquée par une variation des autres facteurs (sous entendu dans leur intervalle de variation étudié par le plan d'expérience). Une variation du temps de fatigue provoque une variation de « b » plus importante qu'une variation de la déformation relative. L'influence du temps de fatigue est pour partie due à notre méthode de détermination de « b ». En effet, une valeur de « b » calculée pour un essai avec un temps de fatigue de 75 s est supérieure à celle calculée pour un essai avec des temps de fatigue de 55s. La Figure 4.8 illustre ce propos en montrant la différence entre les valeurs de « a » et « b » selon qu'elles sont calculées pour une durée de fatigue de 75 s ou de 55 s. Dans ce cas, la valeur de $\log(b)$ calculée sur 55 s est $\log(2,0456) = 0,3108$ et sa valeur calculée sur 75 s est de $\log(2,5915) = 0,4136$. La différence entre les deux valeurs est de 0,1028. Dans ce cas, cette différence est deux fois moins importante que celle prédite par le modèle. En conséquence, l'effet déterminé par le modèle est pour partie dû à la méthode de calcul de « b » et pour partie dû à un réel effet

du temps de fatigue.

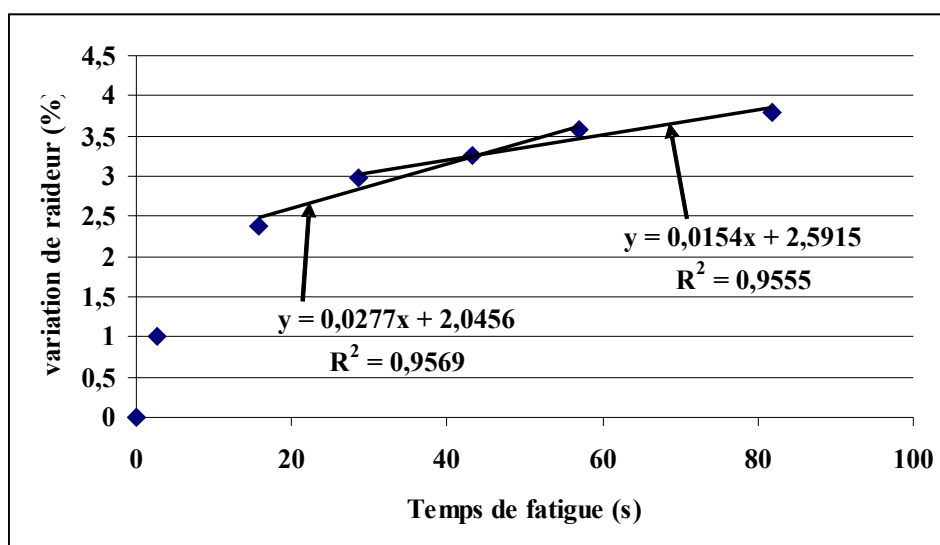


Figure 4.8 : valeurs de "a" et "b" selon que le temps de fatigue est de 75 ou 55 s.

De la même façon, l'effet négatif du temps de fatigue sur la valeur de « a » (c'est à dire une diminution de « a » avec une augmentation du temps de fatigue) est dû à la méthode de calcul de « a ». Sur la Figure 4.8, on peut constater que la valeur de « a » calculée pour 55 s est plus importante que celle calculée pour 75 s.

En conclusion, les paramètres des cinétiques sont surtout influencés par la déformation relative. Tous augmentent lorsque la déformation augmente ce qui signifie que l'enrobé perd plus de raideur plus vite et en récupère plus et plus vite lorsque l'amplitude de déformation croît. On note aussi que la vitesse de perte de raideur « a » augmente avec le taux de repos comme pour compenser une récupération de raideur plus importante. Inversement, le maximum de récupération est plus important lorsque le temps de fatigue est élevé pour compenser, à l'inverse, une perte de raideur plus importante. Les cinétiques de perte et de récupération de raideur sont liées de sorte que le comportement de l'enrobé en repos dépend de son comportement en fatigue et inversement.

4.3.4. Synthèse de l'analyse des résultats du plan 1

Les conclusions de l'analyse du premier plan d'expérience sont les suivantes :

- la déformation relative est le facteur qui a le plus d'effet puisqu'elle est corrélée avec toutes les sorties du plan. Une déformation relative élevée implique un taux d'endommagement par cycle élevé. En conséquence, les durées de vie sont plus courtes et la pente globale est plus importante puisque le taux d'endommagement est élevé. La perte de raideur est aussi plus rapide et plus importante en amplitude lorsque la déformation est élevée. Par suite, on constate que la récupération de raideur est, elle aussi, rapide et avec une amplitude importante. Ce qui n'entraîne pas forcément une durée de vie plus importante. De fait, on pense que les cinétiques de perte et de récupération sont essentiellement dues au comportement thixotrope (variation de viscosité). Une partie de la perte de raideur est toutefois due au dommage puisque le bilan de l'équilibre entre fatigue et repos conduit à une perte globale de raideur de pente p_g . Le comportement thixotrope en repos est assimilable à une autoréparation puisque le matériau, durant le repos, gagne en viscosité et donc en raideur par, pense-t-on, reconstruction des liaisons de faible énergie (liaisons de type Van der Waals).
- le taux de repos a un effet plafonné lorsqu'il est supérieur à 4 (c'est à dire pour des temps de repos supérieur à 300 s, la durée de vie n'augmente plus, tous les autres facteurs étant égaux par ailleurs) pour le matériau étudié. Bonnaure et *al.* ont montré que l'effet des temps de repos était maximum pour un taux de repos de 25 sur des matériaux identiques en terme de granulométrie mais avec une teneur plus riche en liant (6 et 6,4 % contre 4,6 %). Cela nous laisse à penser que l'autoréparation est imputable au liant et qu'elle met en oeuvre des énergies de liaisons moléculaires dans le liant (énergies de cohésion),
- nous avons montré que la vitesse de récupération doit être déterminée à partir des seules premières valeurs de raideur sinon la valeur de la vitesse de récupération est sous-estimée,
- le modèle de durée de vie est une loi de fatigue à laquelle nous avons rajouté l'expression de l'effet du taux de repos. Il explique 74,2 % de la variation de la durée de vie. Il décrit la diminution de la durée de vie avec l'augmentation de la déformation relative et le gain de durée de vie en fonction du taux de repos appliqué quand celui-ci est inférieur ou égal à 4. Il permet de retrouver la loi de fatigue continue lorsque le taux de repos est nul. Quand le taux de repos est maximum (supérieur ou égal à 4), le rapport entre l' ε_6 de l'essai à « trafic simulé » et l' ε_6 de l'essai continu est égal à 1,35, c'est

à dire le même ordre de grandeur que celui entre la durée de vie mesurée sur chaussée et celle issue de l'essai de fatigue continue. Cela nous laisse à penser que le rapport des performances du matériau en laboratoire et sur chaussée est dû, au moins pour partie, à l'autoréparation du matériau durant les temps de repos entre deux poids lourds.

4.4. Plan d'expérience 2 : effets de la température et des interactions

Dans le plan d'expérience 1, nous avons volontairement fixé la température. D'après la bibliographie, la température a un effet très important sur la durée de vie et sur les capacités autoréparatrices. Nous allons constater par la suite que l'effet de la température est tellement important qu'il peut masquer certaines corrélations, justifiant la mise en oeuvre du premier plan d'expérience.

4.4.1. Matrices des corrélations

4.4.1.1. Corrélations entre les sorties et les facteurs

Le Tableau 4.14 présente les coefficients de corrélation entre les sorties du plan et les facteurs étudiés. Nous avons aussi calculé les coefficients de corrélation entre les sorties et le temps de repos. Lors de l'analyse du premier plan d'expérience, nous avons constaté que le temps de fatigue n'a pas d'effet sur les durées de vie. Par conséquent, le facteur influent dans le rapport T_r/T_f est le temps de repos. Dans ce cas, le plan d'expérience peut être analysé en fonction des trois facteurs restants : température, déformation relative et temps de repos sans que les trois facteurs ne soient aliasés contrairement au premier plan d'expérience où le temps de fatigue était aliasé à la déformation relative, c'est à dire que nous ne pouvions pas déterminer l'effet du temps de repos indépendamment de l'effet de la déformation.

	θ	$\text{Log}(\epsilon/\epsilon_{c(\theta)})$	T_r/T_f	T_f	T_r
$\log(N_{f50\%})$	0,237	-0,375	0,256	0,050	0,231
$\log(N_{f(\varphi)})$	0,271	-0,420	0,233	0,023	0,202
$\log(-p_g)$	-0,278	0,295	-0,248	-0,007	-0,219
$\log(V_f)$	0,644	0,304	-0,003	-0,030	-0,001
$\log(a)$	0,525	0,459	0,203	-0,239	0,067
$\log(b)$	0,782	0,315	0,135	0,195	0,236
$\log(V_{r2})$	0,828	0,188	-0,095	-0,150	-0,118
$\log(\Delta Em)$	0,805	0,300	-0,070	0,027	-0,030

Tableau 4.14 : matrice des corrélations entre les sorties du plan 2 et les facteurs étudiés.

On observe, dans le Tableau 4.14, que, comme nous l'avons lu dans la bibliographie, la température d'essai a un effet important puisqu'elle est corrélée avec tous les facteurs. Cette corrélation est surtout très marquée pour les paramètres des cinétiques de perte et de récupération de raideur avec des coefficients variant de 0,525 pour la pente « a » jusqu'à 0,828 pour la vitesse de récupération. Ces corrélations sont en accord avec les tendances générales que nous avons mises en évidence dans le chapitre 3, à savoir l'effet de la température sur les amplitudes de perte et de récupération de raideur plus importantes à fortes températures. Les corrélations avec les durées de vie et la pente globale sont moins élevées que celles avec la déformation relative. D'ailleurs, la corrélation entre la déformation relative et les paramètres des cinétiques est relativement élevée, de sorte que l'on retrouve finalement les corrélations observées lors de l'analyse du plan 1. On peut toutefois, remarquer que le temps de fatigue est moins corrélé avec « b » et le maximum de récupération que dans le plan 1 à cause de la forte influence de la température qui masque celle des autres facteurs. En effet, si on considère seulement les essais à 30°C par exemple, le coefficient de corrélation entre le maximum de récupération et le temps de fatigue devient égal à 0,647.

4.4.1.2. Corrélations entre les sorties

Le Tableau 4.15 permet d'analyser les corrélations entre les sorties.

	$\log(N_{f50\%})$	$\log(N_{f(\varphi)})$	$\log(-p_g)$	$\log(V_f)$	$\log(a)$	$\log(b)$	$\log(V_{r2})$	$\log(\Delta Em)$
$\log(N_{f50\%})$	1							
$\log(N_{f(\varphi)})$	0,979	1						
$\log(-p_g)$	-0,962	-0,939	1					
$\log(V_f)$	0,208	0,174	-0,216	1				
$\log(a)$	-0,413	-0,413	0,346	0,409	1			
$\log(b)$	-0,077	-0,076	0,083	0,806	0,6262	1		
$\log(V_{r2})$	-0,073	-0,055	0,039	0,684	0,6227	0,815	1	
$\log(\Delta Em)$	-0,042	-0,051	0,024	0,778	0,660	0,901	0,806	1

Tableau 4.15 : matrice des corrélations entre les sorties du plan 2.

Comme pour le plan 1, il existe de fortes corrélations entre les durées de vie et la pente globale. La Figure 4.9 présente la relation linéaire entre le logarithme de la durée de vie selon le critère conventionnel et celui de la durée de vie selon le critère angle de phase. Nous avons tracé les durées de vies obtenues par le premier plan et le second pour montrer que les deux nuages de points sont confondus. Les deux critères de détermination de la durée de vie sont équivalents.

La pente globale de perte de raideur en fonction du nombre de cycles durant la phase 2 est en relation directe avec la durée de vie. Elle marque le taux d'endommagement par cycle de l'enrobé. La Figure 4.10 montre la relation existant entre la valeur du logarithme de la pente globale « p_g » et le logarithme de la durée de vie pour tous les essais à « trafic simulé » (plan 1 + plan 2) et les essais de fatigue continue. Les valeurs des coefficients des deux relations linéaires sont quasi identiques. Il existe une relation unique, quel que soit le type d'essai réalisé, qui relie la pente globale à la durée de vie. Cette information est importante car cela suppose que lorsqu'elle est connue, il est possible de réduire la durée et donc le coût des essais. En effet, on peut déterminer la durée de vie des essais sans mener les éprouvettes jusqu'à la rupture. La durée d'essai doit seulement être suffisante pour avoir le début de la phase 2 et déterminer la pente globale.

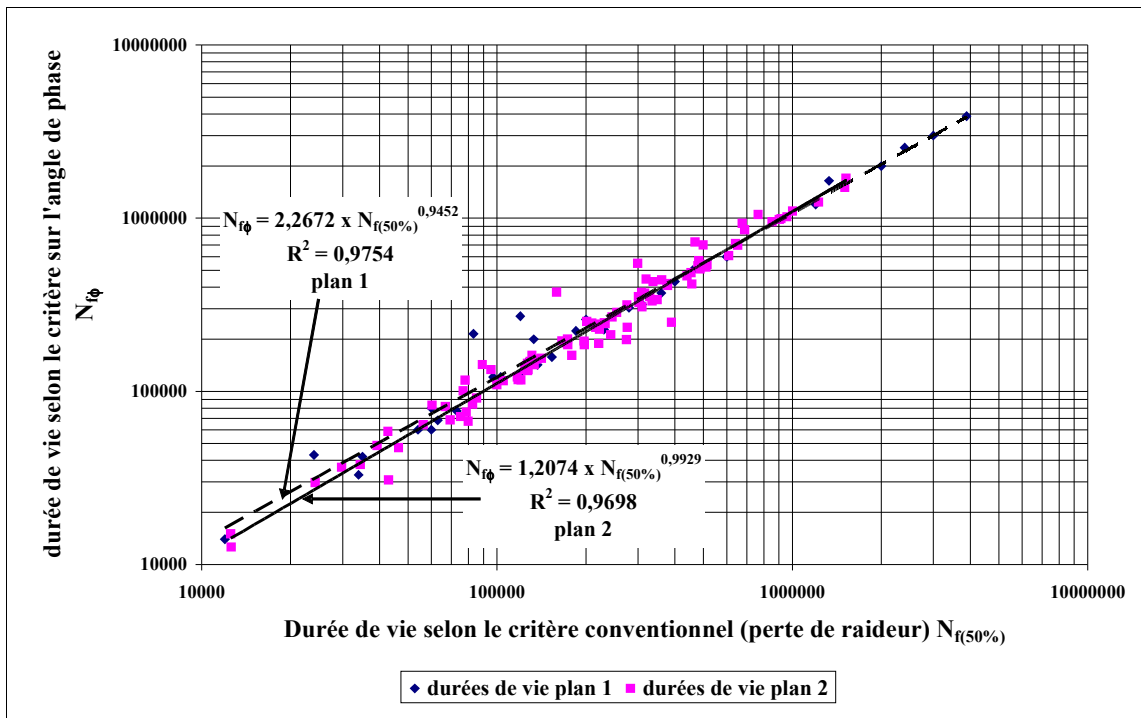


Figure 4.9 : relation entre les durées de vie déterminées selon le critère conventionnel ou le critère angle de phase.

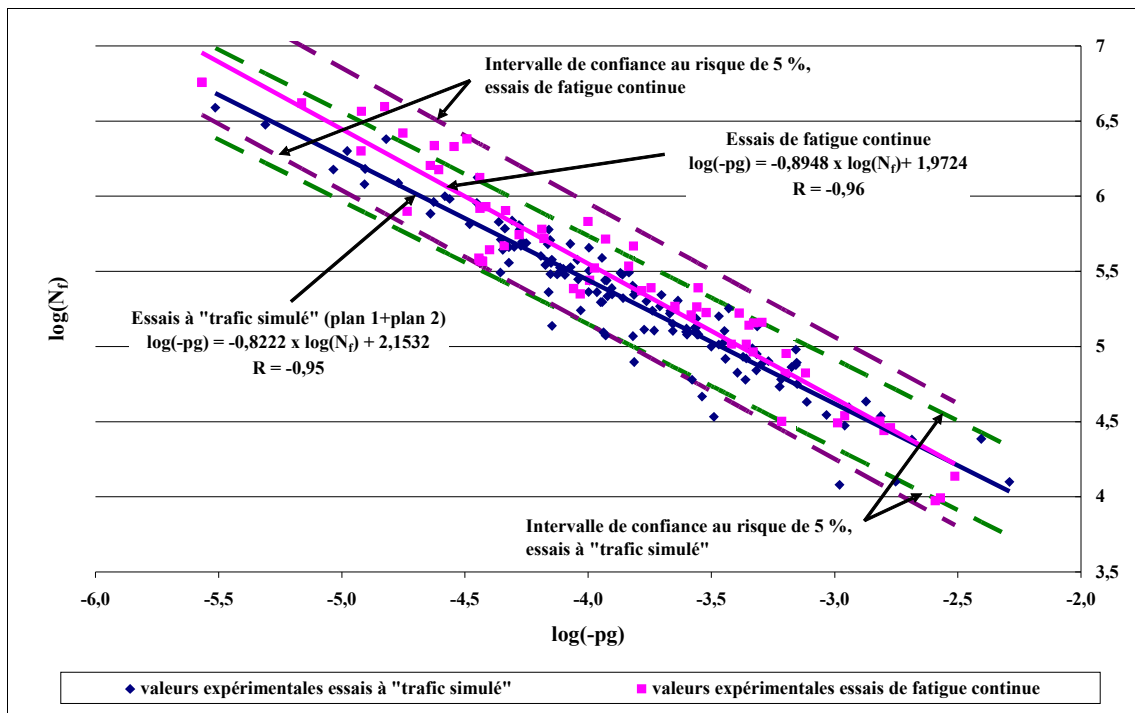


Figure 4.10 : relation entre la valeur de la pente globale et la durée de vie des essais à "trafic simulé" et des essais de fatigue continue.

La matrice des corrélations entre les sorties du premier plan nous avait montré des coefficients de corrélation élevés entre les paramètres des cinétiques et les durées de vie. Ce n'est pas le cas dans ce second plan. La raison est la forte influence qu'exerce la température sur la valeur des paramètres. En effet, la Figure 4.11 montre les relations existant entre la durée de vie et la vitesse de récupération pour chaque température ainsi que la relation entre la durée de vie et la vitesse de récupération pour tous les essais. On se rend compte que si on considère les valeurs à une température donnée, la corrélation entre les deux sorties est bien meilleure que si on considère toutes les valeurs indépendamment de la température. On peut même ajouter que la corrélation est d'autant meilleure que la température est élevée (-0,88 à 30°C, -0,53 à 10°, -0,34 à 5°C et -0,70 à 20°C). L'explication que nous donnons est la suivante : la valeur de la vitesse de récupération est liée à la thixotropie de l'enrobé qui est plus marquée à haute température et qui dépend de l'intensité de la déformation appliquée. Si la déformation est importante, alors la vitesse de récupération devient importante mais la durée de vie plus faible. Inversement, si la déformation est faible, la vitesse de récupération est faible alors que la durée de vie est plus importante. En conséquence, la vitesse de récupération et la durée de vie sont corrélées négativement. A faible température, le comportement thixotrope est moins marqué. De fait, les variations de la valeur de la vitesse de réendommagement avec la déformation sont moins marquées et la corrélation avec la durée de vie diminue. Le fait que la durée de vie et la vitesse de récupération soient corrélées provient de l'effet de la déformation sur ces deux sorties. L'effet de la déformation sur la vitesse de récupération diminuant avec la température, la corrélation avec la durée de vie diminue.

Si on considère que les cinétiques de perte de raideur et de récupération sont en partie dues au comportement thixotrope, ce raisonnement est valable pour tous les paramètres décrivant ces cinétiques. Toutefois, on peut observer qu'il ne l'est pas pour la vitesse de réendommagement. De tous les paramètres, les valeurs de la vitesse de réendommagement sont les plus dispersées. Cela implique des corrélations avec les différents facteurs et différentes sorties plus faibles.

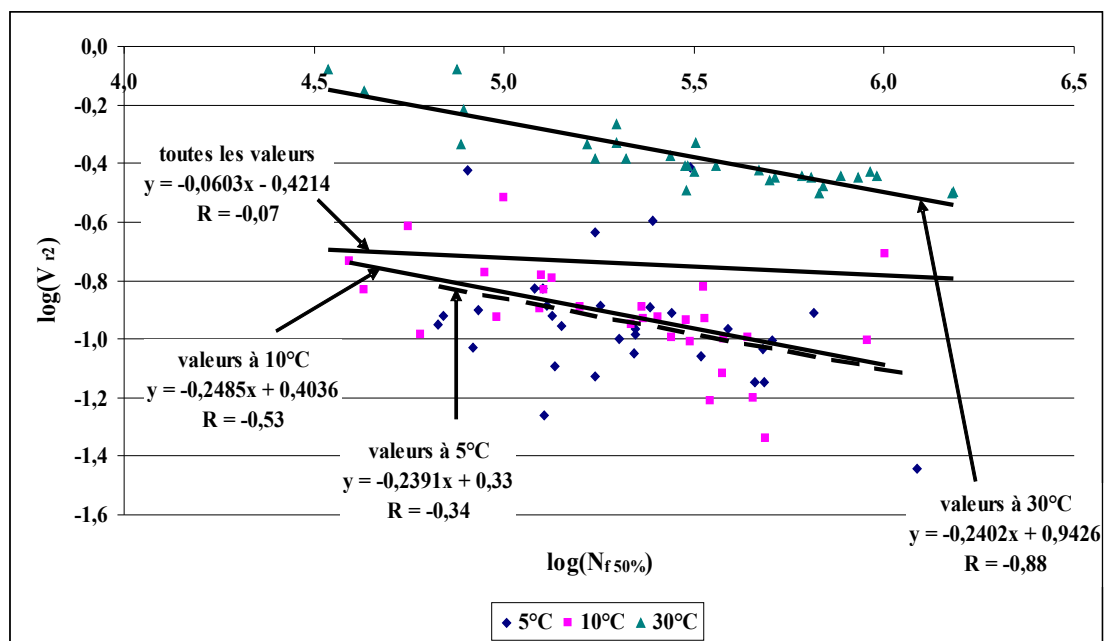


Figure 4.11 : effet de la température sur la valeur de vitesse de récupération et conséquence sur la corrélation avec la durée de vie.

Il nous faut rester prudent sur l'interprétation des valeurs des paramètres des cinétiques. En effet, il s'agit de valeurs moyennes de valeurs très dispersées de paramètres issus de modèles calés sur des valeurs expérimentales.

Pour finir notre commentaire de la matrice des corrélations des sorties, nous pouvons constater qu'il apparaît de fortes corrélations entre les paramètres des cinétiques, qui n'avaient pas été mises en évidence par le premier plan d'expérience : corrélation entre V_f et V_{r2} , entre a et b , entre b et V_{r2} et entre V_{r2} et ΔEm . Ces corrélations sont le fait de l'effet important de la température sur la valeur de ces paramètres. En effet, étant tous fortement corrélés avec la température, ils en deviennent corrélés entre eux.

4.4.2. Modèle de prédiction de la durée de vie

Comme pour le plan 1, le modèle est déterminé par régression multilinéaire sur les valeurs centrées réduites des facteurs que présente le Tableau 4.16. Les résultats des essais à 20°C ne sont pas utilisés pour la détermination du modèle.

numéro d'essai	numéro d'éprouvette	température	eps/eps6	Tr/Tf	Tf	log(Nf 50%)
1	1	-1,0	1,00	-1,00	-1,00	4,825
1	4	-1,0	1,00	-1,00	-1,00	4,917
1 bis	1	-1,0	1,00	-1,00	-1,00	5,491
1 bis	2	-1,0	1,00	-1,00	-1,00	4,841
1 bis	3	-1,0	1,00	-1,00	-1,00	5,150
1 bis	4	-1,0	1,00	-1,00	-1,00	4,902
2	1	-0,6	1,00	-1,00	-1,00	5,000
2	2	-0,6	1,00	-1,00	-1,00	4,750
2	3	-0,6	1,00	-1,00	-1,00	4,595
2	4	-0,6	1,00	-1,00	-1,00	5,094
3	1	1,0	1,00	-1,00	-1,00	5,784
3	2	1,0	1,00	-1,00	-1,00	5,296
3	3	1,0	1,00	-1,00	-1,00	5,439
3	4	1,0	1,00	-1,00	-1,00	5,295
4	1	-1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,344
4	2	-1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,239
4	3	-1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,389
5	1	-0,6	-1,00	-1,00	-1,00	5,201
5	2	-0,6	-1,00	-1,00	-1,00	6,001
5	3	-0,6	-1,00	-1,00	-1,00	5,128
5	4	-0,6	-1,00	-1,00	-1,00	5,528
6	1	1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,477
6	2	1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,884
6	3	1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,698
6	4	1,0	-1,00	-1,00	-1,00	5,670
7	1	-1,0	1,00	-1,00	1,00	5,022
7	2	-1,0	1,00	-1,00	1,00	5,385
7	3	-1,0	1,00	-1,00	1,00	5,344
7	4	-1,0	1,00	-1,00	1,00	5,441
8	2	-0,6	1,00	-1,00	1,00	5,334
8	3	-0,6	1,00	-1,00	1,00	4,950
8	4	-0,6	1,00	-1,00	1,00	4,781
9	1	1,0	1,00	-1,00	1,00	4,633
9	2	1,0	1,00	-1,00	1,00	4,886
9	3	1,0	1,00	-1,00	1,00	5,322
9	4	1,0	1,00	-1,00	1,00	4,537

« Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux en condition de trafic simulé et de température »

10	1	-1,0	-1,00	-1,00	1,00	5,683
10	2	-1,0	-1,00	-1,00	1,00	5,238
10	3	-1,0	-1,00	-1,00	1,00	5,680
10	4	-1,0	-1,00	-1,00	1,00	5,135
11	1	-0,6	-1,00	-1,00	1,00	5,543
11	2	-0,6	-1,00	-1,00	1,00	5,478
11	3	-0,6	-1,00	-1,00	1,00	5,366
11	4	-0,6	-1,00	-1,00	1,00	5,576
12	1	1,0	-1,00	-1,00	1,00	5,480
12	4	1,0	-1,00	-1,00	1,00	5,830
13	2	-1,0	1,00	-0,60	-1,00	5,126
13	3	-1,0	1,00	-0,60	-1,00	4,931
13	4	-1,0	1,00	-0,60	-1,00	5,347
14	1	-0,6	1,00	-0,60	-1,00	5,525
14	4	-0,6	1,00	-0,60	-1,00	4,980
15	1	1,0	1,00	-0,60	-1,00	5,500
15	2	1,0	1,00	-0,60	-1,00	4,892
15	3	1,0	1,00	-0,60	-1,00	5,557
15	4	1,0	1,00	-0,60	-1,00	6,181
16	1	-1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,106
16	2	-1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,254
16	3	-1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,112
16	4	-1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,304
17	1	-0,6	-1,00	-0,60	-1,00	5,657
17	2	-0,6	-1,00	-0,60	-1,00	5,956
17	3	-0,6	-1,00	-0,60	-1,00	5,578
17	4	-0,6	-1,00	-0,60	-1,00	5,104
18	1	1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,982
18	2	1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,481
18	3	1,0	-1,00	-0,60	-1,00	5,712
18	4	1,0	-1,00	-0,60	-1,00	6,177
19	1	-1,0	1,00	-0,60	1,00	5,517
19	2	-1,0	1,00	-0,60	1,00	6,089
19	3	-1,0	1,00	-0,60	1,00	5,660
19	4	-1,0	1,00	-0,60	1,00	5,590
20	1	-0,6	1,00	-0,60	1,00	4,631
20	2	-0,6	1,00	-0,60	1,00	5,440

20	3	-0,6	1,00	-0,60	1,00	5,643
20	4	-0,6	1,00	-0,60	1,00	5,363
21	1	1,0	1,00	-0,60	1,00	5,962
21	2	1,0	1,00	-0,60	1,00	5,240
21	3	1,0	1,00	-0,60	1,00	5,504
21	4	1,0	1,00	-0,60	1,00	4,877
22	1	-1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,707
22	2	-1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,815
22	3	-1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,081
22	4	-1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,103
23	1	-0,6	-1,00	-0,60	1,00	5,688
23	2	-0,6	-1,00	-0,60	1,00	5,098
23	3	-0,6	-1,00	-0,60	1,00	5,405
23	4	-0,6	-1,00	-0,60	1,00	5,490
24	1	1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,219
24	2	1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,932
24	3	1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,838
24	4	1,0	-1,00	-0,60	1,00	5,808

Tableau 4.16 valeurs centrées réduites des facteurs du plan 2.

