



HAL
open science

Modele d'endommagement cyclique: application à la fatigue des enrobés bitumineux

Didier Bodin

► **To cite this version:**

Didier Bodin. Modele d'endommagement cyclique: application à la fatigue des enrobés bitumineux. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. Ecole Centrale de Nantes (ECN)/ Université de Nantes, 2002. Français. NNT : . tel-02388066

HAL Id: tel-02388066

<https://theses.hal.science/tel-02388066>

Submitted on 30 Nov 2019

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

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

École Doctorale
Mécanique Thermique et Génie Civil

Année 2002

Thèse de Doctorat

***Diplôme délivré conjointement par
L'École Centrale de Nantes et L'Université de Nantes***

Spécialité : GÉNIE CIVIL

Présentée et soutenue publiquement par :

DIDIER BODIN

le 12 décembre 2002
à l'École Centrale de Nantes

TITRE

**Modèle d'endommagement cyclique :
Application à la fatigue des enrobés bitumineux**

JURY

Président : René de Borst
Rapporteurs : Hervé Di Benedetto
Jian Fu Shao
Examineurs : Christian Wielgosz
Chantal de La Roche
Directeur de Thèse : Gilles Pijaudier Cabot

Professeur à l'Université de Delft
Professeur à L'École Nationale des Travaux Public de L'État
Professeur à l'Université de Lille
Professeur à l'Université de Nantes
Ingénieur de Recherche au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées
Professeur à l'École Centrale de Nantes

Directeur de Thèse : Gilles Pijaudier Cabot
Laboratoire : Laboratoire de Génie Civil de Nantes - Saint Nazaire
Co-encadrement : Chantal de La Roche, Armelle Chabot et Jean Michel Piau
Laboratoire : Division Matériaux et Structures de Chaussées - Laboratoire Central des Ponts et Chaussées

N° ED 0367-066

Remerciements

Je tiens à remercier les Professeurs Jian Fu Shao et Hervé Di Benedetto qui ont accepté d'être rapporteurs de cette thèse et qui ont consacré une partie de leur temps, que l'on sait très précieux, à analyser et rendre compte de ce travail. Toute ma gratitude s'adresse également à René de Borst et Christian Wielgosz qui m'ont fait l'honneur d'accepter de lire ce mémoire et de participer au jury de cette thèse.

Le travail de thèse, comme tout travail scientifique, ne s'effectue jamais totalement en solitaire, je tiens à remercier toutes les personnes qui m'ont aidé dans mes recherches, ainsi que toutes celles qui m'ont soutenu, inspiré, stimulé et fait confiance.

Au cours de cette thèse je ne me suis pas retrouvé isolé. L'encadrement de mon travail au fil des avancées a été constant, constructif et motivant. Je remercie tout particulièrement Chantal de La Roche à l'origine de cette étude, qui m'a guidé, encouragé et soutenu pendant toute la durée de cette thèse. Jean Michel Piau, également initiateur de ce travail, a su me faire partager ces grandes qualités scientifiques de rigueur et de modélisation. Il est resté à l'écoute même si ces fonctions l'ont progressivement éloigné du suivi et des orientations de ce travail.

J'adresse toute ma reconnaissance à Gilles Pijaudier-Cabot pour la confiance qu'il m'a accordé en acceptant la responsabilité de la direction de ma thèse malgré sa lourde charge de travail. Au cours de ces années, j'ai été maintes fois impressionné par sa créativité et son approche scientifique.

Le quotidien de ces années n'aurait pas été le même sans le soutien constant d'Armelle Chabot. Elle a su m'apporter méthode et rigueur dans mon travail. Toujours enthousiaste, elle m'a permis de dépasser les périodes de doutes. Je ne soulignerai jamais assez les grandes qualités humaines et la disponibilité de ces personnes qui ont contribué de très près à l'aboutissement de ce travail.

Ma reconnaissance va également à Christian Stéfani, il a su m'apporter son éclairage et son aide précieuse au chantier ambitieux de la modélisation du comportement, que l'on sait complexe, des matériaux bitumineux.

Ce travail a été effectué au sein de la Division Matériaux et Structures de Chaussées du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées à Nantes. Tout au long de ma thèse, j'ai pu apprécier l'ambiance qui y règne. Que tous les membres de la division trouvent ici l'expression de ma sincère sympathie. Mon amitié va également vers tous les camarades doctorants, qui ont terminé leur thèse ou qui commencent l'aventure. Ils ont été autant d'amis qui participent à la bonne ambiance du LCPC et la réussite des thèses qui y sont entreprises.

J'adresse également toute ma sympathie à tous les membres du laboratoire de Génie Civil de Nantes - S^t Nazaire et l'équipe de recherche technologique - Rupture et durabilité des ouvrages-. L'accueil qu'ils m'ont réservé a toujours été chaleureux et les échanges scientifiques constructifs.

Enfin, j'aimerais remercier tout particulièrement ma famille, Mélinda ma femme pour son amour, ses encouragements et son soutien sans défauts. La naissance de notre fils Lalo restera le plus grand bonheur de ces trois années.

Table des matières

| | |
|---|-----------|
| Introduction générale | 5 |
| 1 Dégradation par fatigue des matériaux bitumineux | 9 |
| 1.1 Problématique | 12 |
| 1.1.1 Fonctionnement d'une chaussée | 12 |
| 1.1.2 Enrobés bitumineux | 15 |
| 1.1.3 Besoins en terme de prédiction | 16 |
| 1.2 Essais de fatigue sur enrobés bitumineux en laboratoire | 18 |
| 1.2.1 Traction Compression (TC) de l'ENTPE | 19 |
| 1.2.2 Flexion | 20 |
| 1.2.3 Essai de cisaillement du LCPC | 22 |
| 1.3 Phénoménologie des essais de fatigue | 25 |
| 1.3.1 Micro et macro fissuration | 26 |
| 1.3.2 Echauffement | 27 |
| 1.3.3 Thixotropie et autoréparation | 29 |
| 1.4 Méthodes d'interprétation utilisées | 29 |
| 1.4.1 Exploitation des courbes de Wöhler | 29 |
| 1.4.2 Approche énergétique | 30 |
| 1.4.3 Approche par la mécanique linéaire de la rupture | 32 |
| 1.5 Application de la mécanique de l'endommagement aux enrobés bitumineux | 33 |
| 1.5.1 Modèles basés sur l'approche de Kachanov | 33 |
| 1.5.2 Modèles basés sur l'approche de Schapery | 36 |
| 1.6 Conclusion | 38 |
| 2 Modèle d'endommagement non local en fatigue | 41 |
| 2.1 Hypothèses et équations générales | 43 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 2.1.1 | Discussion des hypothèses adoptées | 44 |
| 2.1.2 | Équations constitutives | 48 |
| 2.1.3 | Déformation équivalente | 49 |
| 2.1.4 | Forme générique des lois d'évolution choisies pour la fatigue | 53 |
| 2.2 | Méthode d'identification | 54 |
| 2.3 | Propositions de formulation mathématique | 58 |
| 2.3.1 | Loi à deux régimes (L2R) | 58 |
| 2.3.2 | Loi à trois régimes (L3R) | 60 |
| 2.4 | Régularité du modèle pour les sollicitations de fatigue | 63 |
| 2.4.1 | Unicité de la solution du problème d'équilibre | 63 |
| 2.4.2 | Formulation non locale de l'endommagement | 68 |
| 2.4.3 | Longueur caractéristique des matériaux bitumineux | 72 |
| 2.5 | Conclusion | 72 |
| 3 | Calcul numérique de l'endommagement en fatigue | 75 |
| 3.1 | Calcul de l'incrément d'endommagement par cycle | 76 |
| 3.2 | Technique de saut de cycles | 78 |
| 3.2.1 | Formule d'intégration temporelle | 78 |
| 3.2.2 | Contrôle de l'erreur d'approximation et algorithme de calcul | 80 |
| 3.3 | Validation et influence du maillage | 83 |
| 3.3.1 | Calage de η et validation de l'implantation | 83 |
| 3.3.2 | Influence du maillage : exemple de l'éprouvette trapézoïdale | 86 |
| 3.4 | Conclusion | 92 |
| 4 | Application aux enrobés bitumineux | 95 |
| 4.1 | Campagne expérimentale | 97 |
| 4.1.1 | Matériau étudié | 98 |
| 4.1.2 | Plan d'expérience | 98 |
| 4.2 | Estimation des effets thermo-mécaniques | 104 |
| 4.2.1 | Paramètres du calcul | 105 |
| 4.2.2 | Cartographie de température en régime permanent | 108 |
| 4.2.3 | Perte de raideur induite par effets thermo mécaniques | 111 |
| 4.2.4 | Influence sur la droite de fatigue | 115 |
| 4.3 | Identification des paramètres d'évolution d'endommagement en fatigue | 116 |
| 4.3.1 | Calage du paramètre β | 116 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 4.3.2 | Loi d'évolution à deux régimes (L2R) | 117 |
| 4.3.3 | Loi d'évolution à trois régimes (L3R) | 122 |
| 4.4 | Conclusion | 130 |
| 5 | Pertinence du modèle d'endommagement | 133 |
| 5.1 | Application aux essais de traction-compression et de flexion normalisés | 135 |
| 5.1.1 | Simulation d'essais à différents niveaux de sollicitation | 135 |
| 5.1.2 | Simulation d'essais à force imposée | 140 |
| 5.2 | Application à d'autres essais de fatigue | 143 |
| 5.2.1 | Essais de fatigue en flexion quatre points | 143 |
| 5.2.2 | Essais de fatigue en cisaillement | 146 |
| 5.3 | Discussion sur le choix des paramètres du modèle | 153 |
| 5.3.1 | Paramètre β | 153 |
| 5.3.2 | Paramètre l_c | 155 |
| 5.4 | Conclusion | 159 |
| | Conclusion générale | 163 |
| | Bibliographie | 167 |
| | Annexes | 178 |
| | A Faciès de rupture propres aux essais de cisaillement du LCPC | 179 |
| | B Modèle de Kim : cas des essais uniaxiaux contrôlés en déplacement | 185 |
| | Résumé | 188 |
| | Abstract | 189 |

Introduction générale

L'histoire des routes illustre l'évolution des matériaux et des techniques utilisées pour faire face à l'évolution du trafic. Le défi de la durabilité des chaussées est constamment réactualisé compte tenu de cette évolution et des nouvelles perspectives envisagées pour les structures de chaussées routières, aéroportuaires et même ferrovières.

Pour assurer leur rôle de voie de liaison, les chaussées doivent présenter des propriétés permettant la circulation des usagers dans les conditions optimales de sécurité et de confort. La satisfaction de ces conditions d'usage, implique certaines propriétés pour les matériaux de chaussée. La nature et le niveau des performances requises sont fonction des sollicitations que subit la chaussée de la part de son environnement climatique et de la circulation du trafic de poids lourds. La chaussée est constituée de différentes couches dont la fonction est spécifique. En fonction de la place de l'enrobé dans la chaussée : couche de roulement, couche de liaison, couche d'assise, les propriétés recherchées sont différentes (résistance à l'arrachement, à la fissuration, aux déformations permanentes, ...) mais leur réunion est indispensable pour assurer la pérennité de l'ouvrage.

L'étude des différents mécanismes de dégradations des chaussées permet de guider le choix des matériaux et des techniques. Il résulte généralement d'un compromis de propriétés antagonistes. L'éventail des types de dégradation des chaussées est vaste et peut affecter les différentes performances recherchées en terme de sécurité, de confort de pérennité. En particulier, afin de conserver l'intégrité structurelle de la structure de chaussée, il faut éviter que la fissuration des matériaux ne se propage et compromette la fonction d'étanchéité qui pérennise le support de la chaussée fortement sensible à l'eau.

Dans le travail présenté ici, la problématique de la fissuration des matériaux de chaussées sous les charges répétées du trafic est plus spécifiquement abordée. Pour les chaussées bitumineuses souples ou épaisses, la répétition du passage des poids lourds induit un phénomène de fissuration par fatigue. Les fissures germent au sein des matériaux des couches profondes de la chaussée et se propagent vers la surface.

Dans l'objectif d'une meilleure gestion et de la prévision des séquences d'entretien, il est nécessaire d'étudier ces phénomènes et de caractériser leur vitesse d'évolution. Du point de vue de l'étude des dégradations structurelles des chaussées, comme la fissuration par fatigue, l'enjeu touche autant les chaussées neuves que les chaussées existantes. Pour les chaussées neuves, la meilleure connaissance de la cinétique d'endommagement par fatigue et des facteurs influants permet d'optimiser les choix des matériaux et des épaisseurs à mettre en œuvre dans l'objectif d'une durée de vie fixée. Pour les chaussées existantes, l'intérêt réside dans la recherche d'un moyen d'estimer les durées de vie résiduelles. Les outils issus de recherches permettant de caractériser la vitesse de dégradation offrent des moyens d'analyse, de choix et d'aide à la décision pour les services de gestion de réseaux routiers. Les décideurs peuvent ainsi orienter les solutions techniques face aux priorités et aux choix politiques effectués.

Le travail synthétisé ici a pour but de construire un modèle prédictif de la durée de vie en fatigue des matériaux bitumineux majoritairement employés dans les chaussées. Il est articulé autour de cinq principaux volets que sont l'étude expérimentale du phénomène en laboratoire, le choix de modélisation pour représenter la dégradation, la mise en œuvre d'outils d'identification et de prédiction, les résultats et un dernier volet de discussion.