Le Tableau 4.17 présente les valeurs des coefficients de la régression multilinéaire des valeurs de durée de vie en fonction de la température, de la déformation relative et du temps de repos.

libellé du paramètre	Coefficient	Ecart-type	Student - ddl = 86	Probabilité
température	0,1061	0,040	2,631	0,010
$\log(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	-0,1409	0,035	4,029	0,000
T_r	0,1018	0,045	2,287	0,025
Constante	5,4183	0,037	146,091	0,000

Tableau 4.17 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de durée de vie obtenues par le second plan.

Dans le repère adimensionnel, le modèle de durée de vie s'écrit :

$$\log(N_f) = 5,4183 + 0,1061 \times \theta - 0,1409 \times \log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right) + 0,1018 \times T_r \quad 4.7$$

Dans le repère dimensionnel, il devient :

$$\log(N_f) = 6,205 + 0,009 \times \theta - 4,015 \times \log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right) + 0,0008 \times T_r \quad 4.8$$

ou encore :

$$N_f = 1603245 \times 10^{0,009 \times \theta} \times \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right)^{-4,015} \times 10^{0,0008 \times T_r} \quad 4.9$$

Ce modèle n'est valable que pour des temps de repos inférieurs ou égaux à 300 s puisque le premier plan d'expérience a mis en évidence que la durée de vie n'augmente plus au delà d'un taux de repos de 4, soit 300s pour un temps de fatigue de 75 s. De toute façon, si le temps de repos entre deux poids lourds est supérieur à 300 s, alors le trafic est trop faible pour endommager par fatigue la structure de chaussée. Toutefois, au delà de 300 s, le modèle prend l'expression suivante :

$$N_f = 2734318 \times 10^{0,009 \times \theta} \times \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}}\right)^{-4,015} \quad 4.10$$

Le modèle déterminé par régression explique seulement 50% de la variance totale. La Figure 4.12 donne un aperçu de la qualité du modèle dans la description des valeurs de durée de vie expérimentales.

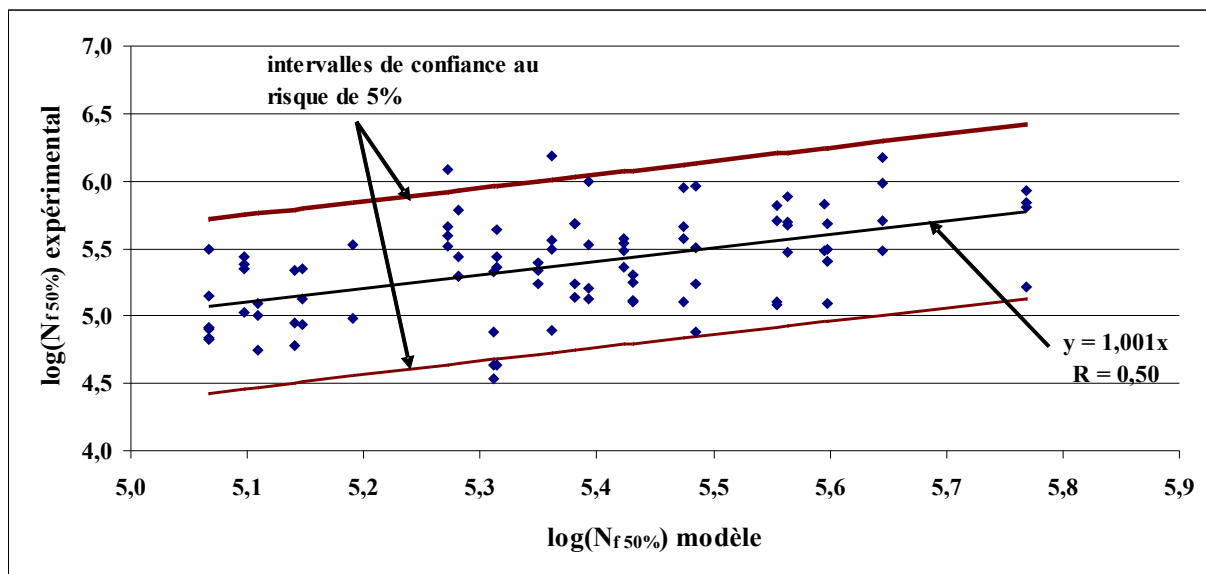


Figure 4.12 : corrélation entre les valeurs de durée de vie calculées par le modèle et les valeurs expérimentales.

Le Tableau 4.18 détaille les étapes du test de nullité de la variance d'ajustement du modèle de durée de vie. L'hypothèse de nullité de la variance d'ajustement ne peut pas être rejetée. Par conséquent, la faible variance absorbée par le modèle est due à la forte variabilité de l'essai. Les valeurs de durée de vie sont effectivement très dispersées dans l'intervalle de confiance.

	somme des carrés des écarts	ddl	variance	Fexp	Fthéo	hypothèse
erreur d'ajustement	0,756	20	0,038	0,382	1,695	on ne peut pas rejeter
erreur expérimentale	8,425	85	0,099			

Tableau 4.18 : test de nullité de la variance d'ajustement du modèle de durée de vie du second plan d'expérience.

A partir du modèle de durée de vie que nous venons de construire (équations 4.9 et 4.10) et en utilisant les valeurs de $\epsilon_{6c(t)}$ calculées avec l'équation 3.7 (cf § 3.3.2.2.1.), nous pouvons calculer les ϵ_6 pour différentes températures et temps de repos. La Figure 4.13 présente, en fonction de la température, les ϵ_6 calculés pour différents temps de repos, ainsi que les valeurs d' ϵ_6 issues des essais de fatigue continue.

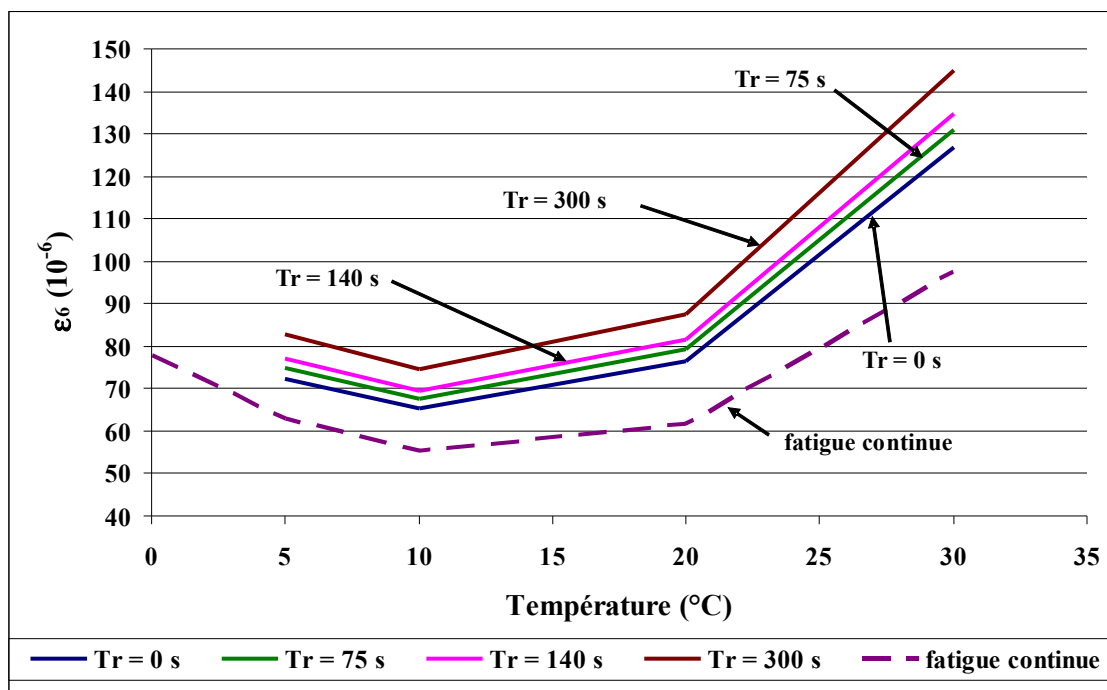


Figure 4.13 : valeurs des ϵ_6 , calculées à partir du modèle de durée de vie du plan 2, en fonction de la température pour différents temps de repos.

On peut faire trois constatations :

- l'évolution en fonction de la température de l' ϵ_6 calculé à partir du modèle, suit celle de l' ϵ_6 calculé à partir des essais de fatigue continue, à savoir une diminution entre 5 et 10°C, puis une augmentation pour les températures supérieures à 10°C,
- l'augmentation de l' ϵ_6 avec l'augmentation du temps de repos,
- la surestimation par le modèle de l' ϵ_6 lorsque $T_r = 0$, c'est à dire dans les conditions de fatigue continue.

Le Tableau 4.19 présente les valeurs des ϵ_6 calculées à partir du modèle de durée de vie.

Température (°C)	T_r (s)	ε_6 (10^{-6})	ε_{6c} (10^{-6})	rapport $\varepsilon_6/\varepsilon_{6c}$
5	0	72	63	1,15
10	0	65	55	1,18
20	0	77	62	1,24
30	0	127	97	1,30
5	35	74		1,17
10	35	66		1,20
20	35	78		1,26
30	35	129		1,32
5	140	77		1,23
10	140	69		1,26
20	140	82		1,32
30	140	135		1,39
5	300	83		1,32
10	300	75		1,35
20	300	88		1,42
30	300	145		1,49

Tableau 4.19 : valeurs des ε_6 pour différentes températures et différents temps de repos calculées à partir du modèle de durée de vie du plan 2.

La surestimation des ε_{6c} des essais de fatigue continue par le modèle lorsque $T_r = 0$, correspond à un rapport variant entre 1,15 à 1,3 selon la température, la surestimation est plus importante à forte température. Cette surestimation provient du manque d'information sur l'effet du temps de repos entre 0 et 35 s. Notre modèle décrivant une relation linéaire entre le temps de repos et le logarithme de la durée de vie, la surestimation, pour $T_r = 0$, de la durée de vie implique que l'effet du temps de repos n'est peut être pas linéaire dans l'intervalle de temps de repos [0-35 s]. Si on compare l' ε_6 calculée à partir du modèle de durée de vie du plan 1 et celle calculée à partir du modèle de durée de vie du plan 2, on s'aperçoit que les deux modèles prédisent une performance quasi similaire (Tableau 4.20). Toutefois, on peut remarquer que l'effet du taux de repos sur la performance déterminé à partir des résultats du plan 1 (de 73 à 88 pour des taux de repos de 1 à 4), est supérieur à celui du temps de repos déterminé à partir des résultats du plan 2 (78 à 87 pour des temps de repos de 35 à 300 s). Par conséquent, l'effet du temps de repos sur la performance en fatigue est plus marqué dans le premier plan que dans le

second, ce qui explique que le modèle du plan 1 prédit une performance plus proche de celle de l'essai de fatigue continue.

T_r/T_f	T_f (s)	T_r (s)	ϵ_6 (10^{-6}) modèle plan 1	ϵ_6 (10^{-6}) modèle plan 2	rapport
1	35	35	73	78	0,94
1	75	75	73	79	0,92
4	35	140	88	82	1,08
4	75	300	88	88	1,01

Tableau 4.20 : comparaison entre les performances prédites par le plan 1 et le plan 2.

Dans l'intervalle de temps de repos étudié, le gain de performance varie de 1,17 (35 s, 5°C) à 1,49 (300 s, 30°C). Ce gain, à temps de repos constant, est plus important à forte température. De même, il est plus important, à température constante, pour les temps de repos élevés. En conséquence, l'impact des temps de repos sur la durée de vie est meilleur à forte température et pour des temps de repos élevés. L'effet du temps de repos est toutefois maximum à 300 s.

4.5. Modélisation de l'équilibre entre perte et récupération de raideur du plan 2

Comme nous l'avons déjà fait pour le plan 1, nous avons effectué une régression multilinéaire sur les valeurs des paramètres des cinétiques de perte et de récupération de raideur. Les Tableaux 4.21, 4.22, 4.23, 4.24 et 4.25 montrent les valeurs des coefficients dont l'hypothèse de nullité a été rejetée.

$\log(V_f)$	constante	θ	$\text{Log}(\epsilon/\epsilon_{6c(\theta)})$	θ^2	Coefficient de corrélation
adimensionnel	-0,5985	0,1786	0,0762	0,317	0,767
dimensionnel	-0,8010	-0,0570	2,1592	0,0020	

Tableau 4.21 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de la vitesse de réendommagement du plan 2.

log(a)	constante	θ	$\text{Log}(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	T_f	Coefficient de corrélation
adimensionnel	-1,4439	0,1633	0,1297	-0,0738	0,7477
dimensionnel	-2,4460	0,0131	3,6752	-0,0037	

Tableau 4.22 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de la pente "a" du plan 2.

Log(b)	constante	θ	$\text{Log}(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	T_f	Coefficient de corrélation
adimensionnel	0,4521	0,2558	0,0888	0,0699	0,8803
dimensionnel	-0,7669	0,0205	2,5163	0,0035	

Tableau 4.23 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de l'ordonnée à l'origine "b" du plan 2.

log(V_{r2})	constante	θ	$\text{Log}(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	Coefficient de corrélation
adimensionnel	-0,6852	0,2935	0,0489	0,8429
dimensionnel	-1,4643	0,0235	1,3856	

Tableau 4.24 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs de la vitesse de récupération du plan 2.

log(ΔE_m)	constante	θ	$\text{Log}(\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)})$	θ^2	Coefficient de corrélation
adimensionnel	0,5654	0,2206	0,0681	0,2083	0,8779
dimensionnel	0,1520	-0,0290	1,9297	0,0013	

Tableau 4.25 : valeurs des coefficients de la régression multilinéaire sur les valeurs du maximum de récupération du plan 2.

Comparativement aux résultats du plan 1, on voit disparaître l'effet du taux de repos sur la valeur de « a » et l'effet du temps de fatigue sur celle du maximum de récupération. L'effet de la température étant élevée, il masque l'effet des facteurs dont l'influence est « secondaire », comme nous l'avons déjà signifié dans le paragraphe 4.4.1.1.. Les coefficients de régression, décrivant l'effet de la déformation relative sur les paramètres de la cinétique de perte de raideur (V_f , « a » et « b »), sont plus élevés que ceux déterminés avec les résultats du plan 1 pour deux raisons :

- la forte variabilité expérimentale des valeurs obtenues pour une température donnée et une amplitude de déformation relative donnée. Elle implique que la valeur du coefficient déterminée doit être considérée avec son intervalle de confiance. Par exemple, si on considère les valeurs de la vitesse de réendommagement et que l'on effectue une régression sur ces valeurs en fonction de la déformation à température constante, on obtient trois coefficients de régression (4,63 à 5°C, 0,68 à 10°C et 1,01 à 30°C). La moyenne de ces coefficients est égale à 2,1 et son écart type de 1,77. La valeur de l'écart type est très importante. L'hypothèse de nullité est toutefois rejetée ce qui signifie qu'il existe une relation significative entre la déformation et la vitesse de réendommagement.
- l'interaction possible entre la température et la déformation relative qui n'a pas été mise en évidence, à cause de la forte variabilité des résultats.

Le Tableau 4.26 présente les effets des différents facteurs sur chacun des paramètres. Nous avons calculé, à partir des expressions déterminées par régression multilinéaire, la variation de la valeur de chaque paramètre induite par celle de chaque facteur entre les valeurs minimale et maximale qu'ils prennent dans le plan. Nous avons donc calculé, par exemple, la variation de la valeur de la vitesse de réendommagement induite par une augmentation de la température de 5°C à 30°C ou de la déformation relative de 1,7 à 2 ou du temps de fatigue de 35 à 75 s.

On constate que la variation de température de 5 à 30°C induit la plus forte variation des paramètres, excepté pour la vitesse de réendommagement. Ainsi, c'est la température qui explique une grande partie de leur variation. Le deuxième facteur prépondérant est la déformation relative puisque celle-ci a aussi un effet sur tous les paramètres comme cela avait été mis en évidence dans le premier plan. Son effet est toutefois moins marqué car elle induit des variations d'amplitude moins élevée. On remarque que comme pour le plan 1, que le temps de fatigue a un effet sur les valeurs de « a » et « b ». La raison de cet effet est la même que celle évoquée lors de l'analyse des résultats du plan 1 (cf. § 4.3.3.) : il s'agit d'un biais provoqué par notre méthode de calcul de ces paramètres qui est dépendante du temps de fatigue.

log(V_f)	différence
effet de la température	0,124
effet de log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	0,152
log(a)	différence
effet de la température	0,392
effet de log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	0,259
effet de T _f	-0,1476
log(b)	différence
effet de la température	0,614
effet de log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	0,178
effet de T _f	0,1398
log(V_{r2})	différence
effet de la température	0,704
effet de log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	0,098
log(ΔEm)	différence
effet de la température	0,329
effet de log($\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$)	0,136

Tableau 4.26 : effets des différents facteurs sur la valeur des paramètres des cinétiques du plan 2.

4.6. Synthèse de l'analyse des résultats du plan 2

Le second plan d'expérience nous a permis de mettre en évidence l'effet important de la température sur le comportement en fatigue. En effet, la température influence la performance en fatigue de l'enrobé en condition de « trafic simulé ». L'effet de la température sur les durées de vie des essais à « trafic simulé » et des essais de fatigue continue conduit à un minimum de performance vers 12,7°C. Cet effet de la température avait déjà été mis en évidence par Moutier [1991] puis Tayebali [1994].

Les essais en conditions de trafic simulé permettent d'obtenir des performances en fatigue jusqu'à 1,35 fois celles obtenues à partir des essais de fatigue continue. La récupération de raideur, même si elle n'est pas pérenne, permet un gain de performance non négligeable. Ce gain est d'autant plus important que la température d'essai est élevée et que le temps de repos est élevé jusqu'à 300 s. L'effet du temps de repos est plafonné pour les temps de repos de 300 s. Toutefois, pour des temps de repos très nettement

supérieurs (plusieurs jours), Bazin et Saunier [1967] ont montré qu'il existe une autoréparation pérenne qui doit faire intervenir des mécanismes différents de ceux que nous avons observés.

On a constaté qu'il existe une relation unique entre p_g et les durées de vie quelles que soient les conditions d'essai. Cela implique que, lorsque p_g est connu, la durée de vie peut être déduite. Cela suppose qu'il est possible de réduire la durée des essais puisque p_g peut être déterminé au début de la phase 2 de l'essai.

On montre enfin l'effet important de la température sur la valeur des paramètres des cinétiques de perte et de récupération de raideur qui nous confirme que la variation de viscosité est le phénomène essentiel qui explique la perte et la récupération de raideur. La perte de raideur est aussi expliquée par l'endommagement de l'enrobé puisque le bilan de l'équilibre entre perte de raideur et récupération conduit à une perte globale de raideur. Par conséquent, l'identification d'un modèle d'endommagement à partir des essais à « trafic simulé » passe par l'analyse de la variation globale de raideur et donc seulement des dernières valeurs de raideur des séquences de fatigue.

4.7. Conclusion

L'analyse des résultats des plans d'expérience montre que la durée de vie est une fonction de la température, de la déformation et du temps de repos. Les effets de la déformation et de la température sont du même ordre de grandeur que ceux déterminés à partir des essais de fatigue continue. Ainsi la durée de vie diminue avec la déformation relative avec une puissance d'environ -4,5. La performance atteint un minimum entre 10 et 15°C. La performance obtenue avec les essais à « trafic simulé », due à l'insertion des temps de repos, varie de 1,11 à 1,35 fois celle obtenue avec les essais de fatigue continue selon le temps de repos et la température. Nous pensons que la différence de performance observée entre les essais de fatigue continue et la chaussée réelle (matérialisée par le coefficient k_c dans la méthode de dimensionnement (cf § 1.3.4.5.)) est due, au moins pour une part significative, à l'autoréparation des enrobés durant les périodes de repos dans la chaussée.

Nous avons aussi montré que l'équilibre entre perte et récupération de raideur conduit à une perte globale de raideur de pente p_g qui est un indicateur du taux de dommage par cycle que subit l'enrobé. Compte tenu de la relation entre la pente et la

durée de vie, la valeur de cette pente dépend des mêmes facteurs que la valeur de la durée de vie, à savoir la température, la déformation et le temps de repos. La relation entre la pente et la durée de vie permet, lorsque la pente est connue, de diminuer la durée des essais puisqu'il est possible de déterminer la durée de vie d'une éprouvette sans atteindre sa rupture. C'est une information très intéressante sachant que les essais à « trafic simulé » les plus long que nous avons réalisés ont atteint une durée de 15 jours. On peut aussi envisager de mesurer cette pente sur site pour déterminer la durée de vie d'une chaussée dans une optique de gestion patrimoniale optimisée. On peut, par exemple, envisager de mesurer la vitesse des ondes acoustiques dans l'enrobé pour déduire la valeur de la rigidité et ses variations dans le temps.

On a mis en évidence le comportement thixotrope de l'enrobé en montrant l'effet de la température et de la déformation sur les paramètres des cinétiques de perte et de récupération de raideur. En effet, on a montré que la vitesse et le maximum de récupération augmentent avec la déformation relative en réponse à une augmentation de V_f , « a » et « b ». De plus, on a constaté que ces facteurs n'étaient que faiblement corrélés aux durées de vie, montrant l'indépendance de ces paramètres vis à vis de la performance du matériau et donc de son endommagement. Compte tenu de nos remarques du chapitre 3 sur l'effet de la variation de l'angle de phase (cf § 3.3.4.3.), on peut affirmer que la variation de raideur en fatigue et en repos est essentiellement due à la variation de l'angle de phase et donc à la variation de la viscosité de l'enrobé. Toutefois, une part de la perte de raideur est expliquée par la progression de l'endommagement puisque l'équilibre entre perte et récupération de raideur tend vers une perte globale de raideur. On explique le gain de performance observé avec les essais à « trafic simulé » par l'expression des capacités autoréparatrices de l'enrobé. Lors des séquences de repos, l'enrobé gagne en viscosité c'est à dire qu'il est capable de recréer ses liaisons de faible énergie dans le liant. Cette interprétation doit être vérifiée par une étude plus approfondie de la relation entre la chimie des liants et ses capacités autoréparatrices, déjà engagées par Williams et al. [2001].

Chapitre 5. Utilisations de l'essai à « trafic simulé »

5.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous allons nous intéresser à deux utilisations de l'essai de fatigue à « trafic simulé » permettant d'en valoriser les résultats.

La première consiste à confronter les résultats expérimentaux à ceux d'un essai de fatigue réalisé à échelle réelle grâce au manège de fatigue du LCPC Nantes. Dans cet exemple, la prédiction de la durée de vie faite à partir de l'essai de fatigue continue et celle à partir de l'essai à « trafic simulé » sont comparées à la durée de vie observée de la chaussée. Nous mettons à profit la chance d'avoir eu une chaussée réelle instrumentée.

La seconde utilise le protocole d'essai à « trafic simulé » pour simuler l'impact du rechargement d'une chaussée en terme de durée de vie et de cinétique de variation de raideur. Nous quantifions le gain de durée de vie obtenu selon l'instant de rechargement et son niveau.

5.2. Application au dimensionnement : expérience du manège de fatigue

5.2.1. Introduction

Une expérience, commandée par la Direction des Routes, a été réalisée au cours de l'été 2003 au LCPC de Nantes sur le manège de fatigue [Balay, 2003]. Le manège de fatigue permet de tester des structures de chaussée à échelle réelle, sollicitées par un essieu normalisé. Les structures de chaussée ont été instrumentées afin de mesurer les déformations et la température dans les couches. Le premier objectif de l'expérience décrite ici, est l'étude des propriétés mécaniques des sols et des Graves Non Traitées GNT dans des conditions variables d'état hydrique. Il s'agit de déterminer la résistance aux déformations permanentes de la GNT en fonction de son état hydrique. Compte tenu des conditions de température durant l'été 2003 (très fortes températures), le manège de fatigue n'a fonctionné que la nuit durant les périodes les plus chaudes, entraînant des périodes de repos importantes le jour à de hautes températures. Ces périodes de repos n'ont pas été prises en compte dans nos différentes démonstrations. L'étude de la résistance aux déformations permanentes de la GNT ne concerne pas directement nos préoccupations. Toutefois, au cours de cette expérience, une structure de référence relativement courante en France, mise en

oeuvre dans un secteur du manège, a été endommagée en fatigue et c'est son évolution dans des conditions réelles qui nous intéresse. Nous confronterons le comportement réel de la chaussée et les modèles de prédiction issus des essais de laboratoire. Cette étude a été réalisée avec le concours de Nguyen Hoang Hieu, dans le cadre d'un stage universitaire de premier cycle [Nguyen, 2004].

5.2.2. Description du manège de fatigue

Le manège de fatigue permet de tester en fatigue les structures de chaussées en grandeur réelle. Le manège est une installation de 750 kW, composée d'une tour centrale et de quatre bras aux extrémités desquels les différentes configurations d'essieux des poids lourds peuvent être reproduites (ex : roues simples sur trois axes ou roues jumelées sur un ou deux axes) (Figure 5.1). Selon la configuration d'essieu choisie, la charge appliquée sur la chaussée peut varier de 45 kN pour une roue simple à 145 kN pour une configuration à trois essieux avec roues simples. La longueur des bras peut varier de 19 à 16 m.

Le manège est capable de reproduire en moins d'une semaine le trafic lourd subi par une chaussée à fort trafic pendant un an à des vitesses maximales de 100 km/h.

La répartition latérale du passage des roues par rapport à l'axe de la chaussée peut être simulée continuellement par pas de 10 cm sur une largeur maximale de 1,10 m.

Le site comprend trois anneaux (A, B et C) sur lesquels le manège (tour centrale plus bras) peut être installé.

L'anneau C dispose d'un cuvelage en béton étanche de 3 m de profondeur et de 10,40 m de largeur permettant de contrôler le niveau de la nappe phréatique dans le sol supportant la structure.



Figure 5.1 : manège de fatigue.

5.2.3. Expérience de chaussées souples sur le manège de fatigue

L'expérience a utilisé l'anneau C pour maîtriser les conditions hydriques du sol support. Il a été divisé en cinq sections, cinq structures ayant été mises à l'épreuve. Une de ces cinq structures correspond à une chaussée souple classique qui a servi de référence. C'est celle qui nous intéresse puisqu'elle est en partie composée de la GB que nous avons testée en laboratoire en condition de « trafic simulé ».

5.2.4. Chaussée de référence testée

5.2.4.1. Structure théorique et expérimentale

La structure théorique testée (« structure 5 ») correspond à une structure de chaussée souple dimensionnée comme suit (Figure 5.2) :

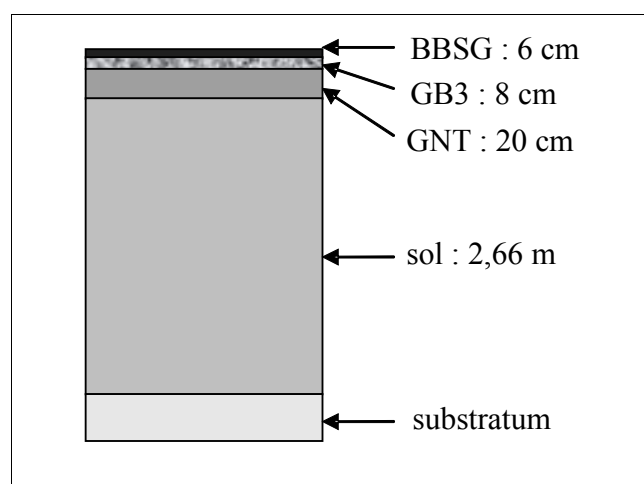


Figure 5.2 : structure théorique mise en oeuvre dans l'expérience.

Les différentes couches sont collées entre elles par une couche d'accrochage. Le

mouvement indépendant de chacune des couches n'est pas possible en théorie.

La structure 5 a une longueur de 29,8 m et une largeur de 6 m.

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

Pour exemple, la Figure 5.3 fournit les épaisseurs de couches au point P8 d'abscisse curviligne de 8 m et de rayon 19,21 m (l'origine est prise au début de la structure 5 et la distance est mesurée dans le sens de rotation des bras) mesurées sur carottes :

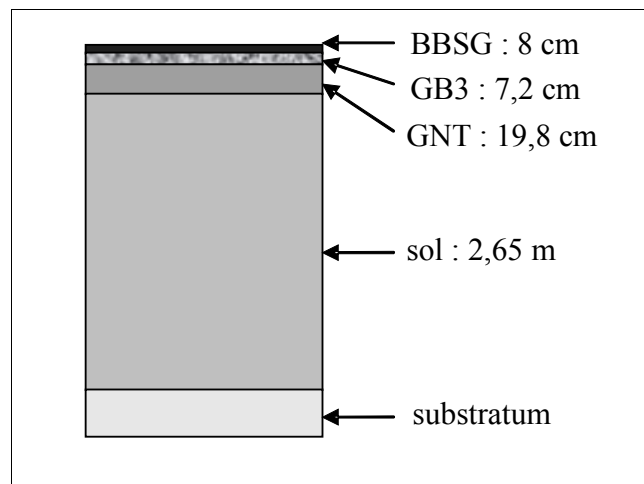


Figure 5.3 : structure réelle au point d'abscisse 18 m.

Ces variations d'épaisseur sont l'une des deux raisons (avec la variabilité des propriétés mécaniques) qui justifient l'utilisation du coefficient de calage k_r pour le calcul de la sollicitation admissible comme nous l'avons vu dans le chapitre 1 (cf. § 1.3.4.3.).

5.2.4.2. Conditions de sollicitation

La chaussée a été testée dans les conditions suivantes :

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

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

Compte tenu des conditions climatiques exceptionnelles de l'été 2003 (températures au-delà des normales saisonnières), un orniérage par fluage s'est développé dans les couches bitumineuses. Pour limiter cet orniérage non souhaité, l'expérience a été freinée en limitant le nombre de rotations diurnes lors des fortes chaleurs.

5.2.4.3. Caractéristiques théoriques des matériaux

Les matériaux utilisés dans la structure étudiée ont les caractéristiques théoriques suivantes selon la norme qui les définit (Tableau 5.1) :

	BBSG	GB3	GNT	Sol (PF 3)
Modules à 15°C, 10 Hz (MPa)	5 400	9 300	200	120

Tableau 5.1 : caractéristiques des matériaux mis en oeuvre exigées par la norme qui les définit.

Ce sont ces caractéristiques qui sont en pratique utilisées pour le dimensionnement par les ingénieurs.

5.2.4.4. Instrumentation

Chaque couche a été instrumentée avec des capteurs de température et des jauges de déformation. Ces jauges de déformations ont été orientées dans les trois directions de l'espace pour mesurer les déformations verticales, longitudinales et transversales. Toutefois, seulement deux jauges ont fonctionné : une jauge de déformation transversale dans la GB3 et une jauge de déformation longitudinale dans le BBSG, situées à 1,5 cm au dessus de la base de la couche dans laquelle elles sont implantées. Ces deux jauges sont implantées au point P18 dont nous avons précédemment présenté les coordonnées et les épaisseurs de couche. Les capteurs de température se situent à la base des couches.

5.2.5. Données expérimentales

Au passage d'un essieu, les jauges de déformation et de température au point P18 nous donnent les résultats suivants (Tableau 5.2) :

Nombre de rotations	Vitesse de rotation du manège (tours/min)	Poids de la charge appliquée (kN)	BBSG		GB3	
			θ (°C)	ϵ_y (10^{-6}) Mesure	θ (°C)	ϵ_x (10^{-6}) Mesure
3000	10	65	20,40	-94	22,25	-94
3000	10	65	21,05	-108	22,35	-100
3100	8	65	22,95	-115	23,40	-105
3200	6	65	23,00	-149	23,70	-145
3200	1	65	25,00	-262	23,95	-242
3200	0,5	65	25,05	-321	23,85	-246
3400	6	65	29,95	-95	25,35	-150
3500	6	65	31,25	-97	26,80	-213

Tableau 5.2 : résultats expérimentaux de température et de déformation dans le BBSG et la GB3.

Les valeurs négatives de déformation correspondent à des déformations en traction.

Une rotation du manège correspond au passage des quatre bras soit 4 cycles de chargement. Pour 3 500 rotations, la structure a subi 12 200 cycles de chargement. Lors des mesures, la structure n'était donc, a priori, pas ou très peu endommagée puisque la structure a été initialement dimensionnée pour atteindre 600 000 cycles.

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

5.2.6. Calcul des déformations avec Alizé®

Nous avons voulu vérifier la cohérence du modèle de Burmister [1943], utilisé par le logiciel Alizé®, pour le calcul des déformations dans une structure de chaussée avec les mesures de déformation dont nous disposons. Le modèle nécessite les valeurs de module de rigidité des matériaux et des épaisseurs des couches. Le module de rigidité des matériaux bitumineux étant fonction de la température et de la fréquence de sollicitation, il nous faut calculer la fréquence correspondante pour

chaque vitesse de rotation du manège pour enfin déterminer le module de rigidité pour les couples de fréquence et de température.

5.2.6.1. Détermination de la fréquence de sollicitation

Les valeurs de fréquence de sollicitation ont été calculées à partir des signaux de déformation enregistrés. La demi période $T/2$ est mesurée entre les deux pics du signal longitudinal et entre la base et le pic du signal transversal (Figures 5.4 et 5.5).

A une vitesse de 10 tours par minute soit 70 km/h, la fréquence de sollicitation calculée suivant cette procédure est de 16,7 Hz dans le BBSG et de 9,5 Hz dans la GB3.

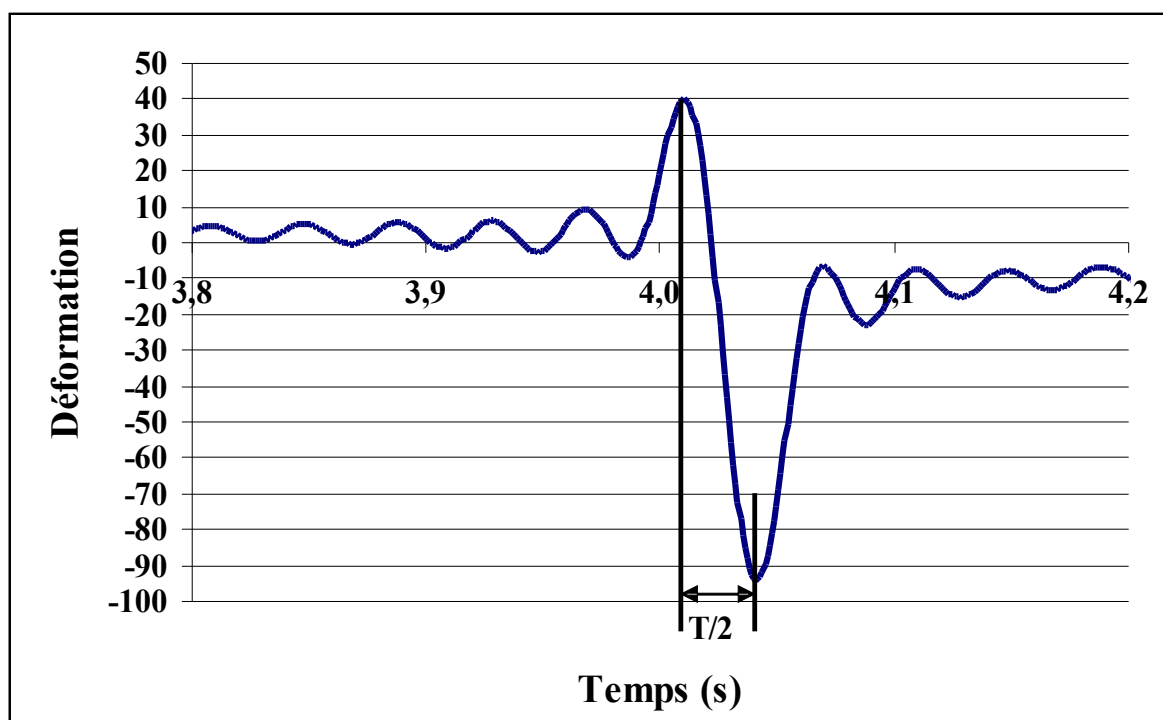


Figure 5.4 : détermination de la fréquence de sollicitation à partir de l'enregistrement du signal (exemple de signal longitudinal enregistré dans le BBSG à 6,5 cm de profondeur).

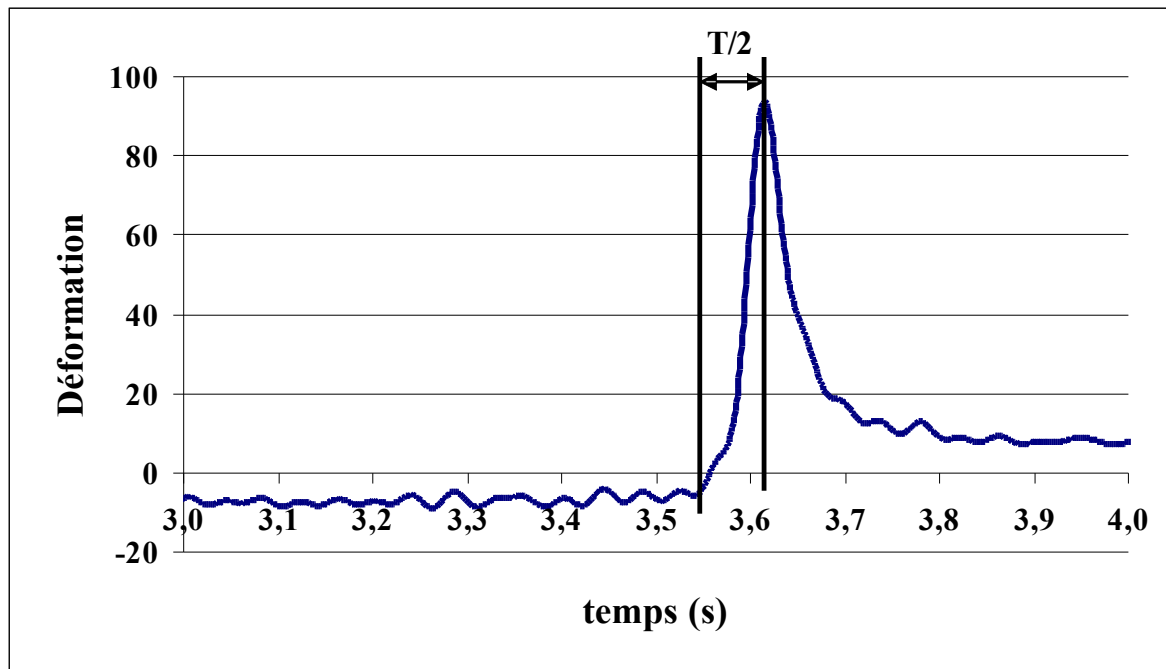


Figure 5.5 : détermination de la fréquence de sollicitation à partir de l'enregistrement du signal (exemple de signal transversal enregistré dans la GB3 à 13,7 cm de profondeur).

5.2.6.2. Détermination des modules de rigidité

L'essai de détermination de module complexe permet de déterminer la valeur du module de rigidité pour différentes conditions de fréquence et de température. Le résultat de cet essai peut être présenté sous la forme de courbes isochrones de la norme du module complexe. Les Figure 5.6 et Figure 5.7 présentent respectivement les courbes isochrones de la GB3 et du BBSG d'après des essais de module complexe réalisés au LCPC de Nantes. Ces courbes permettent de déterminer le module de rigidité pour toutes les températures et fréquences.

La valeur de module complexe à une température comprise entre 20 et 30°C est extrapolée en considérant que la variation de module entre ces deux températures est linéaire dans le repère semi-logarithmique.

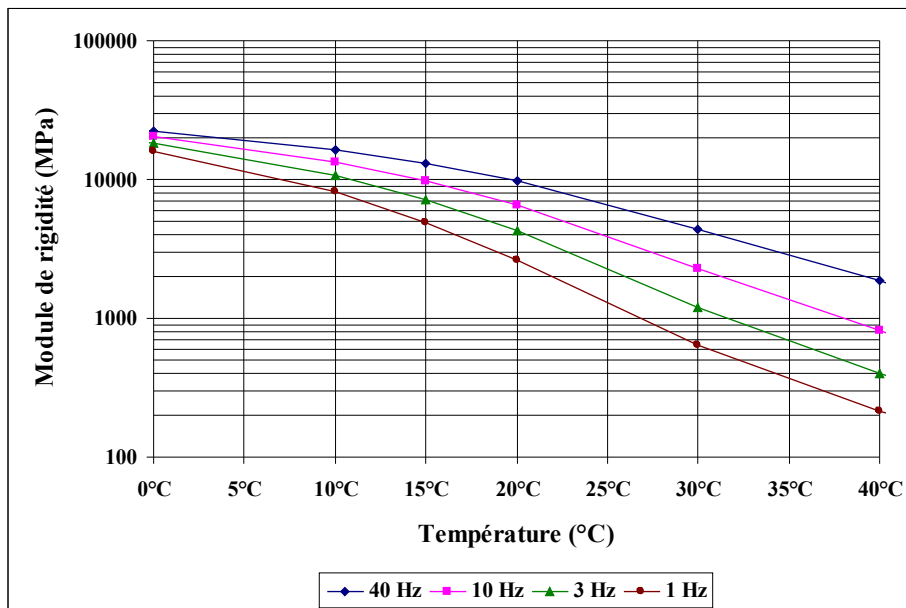


Figure 5.6 : courbes isochrones de la norme du module complexe de la GB3 (d'après un essai de module complexe réalisé au LCPC de Nantes).

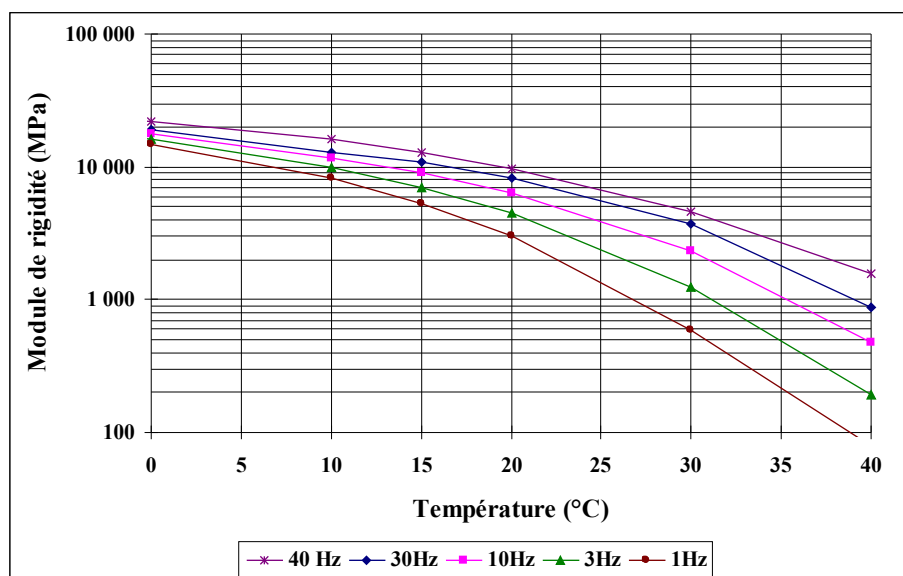


Figure 5.7 : courbes isochrones de la norme du module complexe du BBSG (d'après un essai de module complexe réalisé au LCPC de Nantes).

Les valeurs de module, pour les conditions de vitesse et de température du Tableau 5.2, sont rassemblés dans le Tableau 5.3 en fréquence et module complexe.

5.2.6.3. Déformations calculées

Par l'intermédiaire du logiciel Alizé[®], on calcule les déformations induites dans la structure en utilisant les modules des matériaux pour les couples de fréquence et déformation subis par la chaussée (Tableau 5.3).

BBSG					
θ (°C)	F (Hz)	E (MPa)	ϵ_y (10^{-6}) Mesure	ϵ_y (10^{-6}) Calcul	ϵ_y Mesure / ϵ_y Calcul
20,4	16,7	7450	-94	-92,1	0,98
21,05	16,7	7160	-108	-93,3	0,86
22,95	16,7	6295	-115	-100	0,87
23	12,5	5784	-148,8	-110	0,74
25	4,4	3275	-261,5	-150	0,57
25,05	2,4	2582	-321	-175,6	0,55
29,95	15	2966	-95	-130,9	1,38
31,25	15	2685	-97,3	-144	1,48
GB3					
θ (°C)	F (Hz)	E (MPa)	ϵ_x (10^{-6}) Mesure	ϵ_x (10^{-6}) Calcul	ϵ_y Mesure / ϵ_y Calcul
22,25	9,5	6019	-93,7	-97,8	1,04
22,35	9,5	5976	-99,6	-99	0,99
23,4	9,5	5523	-105	-105,2	1,00
23,7	7	4718	-145,4	-114,2	0,79
23,95	2,5	3232	-242	-150,1	0,62
23,85	1,4	2602	-246	-171,4	0,70
25,35	8,6	4461	-149,5	-133,9	0,90
26,8	8,6	3855	-213	-145,1	0,68

Tableau 5.3 : comparaison entre les déformations mesurées et calculées.

Afin d'obtenir une relative adéquation entre les déformations mesurées et calculées, il a fallu considérer une structure légèrement différente de la structure théorique en supposant l'interface entre la GB3 et le BBSG demi-collée. Nous avons aussi dû considérer des modules de GNT et de sol plus faibles que leur module théorique soit 85 MPa. Ces modifications ne sont pas invraisemblables puisqu'il s'est avéré, lors de la mise en oeuvre, que la couche d'accrochage entre le BBSG et la GB3 était de mauvaise qualité.

On constate que le rapport entre les valeurs calculées et mesurées est d'autant plus faible que la déformation mesurée est importante (Figure 5.8). Cette diminution du rapport est due à la non linéarité du module avec la déformation mise en

évidence par de La Roche [1996] par des essais de module complexe en cisaillement et que nous avons constatée dans le chapitre 3 (cf. § 3.3.4.3.3.). La valeur de module mesurée à 50.10^{-6} est plus élevée que la valeur de module mesurée à 90.10^{-6} par exemple. De fait, la valeur du module qui est utilisée pour le calcul Alizé[®], pour les déformations supérieures à la déformation utilisée lors des essais de module complexe, est surestimée, ce qui induit des valeurs de déformation calculées plus faibles que les valeurs réelles. Pour être totalement correct, il aurait fallu quantifier plus exactement la non linéarité du module de l'enrobé pour chaque température. On notera que ce n'est pas le cas pour les valeurs de déformation mesurées à 30°C dans le BBSG. Pour cette température, la déformation mesurée est plus faible et retrouve des valeurs proches de celles observées à 25°C, sans que nous ayons d'explications physique simple.

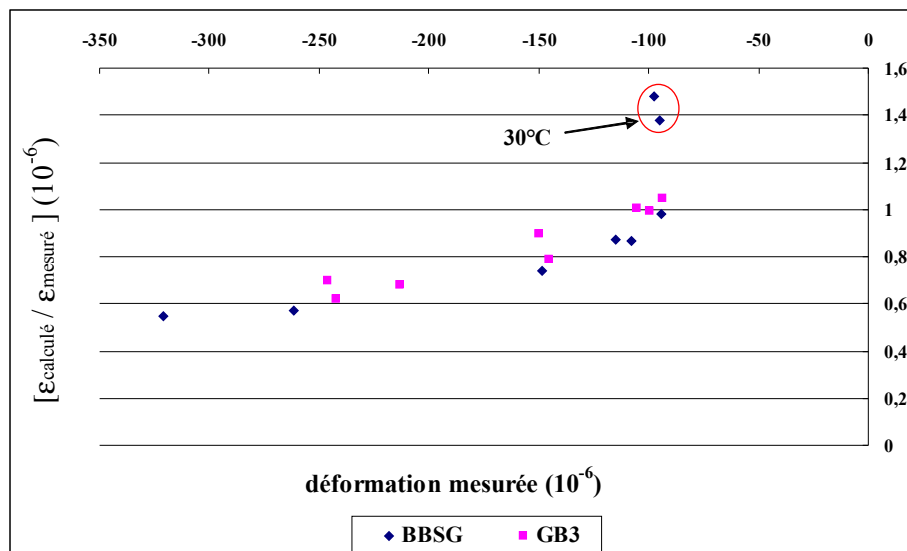


Figure 5.8 : rapport entre les déformations mesurées et calculées en fonction des déformations mesurées dans le BBSG et la GB3.

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

A 1,5 millions de chargements, la fissuration de surface atteint 28 % de la structure et une profondeur d'ornièrre de 19 mm. D'après Balay [2003], la fissuration de surface ne semble pas avoir affecté le comportement mécanique de la chaussée. Le mécanisme prépondérant d'endommagement est l'orniérage dont le niveau aurait valu, sur une chaussée réelle, une réfection des couches de surface avant l'application des 1,5 millions de cycles. Le dimensionnement de la structure en fatigue est très pessimiste car la chaussée présente un comportement à la fatigue très nettement meilleur que prévu puisque la rupture était initialement prévue pour 650 000 cycles

[Balay, 2003]. Nous avons tenté d'expliquer cette différence de comportement en prenant en compte le fait que :

- les valeurs de module mesuré en laboratoire sont différentes de celles données par le « guide technique de conception et de dimensionnement des chaussées » [SETRA, 1994],
- la fréquence de sollicitation employée pour les essais de fatigue est différente de la fréquence mesurée dans la chaussée,
- la température équivalente durant la période de l'étude est différente de celle durant une année,
- il existe des périodes de repos entre deux sollicitations.

Nous allons calculer le risque de rupture pour 1,5 millions de cycles de chargement de la structure sachant la déformation subie par celle-ci et son comportement en fatigue. Ce calcul sera réalisé de quatre façons différentes : de la plus théorique vers la plus « réelle ». Nous allons, en effet, prendre en compte progressivement les différents facteurs susceptibles d'expliquer la différence de comportement.

5.2.7.1. Prévision du taux de dégradation de la chaussée par la méthode usuelle de dimensionnement

Pour simplifier le problème, on considère que la dégradation par fatigue de la chaussée est pilotée par la dégradation de la couche de GB3. On fait l'hypothèse que lorsque la GB3 est dégradée, la chaussée l'est aussi au même taux. Cette hypothèse est à la base de la méthode française de dimensionnement vis à vis de l'endommagement par fatigue.

Considérons la structure théorique de la chaussée composée des matériaux dont la valeur de module est égale à la valeur exigée par leur norme, à une température de 15°C et une fréquence de 10 Hz :

- 5400 MPa pour le BBSG,
- 9300 MPa pour la GB3,
- 200 MPa pour la GNT,

- 120 MPa pour le sol.

Dans ces conditions, le calcul des déformations par Alizé[®], pour une charge normalisée de 65 kN, indique une valeur de $150 \cdot 10^{-6}$ de déformation à la base de la GB3.

La norme définissant les GB3 exige un ϵ_6 de $90 \cdot 10^{-6}$. Rappelons l'équation qui permet de calculer la déformation admissible (cf. § 1.3.4.) :

$$\epsilon_{t,ad} = \epsilon_6(10^\circ C, 25 Hz) \times \left(\frac{NE}{10^6} \right)^{\frac{1}{b}} \times \sqrt{\frac{E(10^\circ C)}{E(\theta_{eq})}} \times k_r \times k_s \times k_c$$

Dans notre cas, k_c vaut 1,3, k_s vaut 1 et k_r dépend du risque de dégradation de la chaussée. La température équivalente en France est de $15^\circ C$. La valeur du module à $10^\circ C$, 10 Hz de la GB3 est de 12 300 MPa. La pente théorique de la droite de fatigue b est égale à 5.

La valeur de la déformation admissible dépend alors de la valeur de k_r (cf § 1.3.4.2.). On rappelle que k_r correspond à la valeur supérieure de l'intervalle de confiance de la valeur de la durée de vie. La valeur de la déformation appliquée sera diminuée d'autant plus que le risque que la durée de vie effective soit atteinte pour la durée de vie souhaitée est faible.

La chaussée a atteint 1,5 millions de chargements pour une déformation de $150 \cdot 10^{-6}$. Le risque que la dégradation de la chaussée soit atteinte avant ces 1,5 millions de cycles est de 88 % (Figure 5.9).

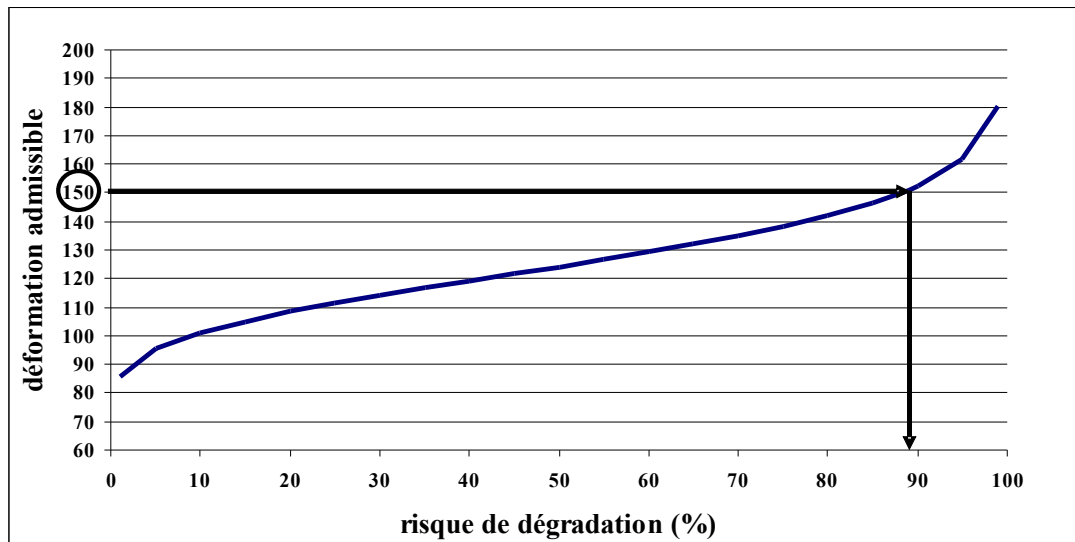


Figure 5.9 : pourcentage de dégradation prévu en fonction de la déformation dans la chaussée calcul théorique.