Le premier chapitre présente la méthode française de dimensionnement des chaussées sur les aspects de la résistance à la fatigue. La caractérisation des matériaux passe par la réalisation d'essais de fatigue en laboratoire. Un programme interlaboratoire en cours offre un échantillonnage des configurations expérimentales possibles (Partl et al., 2000). Les essais de laboratoire sont analysés par différentes méthodes rappelées ici avant d'aborder les approches par la mécanique de l'endommagement. L'accent est mis en particulier sur les applications propres aux matériaux bitumineux. La démarche de caractérisation de la dégradation en fatigue proposée s'appuie sur une modélisation par la mécanique de l'endommagement.

Dans le second chapitre, le modèle d'endommagement non local choisi est présenté. Les hypothèses et les équations de base sont posées et rappelées. Partant d'un formalisme général en fatigue, l'application aux enrobés consiste à choisir des lois d'évolution de l'endommagement macroscopique conformes aux observations expérimentales. L'analyse est articulée à partir de la proposition de deux lois d'évolution de l'endommagement. Pour la fatigue, les conditions spécifiques de bifurcation sont présentées ainsi que la technique du calcul nonlocal de l'endom-

magement.

Le troisième chapitre, traite plus spécifiquement des aspects numériques propres à l'implantation du modèle d'endommagement dans le code de calcul aux éléments finis Castem 2000. La mise en oeuvre du calcul à grand nombre de cycles passe par une technique de saut de cycles évitant le calcul de l'incrément d'endommagement par intégration sur chaque cycle de chargement. La validation de l'implantation de l'algorithme est effectuée sur un cas de référence uniaxial.

Une fois les outils présentés, le quatrième chapitre présente la méthode d'identification des différents paramètres du modèle d'endommagement. Les données expérimentales proviennent d'essais réalisés au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC) au cours de ce travail et d'essais uniaxiaux réalisés dans le cadre d'une convention entre le LCPC et l'Ecole Nationale des Travaux Publics de L'État (ENTPE).

Dans le cinquième chapitre, les premières validations portent sur la comparaison des simulations dans le cas d'essais de traction compression et d'essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale. Les comparaisons entre les simulations et les résultats expérimentaux dans le cas des essais de fatigue contrôlés en déplacement sont complétés par des essais contrôlés en force. Les simulations sont ensuite effectuées sur d'autres géométries. Le caractère discriminant de ces essais différents vis à vis des deux types de lois d'évolution de l'endommagement est présenté afin de discuter du caractère intrinsèque du modèle proposé. Les incertitudes propres à la modélisation du dispositif expérimental sont évaluées en terme de prédiction de durée de vie. Enfin, l'influence des paramètres du modèle d'endommagement non local est discutée.

Chapitre 1

Dégradation par fatigue des matériaux bitumineux

| | | |
|------------|--|-----------|
| 1.1 | Problématique | 12 |
| 1.1.1 | Fonctionnement d'une chaussée | 12 |
| 1.1.2 | Enrobés bitumineux | 15 |
| 1.1.3 | Besoins en terme de prédiction | 16 |
| 1.2 | Essais de fatigue sur enrobés bitumineux en laboratoire | 18 |
| 1.2.1 | Traction Compression (TC) de l'ENTPE | 19 |
| 1.2.2 | Flexion | 20 |
| 1.2.2.1 | Flexion sur éprouvette trapézoïdale normalisée | 20 |
| 1.2.2.2 | Flexion quatre points | 21 |
| 1.2.3 | Essai de cisaillement du LCPC | 22 |
| 1.3 | Phénoménologie des essais de fatigue | 25 |
| 1.3.1 | Micro et macro fissuration | 26 |
| 1.3.2 | Echauffement | 27 |
| 1.3.3 | Thixotropie et autoréparation | 29 |
| 1.4 | Méthodes d'interprétation utilisées | 29 |
| 1.4.1 | Exploitation des courbes de Wöhler | 29 |
| 1.4.2 | Approche énergétique | 30 |
| 1.4.3 | Approche par la mécanique linéaire de la rupture | 32 |
| 1.5 | Application de la mécanique de l'endommagement aux enrobés bitumineux | 33 |

| | | |
|------------|---|-----------|
| 1.5.1 | Modèles basés sur l'approche de Kachanov | 33 |
| 1.5.1.1 | Modèle uniaxial développé à l'ENTPE | 34 |
| 1.5.1.2 | Modèles 3D appliqués aux essais de laboratoire | 34 |
| 1.5.1.3 | Modèles 3D appliqués à la dégradation de structures de chaussée | 36 |
| 1.5.2 | Modèles basés sur l'approche de Schapery | 36 |
| 1.5.2.1 | Potentiel thermodynamique | 36 |
| 1.5.2.2 | Principe de correspondance élastique viscoélastique | 37 |
| 1.5.2.3 | Loi d'évolution de l'endommagement | 37 |
| 1.6 | Conclusion | 38 |

Parmi les différents matériaux utilisés pour la fabrication des corps de chaussée, les matériaux bitumineux sont les plus employés. En effet, les chaussées souples, les chaussées bitumineuses épaisses et les chaussées semi-rigides, incluant des enrobés bitumineux, représentent 96% des chaussées du réseau national français concédé ou non (SETRA et LCPC, 2000). Les chaussées en béton de ciment ne correspondent qu'aux 4% du réseau restant. Ces dernières sont, de plus, généralement recouvertes de matériaux bitumineux compte tenu des exigences de confort et de sécurité de la couche de roulement.

Le fonctionnement mécanique global de la structure de chaussée correspond à de la flexion qui se produit à chaque passage d'essieu de poids lourd. Une chaussée bitumineuse se comporte comme une structure multicouche reposant sur un support déformable. Chaque fond de couche est soumis à l'action répétée de contraintes de traction provoquant ainsi une dégradation infinitésimale des matériaux.

En terme de comportement du matériau, l'endommagement par fatigue est défini comme la *"modification des caractéristiques d'un matériau, tenant essentiellement à la formation de fissures et résultant de l'application répétée de cycles de chargement"* (Lalanne, 1999). Ces détériorations peuvent conduire à la rupture du matériau pour des amplitudes de sollicitation bien inférieures à la limite de résistance du matériau sous chargement monotone.

La répétition de ces chargements engendre, à très long terme, des dégradations de plus en plus importantes pouvant remettre en cause la pérennité de la structure. Ce phénomène de fatigue du matériau altère donc la durabilité des structures de chaussées et doit être pris en compte pour parvenir à une prédiction de leur durée de vie. Il constitue un enjeu important de la rationalisation de la gestion des chaussées neuves ou existantes.

Aussi, pour aborder ce sujet, la problématique routière tant au niveau structure que matériau est tout d'abord précisée dans le paragraphe (1.1). Des essais de fatigue en laboratoire sont utilisés pour la détermination des caractéristiques de la résistance des matériaux bitumineux aux sollicitations cycliques. Ils sont présentés dans le second paragraphe (1.2). La phénoménologie de la perte de raideur des matériaux bitumineux, lors de ces essais, est relativement complexe compte tenu de la nature du matériau. Elle est décrite dans le paragraphe (1.3). Le paragraphe (1.4) donne une revue des méthodes d'interprétation de ces essais.

Dans l'objectif d'enrichir la description de la dégradation en fatigue des matériaux de chaussées, un modèle issu de la mécanique de l'endommagement est retenu dans le cadre de ce travail.

Les principaux modèles et lois d'évolution de l'endommagement utilisés pour les enrobés bitumineux sont donc présentés au paragraphe (1.5).

1.1 Problématique

1.1.1 Fonctionnement d'une chaussée

Une chaussée est constituée d'un empilement de couches de matériaux granulaires liés ou non reposant sur un sol support. Chaque couche a un rôle bien défini (Fig. 1.1).

- Les couches d'assises, couche de fondation et couche de base constituent le corps de chaussée. Elles servent à répartir les charges induites par le trafic afin de les transmettre au sol-support. Elles peuvent être de nature distincte ou non, soit traitées au liant hydraulique ou hydrocarboné, soit non traitées, en fonction de l'environnement et du trafic subi par la structure.
- Les couches de surface comprenant essentiellement la couche de roulement ont pour but de protéger les assises des infiltrations d'eau et de l'agressivité du trafic. Elles peuvent être une couche d'enrobés ou une simple couche d'enduit.
- Des couches supplémentaires peuvent éventuellement être rajoutées, comme, la couche de liaison pour assurer un bon collage entre la couche de roulement et les assises, ou, la couche de forme pour aplanir les hétérogénéités du sol-support.

La conception des chaussées passe par le choix d'une structure de chaussée. Le prédimensionnement de la structure permet de déterminer les épaisseurs des couches ainsi que les caractéristiques mécaniques des matériaux employés. La méthode française de dimensionnement des chaussées consiste à vérifier que cette structure répond aux critères de durabilité (LCPC et SETRA, 1994). Elle comprend deux étapes. Premièrement la méthode prévoit le calcul semi-analytique des champs de contraintes et de déformation dans la structure à l'aide d'un modèle mécanique axisymétrique de multicouche élastique (Burmister, 1943, 1945). Deuxièmement, les valeurs de sollicitations critiques pour la pérennité de l'ouvrage sont comparées avec des valeurs admissibles. A ce stade, la méthode intègre une approche probabiliste de la dispersion et du caractère aléatoire des facteurs jouant un rôle dans la tenue de la chaussée (variabilité des caractéristiques des matériaux et des épaisseurs de mise en oeuvre, dispersion des résultats des essais de fatigue).

Pour le dimensionnement, seules les sollicitations dues au passage des poids lourds sont comptabilisés. Elles seules affectent la pérennité de la structure de manière significative en comparaison

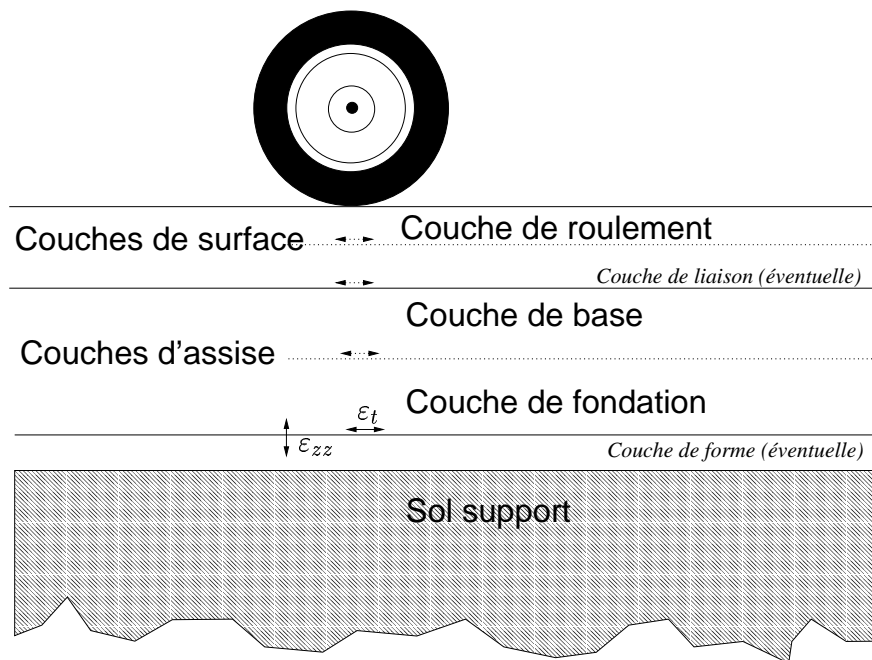


FIG. 1.1 : Coupe schématique d'une chaussée et terminologie des différentes couches

avec celles des véhicules légers, estimées de l'ordre de un million de fois moins importantes pour la chaussée que celles des poids lourds.

Les critères de durabilité de la chaussée retenus pour le dimensionnement sont de deux ordres (LCPC et SETRA, 1994; Peyronne et Caroff, 1991) :

- Premièrement, dans l'objectif d'empêcher le tassement du sol support entraînant un ornié-
rage de la chaussée, la valeur de la déformation verticale, notée ϵ_{zz} (Fig. 1.1), à la surface
du sol support ne doit pas dépasser une certaine limite. Celle-ci est calculée à partir de
résultats expérimentaux et est fonction du trafic et des caractéristiques des matériaux de
la plate-forme.
- Deuxièmement, la valeur des déformations de traction à la base des couches de matériaux
liés, notée ϵ_t (Fig. 1.1), ne doit pas dépasser une certaine limite, en vue de limiter la
fissuration de la structure. Là encore, la limite admissible est fonction des caractéristiques
des matériaux employés caractérisées en laboratoire.

Le premier mécanisme de dégradation, lorsqu'il se manifeste, se traduit par des irrégularités dans le profil longitudinal qualifié d'ornié-
rage à grand rayon, qui peut éventuellement se super-
poser avec l'ornié-
rage de une ou plusieurs couches de matériaux bitumineux conduisant à des

déformations du profil transversal dans les traces des roues (Verstraeten, 1995). Ces aspects ne seront pas abordés dans cette thèse où seul le deuxième mécanisme de dégradation correspondant à la fissuration progressive de la chaussée sous les chargements cycliques est considéré.