Dans les conditions normalisées, si la GB3 subit une déformation de 150.10^{-6} alors elle a 88 % de chances d'être dégradée, ce qui ne correspond pas aux observations. Le calcul de dimensionnement est donc très pessimiste par rapport à l'endommagement réel de la chaussée.

5.2.7.2. Prévision du taux de dégradation avec les caractéristiques mécaniques des matériaux déterminées en laboratoire.

Considérons la structure de chaussée théorique et remplaçons les valeurs des modules théoriques par les modules déterminés en laboratoire. Dans ces conditions, la déformation calculée par Alizé® est de 119.10^{-6} à la base de la GB3. Le module expérimental à 15°C, 10 Hz du BBSG est de 9802 MPa et celui de la GB3 est de 9808 MPa.

Réalisons le calcul du risque de dégradation en utilisant les valeurs de modules expérimentaux, la pente de la droite de fatigue et ϵ_6 obtenus suite aux essais de laboratoire. On obtient, pour une déformation de 119.10^{-6} , un risque de dégradation de 96 % (Figure 5.10).

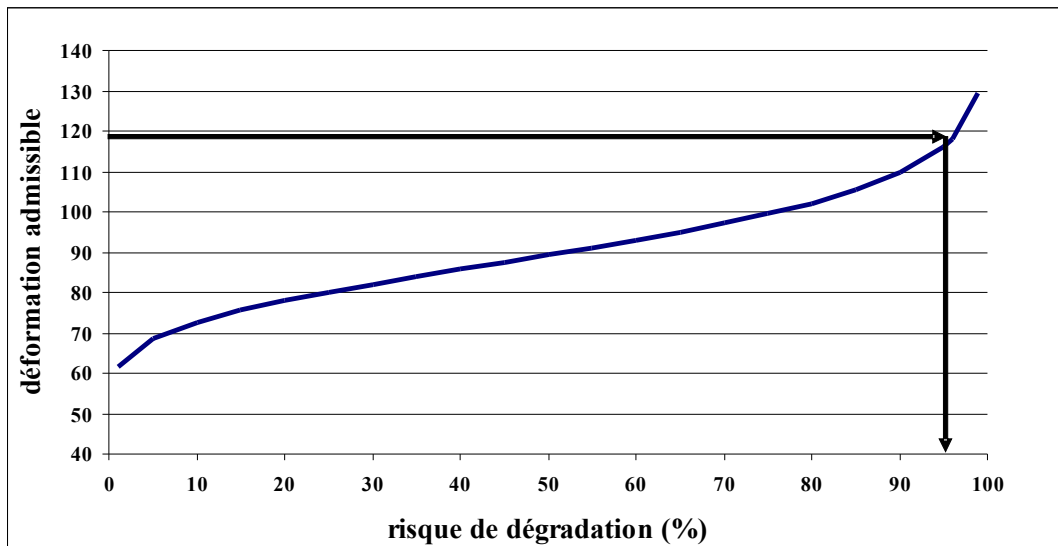


Figure 5.10 : pourcentage de dégradation prévu en fonction de la déformation dans la chaussée calcul théorique avec valeurs réelles.

On donne les valeurs de module et les paramètres de fatigue déterminés en laboratoire de la GB3:

- module à 10°C, 10 Hz = 13 339 MPa,
- pente de la droite de fatigue $b = 4,5$,
- $\epsilon_6 = 65 \cdot 10^{-6}$ à 10°C, 25 Hz.

Les valeurs des coefficients sont les mêmes que pour le calcul précédent.

Dans ces conditions, la prédiction du risque de dégradation est encore plus pessimiste puisque, même si les modules sont plus élevés que ceux exigés par la norme, l' ϵ_6 est beaucoup plus faible. La loi de fatigue ne décrit donc pas le comportement du matériau de façon satisfaisante.

5.2.7.3. Prévion du taux de dégradation avec les corrections de température et de fréquence

Dans les calculs précédents, la température de référence est de 15°C c'est à dire la température à laquelle correspond le dommage unitaire équivalent. Le dommage unitaire équivalent étant le rapport entre le cumul des dommages durant une année et le nombre de cycles subis durant cette même année. Or l'expérience que nous étudions a été conduite durant l'été 2003. La température équivalente durant cette période est différente de celle de référence calculée sur une année.

Pour calculer la température équivalente durant la période de l'essai, nous avons :

- calculé pour les températures de 6 à 30 degrés la déformation subie par la chaussée à l'aide du logiciel Alizé[®],
- calculé la durée de vie en fatigue continue $N_{fc(\theta)}$, à la température moyenne pour chaque température, avec la loi de fatigue déterminée dans le chapitre 3 (cf. § 3.3.2.2.1.),
- calculé le dommage unitaire par cycle $d_{i(\theta)}$ pour chaque température qui est égal à $1/N_{fc(\theta)}$ et tracé la courbe dommage unitaire en fonction de la température,
- calculé la quantité de dommage $d(\theta)$ en multipliant le nombre de cycles subi, pour chaque températures, par le dommage unitaire par cycle. La Figure 5.11 présente, sous forme d'histogramme, le pourcentage du trafic total subi par la chaussée par température.

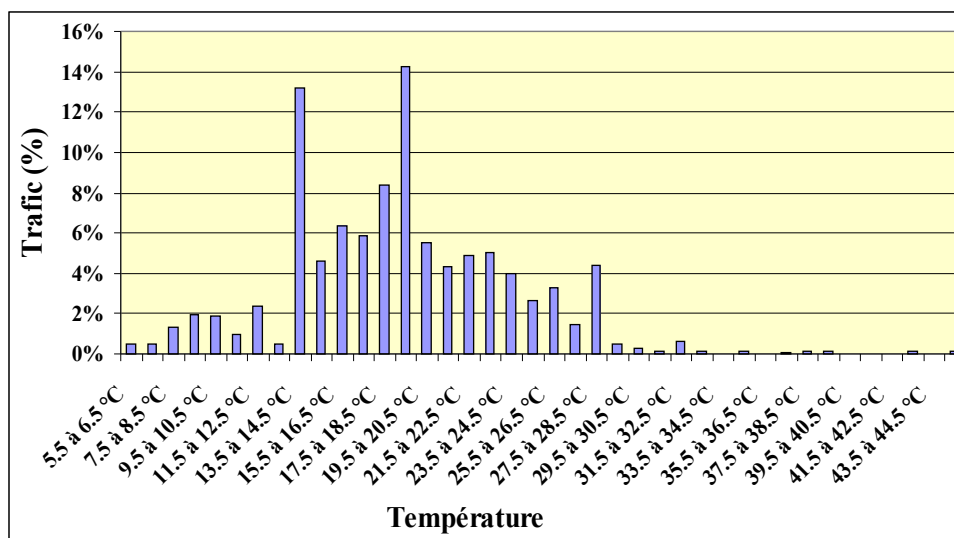


Figure 5.11 : histogramme du trafic subi par la chaussée par température.

- calculé la quantité de dommage subie par la chaussée durant l'expérience et le dommage unitaire équivalent correspondant à la somme du dommage subi divisée par le nombre de cycles,
- déterminé graphiquement la température correspondant au taux de dommage unitaire équivalent.

Le Tableau 5.4 présente les valeurs utilisées pour calculer le dommage unitaire équivalent et pour déterminer la température équivalente.

température	déformation	% de trafic	nombre de cycles	Durée de vie (cycles)	dommage unitaire	dommage	dommage cumulé
6	136	0,46%	10130	39552	2,53E-05	0	0
7	141	0,50%	11094	31093	3,22E-05	0	1
8	146	1,35%	29907	24910	4,01E-05	1	2
9	151	1,92%	42448	20330	4,92E-05	2	4
10	157	1,90%	41966	16467	6,07E-05	3	6
11	162	0,99%	21948	13946	7,17E-05	2	8
12	167	2,34%	51689	12023	8,32E-05	4	12
13	175	0,50%	11008	9833	1,02E-04	1	13
14	183	13,18%	291007	8224	1,22E-04	35	49
15	191	4,62%	101959	7028	1,42E-04	15	63
16	200	6,33%	139752	6009	1,66E-04	23	87
17	210	5,86%	129409	5152	1,94E-04	25	112
18	221	8,41%	185714	4438	2,25E-04	42	154
19	234	14,26%	314738	3782	2,64E-04	83	237
20	250	5,50%	121487	3150	3,17E-04	39	275
21	260	4,32%	95389	2967	3,37E-04	32	307
22	273	4,92%	108708	2726	3,67E-04	40	347
23	287	5,01%	110490	2527	3,96E-04	44	391
24	303	3,95%	87180	2334	4,28E-04	37	428
25	322	2,65%	58484	2129	4,70E-04	27	456
26	344	3,29%	72712	1927	5,19E-04	38	494
27	369	1,50%	33085	1740	5,75E-04	19	513
28	399	4,39%	97014	1542	6,49E-04	63	576
29	436	0,47%	10308	1328	7,53E-04	8	583
30	482	0,26%	5778	1106	9,04E-04	5	589
31	503	0,13%	2814	1179	8,48E-04	2	591
32	526	0,61%	13537	1265	7,91E-04	11	602
33	552	0,12%	2695	1356	7,38E-04	2	604
34	582	0,00%	0	1446	6,92E-04	0	604
35	615	0,12%	2695	1549	6,46E-04	2	605
36	654	0,00%	0	1640	6,10E-04	0	605
37	699	0,10%	2291	1725	5,80E-04	1	607
38	753	0,15%	3363	1782	5,61E-04	2	609
39	819	0,15%	3256	1796	5,57E-04	2	610
40	902	0,00%	0	1743	5,74E-04	0	610

Tableau 5.4 : détail du calcul de la température équivalente.

La chaussée ayant subi 2 204 400 cycles pour un dommage total de 610, le dommage unitaire équivalent est de $2,76 \cdot 10^{-4}$

Comme le montre la Figure 5.12, on obtient une température équivalente égale à 19,2 °C.

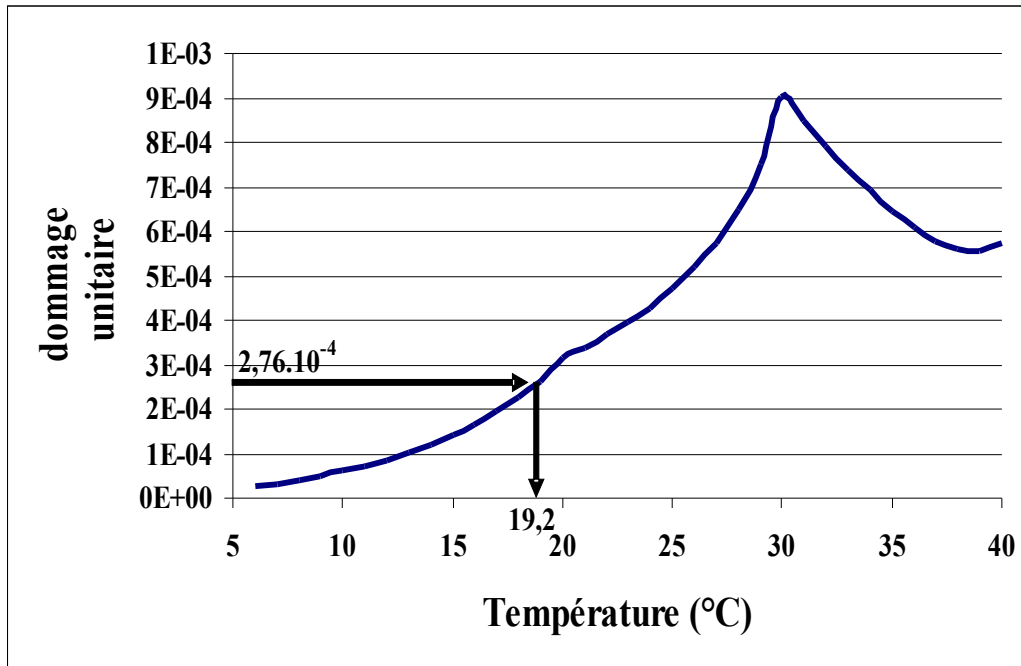


Figure 5.12: évolution du dommage unitaire en fonction de la température.

Considérons cette fois la structure réelle sollicitée à la température équivalente que nous venons de calculer et à une fréquence de 10 Hz.

La valeur du module de la GB3 à 19,2°C et 10 Hz est de 7275 MPa, celui du BBSG de 6930 MPa, celui de la GNT de 85 MPa comme celui du sol. Dans ces conditions, Alizé[®] calcule une déformation de $240 \cdot 10^{-6}$ à la base de la GB3.

On cherche la valeur de ε_6 à 19,2°C et 10 Hz connaissant la valeur de ε_{6c} à 10°C et 25 Hz, celle à 10°C et 40 Hz et celle à 19,2°C et 40 Hz. A notre connaissance, aucune relation n'existe entre ε_6 et la fréquence. Nous faisons l'hypothèse que l'influence de la fréquence sur ε_6 est linéaire et qu'elle ne dépend pas de la température.

Le Tableau 5.5 suivant résume les valeurs d' ϵ_{6c} pour les couples de fréquence et de température :

Fréquence / Température	10 °C	19,2 °C
10 Hz	76.10 ⁻⁶ (extrapolé)	81.10 ⁻⁶ (extrapolé)
25 Hz	65.10 ⁻⁶ (essai de fatigue continue)	70.10 ⁻⁶ (extrapolé)
40 Hz	55.10 ⁻⁶ (essai de fatigue continue)	60.10 ⁻⁶ (essai de fatigue continue)

Tableau 5.5 : valeurs de l' ϵ_6 pour différents couples de fréquence et température.

On peut utiliser l'expression de la déformation admissible sans utiliser la correction de température puisque nous connaissons la valeur de ϵ_{6c} à 19,2°C et 10 Hz. La valeur des coefficients reste inchangée c'est-à-dire : k_c vaut 1,3, k_s vaut 1 et k_r dépend du risque de dégradation de la chaussée. Dans ces conditions, le risque de dégradation de la GB3 si elle subit une déformation de 240.10⁻⁶ est supérieur à 100 % (Figure 5.13).

A 19,2°C, les modules de rigidité des matériaux étant plus faibles, la déformation calculée par Alizé[®] est forcément plus importante. On obtient un risque de rupture pour cette déformation sans commune mesure avec les observations in situ. Les corrections de température et de déformation ne sont pas appropriées pour deux raisons :

- l'essai de fatigue continue n'est pas réaliste et conduit à une performance inférieure à la performance réelle du matériau,
- l'extrapolation de la performance de la GB3 à 10 Hz, selon l'hypothèse que l'influence de la fréquence est linéaire et indépendante de la température, est un peu simpliste : il faudrait réaliser des essais de fatigue en laboratoire à 10 Hz et 19,2 °C.

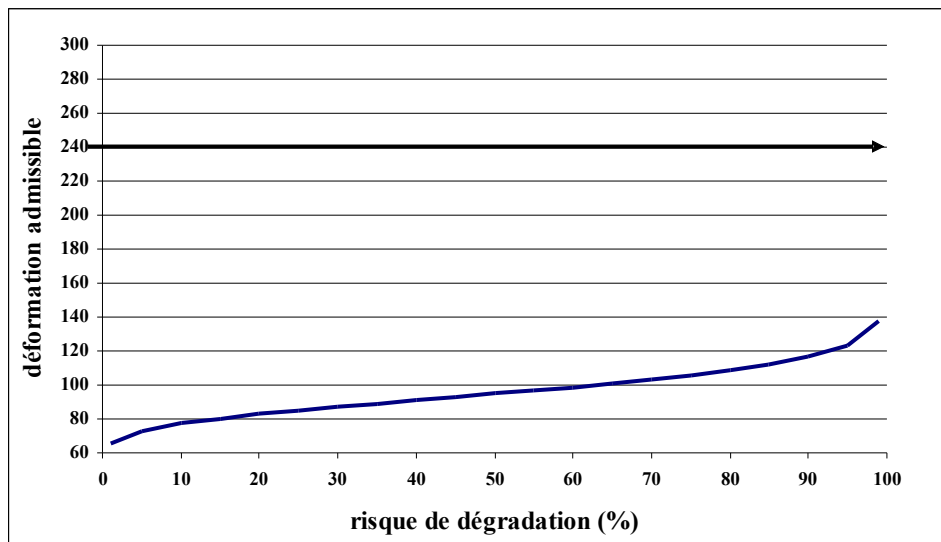


Figure 5.13 : pourcentage de dégradation prévu en fonction de la déformation dans la chaussée : prise en compte des conditions expérimentales.

5.2.7.4. Calcul du taux de dégradation en utilisant la loi de fatigue modifiée

L'essai de fatigue à « trafic simulé » permet de déterminer la performance du matériau dans des conditions de sollicitations plus réalistes qui prennent en compte notamment les capacités autoréparatrices. Si l'essai décrit le comportement réel alors on doit se rapprocher du comportement de l'enrobé observé lors de l'expérience avec le manège de fatigue.

L'essai à « trafic simulé » nous a permis de déterminer la relation suivante :

$$N_f = 10^{6,2} \times 10^{8,56 \cdot 10^{-3} \times \theta} \frac{\epsilon^{-4,015}}{\epsilon_{6c(\theta)}} \times 10^{7,7 \cdot 10^{-4} \times T_r}$$

Rappelons les conditions d'essai imposées par le manège de fatigue : à la vitesse de 10 rotations par minute du manège, il passe en un point de la structure 40 essieux par minute. Le temps de repos entre deux essieux est donc de :

$$T_r = 60/40 - T_f = 1,5 - T_f \text{ secondes.}$$

Le temps de fatigue étant d'environ 0,1 s alors T_r est égal à 1,4 s et le taux de repos $T_r/T_f = 14$.

L' $\epsilon_{6c(\theta)}$ que peut subir l'enrobé en fatigue continue est de $60 \cdot 10^{-6}$ à la température équivalente de 19,2°C et à la fréquence de 40 Hz.

L' ϵ_6 que peut subir l'enrobé d'après le modèle de durée de vie avec temps de repos est de 74.10^{-6} à la température équivalente de $19,2^\circ\text{C}$ et à la fréquence de 40 Hz. Si on conserve l'hypothèse de linéarité de l'effet de la fréquence, l' ϵ_6 à la température de $19,2^\circ\text{C}$ et la fréquence de 10 Hz est de 95.10^{-6} . Le Tableau 5.6 ci-dessous résume les valeurs d' ϵ_6 pour différentes fréquences et exprime si les valeurs sont extrapolées ou issues des essais.

fréquence / température	10°C	$19,2^\circ\text{C}$
10 Hz	76.10^{-6} (extrapolé)	95.10^{-6} (extrapolé)
25 Hz	65.10^{-6} (essai de fatigue continue)	85.10^{-6} (extrapolé)
40 Hz	55.10^{-6} (essai de fatigue continue)	74.10^{-6} (essais à trafic)

Tableau 5.6 : valeurs de l' ϵ_6 calculée à partir de la loi de fatigue des essais à "trafic simulé" pour différents couples fréquence-température.

La Figure 5.14 montre l'évolution de la déformation admissible en fonction du risque de dégradation.

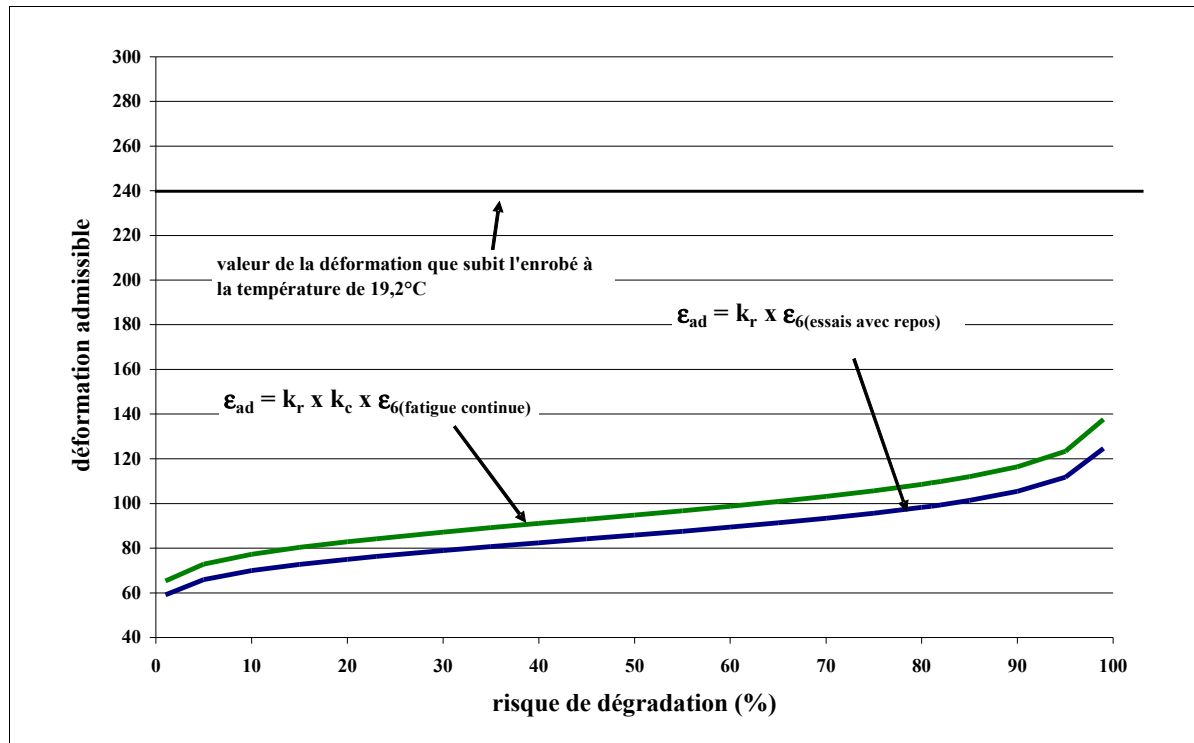


Figure 5.14 : déformation admissible en fonction du risque de dégradation : calcul à partir du modèle de durée de vie des essais avec périodes de repos.

Le rapport entre la déformation admissible calculée à partir des essais avec repos et la déformation admissible calculée à partir des essais de fatigue continue sans l'emploi du coefficient k_c est de 1,18. On constate cependant que la déformation subie par le matériau selon le calcul Alizé aurait dû conduire à la rupture de la structure bien avant les 1,5 millions de cycles. Toutefois, la valeur de déformation admissible calculée à partir des essais avec périodes de repos et sans l'utilisation du coefficient de calage k_c se rapproche de la valeur calculée à partir des essais de fatigue continue.

La prédiction du modèle de durée de vie avec prise en compte de l'effet des temps de repos et de la température est sensiblement la même que la prédiction à partir de la loi de fatigue continue augmentée du coefficient k_c . Le coefficient k_c peut donc être expliqué par la prise en compte de l'effet des temps de repos et de celui de la température.

5.2.8. Conclusion de l'expérience de fatigue

Le Tableau 5.7 résume les différents calculs réalisés :

		Méthode usuelle	remplacement des caractéristiques théoriques par les caractéristiques expérimentales	modules expérimentaux à la température équivalente au cours de l'expérience + structure réelle + correction de la fréquence	modules expérimentaux à la température équivalente au cours de l'expérience + structure réelle + correction de la fréquence + loi de fatigue à "trafic simulé"
Modules (Mpa)	BBSG	9300	9802	6930	6930
	GB	5400	9808	7275	7275
	GNT	200	200	85	85
	Sol	120	120	85	85
Température équivalente (°C)		15	15	19,2	19,2
Déformation à la base de la GB calculé avec Alizé (10^{-6})		150	119	240	240
Loi de fatigue		loi de fatigue continue + correction de la température + k_c + k_s	loi de fatigue continue + correction de la température + k_c + k_s	loi de fatigue continue avec effet de la température + correction de la fréquence + k_c + k_s	loi de fatigue à "trafic simulé" + correction de la fréquence + k_s
Risque calculé		88%	96%	> 100%	> 100%

Tableau 5.7 : résumé des différents calculs réalisés.

Le comportement étudié en laboratoire ne correspond pas à celui observé sur la chaussée. Les modèles prédictifs de durée de vie, même affinés, ne sont pas capables d'expliquer le comportement observé sur le manège, c'est à dire une chaussée qui se dégrade beaucoup moins que prévu lors du dimensionnement. On peut citer différentes causes :

- l'essai de laboratoire étant dispersé de par la taille des plus gros granulats par rapport à celle de l'éprouvette, la description du comportement manque de précision et a tendance à sous estimer la durée de vie du matériau, d'autant que chaque essai à « trafic simulé » n'a été réalisé que sur quatre éprouvettes entraînant un intervalle de confiance important,
- l'essai de laboratoire décrit le comportement d'un matériau seul alors que celui du manège décrit la réponse d'une structure composée de plusieurs matériaux dans laquelle des redistributions de contraintes peuvent avoir un effet bénéfique,
- nos hypothèses sur la linéarité de l'effet de la fréquence méritent d'être vérifiées,
- nous avons utilisé le modèle déterminé avec les « essais à trafic simulé » alors que les conditions d'essai du manège de fatigue sont plus proche d'un essai intermittent. Il faut compléter le modèle de durée de vie avec repos par des essais intermittents ou des nombres de cycles par séquence faibles,
- les mécanismes de récupération à forte température sont sous-estimés. Les périodes de repos diurnes à forte température n'ont pas été prises en compte,
- la non linéarité du module avec la déformation n'a pas été prise en compte dans le calcul Alizé[®].

En conséquence, la méthode de dimensionnement est nettement pessimiste dans la prédiction du comportement en fatigue de la chaussée.

Nos améliorations sur l'essai de fatigue continu permettent d'obtenir une performance d'environ 1,2 fois supérieure (cf. § 5.2.7.4.) c'est à dire de l'ordre de grandeur du coefficient de calage k_c . Toutefois l'écart entre la performance réelle de la chaussée et celle déterminée avec l'essai à « trafic simulé » est nettement supérieur à la valeur du coefficient de calage. A l'heure où ce mémoire est rédigé, le

dépouillement complet de l'essai mené sur le manège n'est pas totalement terminé. Un travail approfondi est en cours pour déterminer les phénomènes responsables de la bonne tenue de la chaussée bien au delà des prédictions. Il est à noter qu'un tel écart de performance entre le laboratoire et la chaussée est exceptionnel. En effet, les études précédentes [Odéon et al., 1997] comparant les essais de laboratoire et les essais réalisés sur le manège ont mis en évidence des écarts nettement moins importants, qui ont conduit à la mise en place du coefficient k_c de 1,3 pour les graves bitumes. Toutefois ces essais ont été réalisés dans des conditions de températures moins importante et sans périodes de repos diurne durant de fortes chaleurs. Ce sont ces deux conditions qui sont, à notre avis, les responsables de la bonne performance de la chaussée. On rappelle l'expérience de Saunier [1968] qui montre la capacité des enrobés à récupérer leur durée de vie initiale grâce à des longues périodes de repos. En conséquence, on pense que les périodes de repos diurnes aux fortes températures ont permis l'autoréparation totale de la chaussée et, par conséquent, son comportement exceptionnel en fatigue.

5.3. Vers une stratégie de dimensionnement en plusieurs phases

Nous allons utiliser le protocole d'essai à « trafic simulé » pour étudier l'effet, en terme de durée de vie et de cinétique de variation de raideur, du rechargement d'une chaussée. Le rechargement d'une chaussée consiste à rajouter une épaisseur de chaussée sur une structure endommagée pour rallonger sa durée de vie. L'apport d'une couche d'enrobé implique une diminution de la déformation subie par les différentes couches endommagées.

Notre objectif est d'apporter des informations sur l'effet de la diminution de la déformation dans un enrobé endommagé en tenant compte également de l'instant de réhabilitation. En pratique, le rechargement d'une chaussée intervient lorsqu'apparaissent les fissures longitudinales à sa surface faute de méthode de contrôle préventif de l'état d'endommagement de la structure. Les études portent donc généralement sur les solutions techniques pour limiter la remontée des fissures dans les couches rajoutées comme en témoigne l'expérience FORMAT (Fully Optimised Road Maintenance) menée à l'échelle européenne [Antunes et al., 2004] ou le rapport technique de la RILEM [Vanelstraete et al., 1997] qui met en valeur les connaissances apportées à ce sujet.

Nous avons choisi d'effectuer des essais à « trafic simulé » à deux phases de chargement pour tenter de répondre à quelques unes des interrogations relatives à la gestion du patrimoine chaussée.

Cette étude a été réalisée avec le concours de Ahmad Chatah [2004] dans le cadre d'un stage de fin d'étude d'ingénieur.

5.3.1. Essai de rechargement

5.3.1.1. Protocole

Le protocole d'essai mis en place reprend celui de l'essai à « trafic simulé », à savoir l'alternance de séquences de repos et de fatigue de durée prédéfinie. La différence réside dans le fait que le chargement s'effectue en deux phases. Une première phase est réalisée à une amplitude de déformation ε_1 et une seconde phase à une amplitude ε_2 inférieure à la première qui simule le rajout d'une ou plusieurs couches d'enrobé. Le changement de phase (c'est-à-dire d'amplitude de déformation) intervient après une perte de raideur de α %. Le critère de rupture usuel considère la rupture du matériau lorsque la perte de raideur atteint 50 % de la raideur initiale. Ainsi, nous considérons que le rapport $\alpha/50$ correspond au taux de dommage du matériau. Ceci n'est pas strictement correct puisque l'évolution de la raideur n'est pas linéaire tout au long de l'essai, notamment à cause de l'échauffement du matériau durant la première phase de l'essai et de la non linéarité de l'évolution du dommage dans la première phase de l'essai. Toutefois, l'essai à « trafic simulé » minimise l'échauffement.

5.3.1.2. Degrés de liberté de l'essai

Nous avons la possibilité de faire varier les mêmes paramètres que ceux qui définissent un essai à « trafic simulé » : fréquence, température, amplitude de déformation, taux de repos et temps de fatigue. A ces facteurs, on rajoute le critère de changement de phase α (instant de réhabilitation lorsqu'un taux de dommage $\alpha/50$ est atteint) et l'amplitude de déformation (niveau de rechargement) en deuxième phase.

5.3.2. Influence du niveau de rechargement et de l'instant de réhabilitation

5.3.2.1. Essais réalisés

L'objectif étant l'évaluation des effets du rechargement, nous avons choisi de tester l'influence du niveau de rechargement (rapport $\varepsilon_2 / \varepsilon_1$) et de l'instant de réhabilitation (niveau de dommage subi $\alpha/50$). Tous les autres facteurs resteront constants.

Nous nous sommes placés au centre du plan d'expérience que nous avons mené au chapitre 3. Les conditions d'essai testées sont donc :

- fréquence de sollicitation = 40 Hz,
- température d'essai = 20°C,
- taux de repos $T_r/T_f = 2$,
- temps de fatigue = 55 s,
- amplitude de déformation en première phase $\varepsilon_1 : 1,85 \times \varepsilon_{6(20^\circ\text{C})} = 120 \cdot 10^{-6}$. L' $\varepsilon_{6(20^\circ\text{C})}$ correspond à la déformation que peut supporter l'enrobé pour atteindre une durée de vie de 10^6 cycles à 20°C en condition de fatigue continue,
- amplitude de déformation en deuxième phase $\varepsilon_2 : 2/3\varepsilon_1, 1/2\varepsilon_1$ et $1/3\varepsilon_1$,
- niveau de perte de raideur $\alpha/50 : 20/50 = 0,4, 30/50 = 0,6$ et $40/50 = 0,8$.

Pour illustrer pratiquement ce que signifient les rapports $\varepsilon_2 / \varepsilon_1$, prenons comme structure d'origine une structure de chaussée souple composée de :

- un sol d'épaisseur 2,66 m de 120 MPa de module,
- une GNT d'épaisseur 20 cm de 200 MPa de module,
- une GB3 de 9 cm d'épaisseur de 6602 MPa de module à 20°C, 10Hz,
- une GB3 de 7 cm d'épaisseur de 6602 MPa de module à 20°C, 10Hz,
- un BBSG de 4 cm d'épaisseur de 6766 MPa de module à 20°C, 10Hz.

Dans ces conditions, Alizé[®] calcule une déformation à la base de la GB3 de 119.10^{-6} , équivalente à la déformation appliquée durant la phase 1 des essais de rechargement. Pour que cette déformation diminue de $2/3$, il faut rajouter une épaisseur de 7 cm de GB3. Pour atteindre une déformation inférieure de moitié, il faut rajouter 8 cm de GB3 plus 5 cm de BBSG. Enfin, pour que la déformation dans la GB3 atteigne $1/3$ de la déformation originelle, il faut rajouter une structure de deux couches de 10 cm de GB3 plus une de 3 cm de BBSG (Figure 5.15).

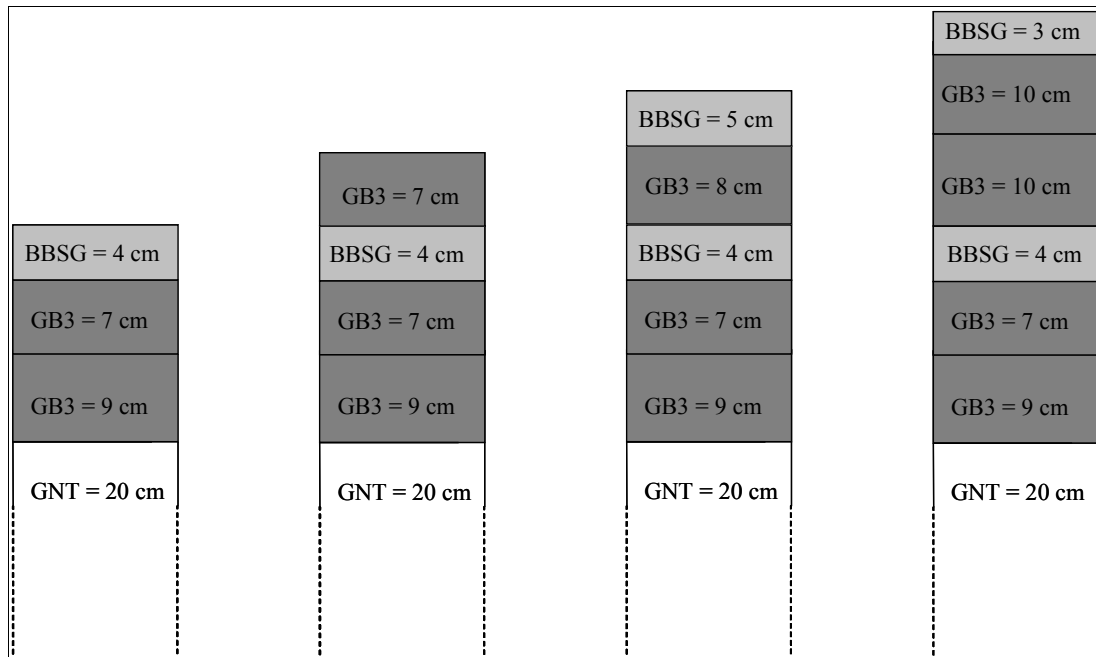


Figure 5.15 : structures équivalentes aux niveaux de rechargement étudiés.

Un essai à « trafic simulé » à une phase a été réalisé dans les conditions d'essai décrites ci-dessus pour servir de référence.

Deux essais à deux phases ont été réalisés pour un rapport ϵ_2/ϵ_1 de $1/3$ (soit $\epsilon_2 = 40.10^{-6}$) et des instants de rechargement intervenant pour des taux de dommage de $40/50 = 0,8$ et $45/50 = 0,9$. Les essais pour ce rapport ϵ_2/ϵ_1 et des taux de dommage de $0,6$ et $0,4$ n'ont pas été réalisés pour des raisons de durée d'essai trop importante (plus de trois semaines). Tous les essais sont conduits sur quatre éprouvettes.

La Figure 5.16 montre le comportement typique d'un essai à deux phases. Les losanges représentent les mesures de raideur au cours des séquences de fatigue lors d'un essai à « trafic simulé » dans les conditions suivantes : $f = 40$ Hz, température de 20°C , taux de repos $T_r/T_f = 2$, temps de fatigue $T_f = 55$ s, amplitude de déformation $\epsilon_1 = 1,85 \times \epsilon_6 = 120.10^{-6}$. Les triangles illustrent l'évolution de la raideur relative lors d'un essai à « trafic simulé » en deux phases dans les mêmes conditions mais avec

une déformation en phase 2, $\varepsilon_2 = 2/3 \varepsilon_1 = 2/3 \times 120,3 \cdot 10^{-6} = 80 \cdot 10^{-6}$. Le changement de phase intervient après une perte de raideur de 30 % soit un taux de dommage de 0,6. Logiquement, l'évolution de la raideur durant la première phase de l'essai à 2 phases suit celle de l'essai à une phase. Lorsque l'amplitude de déformation est diminuée (phase 2), les évolutions de raideur ne suivent plus le même chemin, entraînant un gain de durée de vie. La durée de vie lors de l'essai à une phase étant ici de 171 500 cycles et celui de l'essai à deux phases de 505 300 cycles, le gain de durée de vie est de 334 200 cycles dans ce cas. Dans cet exemple, la durée de vie obtenue avec l'essai à deux phases est 3 fois plus importante que pour l'essai à une phase. A 20°C et une déformation de $120 \cdot 10^{-6}$, la durée de vie en fatigue continue est de 64 500 cycles soit une durée de vie presque 8 fois moins importante que l'essai à deux phases.

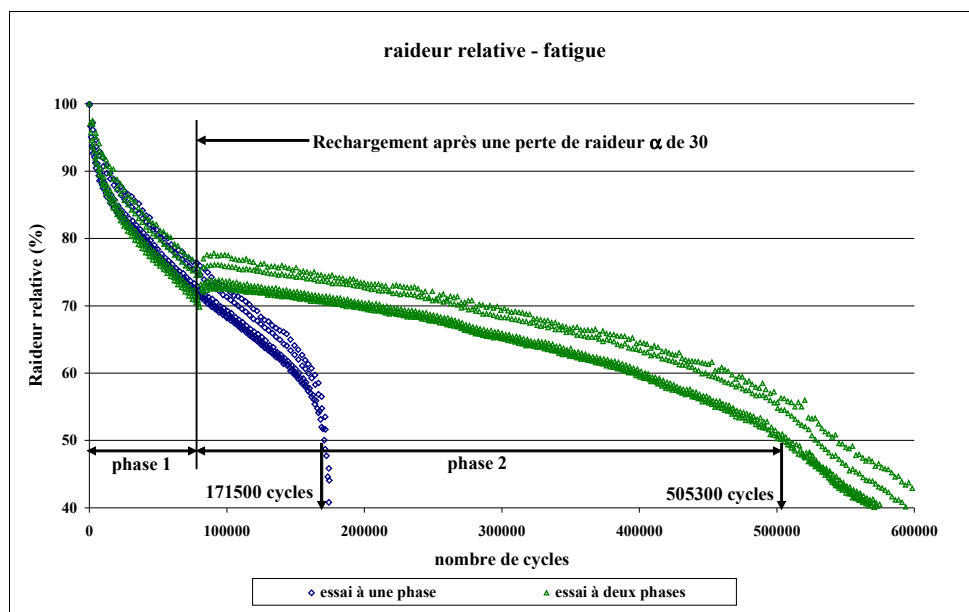


Figure 5.16 : évolution de la raideur lors d'un essai à « trafic simulé » à deux phases et à une phase.

5.3.2.2. Conséquences en terme de durée de vie

Le paragraphe suivant présente tous les résultats des essais à deux phases et une analyse en terme de durée de vie de l'effet des paramètres du rechargement.

5.3.2.2.1. Modèle a priori

La durée de vie finale N_f est le nombre total de cycles que le matériau a subi pour perdre 50 % de sa raideur initiale. Le matériau subit les conditions de la phase 1 jusqu'à un taux de dommage $\alpha/50$ et celles de la phase 2 jusqu'à la rupture. Nous faisons l'hypothèse que le nombre de cycles durant la phase 2 est une fonction de

l'histoire du rechargement et que la contribution à la durée de vie finale de la phase 2 dépend de l'instant de rechargement. Nous faisons ici l'hypothèse d'un cumul non linéaire du dommage.

Il nous faut considérer la condition limite suivante : si l'instant de réhabilitation intervient pour un taux de dommage de 1 (soit $\alpha = 50\%$ de perte de raideur), alors la durée de vie $N_f = N_{f(\varphi=1)}$ (durée de vie dans les conditions de la phase 1).

La relation suivante respecte les hypothèses et la condition que nous venons d'exprimer :

$$N_f = \frac{\alpha}{50} \times N_{f(\varphi=1)} + \left[K \left(1 - \frac{\alpha}{50} \right)^{K'} \right] \times N_{f(\varphi=2)} \quad 5.1$$

K et K' sont deux coefficients que le plan d'expérience va permettre d'identifier.

L'effet du niveau de rechargement est pris en compte dans les valeurs de $N_{f(\varphi=1)}$ et $N_{f(\varphi=2)}$. $N_{f(\varphi=i)}$ est la durée de vie calculée à partir du modèle de durée de vie que nous avons déterminé dans le chapitre 3 à partir des essais à « trafic simulé ». Nous rappelons son expression :

$$N_f = 10^{6,2} \times 10^{8,56 \cdot 10^{-3} \times \theta} \times \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{6c(\theta)}} \right)^{-4,015} \times 10^{7,7 \cdot 10^{-4} \times T_r} \quad 5.2$$

N_f dépend de la déformation appliquée, les autres facteurs (température θ , temps de repos T_r et déformation pour atteindre 10^6 cycles en condition de fatigue continue à la température de 20°C $\varepsilon_{6c(\theta)}$) étant identiques pour tous les essais à deux phases réalisés. Par conséquent, $N_{f(\varphi=i)}$ ne dépend que de la déformation ε_i de la phase i . On peut donc écrire que :

$$N_{f(\varphi=i)} = C \times \varepsilon_i^{-4,015} \quad 5.3$$

C est une constante. On rappelle que, pour tous les essais de rechargement, la température $\theta = 20^\circ\text{C}$, le temps de repos $T_r = 110$ s ($=T_f \times T_r/T_f = 2 \times 55$ s) et $\varepsilon_{6c(\theta)} = 65,5 \cdot 10^{-6}$. Pour cette campagne expérimentale, C est alors égal à : $4,4 \times 10^{-11}$.

Si on exprime les durées de vies $N_{f(\varphi=i)}$ en fonction de la déformation ε_i , la durée de durée de vie N_f devient :

$$N_f = \frac{\alpha}{50} \times C \times \varepsilon_1^{-4,015} + K \left(1 - \frac{\alpha}{50}\right)^{K'} \times C \times \varepsilon_2^{-4,015} \quad 5.4$$

Nous connaissons l'effet des déformations sur la durée de vie N_f et il nous reste à déterminer les paramètres K et K' .

Soit l'expression $\frac{N_f - \frac{\alpha}{50} \times N_{f(\varphi=1)}}{N_{f(\varphi=2)}} = \left[K \left(1 - \frac{\alpha}{50}\right)^{K'} \right]$ que nous appelons gain de durée de vie relatif.

5.3.2.2.2. Résultats

5.3.2.2.2.1 Essai de référence

Le Tableau 5.8 présente les durées de vie obtenues à l'issue de l'essai à « trafic simulé » à une phase dans les conditions suivantes :

- température de 20°C,
- taux de repos de 2,
- temps de fatigue de 55 s,
- amplitude de déformation égale à $1,85 \times \varepsilon_{6c(\theta=20^\circ\text{C})}$ soit $120 \cdot 10^{-6}$.

La durée de vie moyenne de l'essai de référence est de 179 650 cycles.

éprouvette	ε (10^{-6})	N_f	$N_f / N_{f \text{ moyen}}$
1	120	171 467	1,0
2	120	230 333	1,2
3	120	263 435	2,1
4	120	53 363	0,4

Tableau 5.8 : durées de vie de l'essai de référence.

On peut constater que la durée de vie de l'éprouvette 4 est très inférieure à celle des trois autres éprouvettes.

La Figure 5.17 montre l'éprouvette 4 après sa rupture. On peut distinguer une zone de vides créée lors du sciage de l'éprouvette. Sous l'action de la scie, un granulat s'est désenrobé provoquant un vide. Cette zone de faiblesse a facilité la création de la fissure et a induit une rupture prématurée. Par conséquent, nous

l'avons rejetée. En conséquence, la durée de vie moyenne de l'essai de référence est de 221 741 cycles. La durée de vie théorique d'une éprouvette selon l'équation 5.3 est de 243700 cycles soit une durée de vie proche de la moyenne de l'essai de référence.

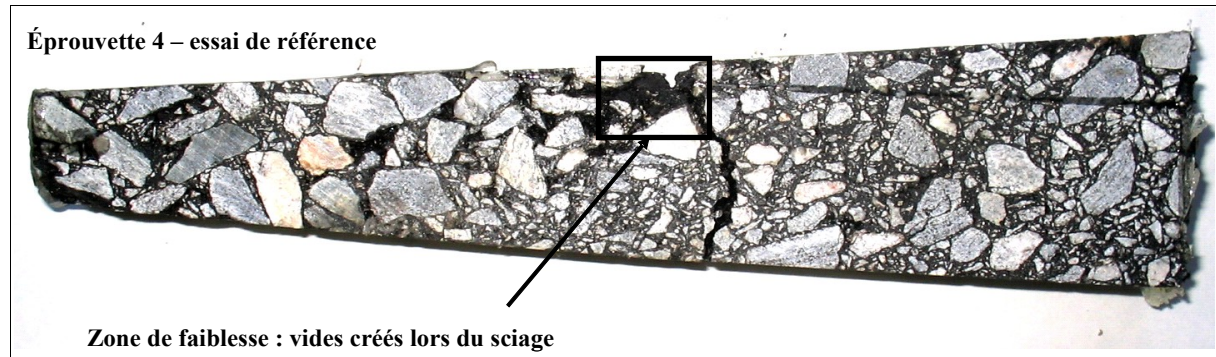


Figure 5.17 : zone de rupture de l'éprouvette 4 de l'essai de référence.

5.3.2.2.2 Essais à deux phases

Le Tableau 5.9 présente les durées de vie obtenues pour les essais à deux phases et le rapport entre la durée de vie des essais à deux phases et celle de la moyenne des durées de vie de l'essai de référence. Le calcul de la moyenne des durées de vie de l'essai de référence ne prend pas en compte l'éprouvette 4 rejetée.

essai	éprouvette	ε_1	ε_2	$\varepsilon_1/\varepsilon_2$	α	N_f	$N_f/N_{f\text{ref}}$
1	1	120	80	0,67	40	189700	0,9
1	2	120	80	0,67	40	63530	0,3
1	3	120	80	0,67	40	127031	0,6
1	4	120	80	0,67	40	576522	2,6
2	1	120	80	0,67	30	505319	2,3
2	2	120	80	0,67	30	431819	1,9
2	3	120	80	0,67	30	986361	4,4
2	4	120	80	0,67	30	285199	1,3
5	1	120	80	0,67	20	950547	4,3
5	2	120	80	0,67	20	1036399	4,7
5	3	120	80	0,67	20	1834412	8,3
5	4	120	80	0,67	20	1685400	7,6
3	1	120	60	0,5	40	98829	0,4
3	2	120	60	0,5	40	175297	0,79
3	3	120	60	0,5	40	972299	4,4

3	4	120	60	0,5	40	2755168	12,4
4	1	120	60	0,5	30	6633921	29,9
4	2	120	60	0,5	30	815272	3,7
4	3	120	60	0,5	30	1319621	6,0
4	4	120	60	0,5	30	135771	0,61
6	1	120	60	0,5	20	2859117	12,9
6	2	120	60	0,5	20	5347917	24,1
6	3	120	60	0,5	20	1864428	8,4
6	4	120	60	0,5	20	2908877	13,1
7	1	120	40	0,3	40	11125541	50,2
7	2	120	40	0,3	40	13006118	58,7
7	3	120	40	0,3	40	4691130	21,2
7	4	120	40	0,3	40	1520649	6,9
8	1	120	40	0,3	45	347655	1,6
8	2	120	40	0,3	45	95610	0,4
8	3	120	40	0,3	45	5051806	22,8
8	4	120	40	0,3	45	309736	1,4
référence	1	120	120	1		171467	0,77
référence	2	120	120	1		230333	1,0
référence	3	120	120	1		263435	1,2
référence	4	120	120	1		53363	0,2

Tableau 5.9 : durées de vie des essais à deux phases.

Le rapport $N_f / N_{f \text{ ref}}$ permet de juger de la forte variabilité des résultats. En effet, pour l'essai 4 par exemple, le rapport varie entre 0,6 et 29,9.

La Figure 5.18 montre la relation entre le logarithme du gain de durée de vie relatif et le logarithme du taux de dommage. On identifie par régression linéaire $\log(K) = 0,136$ et $K' = 1,58$ (paramètres de la droite en traits pleins). On a donc l'expression de la durée de vie :

$$N_f = \frac{\alpha}{50} \times N_{f(\varphi=1)} + 1,37 \times \left(1 - \frac{\alpha}{50}\right)^{1,58} \times N_{f(\varphi=2)} \quad 5.5$$

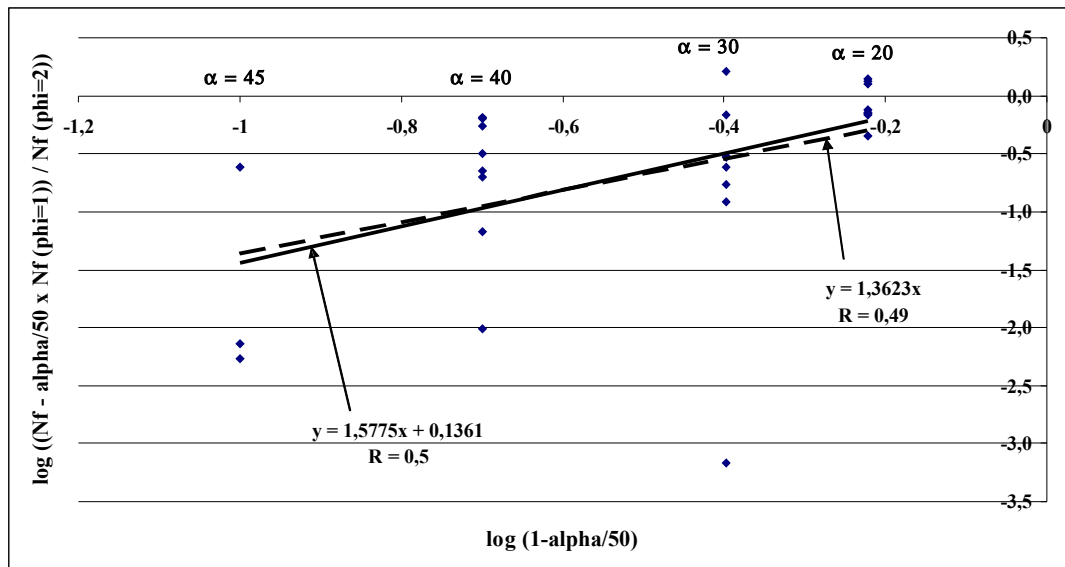


Figure 5.18 : gain de durée de vie relatif en fonction de l’instant de rechargement.

Le modèle absorbe seulement 50 % de la variance totale mais l’hypothèse de nullité de l’erreur d’ajustement ne peut pas être rejetée. Cela signifie qu’il existe une forte variabilité expérimentale.

	somme des carrés des écarts	ddl	variance	F _{exp}	F _{théo}	hypothèse
erreur d'ajustement	1,18	6	0,196	0,432	2,432	on ne peut pas rejeter
erreur expérimentale	13,13	29	0,453			

Tableau 5.10 : analyse de la variance du modèle de durée de vie des essais à deux phases.

On peut noter que lorsque $\alpha = 0$, c'est-à-dire lorsque le rechargement s’effectue dès le début de l’essai, la durée de vie prédite est 2,07 fois supérieure à $N_{f(\phi=2)}$. Évidemment, si, dès le début de l'essai, l'éprouvette est sollicitée dans les conditions de la seconde phase, la durée de vie ne sera pas, théoriquement, 2,07 fois supérieure mais égale à 1 fois la durée de vie dans les conditions de la phase 2. Le modèle que nous venons de construire n’est valable que pour des taux d’endommagement compris entre 0,4 et 1, faute d’avoir des informations supplémentaires pour les valeurs inférieures. Il serait intéressant de vérifier, pour les valeurs de taux de dommage inférieures à 0,4, l’évolution du gain relatif de durée de vie qui devrait tendre vers 1. Si on considère cette hypothèse juste, la valeur de K est égale à 1 et son logarithme est nul. On peut imposer à la droite de régression de couper l'axe des abscisses en 0 (droites en traits pointillés). On obtient l'équation suivante :

$$N_f = \frac{\alpha}{50} \times N_{f(\varphi=1)} + \left(1 - \frac{\alpha}{50}\right)^{1,36} \times N_{f(\varphi=2)} \quad 5.6$$

Dans ces conditions, le coefficient de corrélation est égal à 0,49. Ce modèle absorbe 49 % de la variance c'est à dire presque autant que le modèle avec K non nul. De même, l'hypothèse de nullité ne peut pas être rejetée

	somme des carrés des écarts	ddl	variance	Fexp	Fthéo	hypothèse
erreur d'ajustement	0,973	6	0,162	0,374	2,432	on ne peut pas rejeter
erreur expérimentale	12,569	29	0,433			

Tableau 5.11 : analyse de la variance du modèle de durée de vie des essais à deux phases et K = 1.

La Figure 5.19 présente l'évolution du gain relatif de durée de vie en fonction du taux de dommage subi durant la première phase selon trois cas :

- cas d'un cumul linéaire des dommages (K = 1 et K'=1)
- modèle issu des essais de laboratoire avec K = 1 et K' = 1,36
- modèle issu des essais de laboratoire avec K = 2,07 et K' = 1,58

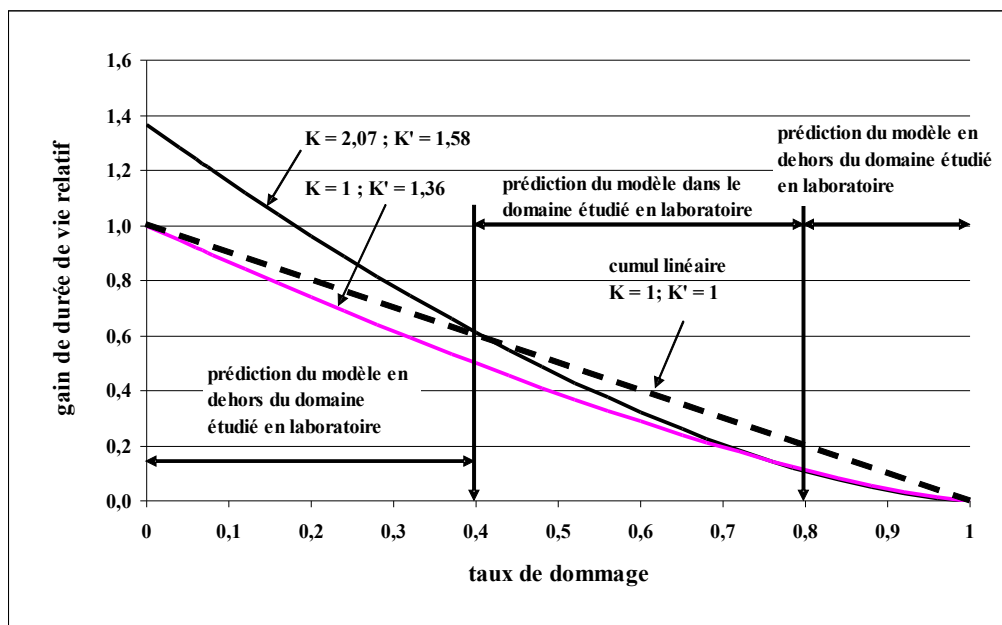


Figure 5.19 : diminution du gain relatif de durée de vie en fonction du taux de dommage subi durant la première phase.