Chaque passage d'essieu de poids lourd engendre un état de contraintes complexe au sein des matériaux des différentes couches. Les couches bitumineuses subissent essentiellement des dommages dus à l'action couplée des cycles de traction compression, dans la direction parallèle à l'axe de roulement et dans la direction transversale à la chaussée. La figure 1.2 illustre le profil de déformation longitudinale mesuré à la base d'une couche de chaussée. A noter que la dissymétrie du signal est due à la viscoélasticité du matériau.

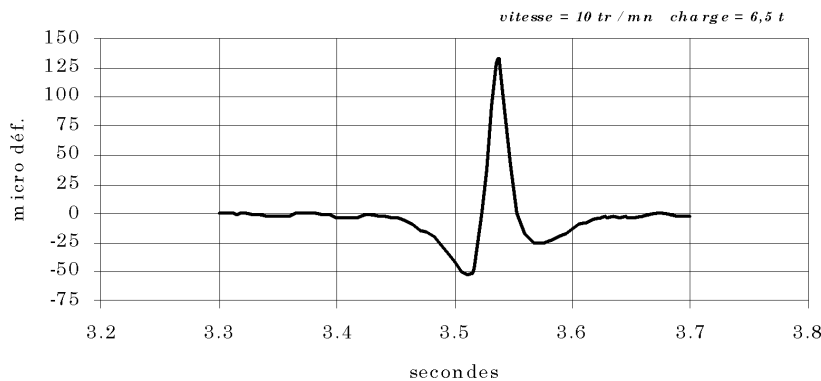


FIG. 1.2 : *Déformation longitudinale (convention : tractions positives) mesurée à la base d'une couche de chaussée sur le manège de fatigue du LCPC (de La Roche, 1996)*

A l'approche de la charge, l'état de déformation des couches profondes de chaussée correspond à une contraction du matériau, puis, sous la charge à une extension pour finir par une contraction avant de retrouver son état au repos lorsque la charge s'éloigne. L'extension subie par le matériau, est de valeur supérieure à la sollicitation de contraction. La valeur de déformation maximale est atteinte lorsque l'axe de la charge est voisine de la verticale du point considéré.

La répétition du passage des poids lourds entraîne ainsi des cycles de chargement dont l'amplitude, même très petite (de l'ordre de $10^{-4} = 100 \text{ } [\mu\text{m}/\text{m}]$) devant la déformation à rupture en monotone, peut engendrer des détériorations de la chaussée à long terme. La micro dégradation à l'échelle du matériau, se transforme alors en fissure à l'échelle de la structure de chaussée. La figure (1.3) présente un stade ultime du processus de fatigue lorsque la fissuration qui apparaît en profondeur dans la chaussée, atteint la surface.



FIG. 1.3 : *Fissuration d'une chaussée bitumineuse par fatigue (LCPC, 1998).*

Ces fissures favorisent les infiltrations d'eau vers les couches de forme et le sol support pouvant conduire à la destruction de la totalité de la chaussée.

La méthode de dimensionnement des chaussées consiste donc, en partie, à empêcher la propagation d'une fissure depuis les couches d'assises jusqu'à la surface de la chaussée en mettant en œuvre des épaisseurs de matériau suffisantes compte tenu du trafic et des caractéristiques des matériaux utilisés.

1.1.2 Enrobés bitumineux

Les enrobés bitumineux utilisés pour fabriquer les différentes couches de la chaussée, sont constitués d'un mélange de granulats (cailloux, sable et fines) et d'un liant, le bitume, issu de la distillation du pétrole. Malgré sa faible proportion, 4 à 7% en poids, le liant bitumineux contribue, pour une grande part, au comportement global du matériau composite final. Il lui confère ses propriétés viscoélastiques et leur dépendance avec la température.

Des modèles de comportement viscoélastique sont ainsi utilisés pour caractériser le matériau enrobé obtenu. Calé sur les mesures expérimentales, parmi tous les modèles disponibles (Hopman et al., 1997) (Park et Kim, 2001), le modèle rhéologique viscoélastique de Huet-Sayegh (Huet, 1963; Sayegh, 1967), surtout utilisé en France, offre la meilleure description temporelle et fréquentielle du comportement des enrobés bitumineux (de La Roche, 1996). Les applications du

modèle de Huet-Sayegh dans des modèles 3D permettent de simuler l'évolution complexe des champs de contrainte et de déformation sous le passage d'une charge (Heck et al., 1998) (Chabot et Piau, 2001). Ce modèle sera utilisé pour décrire le comportement thermomécanique des enrobés bitumineux en fatigue dans le chapitre 4.

La contribution du liant bitumineux aux propriétés de rupture du matériau donne également lieu à des études spécifiques sur le liant et ses propriétés de fissuration (Béghin et al., 2003; Maillard, 2002). Ces facteurs affectent la durabilité des structures de chaussées qui est abordée ici par une approche macroscopique du comportement du matériau bitumineux.

Le dimensionnement des épaisseurs de couches de chaussée est basé sur l'étude expérimentale du matériau lors d'essais de fatigue. La technique d'interprétation retenue par la méthode française correspond à une approche classique en fatigue des matériaux. Elle est basée sur l'exploitation des courbes de Wöhler et sera développée au paragraphe (1.4.1). Elle utilise les résultats d'essais de fatigue normalisés effectués sur des éprouvettes consoles trapézoïdales. La durée de vie conventionnellement fixée comme le nombre de cycles nécessaire pour atteindre une perte de raideur de 50% des échantillons testés est ainsi mesurée en fonction du niveau de sollicitation. Suite à des essais à différents niveaux de sollicitation, la valeur de la déformation, notée ε_6 correspondant à une durée de vie de 1 million de cycles est déterminée par interpolation.

Cependant, cette méthode utilisée pour les chaussées ne vise pas à atteindre des niveaux de sollicitations inférieurs à une limite d'endurance du matériau (niveau de sollicitation en dessous duquel il n'y aurait pas progression de l'endommagement), cette limite n'ayant pas été mise en évidence expérimentalement pour les matériaux bitumineux. Contrairement à l'approche industrielle de prise en compte de la fatigue, en mécanique des chaussées, la méthode ne permet que de limiter le processus de dégradation par diminution du niveau des sollicitations atteint dans la structure.

1.1.3 Besoins en terme de prédiction

L'approche adoptée par la méthode française de dimensionnement cherche à limiter la propagation des fissures de fatigue. Elle ne conduit pas à des indicateurs sur la cinétique de dégradation in-situ qui permettent de rationaliser la politique d'entretien des chaussées.

Du point de vue du gestionnaire de réseau routier, la problématique liée à la durabilité des chaussées est basée sur le compromis entre l'investissement et la fréquence et/ou l'importance des opérations d'entretien. Les structures de chaussées sont dimensionnées pour résister à un trafic prévisionnel compte tenu du contexte technico-économique de l'itinéraire et du choix politique d'entretien. Afin de planifier de manière rationnelle les opérations de maintenance, il est donc

nécessaire d'avoir des modèles de prédiction des dégradations. Les besoins se formulent alors en terme de prédiction du comportement à long terme des matériaux.

Dans ce contexte, la caractérisation de l'endommagement par fatigue reste un challenge important de l'approche mécanique des chaussées (Brown, 2002). La complexité du phénomène ne permet pas de négliger les approches expérimentales et les diagnostics in-situ mais, l'élaboration de méthodes de prédiction nécessite une démarche de modélisation incontournable.

1.2 Essais de fatigue sur enrobés bitumineux en laboratoire

La bibliographie offre des rapports de synthèse exhaustifs sur les différentes géométries d'échantillon et les différents types de sollicitation (Rao Tangella et al., 1990). Les essais de simulations routières en vraie grandeur (de La Roche et al., 1994) ou sur structure modèle (van Dijk et al., 1972) ne sont pas abordés ici. L'étude se focalise sur certains essais réalisés sur les matériaux bitumineux en laboratoire. Ces essais de fatigue consistent à appliquer un chargement cyclique sur des éprouvettes issues de matériau prélevé in-situ ou reconstitué en laboratoire.

Certains d'entre eux sont réalisés sur échantillons entaillés dans le but d'étudier la propagation d'une fissure sous chargement cyclique. Dans cette optique, des essais de fissuration en mode I (Jacobs et al., 1995, 2000; Molenaar, 1984) ou en mode II (Ahmiedi et al., 1995; Laveissiere, 2001) sont réalisés sur les matériaux bitumineux. Il existe également des essais de fatigue en mode mixte I et II comme, par exemple, les essais avec la machine Mefisto du LRPC d'Autun (Wendling et al., 1998) pour l'étude de remontées de fissures dans les chaussées, ou encore les essais de poutre console sur éprouvettes bimatériaux pour étudier le collage entre deux couches de matériaux différents (Pouteau et al., 2002). Ils ne seront pas spécifiquement détaillés ici. Dans ce travail, les essais étudiés sont effectués sur des échantillons non pré-fissurés. La rupture sera conditionnée par l'état de contrainte au sein de l'échantillon, éventuellement influencée par les hétérogénéités du matériau.

Dans ce cadre, différentes configurations expérimentales d'essais de fatigue existent. Dans ce travail, quatre configurations expérimentales différentes sont choisies pour étudier le phénomène de fatigue. Elles sont présentées dans le paragraphe (1.2.1). Généralement, le chargement appliqué est sinusoïdal, correspondant à un déplacement ou une force d'amplitude constante.

Trois principales catégories d'essais de caractérisation en laboratoire sur éprouvette (Di Benedetto et al., 1997a) se distinguent :

- essais de flexion (sur poutre console trapézoïdale, sur barreau en montage trois points ou quatre points),
- essais de traction compression ,
- essais de cisaillement.

Quatre exemples particuliers d'essais, représentatifs de ces trois catégories sont présentés par la suite. Ils correspondent aux dispositifs expérimentaux spécifiques qui ont conduit à l'obtention des données qui seront utilisées par la suite pour le calage et la validation du modèle d'endommagement. A ce titre, ils seront exploités dans les chapitres 4 et 5. Ils sont de plus intégrés dans

un programme inter-laboratoire de la RILEM (Partl et al., 2000). Dans ce cadre, les conditions d'essais sont fixées pour tous les laboratoires participants afin de pouvoir croiser les observations.

1.2.1 Traction Compression (TC) de l'ENTPE

Les essais de traction compression permettent de caractériser de la manière la plus intrinsèque le comportement du matériau compte tenu de l'homogénéité théorique de la sollicitation dans la partie centrale de l'échantillon (Di Benedetto, 1990). Cette homogénéité, permet de s'affranchir des effets de la géométrie de l'échantillon (effet structural). Elle autorise ainsi l'exploitation directe des mesures macroscopiques aux "bornes" des échantillons en terme d'endommagement.

L'essai de traction compression consiste à appliquer une force ou un déplacement d'amplitude constante entre deux plateaux sur lesquels l'échantillon est collé (Baaaj, 2002; Di Benedetto et al., 1996; Lundström, 2002; Soltani, 1998). Les éprouvettes sont de géométrie cylindrique et peuvent être fabriquées en laboratoire ou simplement prélevées par carottage. L'exemple présenté figure (1.7) correspond au dispositif utilisé à l'ENTPE, dont les résultats seront utilisés dans la suite de ce travail.

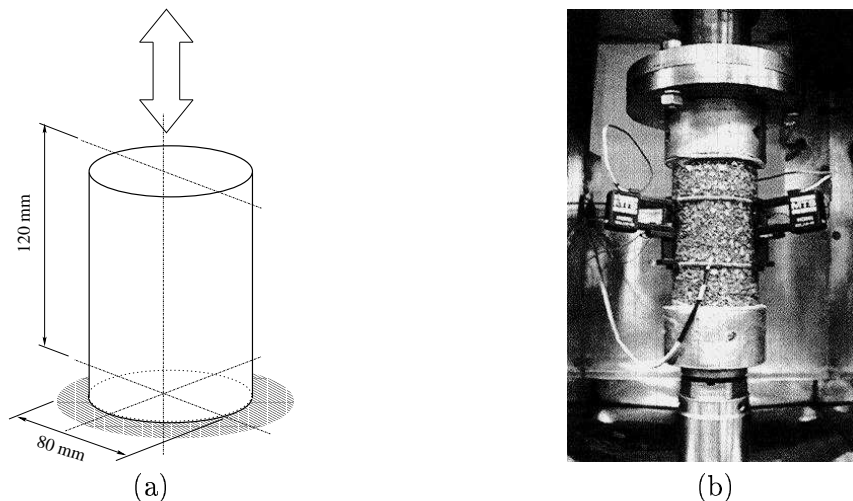


FIG. 1.4 : Condition des essais de traction compression sur éprouvette cylindrique réalisée à l'ENTPE : (a) géométrie de l'éprouvette - (b) dispositif expérimental

L'évolution du module du matériau est calculée à partir des signaux de force et de déplacement mesurés sur l'échantillon. L'endommagement correspond à la perte de module complexe du matériau.

Remarque : il existe de nombreux autres essais de traction compression en fatigue. Certains laboratoires utilisent également des échantillons évidés en partie centrale (type bobine) pour assurer une meilleure homogénéité en zone centrale qui peut être altérée ici, compte tenu des conditions de collage (Aguirre et al., 1981).

1.2.2 Flexion

Les essais cycliques de flexion ont pour but de représenter les chargements de flexion de la chaussée provoqués par le passage répété des poids lourds.

1.2.2.1 Flexion sur éprouvette trapézoïdale normalisée

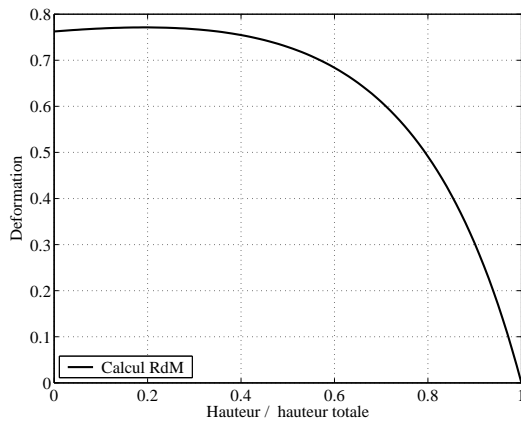
La méthode française de dimensionnement (LCPC et SETRA, 1994) s'appuie sur la détermination des caractéristiques en fatigue du matériau bitumineux à l'aide d'un essai de flexion sur éprouvette console trapézoïdale. La géométrie des échantillons ainsi que le dispositif expérimental sont présentés figure (1.5). Cet essai est normalisé (NF P 98-261-1).



FIG. 1.5 : Essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale NF P 98 260 1 : (a) géométrie de l'éprouvette - (b) dispositif expérimental

La forme trapézoïdale de l'éprouvette est choisie pour obtenir une déformation maximale en dehors de la zone d'encastrement de l'échantillon sollicité en poutre console. La rupture s'effectue généralement au voisinage de $1/5$ de la hauteur totale de l'éprouvette comme le montre un calcul RDM fait en élasticité (figure 1.6) (Marsac, 1992). Une grande disparité expérimentale existe

néanmoins sur les valeurs de cette hauteur. L'expérience montre qu'elles peuvent être comprises entre $h/10$ et $h/2$ compte tenu de l'hétérogénéité du matériau.



(a)



(b)

FIG. 1.6 : Essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale NF P 98 260 1 : (a) diagramme de la déformation normale sur le bord libre de l'éprouvette (valeurs pour un déplacement unité) - (b) exemple de faciès de rupture observé

Pour l'essai normalisé, le chargement appliqué en tête correspond à une flèche sinusoïdale d'amplitude constante, à 10°C et 25 Hz, conformément à la norme (NF P 98-261-1). Les essais de fatigue sont réalisés sans période de repos et la raideur de l'échantillon diminue avec le nombre de cycles de sollicitation.

Remarque : la géométrie des éprouvettes trapézoïdales peut être différente, la norme française prévoit par exemple des échantillons dont la grande base fait 70 mm pour les essais effectués sur des matériaux dont la taille du plus gros granulat dépasse 14 mm. Dans ce cas, la section la plus sollicitée se trouve à une hauteur différente (voisine de $h/2$) qui dépend des dimensions de l'échantillon.

1.2.2.2 Flexion quatre points

Les essais de flexion quatre points pour la caractérisation de la fatigue des enrobés bitumineux servent, aux États Unis, d'essai de fatigue dans le programme SHRP (Rao Tangella et al., 1990). Ce type d'essai est également utilisé dans de nombreux laboratoires qui s'intéressent aux

comportement des matériaux routiers (Bankowski, 2001; Harvey et al., 1995; Pronk, 1997; Ullidtz et al., 1997).

Les essais de fatigue en flexion quatre points, utilisé par la suite (cf. chapitre 5) sont réalisés sur des échantillons prismatiques (Fig. 1.7). Le dispositif expérimental correspond au système de flexion 3 ou 4 points standard commercialisé par MTS (Bankowski, 2001; MTS, 2002),

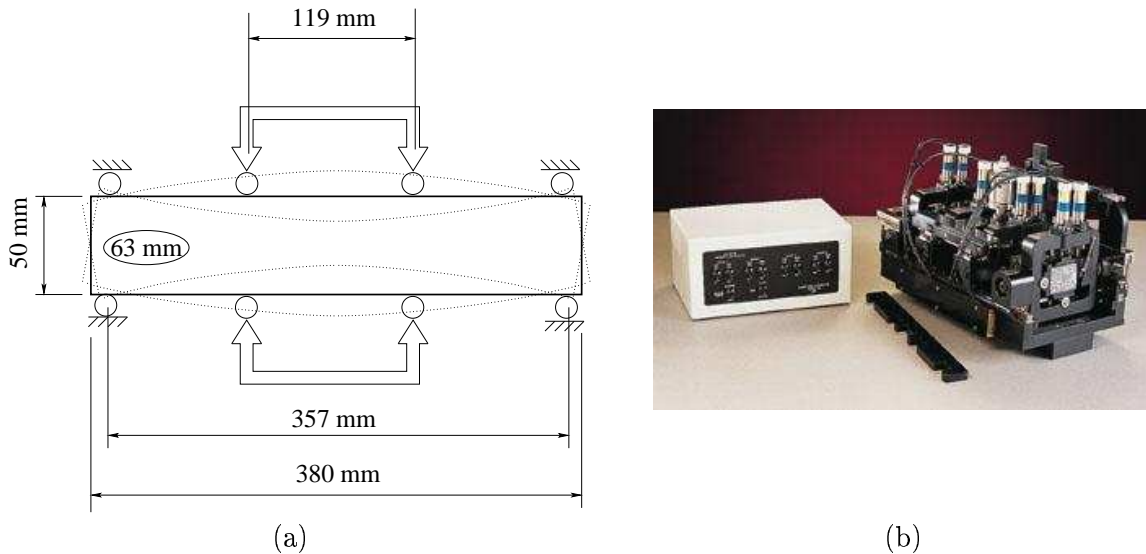


FIG. 1.7 : Essais de flexion quatre points : (a) géométrie de l'éprouvette - (b) Exemple du dispositif expérimental distribué par la société MTS

Contrairement aux essais de flexion trois points, non présentés ici, la zone de sollicitation maximale s'étend sur la zone entre les points de chargement. Ainsi, les mesures de durée de vie sont moins sensibles à la présence d'un éventuel défaut du matériau dans la zone de sollicitation maximale. Ce dispositif offre donc l'avantage d'avoir des résultats d'essais moins dispersés.

1.2.3 Essai de cisaillement du LCPC

Les essais de cisaillement ont été élaborés pour étudier l'effet des forces de cisaillement aux interfaces ou dans les couches de surface (Assi, 1981).

La machine de cisaillement du LCPC permet de tester les matériaux bitumineux dans des conditions de cisaillement relativement homogènes. Les types de chargements peuvent être très variés, allant des essais sinusoïdaux classiques aux essais avec chargement correspondant à un signal réel grâce à son système de pilotage complètement numérisé (de La Roche, 1996). La

figure (1.8) représente schématiquement le dispositif initialement prévu pour tester deux échantillons (Assi, 1981). Pour permettre l'asservissement de la force afin de contrôler correctement l'amplitude de déplacement, les essais sont actuellement effectués sur un seul échantillon.

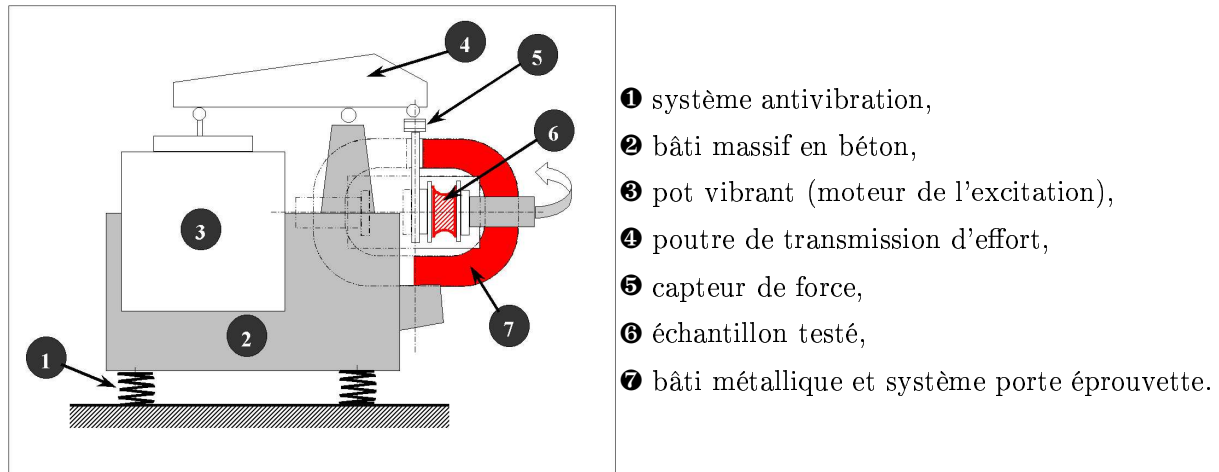


FIG. 1.8 : Machine de fatigue en cisaillement du LCPC (Bodin, 2000)

La forme spécifique de l'échantillon et les dimensions des éprouvettes sont présentées sur la figure 1.9.

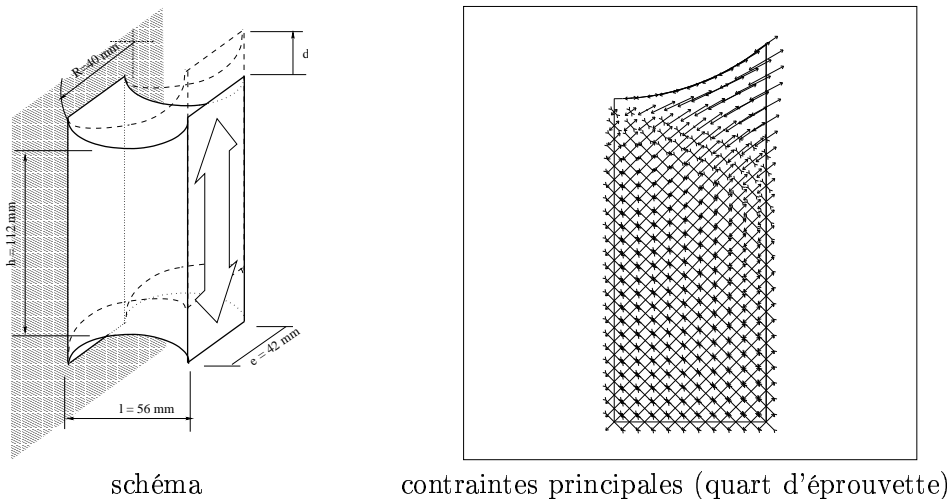


FIG. 1.9 : Géométrie de l'éprouvette et schématisation du chargement

L'état de sollicitation au sein de l'échantillon a été largement décrit par Assi (1981) qui a participé à la conception de l'essai. La forme "diabolo" particulière de l'éprouvette permet à

la zone centrale d'être en état de cisaillement pur. Dans les coins de l'éprouvette, qualifiés par la suite de "cornes" l'état de sollicitation correspond à de la traction - compression pure. Ces tractions sont d'intensité, pour un calcul EF homogène élastique, deux fois plus grandes que celles des contraintes de cisaillement (Alimami, 1988). Pour les essais de cisaillement, les niveaux de sollicitation appliqués sont traduits en termes de distorsion moyenne de l'échantillon. Elle est notée γ et est égale au rapport du déplacement appliqué d à la largeur de l'échantillon l (Fig. 1.9).

1.3 Phénoménologie des essais de fatigue

Les essais de fatigue, visent à étudier les matériaux de chaussées dans une gamme de sollicitation définie schématiquement par la figure (1.10) suivante :

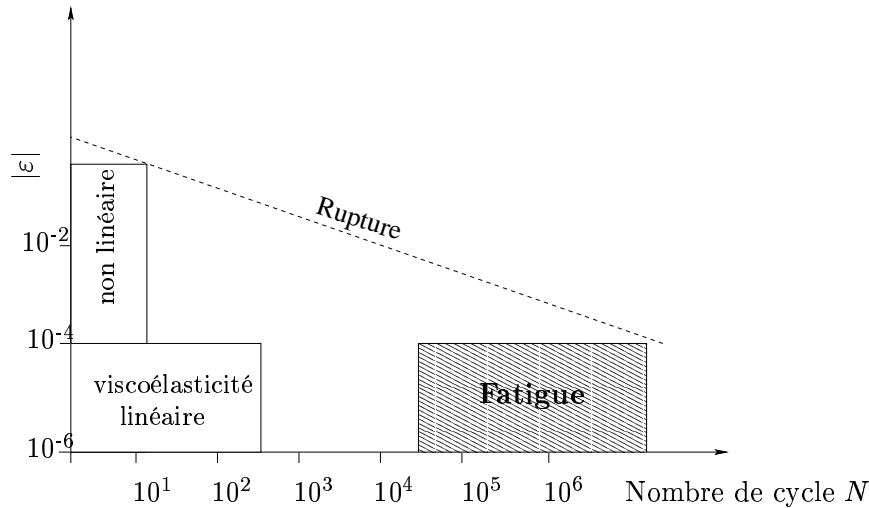


FIG. 1.10 : *Classification schématique des comportements des enrobés pour une température de 20° C : niveau de déformation fonction du nombre de cycles de chargement (Di Benedetto, 1990)*

Durant les essais de fatigue, dont l'amplitude de déformation est de l'ordre de grandeur 10^{-6} à 10^{-4} , la raideur des échantillons suit une évolution caractéristique à trois phases (Doan et al., 1987; Piau, 1989) comme le montre schématiquement la figure (1.11) :

La première (phase I) correspond à une décroissance rapide de la raideur de l'éprouvette. Durant seconde (phase II), l'évolution se stabilise. La troisième (phase III) correspond à l'accélération du processus menant à la rupture de l'échantillon.