On peut constater que, même si le rechargement intervient pour des taux de dommages importants, le gain de durée de vie est notable. Pour comparaison, nous avons tracé la droite correspondant à un cumul linéaire des dommages (en pointillés). Les deux modèles que nous avons construits à partir des essais correspondent à une loi de cumul non linéaire. La différence entre les deux modèles est relativement faible dans le domaine de taux de dommage étudié dans le plan. Il devient important lorsque le taux de dommage est faible.

La Figure 5.20 montre le gain absolu de durée de vie de la chaussée selon l'instant et le niveau de réhabilitation. Les courbes en traits plein sont calculées à partir du modèle avec $K = 2,07$ et celles en trait pointillés sont calculées avec $K = 1$. Plus le niveau de la réhabilitation est élevé et plus la réhabilitation intervient tôt, plus le gain est important.

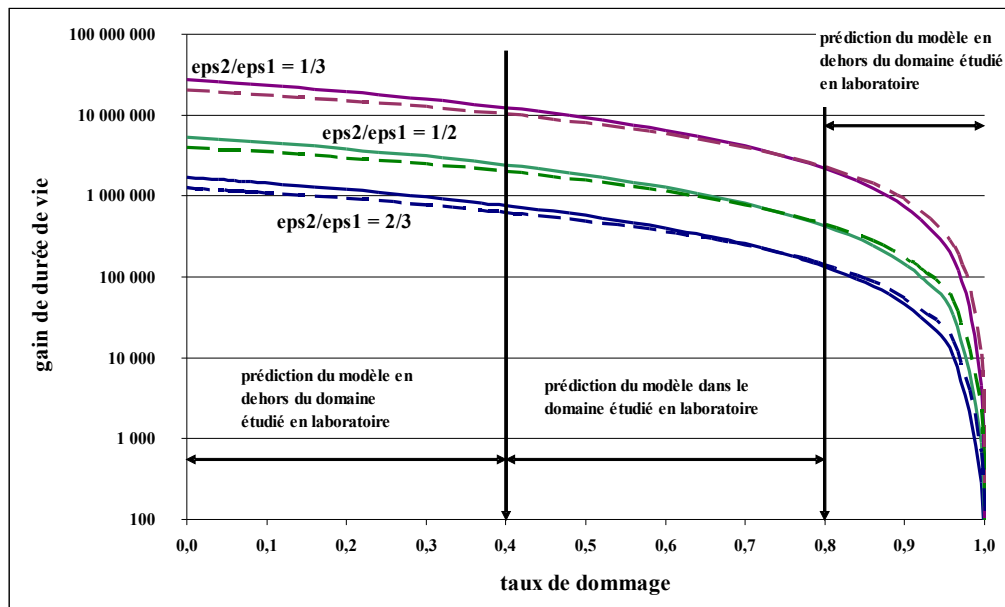


Figure 5.20 : gain de durée de vie selon l'instant de réhabilitation et son niveau.

La Figure 5.21 montre la durée de vie après rechargement en fonction du taux de dommage subi dans les conditions de sollicitation de la première phase pour différents niveaux de rechargement (comme pour la Figure 5.20, les courbes en traits plein sont calculées à partir du modèle avec $K = 2,07$ et celles en trait pointillés sont calculées avec $K = 1$). La loi de fatigue étant une fonction puissance, le niveau de rechargement utilisé entraîne des conséquences importantes en terme de durée de vie et pose la question : vaut-il mieux réhabiliter tôt en terme de dommage avec un faible épaisseur ou réhabiliter tard avec une épaisseur importante ?

Il est possible d'obtenir le même gain de durée de vie avec des niveaux différents selon l'instant de rechargement. C'est le coût du rechargement qui définit la stratégie de réhabilitation la plus adaptée. Si le rechargement intervient tôt, en terme de dommages subis par la chaussée, alors le coût sera moindre car le niveau de rechargement est plus faible que si le rechargement intervient tard.

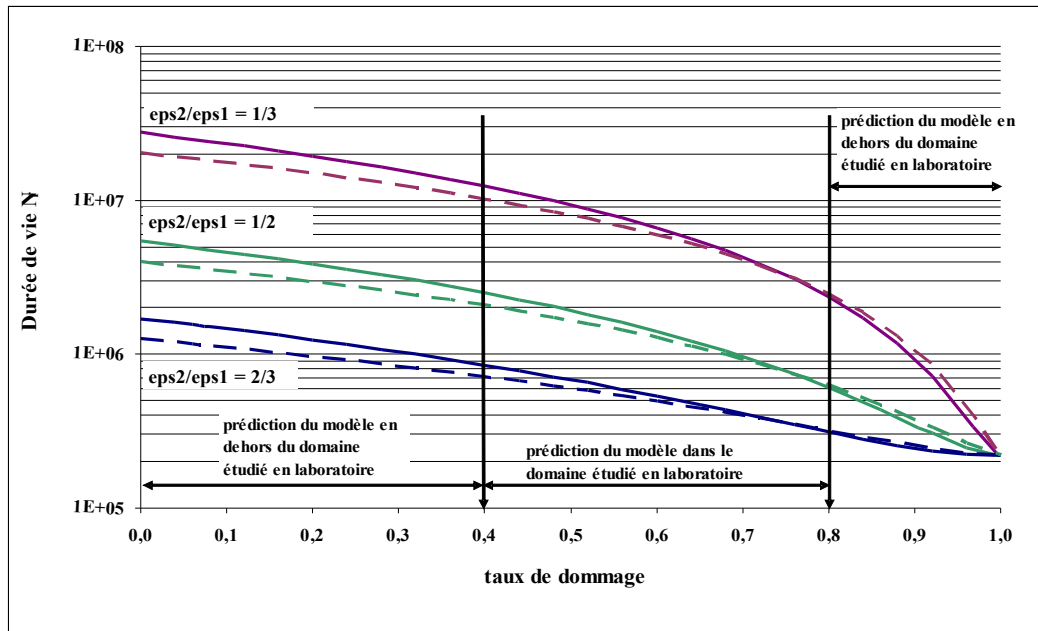


Figure 5.21 : durée de vie finale en fonction de l'instant de réhabilitation pour différents taux de rechargement.

Considérons par exemple que la chaussée a été dimensionnée pour 10 ans correspondant au nombre de cycles de l'essai de référence soit 200 000. On souhaite rallonger la durée de vie d'une section de 1 km de long et 6 m de large de 10 années supplémentaires soit 200 000 cycles supplémentaires. La durée de vie finale après rechargement est donc de 400 000 cycles.

On dispose de trois solutions quel que soit le modèle de cumul non linéaire adopté :

- solution 1 : rajout de 7 cm d'enrobé lorsque la chaussée a atteint 78,5 % de dégradations,
- solution 2 : rajout de 13 cm d'enrobé lorsque la chaussée a atteint 90 % de dégradations,
- solution 3 : rajout de 23 cm d'enrobé lorsque la chaussée a atteint 96,7 % de dégradation.

On considère que les tarifs de la GB3 et du BBSG sont identiques soit X € la tonne ainsi que leur masse volumique égale à 2,67 g/cm³.

Le Tableau 5.12 indique le coût au kilomètre de chaque solution.

Épaisseur du rechargement	Volume (10 ⁷ cm ³)	Masse (10 ⁷ g)	Prix (€)
7	42	112	1120 X
13	78	208	2080 X
23	138	368	3680 X

Tableau 5.12 : tarifs des solutions de rechargement.

Il apparaît évident que la première solution est préférable en terme de coût pour une durée de vie finale équivalente. Il est nécessaire pour cela de disposer d'un outil qui permet d'évaluer précisément l'état d'endommagement de la chaussée. Or cet outil n'est actuellement pas disponible

5.3.3. Conclusion

Nous avons réalisé l'étude de la réponse de la GB3 suite à une simulation de rechargement. Au terme de cette étude il apparaît que :

- on obtient systématiquement un gain de durée de vie plus ou moins important selon le niveau ou l'instant du rechargement. Le gain est d'autant plus élevé que l'instant est proche de l'état vierge de l'enrobé (taux de dommage faible) et que le niveau est faible (déformation en phase 2 faible),
- différentes solutions de rechargement sont possibles pour la même durée de vie finale. Il apparaît que le coût du rechargement est beaucoup moins important si le rechargement est effectué bien avant la ruine de la chaussée.

5.4. Conclusion

Nous avons utilisé les résultats de l'essai à « trafic simulé » dans deux applications concrètes. La première concerne l'application de l'essai en terme de prédiction pour le dimensionnement des chaussées. La seconde s'inscrit dans une optique de gestion du patrimoine chaussée.

Dans la première application, on montre que l'essai à « trafic simulé » permet une prédiction du comportement de la chaussée meilleure que l'essai de fatigue continue. Cette prédiction reste toutefois très pessimiste par rapport au

comportement observé de la chaussée. Le comportement de la chaussée réelle est toutefois exceptionnel compte tenu des conditions d'essai défavorables à une bonne performance de la chaussée (forte déformations, mauvais collage entre la GB et le BBSG, caractéristiques de la GB en fatigue continue faibles.). De plus, la différence entre les résultats de laboratoire et ceux du manèges est très supérieur à celle déjà observée par Odéon et al. [1997]. Nous pensons que ce comportement est expliqué par l'autoréparation des enrobés durant les périodes de repos sous fortes températures.

L'essai à « trafic simulé » à deux phases étudie le comportement d'un enrobé suite à un rechargement. L'étude du comportement d'une GB3 dans ces conditions montre que le gain de durée de vie obtenu grâce au rechargement est fonction de l'instant et du niveau de rechargement décrit par un modèle de cumul linéaire que nous avons identifié. L'entretien d'une chaussée par le rajout d'une faible épaisseur avant la ruine de la structure permet d'obtenir une durée de vie aussi importante qu'un rechargement de forte épaisseur après la ruine de la chaussée, pour un coût nettement moindre.

Conclusion Générale

L'essai de fatigue normalisé a été créé pour caractériser le comportement en fatigue des enrobés bitumineux. La loi de fatigue issue des essais est utilisée pour le dimensionnement des couches d'enrobé d'une structure de chaussée. Toutefois, la performance prévue par la loi de fatigue est pessimiste par rapport à la performance observée de la chaussée. De fait, un coefficient de calage k_c est employé. Les travaux de cette thèse montrent que deux facteurs permettent d'expliquer la différence de performance : la température et les temps de repos. En effet, la façon dont est pris en compte l'effet de la température sur le comportement en fatigue dans la méthode de dimensionnement est incomplète. De même, les essais avec temps de repos montrent un gain non négligeable de performance par rapport à l'essai normalisé. Cela nous a donc emmené à nous intéresser aux différents travaux réalisés sur le comportement des enrobés en conditions d'essai avec temps de repos.

Les essais avec périodes de repos permettent systématiquement un gain de durée de vie par rapport aux essais de fatigue continue. Ce gain est fonction de la durée des temps de repos et de la température. L'explication de ce gain de durée de vie est la capacité du liant constitutif des enrobés à recoller ses fissures internes comme le montrent les essais de rupture locale répétée [Maillard, 2004]. La récupération totale de raideur ne signifie par pour autant la récupération totale de la performance initiale de l'enrobé sauf si le temps de repos est suffisamment long (plusieurs jours) [Bazin et Saunier, 1967]. Si le temps de repos n'est pas suffisamment long (plusieurs minutes) alors la récupération, même totale, de raideur n'est pas pérenne comme le montrent les essais réalisés au LRPC de Bordeaux. Au regard de ces essais, on peut s'interroger sur la réalité du phénomène d'auto-réparation. En effet, de La Roche [1996] montre la diminution de l'angle de phase lors des séquences de repos (thixotropie) qui peut être responsable de la variation de raideur. On est en droit de penser que les deux phénomènes existent simultanément.

Dans tous les cas, la récupération de raideur existe dans la chaussée puisque des temps de repos entre les poids lourds existent. Comme l'insertion des temps de repos implique une durée de vie plus grande et que la loi de fatigue continue ne rend pas

compte de ce gain de durée de vie, nous avons créé un essai de fatigue avec périodes de repos que nous avons appelé « essai à trafic simulé » dont l'objectif principal est de déterminer une loi de fatigue avec repos et de quantifier la part de l'autoréparation et de la thixotropie dans la récupération de raideur.

Les essais à « trafic simulé » permettent d'apprécier le comportement d'un enrobé en conditions de sollicitation plus proches de la réalité. Ils permettent de mesurer les variations de raideur en fatigue comme en repos ainsi que celles de l'angle de phase. Les informations recueillies nous ont permis de mettre en évidence que :

- la variation de raideur globale de l'enrobé en condition de « trafic simulé » se décrit en trois phases comme lors de l'essai de fatigue continue. La phase 1 de l'essai est plus ou moins marquée selon la température. En effet, à 30°C, la perte de raideur durant la phase 1 représente une perte de 23% de la raideur initiale alors qu'à 5°C, elle est presque inexistante. La perte de raideur durant cette phase est pour partie expliquée par la perte de raideur induite par l'augmentation de la température dans le matériau par dissipation visqueuse. Toutefois, l'échauffement du matériau n'explique pas la totalité de la perte et de la récupération de raideur comme nous l'avons montré dans notre simulation du couplage thermomécanique. Dans les conditions de la simulation, seulement 20% de la perte de raideur observée est expliquée par l'augmentation de la température dans l'enrobé,
- l'angle de phase mesuré est plus important à 30°C qu'à 5°C conformément au modèle rhéologique. Il existe une variation de cet angle durant les séquences de fatigue et de repos. On observe son augmentation durant la fatigue et sa diminution en repos. Cette variation explique la totalité de la variation de raideur. Par conséquent, le mécanisme responsable de la variation de l'angle de phase est responsable de la variation de raideur. On explique la variation de l'angle de phase par la variation de la viscosité du liant. Celui-ci devient moins visqueux durant les séquences de fatigue et plus visqueux durant les séquences de repos. Cette variation de viscosité est caractéristique d'un comportement thixotrope,
- la valeur de la pente globale (p_g) calculée pour la phase 2 marque le taux d'endommagement par cycles de l'enrobé. Sa valeur résulte de l'équilibre entre perte et récupération de raideur. Il apparaît que plus la pente globale est élevée, plus la durée de vie est faible. A partir de la valeur de cette pente, on peut déduire la durée de vie de

l'enrobé,

- les paramètres (« a » et V_r) d'une part et (« b » et ΔE_m) d'autre part évoluent conjointement en fonction du nombre de cycles. Cela signifie qu'à une perte de raideur rapide et de forte amplitude correspond une récupération également rapide et de forte amplitude. En conséquence, la cinétique de récupération de raideur est guidée par la cinétique de perte de raideur précédente.

Les cinétiques de perte et de récupération de raideur sont plus rapides et d'amplitudes plus importantes lorsque la température est élevée. Ces cinétiques sont principalement expliquées par le comportement thixotrope des enrobés qui est plus marqué à température élevée. Nous pensons que le comportement thixotrope provient de la rupture et de la recréation des liaisons de faible énergie (liaisons de type Van der Waals) dans le liant.

L'analyse des résultats des plans d'expérience montre que la durée de vie est une fonction de la température, de la déformation et du temps de repos. Les effets de la déformation et de la température sont du même ordre de grandeur que ceux déterminés à partir des essais de fatigue continue. Ainsi la durée de vie diminue avec la déformation relative avec une puissance d'environ -4,5. La performance atteint un minimum entre 10 et 15°C. La performance obtenue avec les essais à « trafic simulé », due à l'insertion des temps de repos, varie de 1,11 à 1,35 fois celle obtenue avec les essais de fatigue continue selon le temps de repos et la température. Nous pensons que la différence de performance observée entre les essais de fatigue continue et la chaussée réelle (matérialisée par le coefficient k_c dans la méthode de dimensionnement (cf § 1.3.4.5.)) est due, au moins pour une part significative, à l'auto-réparation des enrobés durant les périodes de repos dans la chaussée.

Nous avons aussi montré que l'équilibre entre perte et récupération de raideur conduit à une perte globale de raideur de pente p_g qui est un indicateur du taux de dommage par cycle que subit l'enrobé. Compte tenu de la relation entre la pente et la durée de vie, la valeur de cette pente dépend des mêmes facteurs que la valeur de la durée de vie, à savoir la température, la déformation et le temps de repos. La relation entre la pente et la durée de vie permet, lorsque la pente est connue, de diminuer la durée des essais puisqu'il est possible de déterminer la durée de vie d'une éprouvette sans atteindre sa rupture. C'est une information très intéressante sachant que les essais à « trafic simulé »

les plus long que nous avons réalisés ont atteint une durée de 15 jours.

Nous avons utilisé les résultats de l'essai à « trafic simulé » dans deux applications concrètes. La première concerne l'application de l'essai en terme de prédiction pour le dimensionnement des chaussées. La seconde s'inscrit dans une optique de gestion du patrimoine chaussée.

Dans la première application, on montre que l'essai à « trafic simulé » permet une meilleure prédiction du comportement de la chaussée que l'essai de fatigue continue. Cette prédiction reste toutefois très pessimiste par rapport au comportement observé de la chaussée. Le comportement de la chaussée réelle est toutefois exceptionnel compte tenu des conditions d'essai défavorables à une bonne performance de la chaussée (fortes déformations, mauvais collage entre la GB et le BBSG, caractéristiques de la GB en fatigue continue faibles.). De plus, la différence entre les résultats de laboratoire et ceux du manège est très supérieure à celle déjà observée par Odéon et al. [1997]. Nous pensons que ce comportement est expliqué par l'autoréparation des enrobés durant les périodes de repos sous fortes températures.

L'essai à « trafic simulé » à deux phases étudie le comportement d'un enrobé suite à un rechargement. L'étude du comportement d'une GB3 dans ces conditions montre que le gain de durée de vie obtenu grâce au rechargement est fonction de l'instant et du niveau de rechargement décrit par un modèle de cumul linéaire que nous avons identifié. L'entretien d'une chaussée par l'ajout d'une faible épaisseur avant la ruine de la structure permet d'obtenir une durée de vie aussi importante qu'un rechargement de forte épaisseur après la ruine de la chaussée, pour un coût nettement moindre.

Pour compléter ce travail et bien différencier les phénomènes responsables de la récupération de raideur, il serait intéressant de réaliser une étude approfondie sur le comportement thixotrope des enrobés, d'étudier l'autoréparation à long terme montrée par Saunier [1968] afin de proposer un modèle d'autoréparation avec, en parallèle, une étude approfondie du processus physico-chimique responsable de l'autoréparation.

Des essais encore plus réalistes, avec des temps de repos courts, devraient être à réaliser, en se servant de la relation entre la pente pg et la durée de vie que nous avons mis en évidence ce qui permet de réduire la durée des essais. Dans une optique de gestion patrimoniale optimisée des chaussées, on peut, par exemple, envisager de mesurer la

vitesse des ondes acoustiques dans l'enrobé pour déduire la valeur de la rigidité et ses variations dans le temps pour mesurer la pente p_g afin d'estimer l'état d'endommagement de la chaussée et optimiser son entretien.

Bibliographie

Références citées dans le texte ou dans les annexes :

AASHO. Road test Report 5. Pavement Research-HRB Special Report, 1962.

Alimani M. *Contribution à l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1988.

Antunes M. L., Van Dommelen A., Sanders P., Balay J-M. and Gamiz E. L. Maintenance of Cracked Pavements within the FORMAT Project. *In proceedings of 5th RILEM International Conference, Mitigation Risk Assessment and Prevention*, Limoges, France, May 2004.

Arnaud P. *Cours de chimie physique*, Ed. Dunod, 3^e édition, ISBN 2-10-001640-7, 1993.

Baaj H. *Comportement à la fatigue des matériaux granulaires traités aux liants hydrocarbonés*. Thèse de doctorat, Institut des Sciences Appliquées de Lyon, 2002.

Balay J-M. Expérience de chaussée souples sur le Manège de fatigue du LCPC. rapport interne du LCPC, sept. 2003.

Barnes H.A. Thixotropy - a review. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, n° 70, pp. 1-33, 1997.

Bauer W.H. And Collins E.A., in Eirich F.R. *Rheology: Theory and Applications*, Vol. 4, ch. 8, Academic Press, Nex York, 1967.

Bazin P. et Saunier J. B. Deformability, Fatigue and Healing Properties of Asphalt Mixes. *In Proceedings of International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements*, An Arbor, 1967.

Bodin D. *Modèle d'endommagement cyclique : Applications à la fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes - Université de Nantes, 2002.

Bonnaure F., Huibers A., Boonders A. Etude en laboratoire de l'influence des temps de repos sur les caractéristiques de fatigue des enrobes bitumineux. *Revue Générale des Routes et des Aérodrômes*, n° 595, 11 p., mars 1983.

Breysse D., Domec V., Yotte S., de La Roche C. Better Assesment of Bituminous Materials Lifetime Accounting for the Influence of Rest Periods. *In Proceedings of*

the 5th International RILEM Conference – Cracking in Pavements, Limoges, France, may 2004.

Breysse D., de La Roche C., Domec V., Chauvin J-J. Influence of Rest Time on Recovery and Damage During Fatigue Tests on Bituminous Composites. In *proceedings of the 6th RILEM Symp. on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, 14-16/4/2003.

Breysse D., de La Roche C., Chauvin J-J, Domec V. Fatigue Tests on Bituminous Composites: Balance Between Damage and Recovering. In *proceedings of the 15th ASCE Engineering Mechanics Conference*, Columbia University, New-York, june 2-5 2002.

Bruhat S. *Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux et part de l'autoréparation pour un dimensionnement durable des chaussées*. Mémoire de stage de troisième cycle universitaire, Université Bordeaux I, 48 pp., 1999.

Burmister D.M. The theory of stresses and displacements in layered systems and applications of the design of airports runways. In *proceedings of the highway Research Board*. Vol. 23, novembre 1943.

Caroff G. Agressivité du trafic poids lourd. Analyse statistique et application au dimensionnement des chaussées. *Revue générale des routes et aérodromes*, juin 1981.

Chatah A. *Comportement en fatigue des enrobés bitumineux – Simulation du rechargement d'une chaussée*. Stage de fin d'étude d'ingénieur – Université libanaise, 2004.

Cheung C.Y., Cebon D. Experimental Study of Pure Bitumens in Tension, Compression and Shear. *Journal of Rheology*. Vol. 41, n° 1, pp. 45-73, 1997.

de La Roche C., Charrier J., Marsac P., Molliard J-M. Evaluation de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux, apport de la thermographie infrarouge. *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 232, pp.19-28, mai-juin, 2001.

de La Roche C., Piau J.M., Stefani C. Study of the Bitumen Behaviour in the Pseudo-Contact between Aggregates. Description and First Results on the Repeated Local Fracture of Bitumen Test. In *Proceedings of the Eurobitume Workshop 99 on Performance Related Properties for Bituminous Binders*, paper n° 32, Luxembourg, 1999.

de La Roche C., Rivière N. Fatigue Behavior of Asphalt Mixes – Influence of test procedures on Laboratory Fatigue Performances. In *Proceedings of the 8th International Conference on Asphalt Pavement*, august 10 – 14, Seattle, 1997.

- de La Roche C. *Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Paris, 217 p., 1996.
- de La Roche C. et al. Study of the Fatigue of Asphalt Mixes Using the Circular Test Track of the Laboratoire Central des Ponts et Chaussées in Nantes, France. In *Proceedings of the 73rd TRB*, n° 1436, 1994.
- Di Benedetto H., Corté J.F. *Matériaux routiers bitumineux 2 - constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges*. Ed. Hermès science - Lavoisier, ISBN 2-7462-0960-8, 2005.
- Di Benedetto H., de La Roche C., Baaj H., Pronk A., Lundström R. Fatigue of Bituminous Mixtures: Different Approaches and RILEM Group Contribution. In *proceedings of 6th RILEM Symposium PTEBM'03*, Zurich, 2003.
- Di Benedetto H., de La Roche C. State of the art on stiffness modulus and fatigue of bituminous mixtures - complex modulus and fatigue of bituminous mixtures. Report 17, Bituminous Binders and Mixtures, RILEM, 1996 a.
- Di Benedetto H., Soltani A. A., Chaverot P. Fatigue damage for bituminous mixtures: a pertinent approach. *Journal of the association of Asphalt Paving Technologists*, p.143-158, 1996 b.
- Di Benedetto H. Nouvelle approche du comportement des enrobés bitumineux : résultats expérimentaux et formulation rhéologique. In *Mechanical tests for bituminous mixtures - Characterization, Design and Quality Control - Proceeding of the 4th International RILEM symposium*, ed. Chapman and Hall, pp.387-401, 1990.
- Doan T. H. Les études de fatigue des enrobés bitumineux au LCPC. *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° spécial V : Bitume et enrobés bitumineux, pp.215-228, déc 1977.
- Doubbaneh E. *Comportement mécanique des enrobés bitumineux des petites aux grandes déformations*. Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1995.
- Dumont G. *Comportement en fatigue des enrobés bitumineux*. Mémoire de stage de troisième cycle universitaire, Université Bordeaux I, sept 2000.
- Francken L., Hopman P., Partl M. N., de La Roche C. RILEM Interlaboratory tests on bituminous mixes in repeated loadings. Teachings and recommendations. In *Proceedings of 1st Euroasphalt and Eurobitume Congress*, may 1996.
- Francken L., Verstraeten J. Interlaboratory Test Program - Part II, Repeated Loading Tests. Draft Report, RILEM TC 152 PBM - Performance of Bituminous Mixtures,

1994.

Francken L. Fatigue d'un enrobe bitumineux soumis à des conditions de sollicitations réalistes. *La technique routière*, 4, 1979.

Goupy J. Modélisations par les plans d'expériences. *Techniques de l'ingénieur*, article R275, sept. 2000.

Goupy J. *Plans d'expérience pour surfaces de réponse*. Editions DUNOD, ISBN 2-10-003993-8, 1999.

Gourgues S. *Evaluation de l'endommagement des enrobés bitumineux, par la cinétique de réendommagement, lors d'essais de fatigue à perte de raideur imposée*. Mémoire de stage de troisième cycle universitaire, Université Bordeaux I, sept 2001.

Kolbanowskaja A.S., Michailow V.V.. *Strassenbaubitumen, Transport*, Moskau, 1974.

Kolsky H. *Stress Waves In Solids*. Dover publications, New York, 1963.

Lemaître J. et Chaboche J-L. *Mécanique des matériaux solides*. 2^e édition, Dunod, ISBN 2 10 005662X, 2001.

Maillard S., de La Roche C., Hammoun F., Gaillet L., Such C. Experimental Investigation of Fracture and Healing of Bitumen at Pseudo-contact of two Aggregates. In *proceeding of 3rd Eurasphalt and Eurobitume Congress*, Vienna, 2004.

Miner M.A. Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 12 n° 3, 1945.

Molenaar A.A.A. Bottom up fatigue cracking: myth or reality ?. In *Proceedings of the 5th International RILEM Conference - Cracking in Pavements*, Limoges, France, may 2004.