Au cours de ces trois phases, plusieurs phénomènes participent à la perte de rigidité des éprouvettes. Dans la suite, les deux phénomènes suivants sont détaillés :

- la micro et macro fissuration du matériau,
- l'échauffement thermique dû aux dissipations visqueuses

Les aspects propres à la thixotropie du liant, qui peuvent se superposer aux phénomènes précédents, seront évoqués à la fin de ce paragraphe.

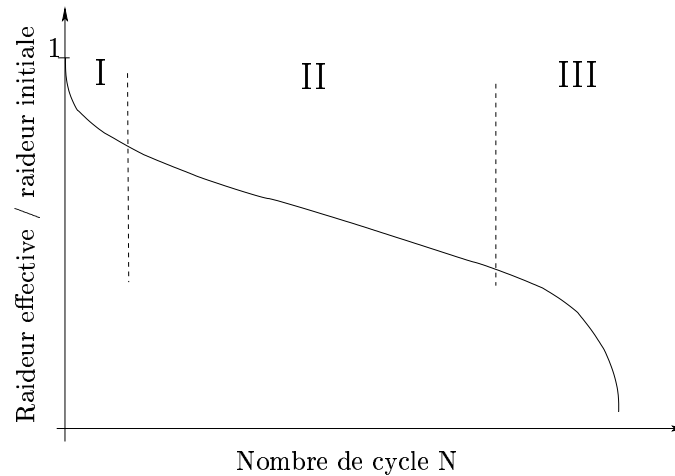


FIG. 1.11 : Schéma représentant l'évolution de la raideur d'un échantillon testé en fatigue en fonction du nombre de cycles

1.3.1 Micro et macro fissuration

La fissuration du matériau est le phénomène de fatigue principal qui conduit à la rupture de l'échantillon en phase III. Une ou plusieurs fissures macroscopiques visibles apparaissent alors. Elles correspondent à la ruine de l'éprouvette. Durant les phases I et II, la microfissuration conduit à la perte de rigidité comme le montrent les travaux de (Lefevre, 2001; Lefevre et al., 2000). La microfissuration s'opère dans les films de liant bitumineux au niveau du réseau 3D des pseudo-contacts intergranulaires. Les concentrations de contrainte y sont très fortes. Elles favorisent la rupture du liant comme le montre le modèle physique du comportement d'un film de liant entre deux granulats (Hammoum et al., 2002; Maillard, 2002). Ce mécanisme est prédominant et d'éventuelles désadhésions à la surface des granulats restent négligeables compte tenu des spécificités de propreté et d'adhésivité imposées au couple liant - granulat.

La description qualitative du processus de fissuration durant les essais de fatigue peut ainsi mettre en évidence deux stades. En début d'essai, la microfissuration est diffuse et répartie dans tout l'échantillon. Au fur et à mesure de la dégradation, l'adoucissement du matériau conduit à la localisation de la déformation dans la zone la plus dégradée. C'est finalement dans cette zone qu'apparaissent les macro-fissures qui entraînent la rupture de l'éprouvette.

1.3.2 Echauffement

La dissipation visqueuse entraîne une augmentation de température du matériau. Les couplages thermomécaniques entre le comportement rhéologique du liant et la conduction dans le matériau conduisent à l'établissement d'un régime thermique, au sein des éprouvettes (de La Roche et al., 2001; Stefani, 1981). La figure (1.12) présente une application récente de la thermographie infrarouge pour l'étude de la fatigue des enrobés bitumineux.

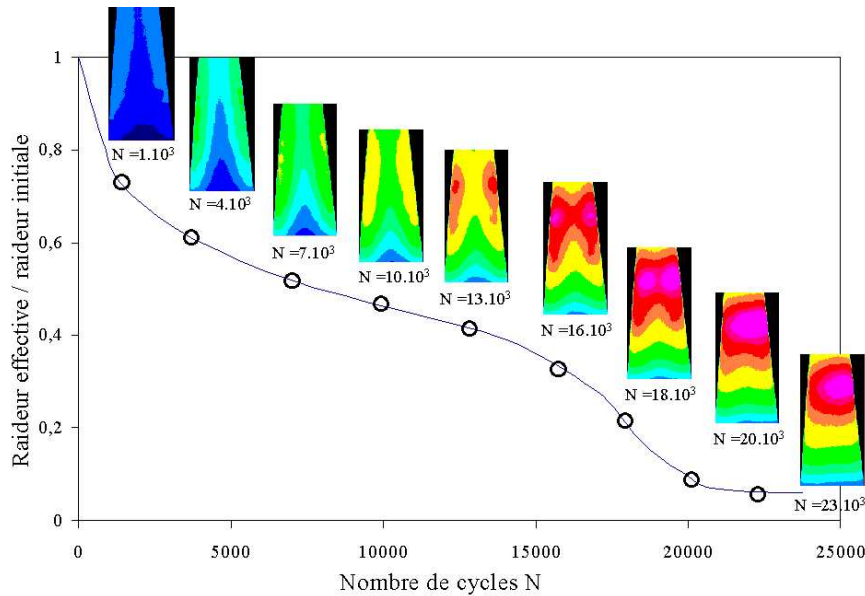


FIG. 1.12 : Évolution du champ de température moyenne mesuré par thermographie infrarouge lors d'un essai de fatigue en flexion sur une éprouvette trapézoïdale base 70 mm - température ambiante, 25 Hz, $\epsilon_{max} = 385 \cdot 10^{-6}$ (Sellin, 2002)

Sur la figure (1.12), les images de thermographie infrarouges présentent la cartographie de température mesurée en surface des échantillons. Qualitativement, la couleur rouge représente les points les plus chauds. Le phénomène d'échauffement est clairement illustré par l'évolution des cartographies de température. Conjointement la zone la plus chaude, c'est à dire la plus sollicitée devient de plus en plus concentrée compte tenu de la localisation de la déformation. Cette localisation est activée par l'adoucissement du matériau par l'effet cumulé de l'échauffement et de l'endommagement. La cartographie des températures de surface mesurées expérimentalement par thermographie infrarouge sera évaluée numériquement (paragraphe 4.2).

Actuellement, un nouveau degré d'analyse des données expérimentales est rendu possible par le développement des matériels et des logiciels de thermographie. Il est maintenant possible d'analyser le signal temporel de température sur la base du signal de chargement de l'éprouvette (Bremond, 1982; Krapez et Pacou, 2001; Krapez et al., 1999). La méthode de démodulation synchrone permet d'extraire la partie du signal thermique en phase avec la sollicitation de l'éprouvette. En élasticité, cette méthode met en évidence le phénomène réversible de thermoélasticité.

Des applications exploratoires visent à caractériser le phénomène d'endommagement par fatigue par cette méthode (Euzenat, 2001; Sellin, 2002). La figure (1.13) offre une illustration des mesures effectuées par cette technique pour l'essai de fatigue dont les mesures de température moyenne sont présentées figure (1.12). Ces images offrent une visualisation du champ de sollicitation au sein de l'échantillon.

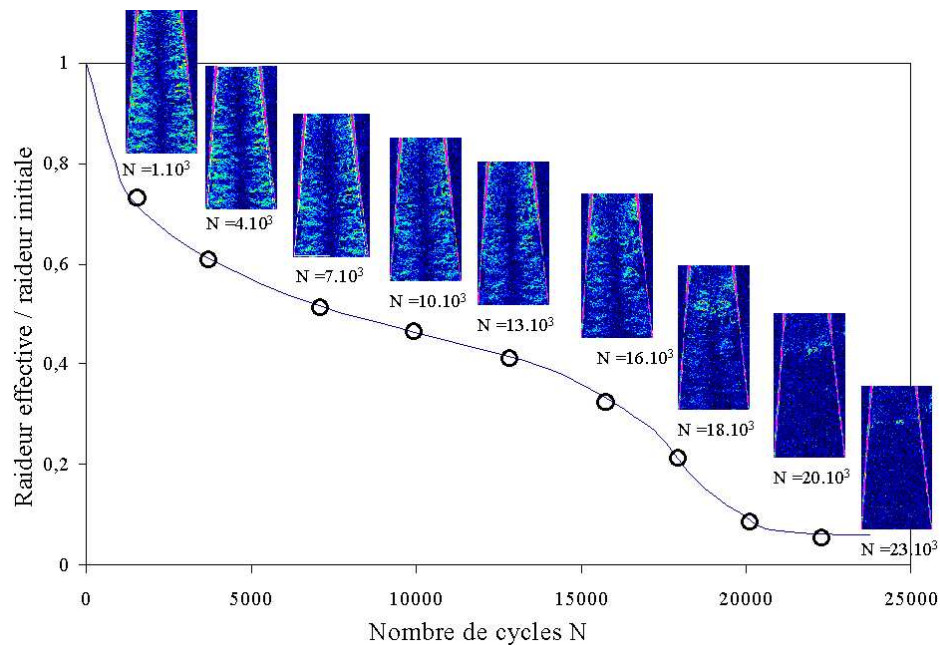


FIG. 1.13 : Évolution du champ de température démodulé mesuré par thermographie infrarouge lors d'un essai de fatigue en flexion sur une éprouvette trapézoïdale base 70 mm - température ambiante, 25 Hz, $\epsilon_{max} = 385 \cdot 10^{-6}$ (Sellin, 2002)

Sur les images représentées figure (1.13) les parties jaunes représentent les zones pour lesquelles la sollicitation dans le matériau est la plus importante.

Ce type de mesure donne également une information qualitative sur le caractère diffus puis localisé de la sollicitation du matériau, c'est à dire le moteur de la dégradation. Aussi, elle permet

de visualiser et éventuellement de mesurer la vitesse de propagation de la fissure macroscopique, phénomène qui apparaît en toute fin d'essai lors de la phase III du processus.

1.3.3 Thixotropie et autoréparation

Conjointement au régime thermomécanique, un phénomène de thixotropie du liant bitumineux (Verstraeten, 1991) pourrait également participer à la décroissance du module de l'enrobé bitumineux (de La Roche, 1996). Il correspond alors à une variation conjointe de la norme et de l'angle de phase du module complexe du matériau. Elle est souvent comparée à un effet équivalent à la variation de module complexe consécutive à un changement de température du matériau.

Dans le cas d'essais avec temps de repos, des phénomènes supplémentaires de cicatrisation du matériau apparaissent. La récupération partielle ou totale de la rigidité du matériau durant les périodes de repos est également qualifiée d'autoréparation. Les études expérimentales d'essais de fatigue avec temps de repos vont toutes dans le sens d'une augmentation de la durée de vie (Breyse et al., 2002), (Kim et Little, 1990), (Lee et al., 2000), (de La Roche, 1996). Ces temps de repos visent à simuler des conditions expérimentales plus proches des chargements réels. Cependant, les essais de fatigue en mode continu restent encore la technique la plus utilisée pour étudier, en laboratoire, le phénomène d'endommagement par fatigue des matériaux de chaussées de manière accélérée. Le présent travail s'inscrit dans ce contexte. Durant ces essais de fatigue continus, la raideur de l'éprouvette suit une décroissance monotone depuis sa valeur initiale jusqu'à rupture.

1.4 Méthodes d'interprétation utilisées

Dans ce paragraphe, les différentes méthodes d'analyse utilisées classiquement pour interpréter les résultats d'essais de fatigue sont présentées.

1.4.1 Exploitation des courbes de Wöhler

La méthode basée sur l'exploitation des courbes de Wöhler correspond à celle utilisée entre autres, dans la méthode française pour les essais de flexion sur poutre console trapézoïdale (NF P 98-261-1).

Elle est basée sur la définition conventionnelle d'un critère de rupture de l'éprouvette. La durée de vie est définie comme le nombre de cycles nécessaire pour atteindre une certaine décroissance

de la raideur de l'échantillon, donnée en pourcent par rapport à sa valeur initiale. Ce critère est couramment fixé à une valeur de 50%.

Pour chaque essai, le niveau de sollicitation est donné par la valeur maximale de la déformation de traction ε au sein de l'éprouvette. Dans un diagramme log-log, les durées de vie obtenues sont tracées en fonction du niveau de sollicitation. Une régression linéaire (Eq. 1.1) est utilisée pour exprimer le nombre de cycles à rupture $N_F(50 \%)$ en fonction du niveau de sollicitation :

$$N_F(50 \%) = 10^6 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_6} \right)^{-p} \quad (1.1)$$

Cette équation définit ε_6 le niveau de sollicitation qui mène l'éprouvette à la rupture après un million de cycles. L'exposant p est donné par la pente de la droite $N_F - \varepsilon$ dans le même plan log-log et est appelé pente de la droite de fatigue.

Les essais de fatigue sont généralement très dispersés, les dispersions des durées de vie des matériaux bitumineux pouvant être de l'ordre de 1 à 10 (de La Roche, 1996). La détermination de p et de ε_6 nécessite la réalisation de plusieurs essais, chacun à différents niveaux de sollicitation. La dispersion des résultats peut être appréciée par l'écart type S_N de la distribution des $\log(N_F(50 \%))$. Néanmoins, pour l'exemple des essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale, la détermination de la courbe de Wöhler peut être considérée acceptable si, pour trois niveaux de sollicitation, au moins six éprouvettes sont testées (Moutier, 1990). Dans tous les cas, et surtout lorsque le nombre d'essais est plus faible, les valeurs des intervalles de confiance sur les valeurs de la pente et de ε_6 permettent de relativiser les résultats et interprétations possibles.

D'autres méthodes sont basées sur des définitions différentes de la durée de vie. En particulier le concept d'énergie dissipée a donné lieu à plusieurs approches.

1.4.2 Approche énergétique

Certaines méthodes d'interprétation des essais de fatigue sur éprouvettes en enrobés bitumineux, consistent à postuler qu'il existe une relation entre la durée de vie en fatigue et l'énergie dissipée. Durant les essais de fatigue sinusoïdaux, l'énergie dissipée W_i à chaque cycle est donnée par la relation :

$$W_i = \pi \varepsilon_i \sigma_i \sin(\phi_i) \quad (1.2)$$

où ε_i , σ_i et ϕ_i sont respectivement, l'amplitude de déformation, l'amplitude de contrainte et l'angle de phase au cycle i .

Cette énergie varie au cours des essais pour différentes raisons :

- L'augmentation de l'angle de phase entraîne une augmentation de la dissipation.
- Lors des essais contrôlés en déplacement, la contrainte diminue avec l'endommagement du matériau, l'énergie dissipée décroît au cours de l'essai.
- Lors des essais contrôlés en force, la déformation augmente avec la dégradation du matériau, l'énergie dissipée augmente au cours de l'essai.

Les premières approches basées sur le concept d'énergie dissipée postulent une relation entre l'énergie dissipée cumulée W_N pendant l'essai et le nombre de cycles à rupture conventionnel N_F sous la forme (van Dijk et al., 1972; van Dijk et Visser, 1977) :

$$W_N = C(N_F)^z \quad \text{avec} \quad W_N = \sum_{i=1}^N W_i \quad (1.3)$$

où C et z sont des coefficients déterminés expérimentalement.

Une autre approche (Hopman et al., 1989; Pronk, 1995; Rowe, 1993) consiste à utiliser un rapport d'énergie ER (Energy Ratio) défini par :

$$ER = \frac{N W_0}{W_N} \quad (1.4)$$

où N désigne le nombre de cycles, W_N l'énergie dissipée au cycle N et W_0 l'énergie dissipée au premier cycle. La variation de ce terme (Eq 1.4) est interprétée en termes de fissuration. Le nombre de cycles correspondant à une brusque variation (parfois difficile à déterminer entre autres pour les essais à déplacement imposé) de ce rapport est considéré comme étant représentatif de l'amorce de la fissure macroscopique. Il est alors pris comme durée de vie N_F de l'éprouvette.

Cette dernière méthode est incluse dans le cadre du programme interlaboratoire RILEM (Partl et al., 2000) permettant de la comparer avec les autres méthodes sur différentes géométries et différentes conditions d'essai.

Le point de départ de ces démarches réside dans l'hypothèse que l'intégralité de l'énergie dissipée provient de l'endommagement du matériau. Pour les enrobés bitumineux, la viscoélasticité du matériau entraîne d'autres dissipations d'énergie qui compromettent cette interprétation (Lesueur et Dekker, 1995). Entre autres, une grande partie de l'énergie est dissipée sous forme de chaleur (de La Roche, 1996). Ce constat a conduit ces auteurs à préférer le suivi du module du matériau pour décrire le processus d'endommagement des matériaux bitumineux. Il faut alors, bien séparer les phénomènes intervenant durant l'essai. Cette optique est également adoptée dans cette thèse. A ce titre, les aspects propres aux échauffements et à l'endommagement du matériaux seront évalués séparément au chapitre 4.

L'exploitation classique et l'approche énergétique sont basées sur l'exploitation d'un point unique du processus de fatigue mais n'intègrent pas les aspects propres à la cinétique de l'endommagement. Pour approfondir l'interprétation dans ce sens, des approches conjointes entre modélisation et expérimentations permettent une analyse plus détaillée. Pour ce faire, des modèles issus de la mécanique de la rupture ainsi que la mécanique de l'endommagement ont été développés et appliqués pour enrichir la caractérisation du phénomène de fatigue des enrobés bitumineux.

1.4.3 Approche par la mécanique linéaire de la rupture

L'analyse de la fatigue des enrobés peut être abordée par le formalisme de la mécanique de la rupture. Il s'agit d'étudier la propagation d'une fissure initiale dans le matériau, en fonction des sollicitations appliquées. Cette fissure peut être macroscopique ou microscopique à l'échelle des hétérogénéités du matériau.

L'évolution des éprouvettes en fatigue est alors caractérisée par la vitesse de propagation da/dN en fonction des sollicitations.

Pour l'étude des enrobés bitumineux, la loi de Paris a été appliquée en fatigue (Lavessière et al., 1999; Lemarchand, 1997; Wendling et al., 1998). Elle donne la vitesse de la progression de la fissure de longueur a en fonction du nombre de cycles de sollicitation N par la formule suivante (Eq. 1.5) :

$$\frac{da}{dN} = c\Delta K^m \quad (1.5)$$

où c et m sont des constantes du matériau déterminées expérimentalement.

Les paramètres de la loi d'évolution de la fissure peuvent être déterminés à partir du nombre de cycles nécessaires pour atteindre la rupture totale de l'éprouvette (Lemarchand, 1997) ou par la mesure expérimentale de la propagation de la fissure (Wendling et al., 1998).

Pour les échantillons ne présentant pas de fissure initiale, ce type d'approche présente l'inconvénient d'être tributaire de la définition d'un défaut initial que l'on ne sait pas relier à la formulation du matériau. De plus l'utilisation de la loi de Paris ne permet de décrire la phase I du processus de fatigue (Lemarchand, 1997).

Cependant, la mécanique de la rupture a inspiré certains auteurs pour formuler des lois d'évolution d'endommagement comme cela est présenté au paragraphe 1.5.2.3.

1.5 Application de la mécanique de l'endommagement aux enrobés bitumineux

L'utilisation de la mécanique de l'endommagement pour les enrobés bitumineux provient simplement de la transposition de modèles d'endommagement généraux. Pour les enrobés bitumineux, deux grandes classes de modélisations peuvent être distinguées. L'approche de Kachanov, dont les applications ont été largement développées par Lemaitre (1996); Lemaitre et Chaboche (1988), est classique pour les applications du génie civil. Pour les enrobés, une approche sur la base d'un modèle d'endommagement d'un milieu viscoélastique est également utilisée (Kim, 1988; Kim et al., 1990). Les principes de l'approche thermodynamique qui lui est associée sont aussi présentés.

1.5.1 Modèles basés sur l'approche de Kachanov

La mécanique de l'endommagement peut être construite à partir d'un concept simple d'évolution de la microstructure du matériau et en particulier de la rupture progressive de liaisons qui conduit à l'introduction d'une contrainte effective (Kachanov, 1986; Lemaitre, 1996; Lemaitre et Chaboche, 1988).

En un point du matériau, la présence de microfissures contribue à la diminution de la surface résistant effectivement aux efforts notée \tilde{S} . La variable d'endommagement D est définie par la relation.

$$\tilde{S} = (1 - D)S \quad (1.6)$$

Cette définition est associée à une direction de l'espace. Dans le cas où la densité de défauts est isotrope alors, l'endommagement est identique dans toutes les directions et peut être donné par un scalaire. Ainsi défini, l'endommagement D prend des valeurs entre 0 et 1. Il est égal à 0 pour le matériau vierge et tend vers 1 lorsque le matériau ne peut plus transmettre d'effort, ce qui traduit la rupture de la matière. Dans le cas de matériaux dont le comportement est très différent suivant les directions, des modèles d'endommagement anisotropes associent une grandeur tensorielle à l'endommagement (Shao, 1998; Shao et Rudnicki., 2000). Un modèle d'endommagement orthotrope a été utilisé par Zenzri (1992) pour décrire les dégradations de fatigue dans les structures de chaussées.

Nous présentons ici les résultats des modèles d'endommagement isotropes appliqués aux matériaux bitumineux sollicités sous chargements sinusoïdaux. Dans le cas de l'endommagement

isotrope, les lois d'états d'un solide élastique endommageable peuvent être déduites de l'expression du potentiel thermodynamique ci dessous : ψ (Lemaitre, 1996).

$$\psi = \frac{1}{2} C_{ijkl}^0 \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} (1 - D) \quad (1.7)$$

1.5.1.1 Modèle uniaxial développé à l'ENTPE

Le modèle uniaxial développé à l'ENTPE est basé sur les résultats expérimentaux obtenus sur des essais de traction compression (Soltani, 1998). La définition de la variable d'endommagement est classique conformément à la théorie de l'endommagement isotrope définissant une variable scalaire D :

$$D(N) = \frac{|E(N_0)| - |E^*(N)|}{|E(N_0)|} \quad (1.8)$$

où $|E^*(N)|$ est le module complexe du matériau au cycle N et $|E(N_0)|$ est le module complexe du matériau non endommagé approximé par la valeur de module mesurée pour un nombre de cycle N_0 égal à 100. Ces deux valeurs sont mesurées à la température et à la fréquence de l'essai.

L'incrément d'endommagement ΔD du cycle N est supposé s'exprimer selon l'expression :

$$\Delta D = f(D) g(\varepsilon_{\text{cycle } N}) \quad \text{avec} \quad (0 \leq D \leq 1) \quad (1.9)$$

où g est une fonction de l'amplitude de déformation $\varepsilon_{\text{cycle } N}$ au cycle N Di Benedetto et al. (1996) postulent une variation linéaire de l'endommagement pendant la phase II du processus de fatigue, ce qui revient à considérer $f(D)$ constante. Cependant, dans la plupart des essais de fatigue, l'évolution de l'endommagement n'est pas linéaire. Cette approximation est donc appliquée sur différents intervalles. Sur chacun de ces intervalles, une correction forfaitaire des artefacts expérimentaux est introduite (Di Benedetto et al., 1996, 1997b). Des travaux récents reprennent la démarche de correction des artefacts expérimentaux, en ajoutant une description non linéaire de l'endommagement (Baaj, 2002).

1.5.1.2 Modèles 3D appliqués aux essais de laboratoire

La simulation de l'évolution spatiale de l'endommagement durant les essais de fatigue a été abordée par différents auteurs. Les approches sont toutes basées sur un endommagement isotrope du matériau, en revanche, l'évolution de l'endommagement est calculée selon différentes techniques.

Dans le cas tridimensionnel, l'endommagement D caractérise de la même manière qu'en uniaxial, la perte de module complexe du matériau entre son état initial et son état dégradé. La

loi d'évolution est alors exprimée par une expression du même type que celle présentée (Eq. 1.9) extrapolée au cas d'un état de sollicitation multiaxial. La notion de déformation équivalente est alors utilisée.

Dans l'objectif de simuler la dégradation spatiale de structures sollicitées par des chargements cycliques, Alimami (1988) propose un modèle d'endommagement pour décrire les caractéristiques résiduelles des enrobés bitumineux après des temps de repos intercalés dans des cycles de sollicitation. Appliqué aux essais de cisaillement du LCPC, il est bâti sur une loi d'évolution de l'endommagement qui donne l'incrément d'endommagement δD au cycle N sous la forme :

$$\delta D = \left(\frac{\varepsilon_{\text{eq}}}{M} \right)^\beta \delta N \quad (1.10)$$

où M et β sont des paramètres du matériaux. La sollicitation locale est traduite en terme de déformation équivalente ε_{eq} .

Ce type de loi d'évolution de l'endommagement conduit au respect des courbes de Wöhler.

En parallèle à ces travaux, les recherches de loi d'évolution ont été poursuivies (Doan et al., 1987; Moutier, 1986). Une formulation générale des lois d'évolution respectant *a priori* les courbes de Wöhler a été proposée par Stéfani (1990). Elle peut être mise sous la forme (Piau, 1989) :

$$\delta D = G(D, \varepsilon_{\text{eq}}) \delta N \quad (1.11)$$

Partant de l'hypothèse du respect du principe d'additivité du dommage selon une loi de Miner (1945), ces auteurs ont montré qu'il suffit que la fonction $G(D, \varepsilon_{\text{eq}})$ soit une fonction homogène d'un degré positif en ε pour que l'endommagement des éprouvettes en fatigue conduise à la vérification des courbes de Wöhler.

Sur la base d'un endommagement isotrope, d'autres modélisations ont donné lieu à des applications spécifiques. A partir d'essais de fatigue sur des éprouvettes en flexion quatre points, une loi basée sur la densité d'énergie élastique permet une approche de modélisation de la dégradation du matériau (Ullidtz et al., 1997). La simulation par éléments finis permet de relier les résultats de prédiction aux mesures expérimentales. Cependant, la caractérisation pour les différents niveaux de sollicitation conduit à différents paramètres d'évolution, ce qui incite à douter du caractère intrinsèque de la loi d'évolution ainsi déterminée.

1.5.1.3 Modèles 3D appliqués à la dégradation de structures de chaussée

Avec des lois d'évolution de l'endommagement équivalentes à celles développées par Alimami (Eq. 1.10), la description de l'endommagement sur des structures de chaussée a été menée afin de décrire les dégradations de surface observées sur le terrain. Dans ce cadre, des modèles d'endommagement isotrope ou anisotrope (Sab et Zenzri, 1992; Zenzri, 1992) ont été utilisés. Les conclusions ont permis de choisir un modèle d'endommagement isotrope pour décrire la dégradation des chaussées souples (Achimastos, 1998).