Moutier F. L'essai de fatigue LPC : un essai vulgarisable ?. In *proceedings of 4th International RILEM symposium - Mechanical tests for bituminous mixes*, Budapest, Ed. Chapman and Hall, pp. 540-560, octobre 1990.

Moutier F. Etude statistique de l'effet de la composition des enrobes bitumineux sur leur comportement en fatigue complexe. *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 172, mars avril, 1991.

Myre J. Fatigue of asphalt materials for norwegian conditions. In *Proceedings of the 7th International Conference on Asphalt Pavements*, Nottingham, Vol. 3, pp. 238-251, 1992.

- National Research Council, Strategic Highway Research Program. *The Superpave Mix Design Manual for New Construction and Overlays*. Report SHRP-A-407, Washington, 1994.
- Nguyen H. *Suivi de l'endommagement d'une chaussée par le manège de fatigue*, Mémoire de stage de premier cycle universitaire, Université Bordeaux I, 2004.
- Odéon H. Mode Factor. Faut-il effectuer des essais de fatigue à déformation ou à contrainte imposée ?. *Communication interne*, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, janvier 1996.
- Odéon H., Caroff G. Asphalt Mix Fatigue Behavior: Experimental Structures and Modelling. In *Proceedings of the 8th International Conference on asphalt Pavement*, august 10-14, Seattle, 1997.
- Petersen J.C. Chemical Composition of Asphalts Related to Asphalt Durability : State of the Art. In *Transportation Research Board*, n° 999, pp. 13-30, 1984.
- Peyronne C. Agressivité statique des véhicules lourds. *Revue générale des routes et aérodromes*, avril 1980.
- Peyronne C., Caroff G., Gilbert C. *Dimensionnement des chaussées*. Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2^e édition, 216 p., 1991.
- Piau J-M, Rousset G. Modélisation thermomécanique du comportement des enrobés bitumineux. Mémoire de DEA, Ecole Polytechnique, 1983.
- Piau J-M. Modélisation thermomécanique du comportement des enrobés bitumineux. *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 163, pp. 41-54, sep-oct, 1989.
- Pronk A.C. *Fatigue lives of asphalt beams in 2 and 4 point dynamic bending tests based on a « new » fatigue life definition using the « dissipated energy concept »*, Report n° W-DWW-97-056, Ministerie van Verkeer en Waterstaat, June 1997.
- Pronk A.C. Evaluation of the dissipated energy concept for the interpretation of fatigue measurements in the crack initiation phase, Report n° P-DWW-95-501, Ministerie van Verkeer en Waterstaat, 1995.
- Raithby K.D., Sterling A.B. Some effects of loading history on the fatigue performance of rolled asphalt. TRRL Report L.R. 496, 1972.
- Rivière N. *Comportement en fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 116 p., 1996.

- Säid S.F. *Fatigue Characteristics of Asphalt Concrete Mixtures*. Research Report n° 413 00503-8, Väg-och Trafikinstitutet, Suède, 1988.
- Saporta G. *Probabilité, analyse des données et statistiques*. Editions Technip, Paris, 488 pp., 1990, ISBN 2-7108-0565-0.
- Saunier J. autoréparation des enrobés bitumineux. *Revue générale des routes et aérodromes*, n° 435, pp. 69-72, sept. 1968.
- SETRA. *Guide technique de conception et de dimensionnement des chaussées*. 1994.
- Soltani A.A. *Comportement en fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1998.
- Stefanczyk B. Untersuchungen zur Thixotropie von Bitumen. *Bitumen*, p 75, 1993.
- Stefani C. Etude du phénomène de fatigue dans les matériaux composites bitumineux. *Note interne, LCPC*, 1987.
- Tayebali A. A., Deacon J. A., Coplantz J. S., Finn F. N., Monismith C. L. Fatigue Response of Aggregate Mixtures. SHRP, Project A- 104, University of California, 1994.
- Uge P., Gravois A., Lemaire J. N. Le comportement en fatigue des enrobés bitumineux : influence du liant. *Revue générale des routes et aérodromes*, n° 521, juin 1976.
- Vagile L. Caractérisation et évaluation des sollicitations à l'interface pneu-chaussée. rapport de stage de troisième cycle universitaire, Université Bordeaux I et Université Laval (Québec), 2002.
- Van Dijk W., Wissler W. "The energy approach to fatigue pavement design". *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, vol. 46, pp. 1-40, 1977.
- Vanelstraete A. and Francken L. Prevention of reflective cracking in pavements RILEM Report 18, Ed. E&FN Spon London 1997.
- Williams D., Little D. N., Lytton R. L., Kim Y. R., Kim Y. Microdamage Healing in Asphalt and Asphalt Concrete vol. 2: Laboratory and Field Testing to Assess and Evaluate Microdamage and Microdamage Healing. Federal Highway Administration, publication n° FHWA-RD-98-142, 112 pp., June 2001.

Références non citées dans le texte :

Claudot H. Comportement en fatigue des enrobés bitumineux – Relation entre propriétés des bitumes et phénomènes observés pendant les temps de repos. Mémoire de fin d'étude, INSA de Rennes, 1997.

Dauzats M., Linder R. Méthodologie de suivi des chaussées à couches de base bitumineuses épaisses. *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées*, mars - avril, n° 130 pp. 59-75, 1984.

Sab K., Zenzri H. Modélisation et simulation de l'endommagement par fatigue dans les chaussées bitumineuses. *Annales des Ponts et Chaussées*, 3^{ème} trimestre, pp. 3-28, 1992.

Schapery R. A. Correspondence principles and a generalized J integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, vol. 25, n°3, pp. 195-223, 1984.

**ANNEXE I – Calcul de la contrainte et de la
déformation maximale dans une éprouvette
console trapézoïdale**

5.1. Dispositif et hypothèses de comportement

On considère une poutre de longueur h , d'épaisseur e , de profil trapézoïdal et de section rectangulaire. Elle est encastree sur sa grande base (longueur B et centre O), et subit des sollicitations sinusoïdales (force d'amplitude F) sur sa petite base (longueur b et centre A).

On fixe les axes orthogonaux de telle sorte que le centre O soit au centre de la grande base et on a :

- Ox suivant la longueur de l'éprouvette, coïncide avec la fibre neutre de l'éprouvette,
- Oy (suivant la largeur) et Oz (suivant l'épaisseur) sont parallèles aux axes principaux de la section d'encastrement.

La Figure I.1 illustre la géométrie du problème.

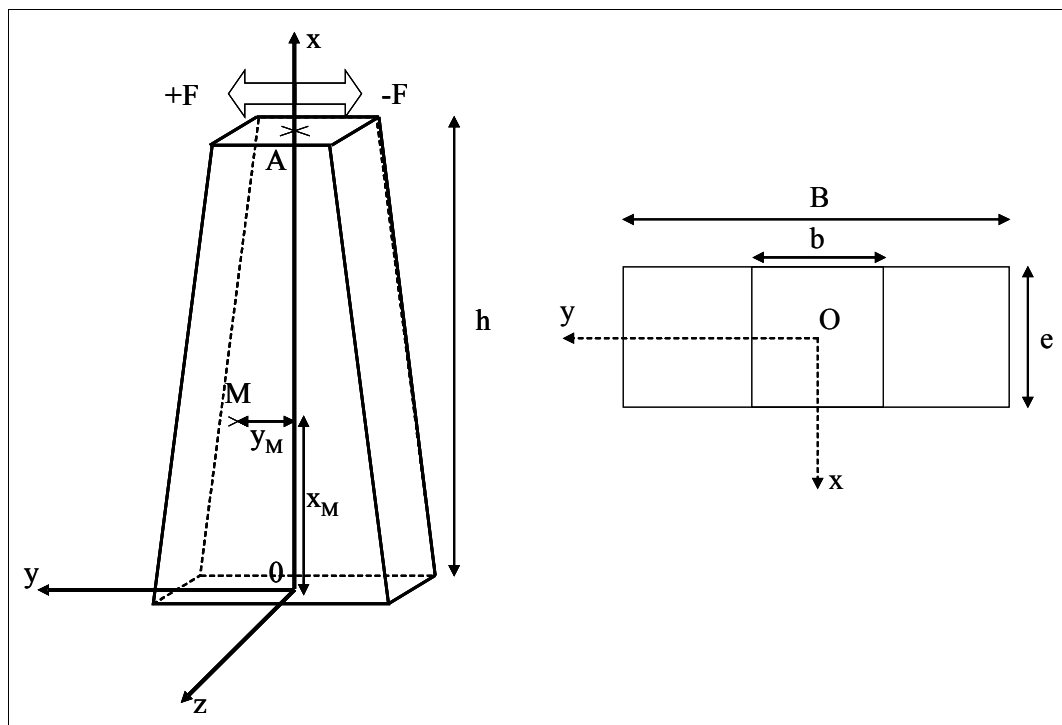


Figure I.1 : géométrie du calcul RDM.

On rappelle les dimensions standard des éprouvettes :

- $h = 0,25$ m

- $e = 0,025 \text{ m}$
- $b = 0,025 \text{ m}$
- $B = 0,056 \text{ m}$

La largeur $l(x)$ de la poutre varie suivant la position selon Ox :

$$l(x) = B - x \left(\frac{B - b}{h} \right) \quad \text{I. 1}$$

Hypothèse :

On supposera que le matériau constitutif de l'éprouvette est homogène, isotrope, de comportement élastique et qu'il obéit à la loi de Hooke.

5.2. **Contrainte maximale au sein de l'éprouvette**

Soit une sollicitation d'amplitude F en tête de l'éprouvette. La contrainte σ en un point $M(x,y)$ de l'éprouvette s'écrit :

$$\sigma = \frac{M_z \times y}{J_z} \quad \text{I. 2}$$

avec M_z le moment fléchissant autour de z : $M_z = \pm F(h - x)$ et J_z le moment d'inertie axial de la section transversale yz : $J_z = \int_S y^2 ds$.

La contrainte peut aussi s'écrire de la façon suivante :

$$\sigma = \pm \frac{12y \cdot F \cdot (h - x)}{e \cdot l(x)^3} \quad \text{I. 3}$$

avec $y = \pm \frac{l(x)}{2}$

Il vient la relation entre la contrainte et la sollicitation F en fonction de $l(x)$:

$$\sigma = \pm \frac{6 \cdot F \cdot (h - x)}{e \cdot l(x)^2} \quad \text{I. 4}$$

La contrainte maximale σ_{\max} à la surface de l'éprouvette est égale à :

$$\sigma_{\max} = \frac{3 \cdot F \cdot h}{2 \cdot e \cdot b(B-b)} = K_{\sigma} \cdot F \quad \text{I.5}$$

Si on considère la géométrie des éprouvettes testée, on obtient $K_{\sigma} = 19354,8 \text{ m}^{-2}$

La Figure I.2 présente la valeur de K_{σ} en fonction de la hauteur x .

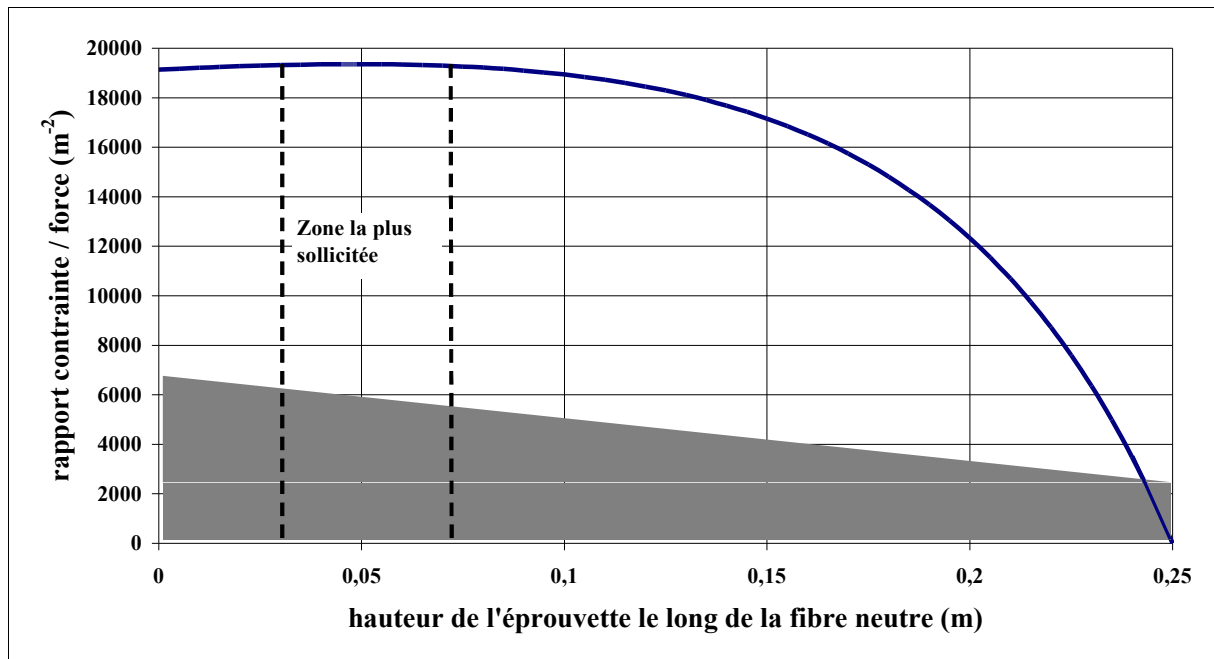


Figure I.2 : rapport entre la contrainte et la force en fonction de la hauteur x .

5.3. Déformation maximale au sein de l'éprouvette

Soit U l'énergie potentielle de déformation élastique :

$$U = \frac{1}{2} \int_0^h \frac{M_z(x)^2}{E \cdot J_z(x)} \quad \text{I.6}$$

avec E le module d'élasticité du matériau.

L'expression de la flèche ΔA à l'extrémité de la poutre sous l'action d'une force F s'écrit :

$$\Delta A = \frac{\partial U}{\partial F} = \frac{12F \cdot (h)^3}{E \cdot e \cdot (B-b)^3} \times \left[\ln\left(\frac{B}{b}\right) - \frac{1}{2} \frac{(B-b)(3B-b)}{B^2} \right] \quad \text{I.7}$$

Le matériau suit une loi de Hooke, alors $\sigma = E \cdot \varepsilon$

Dans la section de plus forte sollicitation, $\sigma_{\max} = \frac{3 \cdot F \cdot h}{2 \cdot e \cdot b(B - b)}$

$$\text{Avec : } \frac{F \cdot h}{e(B - b)} = \Delta A \times \frac{E(B - b)}{12 \cdot h^2 \left[\ln\left(\frac{B}{b}\right) - \frac{1}{2} \frac{(B - b)(3B - b)}{B^2} \right]}$$

Après arrangement, il vient :

$$\varepsilon_{\max} = \Delta A \times \frac{1}{8b \left[\ln\left(\frac{B}{b}\right) - \frac{1}{2} \frac{(B - b)(3B - b)}{B^2} \right]} \times \left(\frac{(B - b)}{h} \right)^2 = K_{\varepsilon} \times \Delta A \quad \text{I. 8}$$

Après application numérique : $\varepsilon_{\max} = 0,77 \Delta A$

avec ΔA en μm , $K_{\varepsilon} = 0,77 \text{ m}^{-1}$ et ε_{\max} en 10^{-6}

**ANNEXE II – Modèle d'endommagement des enrobés
bitumineux**

Définition de l'endommagement

La notion d'endommagement a été introduite par Kachanov en 1958 pour rendre compte de la rupture par fluage des métaux. Elle a été reprise plus tard par Lemaitre et Chaboche [2001] pour rendre compte de la dégradation progressive des matériaux. L'endommagement correspond à la création et à la progression de microfissures dans l'ensemble du matériau. La croissance puis la coalescence des microfissures entraînent l'apparition de fissures macroscopiques puis la rupture du matériau.

Une variable d'endommagement D a été introduite pour rendre compte de la dégradation du matériau.

La création de microfissures contribue à la diminution de la surface résistante aux efforts notée \tilde{S} . La variable d'endommagement D est définie par la relation :

$$\tilde{S} = (1 - D)S \quad \text{II. 1}$$

Lorsque $D = 0$ alors le matériau est sain, si $D = 1$, le matériau est rompu.

Dans un matériau isotrope, D est un scalaire et correspond à une fraction surfacique du matériau endommagé.

On définit la contrainte effective $\tilde{\sigma}$: contrainte qui s'applique sur la section non endommagée du matériau.

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{S}} = \frac{F}{(1 - D)S} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad \text{II. 2}$$

avec F la force appliquée au matériau et σ la contrainte.

$\tilde{\sigma}$ augmente avec la progression de l'endommagement puisque la surface résistante diminue.

Pour déterminer les lois de comportement des matériaux endommagés, on utilise le principe d'équivalence en déformation : tout comportement à la déformation d'un matériau endommagé est traduit par les lois de comportement du matériau vierge dans lesquelles on remplace la contrainte usuelle par la contrainte effective. Dans le cas d'un

comportement élastique, la loi de Hooke du matériau vierge devient $\tilde{\sigma} = E \cdot \varepsilon$ pour le même matériau endommagé.

En faisant l'hypothèse d'homogénéité et d'isotropie du matériau, la mesure directe de la force et du déplacement nous permet de mesurer l'endommagement du matériau en suivant la variation de rigidité.

Application aux matériaux bitumineux

La théorie de l'endommagement est utilisée pour la première fois par Piau et Rousset [1989] pour décrire l'endommagement des matériaux bitumineux.

On peut formaliser une loi de dommage qui rend compte de la variation de l'endommagement D entre deux cycles successifs sous la forme :

$$\Delta D = f(D) g(\varepsilon_N)$$

$f(D)$ est une fonction du dommage qui peut dépendre de la température et $g(\varepsilon_N)$ une fonction de l'amplitude de sollicitation au cycle N .

Sous l'hypothèse d'un comportement homogène, isotrope et viscoélastique linéaire, la loi d'évolution du dommage dans un cas unidimensionnel et isotherme peut s'écrire de la façon suivante [Piau et Rousset, 1983; Piau, 1989] :

$$\frac{\partial D}{\partial N} = B (\varepsilon_m^{xx})^\beta \quad \text{II.3}$$

B et β , paramètres de la loi, sont des réels positifs,

ε_m^{xx} amplitude de déformation.

Les deux paramètres de la loi sont identifiés par calage de l'évolution de la raideur durant les essais de fatigue par flexion deux points. La variation relative de raideur est assimilée à la progression du dommage D que l'on écrit de la façon suivante :

$$D = \frac{E_0 - E_N}{E_0} \quad \text{II.4}$$

avec E_0 la raideur au début de l'essai de fatigue et E_N la raideur au cycle N de

sollicitation.

Dans le cas tridimensionnel, la loi de dommage s'exprime en fonction d'une déformation équivalente $\langle \tilde{\epsilon} \rangle$ [Alimani, 1988; Bodin, 2002]. La notion de déformation équivalente considère seulement les déformations en traction qui sont seules responsables de la progression de l'endommagement. La forme générique de la loi d'évolution de l'endommagement peut alors s'écrire [Bodin, 2002] :

$$\dot{D} = f(D)\tilde{\epsilon}^\beta \langle \tilde{\epsilon} \rangle \quad \text{II.5}$$

Le paramètre β est directement lié à la pente de la droite de fatigue expérimentale. La fonction $f(D)$ permet de décrire la cinétique d'endommagement. Bodin [2002] propose deux expressions de cette fonction. La première est déduite de lois classiques d'endommagement et décrit la phase 1 et la phase 2 de l'évolution de la perte de raideur. La deuxième permet une simulation de la phase 3 par extrapolation de la phase 1. $f(D)$ est déduite de l'évolution de la raideur corrigée des effets dus à l'échauffement du matériau induisant une diminution de la raideur durant la phase 1 de l'essai.

Une approche similaire a été développée par Di Benedetto [1996a et 1996b]. Il postule que l'endommagement est linéaire dans la deuxième phase d'évolution de la raideur en fonction du nombre de cycles et que la première phase combine des phénomènes autres que l'endommagement (échauffement, thixotropie...) [Soltani, 1998]. L'évolution de la raideur est corrigée des effets parasites. L'évolution corrigée permet de déterminer une loi d'endommagement non linéaire [Baaj, 2002] qui rend seulement compte de l'endommagement.

**ANNEXE III - Feuille de résultats de l'essai de
module complexe sur la GB3 réalisé au LCPC
Nantes.**

Division Structures et Matériaux de Chaussées Section Liants et Matériaux Routiers	DETERMINATION DU MODULE COMPLEXE PAR FLEXION SINUSOIDALE (NF P 98-260-2)
	Feuille de résultats

Température (°C)	Fréquence (Hz)	E1 (MPa)	E2 (MPa)	E* (MPa)	Angle de phase (°)
-10	40	26757	1219	26785	2,6
-10	30	26530	1279	26560	2,8
-10	25	26386	1318	26419	2,9
-10	10	25553	1531	25599	3,4
-10	3	24293	1835	24362	4,3
-10	1	22937	2132	23036	5,3
0	40	22227	2307	22346	5,9
0	30	21824	2404	21956	6,3
0	25	21536	2442	21674	6,5
0	10	20051	2716	20234	7,7
0	3	17839	3033	18095	9,6
0	1	15622	3290	15965	11,9
10	40	15990	3392	16345	12,0
10	30	15361	3455	15745	12,7
10	25	14944	3504	15349	13,2
10	10	12831	3647	13339	15,9
10	3	9976	3682	10634	20,3
10	1	7389	3494	8174	25,3
15	40	12489	3740	13037	16,7
15	30	11786	3746	12367	17,7
15	25	11333	3784	11949	18,5
15	10	9071	3731	9808	22,4
15	3	6261	3398	7124	28,5
15	1	4047	2816	4930	34,8
20	40	9009	3812	9783	23,0
20	30	8287	3746	9095	24,3
20	25	7817	3725	8659	25,5
20	10	5682	3362	6602	30,6
20	3	3374	2625	4275	37,9
20	1	1892	1836	2636	44,1
30	40	3405	2783	4398	39,3
30	30	2934	2548	3886	41,0
30	25	2640	2413	3577	42,4
30	10	1534	1698	2288	47,9
30	3	721	954	1195	52,9
30	1	368	516	633	54,5
40	40	1143	1501	1887	53,2
40	30	945	1288	1598	54,1
40	25	823	1173	1433	55,2
40	10	442	695	824	57,3
40	3	215	334	397	56,3
40	1	127	170	213	52,2

ANNEXE IV - Copie d'écran de la fenêtre d'entrée des paramètres d'un essai de fatigue.

Titre de la fenêtre

Générateur BF 0.4/1000Hz

Fréquence **0,00** Hz

Sortie générateur **0,70** Volts

1 10 20 30 40 50 60 70 80 Hz

0 1 2

0V 0.5V 1V 1.5V Signal

1Hz
3Hz
10Hz
30Hz

Enceinte climatique

Consigne

0° 10° 20° 30° 40° 50° 60° -10° -20°

Lecture température

Voie 1

Force

Def

Phase

0 4000

Select Arrêt voie

Voie 2

Force

Def

Phase

0 4000

Select Arrêt voie

Voie 3

Force

Def

Phase

0 4000

Select Arrêt voie

Voie 4

Force

Def

Phase

0 4000

Select Arrêt voie

Visue voie(s)

Module

Fatigue

Etalonnage

Mes éprouv

Paramètres machine

Version 2,21

Quitte

Initialisation de l'essai de fatigue

Phase	1	2	3	4
Fréquence (Hz)	40			
Amplitude de déplacement fatigue (µm)	0,0	0,0	0,0	0,0
Amplitude de déplacement repos (µm)	0	0	0	0
Amplitude de force fatigue (kN)				
Amplitude de force repos (kN)				
Pourcent radleur pour la prise de mesure (%)	0,0	0,0	0,0	0,0
Temps (s) entre 2 prises de mesures	0	0	0	0
Pas de mesure pour le repos (secondes)	0,0	0,0	0,0	0,0
Cratères arrêt fatigue				
Cratères arrêt repos				
Perte de radleur				
Perte courante				
Perte de séquence	20	20	20	20
Durée séquence repos (s)				
Perte de radleur (%)				
Nombre de cycles (*1000)	0	0	0	0
Nombre de séquences				
Température essai (°C)	20			

Voies à activer 1 2 3 4

Mode de régulation Déplacement Force

Type de lancement Avec mise en température Lancement immédiat

Résultats

Nb secondes avant le début de l'essai

Éprouvettes

Radleur init fatigue (E0)

Radleur init repos (E0)

Radleur en cours (E1)

	1	2	3	4
Radleur init fatigue (E0)				
Radleur init repos (E0)				
Radleur en cours (E1)				

Sélection des éprouvettes

Fichier éprouvettes c:\machine_fatigue\eprouvette\card

N° éprouvette					
Képsilon					
MVR					
Longueur (mm)					
Grance base (mm)					
Pette base (mm)					
Épaisseur (mm)					
Masse (g)					
Gamma					
MVA					
Compacté					

La fréquence du générateur est a 0.77?