1.5.2 Modèles basés sur l'approche de Schapery

La dégradation des matériaux bitumineux est aussi abordée à partir de modèles viscoélastiques (Schapery, 1975, 1984, 1986, 1987, 1990). L'application aux enrobés bitumineux sur la base de résultats d'essais en laboratoire a permis la construction d'un modèle uniaxial d'endommagement (Kim, 1988; Kim et al., 1990).

L'approche est basée sur les concepts classiques de potentiel thermodynamique, du principe de correspondance (élastique - viscoélastique) et d'une loi d'évolution de l'endommagement.

1.5.2.1 Potentiel thermodynamique

L'hypothèse de départ consiste à postuler l'existence d'un potentiel thermodynamique W sous la forme :

$$W = W(\varepsilon_{ij}, S_m) \quad (1.12)$$

La fonction W est définie en fonction de l'état actuel de déformation ε_{ij} , de la température et des autres variables internes du système S_m . Ces fonctions sont toutes dépendantes du temps. Les lois d'état sont données par les dérivées partielles du potentiel par rapport aux variables internes :

– relation contrainte - déformation :

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}} \quad (1.13)$$

– forme générale de la loi d'évolution de l'endommagement :

$$-\frac{\partial W}{\partial S_m} = \frac{\partial W_s}{\partial S_m} \quad (1.14)$$

S_m étant l'énergie dissipée par les changements microstructuraux de la matière.

1.5.2.2 Principe de correspondance élastique viscoélastique

Schapery (1984) a proposé un principe de correspondance élastique-viscoélastique, applicable pour les comportements linéaires et non linéaires utilisant les transformées de Laplace. Des pseudo-quantités ε_{ij}^R , $W^R = W^R(\varepsilon_{ij}^R, S_m)$ correspondant au formalisme élastique sont introduites.

$$\varepsilon_{ij}^R = \frac{1}{E_R} \int_0^t E(t - \tau) \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial \tau} d\tau \quad (1.15)$$

avec E_R une valeur de référence du module choisie arbitrairement et $E(t)$ la fonction de relaxation du matériau.

1.5.2.3 Loi d'évolution de l'endommagement

L'évolution de l'endommagement est alors inspirée d'une loi de propagation de fissure, en loi puissance du type loi de Paris généralisée de coefficient α_m .

$$\dot{S}_m = \left(\frac{\partial W^R}{\partial S_m} \right)^{\alpha_m} \quad (1.16)$$

L'ensemble de ces équations est à la base du modèle d'endommagement proposé par Kim (Kim, 1988; Kim et al., 1997; Kim et Little, 1990; Kim et al., 1990; Lee, 1996; Lee et al., 1998, 2000). Pour un essai uniaxial à amplitude de déformation constante, Lundström (2002) a proposé une technique d'identification. Le principe en est repris et développé dans l'annexe B afin de parvenir à une expression analytique de l'endommagement en fonction du nombre de cycles.

L'expression du potentiel et de la forme de la loi d'évolution identifiée par Lee (1996), conduit au calcul de la raideur \mathcal{K} après N cycles de sollicitations. Partant de sa valeur initiale \mathcal{K}_0 , le calcul donne une expression présentée ci-après :

$$\frac{\mathcal{K}}{\mathcal{K}_0} = 1 - \left[a(\varepsilon_a)^b N^c \right] \quad (1.17)$$

où ε_a est l'amplitude de chargement, N le nombre de cycles de chargement. Les coefficients a , b et c sont des paramètres fonction des caractéristiques viscoélastiques du matériau et des paramètres de la fonction d'évolution de l'endommagement identifiée expérimentalement.

En terme d'endommagement macroscopique au sens de Kachanov (1958), il est possible d'exprimer un endommagement D égal à :

$$D = 1 - \frac{\mathcal{K}}{\mathcal{K}_0} = \left[a(\varepsilon_a)^b N^c \right] \quad (1.18)$$

Les détails de ce calcul sont présentés annexe (B)

Dans ce cas précis, le modèle d'endommagement proposé par ces différents auteurs peut être rapproché des ceux, plus physiques, partant de la perte de raideur macroscopique.

1.6 Conclusion

La prédiction du comportement à long terme des structures de chaussée passe par la connaissance de la cinétique de dégradation des matériaux bitumineux sous les chargements cycliques.

Cette cinétique est caractérisée lors d'essais de fatigue en laboratoire. La mécanique de l'endommagement peut être utilisée et a donné des résultats intéressants pour modéliser la dégradation des enrobés bitumineux en fatigue.

L'objectif de l'étude est de parvenir à la caractérisation intrinsèque de l'endommagement en fatigue. Un modèle d'endommagement étant construit, ses paramètres seront identifiés sur des essais uniaxiaux n'induisant pas d'effet de structure (de l'éprouvette). La démarche pourra être validée ensuite, en appliquant ce modèle dans des cas plus complexes, intégrant des effets structurels.

Résumé du chapitre 1

Dans la méthode française de dimensionnement des chaussées, la détermination des performances des matériaux à mettre en œuvre et l'épaisseur de leurs couches, permettant de limiter la fissuration par fatigue de la chaussée sont basées sur la minimisation de la déformation à la base de chaque couche. La borne admissible est déterminée à partir d'essais de laboratoire. Les essais de fatigue normalisés consistent à solliciter par une flexion sinusoïdale, une éprouvette trapézoïdale de matériau encastrée à sa base. L'évolution de la raideur macroscopique en fonction du nombre de cycle suit une évolution typique en trois phases. La première phase correspond à une décroissance rapide de la raideur. Elle est suivie d'une seconde phase plus régulière. La rupture intervient, dans la troisième phase, par localisation de la déformation et propagation d'une fissure macroscopique. La durée de vie des éprouvettes est définie conventionnellement comme le nombre de cycles nécessaire pour atteindre la moitié de la raideur initiale.

La phénoménologie de la dégradation durant les essais de fatigue en laboratoire est relativement complexe mais peut être décrite par deux phénomènes principaux qui sont : la microfissuration du matériau et le couplage thermomécanique lié à la dissipation visqueuse. Ce dernier phénomène étant un artefact des essais de laboratoire, l'étude se focalise sur la microfissuration du matériau.

La caractérisation directe du comportement en fatigue sur la réponse macroscopique des éprouvettes n'est pas triviale. Elle dépend du comportement intrinsèque du matériau que l'on cherche à caractériser et de la géométrie et du type de conditions aux limites appliquées.

Des modélisations par la mécanique de l'endommagement existantes offrent une piste d'interprétation très prometteuse pour parvenir à la description intrinsèque de la cinétique de dégradation.

Chapitre 2

Modèle d'endommagement non local en fatigue

| | | |
|------------|--|-----------|
| 2.1 | Hypothèses et équations générales | 43 |
| 2.1.1 | Discussion des hypothèses adoptées | 44 |
| 2.1.1.1 | Homogénéité | 44 |
| 2.1.1.2 | Isotropie de comportement | 45 |
| 2.1.1.3 | Élasticité | 46 |
| 2.1.1.4 | Isothermie et couplage thermique-endommagement | 47 |
| 2.1.2 | Équations constitutives | 48 |
| 2.1.3 | Déformation équivalente | 49 |
| 2.1.4 | Forme générique des lois d'évolution choisies pour la fatigue | 53 |
| 2.2 | Méthode d'identification | 54 |
| 2.3 | Propositions de formulation mathématique | 58 |
| 2.3.1 | Loi à deux régimes (L2R) | 58 |
| 2.3.2 | Loi à trois régimes (L3R) | 60 |
| 2.4 | Régularité du modèle pour les sollicitations de fatigue | 63 |
| 2.4.1 | Unicité de la solution du problème d'équilibre | 63 |
| 2.4.1.1 | Condition de bifurcation | 63 |
| 2.4.1.2 | Comparaison des chargements monotone et cyclique | 64 |
| 2.4.2 | Formulation non locale de l'endommagement | 68 |
| 2.4.2.1 | Déformation équivalente moyenne | 68 |
| 2.4.2.2 | Traitement des singularités | 69 |

| | |
|---|-----------|
| - Pointe de fissure | 69 |
| - Cas de l'éprouvette trapézoïdale | 70 |
| 2.4.3 Longueur caractéristique des matériaux bitumineux | 72 |
| 2.5 Conclusion | 72 |

Dans ce chapitre, un modèle d'endommagement permettant d'obtenir une description du processus de dégradation des enrobés bitumineux sous les sollicitations de fatigue, est présenté.

Ce modèle est construit à partir du formalisme des modèles d'endommagement isotrope, élaborés pour les matériaux quasi fragiles. La transposition pour les sollicitations de fatigue (Paas, 1990; Peerlings, 1999) sert de base de travail. Les hypothèses et les équations associées à ce modèle sont présentées dans le paragraphe (2.1).

L'application de ce formalisme au cas d'un essai uniaxial à amplitude de déformation constante, permet l'identification de la loi d'évolution de l'endommagement. A partir de ce constat, deux lois d'évolution caractéristiques sont présentées pour décrire la cinétique de dégradation des enrobés bitumineux en fatigue (2.3). Enfin, les propriétés de régularité du modèle sont considérées dans le paragraphe (2.4).

2.1 Hypothèses et équations générales

L'objectif du travail entrepris ici est de parvenir à une description spatiale de l'endommagement des matériaux bitumineux sous sollicitations cycliques, pour des chargements de fatigue à très grand nombre de cycles. La mécanique de l'endommagement isotrope, pour laquelle la variable d'endommagement est un scalaire, constitue le cadre de modélisation le plus simple à utiliser. Les applications aux enrobés bitumineux effectuées à ce jour (Achimastos, 1998; Alimami, 1988; Doan et al., 1987; Piau, 1989; Ullidtz et al., 1997; Zenzri, 1992) donnent des résultats prometteurs. Partant du même cadre modèle d'endommagement isotrope, l'objectif de ce travail est d'affiner la caractérisation de l'évolution de l'endommagement propre au comportement des enrobés bitumineux en fatigue et de proposer un outil de calcul 3D de prédiction des durées de vie en fatigue.

Partant du formalisme de l'endommagement scalaire isotrope, les travaux de Paas (1990); Peerlings (1999) donnent une méthode de traitement de l'endommagement en fatigue.

Les hypothèses simplificatrices retenues pour la description de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux (homogénéité, isotropie, élasticité, etc) sont restrictives par rapport au comportement *a priori* hétérogène viscoélastique endommageable de ces matériaux. Elles peuvent, cependant, trouver des justifications dans le cadre de la fatigue sinusoïdale à grand nombre de cycles comme il est présenté dans le paragraphe (2.1.1)

Les équations constitutives du modèle sont rappelées au paragraphe (2.1.2). La loi d'évolution de l'endommagement intègre une fonction de déformation équivalente spécifique dont le choix est présenté au paragraphe (2.1.3).

2.1.1 Discussion des hypothèses adoptées

Les hypothèses associées au modèle macroscopique des enrobés présentées par la suite reposent sur quatre grands points qui sont discutés dans ce paragraphe :

- le matériau est considéré homogène ;
- le comportement est supposé isotrope ;
- le modèle est basé sur les résultats d'un calcul élastique ;
- le comportement est supposé isotherme et sans couplage avec l'endommagement.

Une hypothèse sous entendue, est de considérer que le processus d'endommagement s'effectue sans déformation permanente. Les éventuels mécanismes de plasticité ne sont pas abordés dans cette thèse.

2.1.1.1 Homogénéité

Le modèle d'endommagement présenté s'appuie sur les concepts généraux de la mécanique des milieux continus. Cela sous entend que la matière, même si elle possède une structure discrète à l'échelle méso ou microscopique, est considérée comme continue à l'échelle *macroscopique*.

Cette notion d'échelle, au niveau de laquelle les problèmes sont traités, est très importante pour traiter de la mécanique des géomatériaux du génie civil, comme les bétons ou les enrobés bitumineux, dont la microstructure est fortement hétérogène.

La notion de volume élémentaire représentatif (VER) est utilisée pour définir la taille du volume suffisamment important par rapport aux hétérogénéités de la matière et suffisamment petit pour que les dérivées partielles de la mécanique de milieux continus aient un sens (Lemaitre, 1996). Pour les matériaux hétérogènes à base granulaire comme le béton, la taille du VER est de l'ordre de dix fois la taille du plus gros granulat. Cet ordre de grandeur est également retenu pour les enrobés bitumineux. Cette notion de VER doit également transposée dans le cadre des expériences de laboratoire. Dans la mesure du possible, la dimension des éprouvettes devra être supérieure à cette taille. Dans ces conditions, la reproductibilité des essais est plus grande. Cependant, en pratique, ce critère n'est pas toujours respecté lors d'essais de fatigue en laboratoire (Di Benedetto et de La Roche, 1996). À titre d'exemple, pour les géométries d'essais de fatigue présentées au paragraphe 1.2, dans le cas d'un matériau 0-6 mm (cf. chapitres 4 et 5), cette condition n'est respectée que pour les essais de traction-compression. Elle n'est pas respectée pour les échantillons trapézoïdaux de flexion. Les dimensions des échantillons, de flexion quatre points et de cisaillement se trouvent être proches du respect de cette condition.