Écrit fatigue Lancement essai Graphique Retour

258

ANNEXE V - Résultats des essais à « trafic simulé »

ANNEXE V – Résultats des essais à « trafic simulé »

numéro d'essai	numéro d'éprouvette	θ (°C)	ε (10^{-6})	$\varepsilon_{6c(\theta)}$ (10^{-6})	$\varepsilon/\varepsilon_{6c(\theta)}$	T_r (s)	T_r/T_f	T_f (s)	N_{fc}	N_{fcmin}	$N_{f50\%}$	$N_{f(\varphi)}$	p_g (%/s)	N_f/N_{fcmin}	zone localisant la fissure
Plan 1															
1	1	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	83273	14351	125000	145000	-2,74E-04	8,7	--
1	2	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	83273	14351	185000	224000	-1,95E-04	12,9	--
1	3	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	83273	14351	125000	145000	-2,51E-04	8,7	--
1	4	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	83273	14351	120000	127000	-2,77E-04	8,4	--
2	1	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	36452	6114	63000	68000	-6,33E-04	10,3	--
2	2	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	36452	6114	230000	227000	-1,09E-04	37,6	--
2	3	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	36452	6114	230000	235000	-6,91E-05	37,6	--
2	4	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	36452	6114	35000	42000	-9,26E-04	5,7	--
3	1	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	228886	40011	3882800	3882802	-3,06E-06	97,0	--
3	2	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	228886	40011	153500	157587	-2,74E-04	3,8	--
3	3	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	228886	40011	1330000	1643468	-3,55E-05	33,2	--
3	4	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	228886	40011	137000	142519	-7,13E-05	3,4	--
4	1	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	36452	6114	103000	121000	-3,39E-04	16,8	--
4	2	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	36452	6114	24000	43000	-2,06E-03	3,9	--
4	3	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	36452	6114	120000	272000	-2,52E-04	19,6	--
4	4	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	36452	6114	97000	121000	-4,64E-04	15,9	--
5	1	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	228886	40011	2400000	2560000	-1,51E-05	60,0	--
5	2	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	228886	40011	3000000	3000000	-4,90E-06	75,0	--

5	3	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	228886	40011	280000	304000	-9,10E-05	7,0	--
5	4	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	228886	40011	2000000	2000000	-1,05E-05	50,0	--
6	1	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	83273	14351	360000	370000	-7,07E-05	25,1	--
6	2	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	83273	14351	1200000	1200000	-1,24E-05	83,6	--
6	3	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	83273	14351	60000	60000	-2,64E-04	4,2	--
6	4	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	83273	14351	60000	80000	-4,34E-04	4,2	--
7	1	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	228886	40011	83300	215000	-4,38E-04	2,1	--
7	2	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	228886	40011	600000	600000	-6,92E-05	15,0	--
7	3	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	228886	40011	133000	200000	-2,74E-04	3,3	--
7	4	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	228886	40011	460000	500000	-5,01E-05	11,5	--
8	1	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	83273	14351	600000	600000	-5,27E-05	41,8	--
8	2	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	83273	14351	200000	260000	-1,72E-04	13,9	--
8	3	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	83273	14351	400000	430000	-6,42E-05	27,9	--
8	4	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	83273	14351	73000	77000	-6,68E-04	5,1	--
9	1	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	36452	6114	34000	33000	-3,24E-04	5,6	--
9	2	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	36452	6114	12000	14000	-1,05E-03	2,0	--
9	3	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	36452	6114	54000	60000	-5,98E-04	8,8	--
9	4	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	36452	6114	310000	318000	-4,41E-05	50,7	--
Plan 2															
1	1	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	66899	81670	-4,03E-04	2,5	2
1	2	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	131392	161531	-2,51E-04	5,0	5
1	3	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	12607	12608	-1,77E-03	0,5	5
1	4	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	82652	84270	-3,61E-04	3,1	3-4

ANNEXE V – Résultats des essais à « trafic simulé »

1 bis	1	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	309922	308152	-1,46E-04	11,7	1
1 bis	2	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	69377	68450	-4,81E-04	2,6	4
1 bis	3	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	141383	154891	-2,21E-04	5,3	1
1 bis	4	5	125,6	62,8	2	35	1	35	61952	26543	79862	67121	-5,39E-04	3,0	1
2	1	10	102,7	51,3	2	35	1	35	71192	40067	100006	109412	-3,16E-04	2,5	4
2	2	10	102,7	51,3	2	35	1	35	71192	40067	56272	64193	-7,05E-04	1,4	4
2	3	10	102,7	51,3	2	35	1	35	71192	40067	39315	48646	-1,14E-03	1,0	3
2	4	10	102,7	51,3	2	35	1	35	71192	40067	124246	133371	-1,15E-04	3,1	1
3	1	30	191,8	95,9	2	35	1	35	57516	18860	608195	608065	-4,59E-05	32,2	1
3	2	30	191,8	95,9	2	35	1	35	57516	18860	197644	186241	-1,14E-04	10,5	2
3	3	30	191,8	95,9	2	35	1	35	57516	18860	274643	198952	-1,01E-04	14,6	1
3	4	30	191,8	95,9	2	35	1	35	57516	18860	197234	194994	-1,12E-04	10,5	3
4	1	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	119553	52039	220561	245058	-1,98E-04	4,2	1
4	2	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	119553	52039	173272	200344	-1,82E-04	3,3	3
4	3	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	119553	52039	245178	268529	-1,25E-04	4,7	1
4	4	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	119553	52039	78721	75679	-1,54E-04	1,5	5
5	1	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	137385	68945	159032	373894	-3,39E-04	2,3	1-2
5	2	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	137385	68945	1001318	1099150	-2,62E-05	14,5	1-2
5	3	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	137385	68945	134146	152632	-2,73E-04	1,9	1
5	4	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	137385	68945	337569	430445	-8,47E-05	4,9	1
6	1	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	110994	32966	299607	549028	-8,05E-05	9,1	2-3
6	2	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	110994	32966	765656	1048766	-2,29E-05	23,2	1
6	3	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	110994	32966	499146	699821	-5,39E-05	15,1	3

6	4	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	110994	32966	467800	728256	-5,32E-05	14,2	1
7	1	5	125,6	62,8	2	75	1	75	61952	26543	105096	115172	-3,52E-04	4,0	1-2
7	2	5	125,6	62,8	2	75	1	75	61952	26543	242668	212280	-1,55E-04	9,1	2
7	3	5	125,6	62,8	2	75	1	75	61952	26543	220939	188634	-1,53E-04	8,3	1
7	4	5	125,6	62,8	2	75	1	75	61952	26543	276314	234278	-1,17E-04	10,4	1
8	1	10	102,7	51,3	2	75	1	75	71192	40067	46474	47271	-2,90E-04	1,2	4-5
8	2	10	102,7	51,3	2	75	1	75	71192	40067	215734	233793	-1,20E-04	5,4	2-3
8	3	10	102,7	51,3	2	75	1	75	71192	40067	89133	142756	-4,83E-04	2,2	2
8	4	10	102,7	51,3	2	75	1	75	71192	40067	60336	83257	-6,07E-04	1,5	2
9	1	30	191,8	95,9	2	75	1	75	57516	18860	42987	30726	-1,34E-03	2,3	2-3
9	2	30	191,8	95,9	2	75	1	75	57516	18860	76855	100648	-5,06E-04	4,1	3-4
9	3	30	191,8	95,9	2	75	1	75	57516	18860	209689	248004	-1,39E-04	11,1	4
9	4	30	191,8	95,9	2	75	1	75	57516	18860	34437	37779	-1,54E-03	1,8	2-3
10	1	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	119553	52039	482053	567305	-8,46E-05	9,3	1
10	2	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	119553	52039	172915	189260	-2,16E-04	3,3	3
10	3	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	119553	52039	478854	530812	-6,86E-05	9,2	2-3
10	4	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	119553	52039	136489	153494	-4,85E-04	2,6	2
11	1	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	137385	68945	348758	338673	-6,71E-05	5,1	1
11	2	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	137385	68945	300860	352176	-1,38E-04	4,4	1-2
11	3	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	137385	68945	232277	246306	-1,56E-04	3,4	2
11	4	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	137385	68945	377026	418767	-9,03E-05	5,5	3
12	1	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	110994	32966	301800	343766	-7,48E-05	9,2	3
12	2	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	110994	32966	117166	121213	-1,52E-04	3,6	5

ANNEXE V – Résultats des essais à « trafic simulé »

12	3	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	110994	32966	29796	36421	-1,10E-03	0,9	3
12	4	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	110994	32966	675752	932151	-4,34E-05	20,5	4
13	1	5	125,6	62,8	2	140	4	35	61952	26543	12555	15038	-5,13E-03	0,5	4
13	2	5	125,6	62,8	2	140	4	35	61952	26543	133715	142290	-2,71E-04	5,0	4
13	3	5	125,6	62,8	2	140	4	35	61952	26543	85387	91454	-4,25E-04	3,2	3
13	4	5	125,6	62,8	2	140	4	35	61952	26543	222365	228337	-1,25E-04	8,4	2-3
14	1	10	102,7	51,3	2	140	4	35	71192	40067	334989	332874	-7,69E-05	8,4	2
14	2	10	102,7	51,3	2	140	4	35	71192	40067	24274	29686	-3,94E-03	0,6	2-3
14	3	10	102,7	51,3	2	140	4	35	71192	40067	118073	116666	-1,18E-04	2,9	5
14	4	10	102,7	51,3	2	140	4	35	71192	40067	95484	133481	-6,97E-04	2,4	2
15	1	30	191,8	95,9	2	140	4	35	57516	18860	315961	368380	-7,73E-05	16,8	1
15	2	30	191,8	95,9	2	140	4	35	57516	18860	78039	116126	-7,03E-04	4,1	1-2
15	3	30	191,8	95,9	2	140	4	35	57516	18860	360950	440358	-4,76E-05	19,1	2
15	4	30	191,8	95,9	2	140	4	35	57516	18860	1517585	1700000	-1,24E-05	80,5	3
16	1	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	119553	52039	127554	133592	-1,85E-04	2,5	3
16	2	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	119553	52039	179303	161350	-3,72E-04	3,4	1
16	3	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	119553	52039	129473	148762	-1,69E-04	2,5	2
16	4	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	119553	52039	201494	253023	-2,31E-04	3,9	2
17	1	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	137385	68945	453695	484259	-1,01E-04	6,6	2
17	2	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	137385	68945	903818	984302	-3,53E-05	13,1	3
17	3	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	137385	68945	378414	408257	-7,12E-05	5,5	3-4
17	4	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	137385	68945	126953	144992	-3,58E-04	1,8	4
18	1	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	110994	32966	958804	1017852	-2,74E-05	29,1	3

18	2	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	110994	32966	302980	325049	-7,03E-05	9,2	4
18	3	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	110994	32966	514852	540105	-4,42E-05	15,6	4
18	4	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	110994	32966	1504457	1504242	-9,23E-06	45,6	éprouvette non fissurée
19	1	5	125,6	62,8	2	300	4	75	61952	26543	328816	351496	-7,93E-05	12,4	2
19	2	5	125,6	62,8	2	300	4	75	61952	26543	1226096	1238335	-1,70E-05	46,2	3
19	3	5	125,6	62,8	2	300	4	75	61952	26543	457251	416776	-4,76E-05	17,2	1-2
19	4	5	125,6	62,8	2	300	4	75	61952	26543	389420	250478	-1,14E-04	14,7	1-2
20	1	10	102,7	51,3	2	300	4	75	71192	40067	42741	58645	-7,72E-04	1,1	2-3
20	2	10	102,7	51,3	2	300	4	75	71192	40067	275342	316152	-1,19E-04	6,9	2
20	3	10	102,7	51,3	2	300	4	75	71192	40067	439897	463591	-4,51E-05	11,0	2
20	4	10	102,7	51,3	2	300	4	75	71192	40067	230766	248388	-1,00E-04	5,8	2
21	1	30	191,8	95,9	2	300	4	75	57516	18860	916171	993906	-2,36E-05	48,6	2
21	2	30	191,8	95,9	2	300	4	75	57516	18860	173865	185966	-9,32E-05	9,2	4
21	3	30	191,8	95,9	2	300	4	75	57516	18860	319507	444944	-1,01E-04	16,9	2-3
21	4	30	191,8	95,9	2	300	4	75	57516	18860	75275	71544	-6,96E-04	4,0	1
22	1	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	119553	52039	509586	521092	-7,01E-05	9,8	1
22	2	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	119553	52039	652473	697968	-3,30E-05	12,5	2-3
22	3	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	119553	52039	120576	116373	-2,80E-04	2,3	4
22	4	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	119553	52039	126875	131609	-2,21E-04	2,4	4
23	1	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	137385	68945	487866	508578	-5,60E-05	7,1	3-4
23	2	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	137385	68945	125333	138901	-2,50E-04	1,8	3
23	3	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	137385	68945	254351	285490	-1,51E-04	3,7	2

ANNEXE V – Résultats des essais à « trafic simulé »

23	4	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	137385	68945	308765	372828	-1,35E-04	4,5	2
24	1	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	110994	32966	165728	195444	-2,14E-04	5,0	1
24	2	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	110994	32966	854192	955517	-3,64E-05	25,9	1
24	3	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	110994	32966	688843	857804	-4,92E-05	20,9	1
24	4	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	110994	32966	642144	712328	-5,24E-05	19,5	1

numéro d'essai	numéro d'éprouvette	θ (°C)	ε (10^{-6})	$\varepsilon_{6c(t)}$ (10^{-6})	$\varepsilon/\varepsilon_{6c(t)}$	T_r (s)	T_r/T_f	T_f (s)	V_f (%/s)	a (%/s)	b (%)	V_r (%/s)	V_{r2} (%/s)	ΔEm (%)	$N_f/N_{fc_{min}}$	zone localisant la fissure
Plan 1																
1	1	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	0,713	0,047	2,718	0,215	0,215	7,472	8,7	--
1	2	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	0,814	0,042	2,951	0,228	0,228	8,024	12,9	--
1	3	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	1,689	0,050	4,644	0,233	0,233	21,407	8,7	--
1	4	20	113,4	65,5	1,73	35	1	35	0,731	0,047	2,884	0,226	0,226	7,108	8,4	--
2	1	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	0,638	0,089	2,885	0,153	0,185	6,935	10,3	--
2	2	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	1,561	0,055	4,625	0,156	0,182	9,076	37,6	--
2	3	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	1,107	0,052	3,955	0,165	0,190	7,317	37,6	--
2	4	20	136,0	65,5	2,08	140	4	35	0,854	0,117	3,909	0,195	0,227	8,507	5,7	--
3	1	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	0,274	0,029	1,454	0,054	0,082	2,693	97,0	--
3	2	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	0,524	0,084	3,874	0,081	0,089	6,926	3,8	--
3	3	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	0,315	0,036	2,179	0,062	0,150	3,973	33,2	--
3	4	20	90,7	65,5	1,38	560	16	35	0,601	0,054	2,831	0,078	0,098	5,459	3,4	--
4	1	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	0,721	0,044	4,048	0,203	0,084	11,677	16,8	--

4	2	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	0,458	0,111	3,400	0,232	0,192	9,343	3,9	--
4	3	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	0,765	0,039	4,207	0,214	0,155	9,982	19,6	--
4	4	20	136,0	65,5	2,08	55	1	55	0,523	0,046	3,484	0,227	0,131	7,957	15,9	--
5	1	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	1,080	0,016	3,873	0,078	0,091	6,383	60,0	--
5	2	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	0,437	0,016	2,091	0,064	0,091	3,608	75,0	--
5	3	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	1,665	0,030	5,864	0,119	0,133	10,118	7,0	--
5	4	20	90,7	65,5	1,38	220	4	55	0,677	0,016	2,699	0,070	0,086	4,504	50,0	--
6	1	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	0,633	0,042	3,629	0,065	0,136	6,428	25,1	--
6	2	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	0,609	0,026	3,010	0,063	0,124	4,799	83,6	--
6	3	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	1,065	0,094	5,617	0,108	0,204	11,034	4,2	--
6	4	20	113,4	65,5	1,73	880	16	55	1,178	0,087	6,636	0,104	0,160	11,269	4,2	--
7	1	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	0,649	0,035	4,817	0,182	0,189	10,842	2,1	--
7	2	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	0,600	0,014	3,549	0,147	0,150	7,215	15,0	--
7	3	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	0,458	0,024	3,550	0,162	0,177	6,727	3,3	--
7	4	20	90,7	65,5	1,38	75	1	75	0,558	0,015	3,157	0,160	0,167	5,786	11,5	--
8	1	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	0,910	0,023	5,310	0,088	0,107	9,291	41,8	--
8	2	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	0,885	0,032	5,605	0,115	0,153	9,619	13,9	--
8	3	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	0,765	0,026	4,585	0,099	0,123	7,812	27,9	--
8	4	20	113,4	65,5	1,73	300	4	75	0,756	0,051	5,471	0,120	0,143	10,320	5,1	--
9	1	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	0,822	0,113	5,344	0,089	0,189	11,272	5,6	--
9	2	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	0,971	0,139	6,195	0,122	0,282	17,167	2,0	--
9	3	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	1,560	0,092	9,551	0,095	0,186	17,200	8,8	--
9	4	20	136,0	65,5	2,08	1200	16	75	0,948	0,042	5,896	0,082	0,148	9,561	50,7	--

Plan 2																
1	1	5	125,6	62,8	2	35	1	35	0,150	0,000	0,000	0,113	0,113	2,282	2,5	2
1	2	5	125,6	62,8	2	35	1	35	0,180	0,000	0,000	0,175	0,175	1,856	5,0	5
1	3	5	125,6	62,8	2	35	1	35	0,302	0,000	0,000	0,150	0,150	3,620	0,5	5
1	4	5	125,6	62,8	2	35	1	35	0,240	0,000	0,000	0,093	0,093	5,661	3,1	3-4
1 bis	1	5	125,6	62,8	2	35	1	35	2,177	0,029	4,229	0,386	0,386	5,036	11,7	1
1 bis	2	5	125,6	62,8	2	35	1	35	1,319	0,000	0,000	0,120	0,120	8,395	2,6	4
1 bis	3	5	125,6	62,8	2	35	1	35	1,553	0,000	0,000	0,111	0,111	4,995	5,3	1
1 bis	4	5	125,6	62,8	2	35	1	35	0,739	0,000	0,000	0,377	0,377	8,128	3,0	1
2	1	10	102,7	51,3	2	35	1	35	0,322	0,000	0,000	0,303	0,303	2,939	2,5	4
2	2	10	102,7	51,3	2	35	1	35	0,220	0,000	0,000	0,243	0,243	2,976	1,4	4
2	3	10	102,7	51,3	2	35	1	35	0,221	0,000	0,000	0,186	0,186	3,921	1,0	3
2	4	10	102,7	51,3	2	35	1	35	0,327	0,078	1,323	0,127	0,127	4,329	3,1	1
3	1	30	191,8	95,9	2	35	1	35	0,598	0,000	0,000	0,359	0,359	8,564	32,2	1
3	2	30	191,8	95,9	2	35	1	35	0,595	0,000	0,000	0,466	0,466	8,621	10,5	2
3	3	30	191,8	95,9	2	35	1	35	0,852	0,000	0,000	0,421	0,421	11,404	14,6	1
3	4	30	191,8	95,9	2	35	1	35	1,297	0,000	0,000	0,544	0,544	12,697	10,5	3
4	1	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	0,281	0,000	0,000	0,089	0,089	11,175	4,2	1
4	2	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	0,193	0,000	0,000	0,232	0,232	2,546	3,3	3
4	3	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	0,211	0,000	0,000	0,254	0,254	1,999	4,7	1
4	4	5	106,8	62,8	1,7	35	1	35	0,134	0,000	0,000	0,132	0,132	6,094	1,5	5
5	1	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	0,119	0,000	0,000	0,128	0,128	1,892	2,3	1-2
5	2	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	0,348	0,016	1,340	0,194	0,194	3,436	14,5	1-2

5	3	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	0,175	0,000	0,000	0,161	0,161	3,113	1,9	1
5	4	10	87,3	51,3	1,7	35	1	35	0,145	0,000	0,000	0,117	0,117	2,875	4,9	1
6	1	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	0,881	0,000	0,000	0,389	0,389	8,588	9,1	2-3
6	2	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	0,930	0,031	2,942	0,359	0,359	6,966	23,2	1
6	3	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	0,614	0,000	0,000	0,349	0,349	7,824	15,1	3
6	4	30	163,0	95,9	1,7	35	1	35	0,676	0,000	0,000	0,377	0,377	8,300	14,2	1
7	1	5	125,6	62,8	2	75	1	75	0,135	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	4,0	1-2
7	2	5	125,6	62,8	2	75	1	75	0,407	0,024	2,592	0,129	0,129	4,281	9,1	2
7	3	5	125,6	62,8	2	75	1	75	0,300	0,034	2,432	0,109	0,109	6,107	8,3	1
7	4	5	125,6	62,8	2	75	1	75	0,328	0,027	2,416	0,123	0,123	4,016	10,4	1
8	1	10	102,7	51,3	2	75	1	75	0,166	0,041	0,987	0,098	0,098	3,107	1,2	4-5
8	2	10	102,7	51,3	2	75	1	75	0,541	0,017	1,902	0,112	0,112	4,461	5,4	2-3
8	3	10	102,7	51,3	2	75	1	75	0,246	0,032	2,114	0,168	0,168	3,866	2,2	2
8	4	10	102,7	51,3	2	75	1	75	0,235	0,043	1,540	0,104	0,104	3,567	1,5	2
9	1	30	191,8	95,9	2	75	1	75	0,901	0,110	8,350	0,704	0,704	17,926	2,3	2-3
9	2	30	191,8	95,9	2	75	1	75	0,769	0,064	6,906	0,465	0,465	13,137	4,1	3-4
9	3	30	191,8	95,9	2	75	1	75	0,997	0,038	7,251	0,414	0,414	13,255	11,1	4
9	4	30	191,8	95,9	2	75	1	75	0,932	0,131	8,664	0,839	0,839	15,951	1,8	2-3
10	1	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	0,341	0,010	1,308	0,071	0,071	2,765	9,3	1
10	2	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	0,216	0,019	1,386	0,075	0,075	3,233	3,3	3
10	3	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	0,258	0,010	1,441	0,092	0,092	2,780	9,2	2-3
10	4	5	106,8	62,8	1,7	75	1	75	0,122	0,023	1,107	0,081	0,081	2,582	2,6	2
11	1	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	0,201	0,011	0,955	0,061	0,061	2,441	5,1	1

ANNEXE V – Résultats des essais à « trafic simulé »

11	2	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	0,309	0,012	1,513	0,116	0,116	2,591	4,4	1-2
11	3	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	0,346	0,015	1,824	0,118	0,118	3,321	3,4	2
11	4	10	87,3	51,3	1,7	75	1	75	0,224	0,010	1,551	0,076	0,076	3,198	5,5	3
12	1	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	0,848	0,026	5,403	0,320	0,3204	9,613	9,2	3
12	2	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	0,447	0,037	4,373	0,355	0,3554	8,190	3,6	5
12	3	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	0,820	0,104	7,236	0,884	0,8843	13,447	0,9	3
12	4	30	163,0	95,9	1,7	75	1	75	0,832	0,019	4,899	0,314	0,3140	8,118	20,5	4
13	1	5	125,6	62,8	2	140	4	35	0,941	0,000	0,000	0,161	0,1057	8,579	0,5	4
13	2	5	125,6	62,8	2	140	4	35	0,420	0,063	1,859	0,083	0,1201	3,979	5,0	4
13	3	5	125,6	62,8	2	140	4	35	0,352	0,000	0,000	0,082	0,1253	4,216	3,2	3
13	4	5	125,6	62,8	2	140	4	35	0,380	0,040	1,461	0,070	0,1036	3,383	8,4	2-3
14	1	10	102,7	51,3	2	140	4	35	0,302	0,033	1,558	0,075	0,1509	2,218	8,4	2
14	2	10	102,7	51,3	2	140	4	35	0,215	0,000	0,000	0,165	0,2306	3,794	0,6	2-3
14	3	10	102,7	51,3	2	140	4	35	0,417	0,000	0,000	0,092	0,1164	3,563	2,9	5
14	4	10	102,7	51,3	2	140	4	35	0,227	0,000	0,000	0,084	0,1187	4,591	2,4	2
15	1	30	191,8	95,9	2	140	4	35	0,850	0,000	0,000	0,347	0,3725	9,003	16,8	1
15	2	30	191,8	95,9	2	140	4	35	1,305	0,000	0,000	0,549	0,6100	12,213	4,1	1-2
15	3	30	191,8	95,9	2	140	4	35	0,759	0,000	0,000	0,345	0,3885	8,974	19,1	2
15	4	30	191,8	95,9	2	140	4	35	0,768	0,047	3,870	0,265	0,3194	8,011	80,5	3
16	1	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	0,140	0,000	0,000	0,032	0,0546	1,927	2,5	3
16	2	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	0,406	0,000	0,000	0,092	0,1302	3,877	3,4	1
16	3	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	0,173	0,000	0,000	0,091	0,1307	2,555	2,5	2
16	4	5	106,8	62,8	1,7	140	4	35	0,264	0,000	0,000	0,076	0,1002	3,228	3,9	2

17	1	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	0,156	0,038	1,462	0,044	0,0626	2,678	6,6	2
17	2	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	0,478	0,021	1,667	0,068	0,0995	3,004	13,1	3
17	3	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	0,302	0,040	1,698	0,076	0,0999	3,092	5,5	3-4
17	4	10	87,3	51,3	1,7	140	4	35	0,265	0,000	0,000	0,089	0,1469	2,616	1,8	4
18	1	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	0,686	0,052	3,375	0,277	0,3586	6,569	29,1	3
18	2	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	0,558	0,000	0,000	0,353	0,3903	6,918	9,2	4
18	3	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	0,704	0,058	4,019	0,296	0,3549	6,831	15,6	4
18	4	30	163,0	95,9	1,7	140	4	35	0,568	0,046	2,858	0,267	0,3152	6,348	45,6	éprouvette non fissurée
19	1	5	125,6	62,8	2	300	4	75	0,444	0,038	3,605	0,061	0,0877	3,359	12,4	2
19	2	5	125,6	62,8	2	300	4	75	0,393	0,035	3,164	0,014	0,0361	1,772	46,2	3
19	3	5	125,6	62,8	2	300	4	75	0,460	0,043	3,951	0,025	0,0710	3,384	17,2	1-2
19	4	5	125,6	62,8	2	300	4	75	0,750	0,022	3,662	0,056	0,1078	5,300	14,7	1-2
20	1	10	102,7	51,3	2	300	4	75	0,092	0,067	2,454	0,063	0,1476	5,092	1,1	2-3
20	2	10	102,7	51,3	2	300	4	75	0,365	0,020	2,262	0,064	0,1013	3,253	6,9	2
20	3	10	102,7	51,3	2	300	4	75	0,357	0,016	2,312	0,060	0,1008	3,395	11,0	2
20	4	10	102,7	51,3	2	300	4	75	0,271	0,019	1,875	0,075	0,1290	2,733	5,8	2
21	1	30	191,8	95,9	2	300	4	75	0,829	0,036	6,562	0,251	0,3737	11,110	48,6	2
21	2	30	191,8	95,9	2	300	4	75	0,730	0,058	6,520	0,348	0,4146	12,413	9,2	4
21	3	30	191,8	95,9	2	300	4	75	1,075	0,057	8,585	0,312	0,4690	14,189	16,9	2-3
21	4	30	191,8	95,9	2	300	4	75	0,876	0,094	9,277	0,443	0,8375	16,112	4,0	1
22	1	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	0,389	0,014	1,944	0,071	0,0993	2,711	9,8	1
22	2	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	0,273	0,010	1,526	0,049	0,1222	2,255	12,5	2-3

ANNEXE V – Résultats des essais à « trafic simulé »

22	3	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	0,235	0,034	2,125	0,073	0,1489	3,090	2,3	4
22	4	5	106,8	62,8	1,7	300	4	75	0,237	0,029	1,265	0,036	0,1490	2,724	2,4	4
23	1	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	0,135	0,013	1,122	0,016	0,0460	1,942	7,1	3-4
23	2	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	0,328	0,027	2,219	0,078	0,1641	3,321	1,8	3
23	3	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	0,352	0,022	2,408	0,061	0,1185	3,722	3,7	2
23	4	10	87,3	51,3	1,7	300	4	75	0,247	0,023	2,628	0,052	0,0984	3,859	4,5	2
24	1	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	0,714	0,052	6,521	0,294	0,4652	10,903	5,0	1
24	2	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	0,864	0,037	6,347	0,251	0,3570	10,412	25,9	1
24	3	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	0,732	0,038	5,765	0,234	0,3325	10,081	20,9	1
24	4	30	163,0	95,9	1,7	300	4	75	0,754	0,040	5,907	0,270	0,3555	10,185	19,5	1

**ANNEXE VI - Résultats des essais de fatigue continue
réalisés sur la GB3 à différentes températures**

température (°C)	déformation(10^{-6})	Nf (50%)
0	65	2139983
0	65	2169376
0	65	4170000
0	65	2402681
0	100	223280
0	100	439468
0	100	466675
0	100	274941
0	118	144835
0	118	143516
0	118	103467
0	118	103476
10	65	367775
10	65	386573
10	65	372510
10	65	370930
10	100	234526
10	100	162058
10	100	138241
10	100	166542
10	135	31687
10	135	28791
10	135	27512
10	135	31826
20	70	184700
20	70	517000
20	70	1500000
20	70	465000
20	70	342000
20	70	679000
20	70	1327000

ANNEXE VI – Résultats des essais de fatigue continue réalisés sur la GB3 à différentes températures

20	70	2626000
20	105	245500
20	105	92000
20	105	168000
20	105	183000
20	140	13700
20	140	89600
20	140	66100
20	140	31000
20	140	9400
20	140	66500
20	140	9800
30	65	3943292
30	65	5707608
30	65	5708314
30	65	3667294
30	100	242785
30	100	601208
30	100	245776
30	100	791145
30	140	828920
30	140	523564
30	140	553886
30	140	332414

**ANNEXE VII - Résultats graphiques des essais à
« trafic simulé »**

Compte tenu du nombre important de graphique, ceux ci sont présentés sur le CD fourni avec ce mémoire.