2.1.1.2 Isotropie de comportement

Sous le terme isotropie de comportement, plusieurs hypothèses sont sous-jacentes. Les aspects relatifs à l'isotropie du comportement initial, à l'isotropie de l'endommagement ou encore au fonctionnement bilatéral des microfissures d'endommagement sont abordés.

Tout d'abord, le tenseur d'élasticité du matériau vierge sera considéré comme isotrope. Ce point est souvent discuté pour les matériaux bitumineux. Le procédé de mise en œuvre par compactage d'une couche de matériau initialement foisonné peut conduire à une anisotropie structurelle du comportement. Les observations effectuées par imagerie montrent une orientation des granulats dans des directions privilégiées (Bertaud, 2002). De cette anisotropie structurelle, découle une anisotropie de comportement des matériaux bitumineux. Pour les mesures de module, des écarts pouvant aller jusqu'à 20% entre les valeurs dans la direction perpendiculaire à la couche et les valeurs transverses peuvent être mesurées (Doubbaneh, 1995; Masad et al., 1999). Dans la suite, nous considérons le comportement initial du matériau comme isotrope. Cependant la prise en compte d'une anisotropie initiale du matériau ne constitue pas une difficulté en soi.

Pour le comportement du matériau dégradé, l'endommagement peut dépendre de la nature tensorielle des sollicitations. Ainsi une anisotropie peut être induite par l'endommagement. Dans ce cas, la variable d'endommagement tensorielle permet une telle description. Dans cette thèse, l'endommagement local du matériau est supposé affecté de la même manière dans toutes les directions de l'espace. Cela équivaut à considérer que la densité de microfissure engendrée lors du processus d'endommagement est également isotrope.

Le dernier point relatif au comportement isotrope du matériau consiste à ne pas prendre en compte d'effet de refermeture de fissure. Cette aspect est généralement considéré pour le fonctionnement multiaxial des bétons qui présentent de fortes différences de comportement en traction et en compression. Il est alors important de prendre en compte le fonctionnement unilatéral des microfissures dans les modèles de comportement (La Borderie, 1991). Dans le cas des enrobés bitumineux soumis à des chargements cycliques, il n'est pas utile de tenir compte du fonctionnement unilatéral des fissures dans les essais de fatigue entretenus. Cet aspect du comportement est mis en évidence par des résultats de simulations sur un modèle structurel des essais de fatigue. Il porte spécifiquement sur les essais effectués sur des éprouvettes consoles trapézoïdales en enrobés bitumineux soumises à des chargements de fatigue sinusoïdaux (Lefeuvre et al., 2000). Les conclusions apportées par cette étude sont confortées par des résultats expérimentaux et permettent de montrer que les effets de fonctionnement unilatéral des microfissures lors des cycles de chargements alternés disparaissent durant la première phase (I) du processus de fatigue.

Ainsi, l'emploi d'un modèle d'endommagement isotrope sans effet de refermeture de fissure paraît être une hypothèse raisonnable.

2.1.1.3 Élasticité

L'emploi d'un modèle élastique pour déduire le comportement de structures viscoélastiques linéaires est classique et passe par l'utilisation de principe de correspondance issu de l'analyse fonctionnelle (Salençon, 1983). Connaissant la fonction de relaxation ou de fluage du matériau, les résultats de calculs en élasticité peuvent alors être transposés pour calculer la réponse de la structure viscoélastique correspondante. Pour les matériaux bitumineux testés sous chargements sinusoïdaux, le développement présenté par la suite montre que l'endommagement peut être déduit de la variation du module complexe du matériau. Cette variation mesurable expérimentalement peut alors être interprétée en terme d'endommagement sur la base d'un calcul élastique comme il sera retenu par la suite.

Les lois d'état des matériaux viscoélastiques endommageables ont été réécrites par Alimami (1988). Les concepts de contrainte effective et d'équivalence en déformation permettent de transposer les lois de comportement du matériau vierge au comportement du matériau dégradé équivalent. En régime isotherme, partant de la loi de comportement viscoélastique linéaire, le couplage avec l'endommagement conduit, en uniaxial, à la relation entre la contrainte et la déformation exprimée par le produit de convolution ci dessous :

$$\frac{\sigma(t)}{1 - D(t)} = \int_{-\infty}^t E(t - \tau) \dot{\varepsilon}(\tau) d\tau \quad (2.1)$$

où $E(t)$ est la fonction de relaxation du matériau.

Pour les chargements généralement utilisés en fatigue, nous supposons une sollicitation en déformation sinusoïdale, d'amplitude ε_a et de pulsation ω , entraînant une réponse du matériau en contrainte, elle-même sinusoïdale, d'amplitude σ_a , déphasée d'un angle ϕ . On a alors :

$$\varepsilon(t) = \text{Re}(\varepsilon_a e^{i\omega t}) = \text{Re}(\varepsilon^*(t)) \quad \text{avec} \quad \varepsilon^*(t) = \varepsilon_a e^{i\omega t} \quad (2.2)$$

et

$$\sigma(t) = \text{Re}(\sigma_a e^{i(\omega t + \phi)}) = \text{Re}(\sigma^*(t)) \quad \text{avec} \quad \sigma^*(t) = \sigma_a e^{i(\omega t + \phi)} \quad (2.3)$$

L'équation (2.1) se transforme

$$\frac{\sigma(t)}{1 - D(t)} = \int_{-\infty}^t \varepsilon_a \text{Re}(i\omega e^{i\omega\tau}) E(t - \tau) d\tau \quad (2.4)$$

Le changement de variable $u = t - \tau$ permet de trouver l'expression

$$\frac{\sigma(t)}{1 - D(t)} = \varepsilon_a \operatorname{Re} \left(e^{i\omega t} i\omega \int_0^\infty e^{-i\omega u} E(u) du \right) \quad (2.5)$$

où l'on reconnaît la transformée de Laplace-Carson de $E(t)$ pour l'argument $i\omega$: le module complexe du matériau non endommagé E_0^* (Tschoegl, 1989) :

$$\frac{\sigma(t)}{1 - D(t)} = \varepsilon_a \operatorname{Re} \left(e^{i\omega t} E_0^*(i\omega) \right) \quad (2.6)$$

En admettant que la microfissuration du matériau ne modifie pas la rhéologie du bitume, l'angle de phase ϕ n'est pas influencé par l'endommagement. Il est alors possible d'exprimer la relation entre la contrainte complexe et la déformation complexe :

$$\sigma^*(t) = (1 - D(t)) E_0^*(i\omega) \varepsilon^*(t) = (1 - D(t)) |E_0^*(i\omega)| e^{i\phi} \varepsilon^*(t) \quad (2.7)$$

Cette hypothèse d'invariance de ϕ avec l'endommagement permet donc d'interpréter l'endommagement D en terme de variation relative du module complexe.

$$D = 1 - \frac{|E^*(i\omega)|}{|E_0^*(i\omega)|} \quad (2.8)$$

où $|E^*(i\omega)|$ est la norme du module complexe effectif et $|E_0^*(i\omega)|$ sa valeur initiale.

En extrapolant ce résultat à l'échelle d'une structure soumise à un chargement sinusoïdal, l'endommagement macroscopique de la structure peut être déduit d'un modèle élastique équivalent où l'endommagement sera piloté par les variables d'état contrainte ou déformation calculées par un modèle élastique.

A l'inverse, selon ces hypothèses, le calcul, à partir d'un modèle élastique endommageable, conduit au calcul de la diminution locale de la norme du module complexe du matériau de la structure soumise au chargement sinusoïdal.

2.1.1.4 Isothermie et couplage thermique-endommagement

Le comportement viscoélastique des liants bitumineux induit des dissipations visqueuses. Lors des chargements cycliques de fatigue, la température augmente localement et se diffuse au sein du matériau. Le couplage thermo-mécanique existe certainement entre l'endommagement et la température. Cependant, les variations de température restent faibles, dans le cas des essais à très grand nombre de cycles pour lesquels les niveaux de sollicitations sont très faibles. Cette hypothèse sera plus largement discutée dans le chapitre 4.

Ces différentes remarques présentent des arguments en faveur de la modélisation simplifiée adoptée pour décrire l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux.

2.1.2 Équations constitutives

Soient σ_{ij} ($i, j=1,2,3$), les composantes du tenseur des contraintes de Cauchy et ε_{kl} , les composantes du tenseur des déformations linéarisées définies par :

$$\varepsilon_{kl} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_k}{\partial x_l} + \frac{\partial u_l}{\partial x_k} \right), \quad (2.9)$$

où u_k (u_l) sont les composantes du vecteur déplacement. Le modèle d'endommagement scalaire isotrope s'exprime par la relation contrainte déformation suivante :

$$\sigma_{ij} = (1 - D)C_{ijkl}^0 \varepsilon_{kl} \quad (2.10)$$

C_{ijkl}^0 est le tenseur d'élasticité du matériau vierge et D est la variable d'endommagement. On rappelle que D est égal à 0 lorsque le matériau est vierge. Lorsque D est égal à 1, le matériau ne peut plus transmettre d'effort, ce qui traduit la rupture locale de la matière (Lemaitre, 1996).

La variable d'endommagement modélise une densité surfacique moyenne de discontinuité de la matière dans le volume élémentaire représentatif. La contrainte macroscopique, rapportée à la section qui résiste effectivement aux efforts, est alors appelée contrainte effective $\tilde{\sigma}$. Dans le cas de l'endommagement isotrope, l'opérateur $(1 - D)$ s'applique à toutes les composantes du tenseur des contraintes comme le montre l'équation (2.11).

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1 - D} = C_{ijkl}^0 \varepsilon_{kl} \quad (2.11)$$

L'écriture présentée (eq. 2.10), repose également sur le principe d'équivalence en déformation conduisant à un formalisme des lois de comportement élastique, plastique, viscoélastique ou viscoplastique de la même forme que celui utilisé pour les matériaux vierges en remplaçant seulement les contraintes par les contraintes effectives (Lemaitre et Chaboche, 1988).

Dans ce cadre, l'approche thermodynamique (Lemaitre, 1996) est basée sur l'expression suivante de l'énergie interne :

$$\psi = \frac{1}{2}(1 - D)C_{ijkl}^0 \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} \quad (2.12)$$

Ainsi les lois d'état du solide élastique endommageable, entre autres la relation contrainte déformation (Eq. 2.10), peuvent être également trouvées par les différentes dérivées du potentiel par rapport aux variables internes. Il est également à noter que le second principe de la thermodynamique (l'inégalité de Clausius-Duheim) entraîne ainsi que le taux d'endommagement \dot{D} est toujours positif ou nul. Une telle classe de modèle, traduit une dégradation irréversible de la matière. La condition de croissance de l'endommagement ne permet pas d'intégrer un phénomène d'autoréparation du matériau par une croissance de la variable D .

L'équation (2.10) fixe uniquement la relation entre les contraintes et les déformations. Elle permet, connaissant l'endommagement, de résoudre le problème d'équilibre. Cependant, l'endommagement va évoluer au cours du chargement. Pour décrire complètement le modèle de comportement, il faut connaître la façon dont va croître l'endommagement en fonction des sollicitations appliquées au matériau.

Les lois d'évolution de l'endommagement expriment le taux d'endommagement en fonction des variables internes du système. L'effet de la sollicitation locale est pris en compte par le terme de déformation. Le taux d'endommagement \dot{D} est formulé sous une forme générale qu'il est possible d'écrire :

$$\dot{D} = \mathcal{F}(D, \varepsilon, \dot{\varepsilon}) \quad (2.13)$$

où \dot{D} représente la dérivée temporelle de l'endommagement $\dot{D} = \partial D / \partial t$.

Pour traduire l'état de sollicitation locale, il est particulièrement intéressant, notamment pour les calculs numériques, d'utiliser la notion de déformation équivalente, notée $\tilde{\varepsilon}$ (Mazars, 1984). Le principal intérêt de cette notion est de globaliser l'influence de l'état triaxial de sollicitation locale *a priori* tensorielle par une variable scalaire représentative vis à vis de l'évolution de l'endommagement. La loi d'évolution de l'endommagement peut alors s'écrire :

$$\dot{D} = \mathcal{F}(D, \tilde{\varepsilon}, \dot{\tilde{\varepsilon}}) \quad (2.14)$$

La fonction scalaire de déformation équivalente retenue doit néanmoins prendre en compte l'influence de l'aspect directionnel de la sollicitation sur la croissance de l'endommagement. Le paragraphe suivant présente l'expression de la déformation équivalente retenue.

2.1.3 Déformation équivalente

En vue de son utilisation comme paramètre de croissance de l'endommagement, la déformation équivalente doit être représentative du mécanisme d'endommagement. Le mode de fissuration

que l'on cherche à modéliser, apparaît perpendiculairement aux directions d'extension maximale qui existent à la base des couches de chaussée au passage d'un essieu de véhicule. De la même manière, lors des essais de fatigue sur éprouvette trapézoïdale, la rupture de l'échantillon provient d'une ou plusieurs fissures qui apparaissent dans les zones d'extensions maximales depuis les bords libres vers l'axe neutre de l'éprouvette (cf. Fig. 1.6). Ce type de résultat est conforté par les ruptures des échantillons de matériaux bitumineux sur la machine de cisaillement (Alimami, 1988; Bodin, 2000). La sensibilité aux extensions, dans les zones de tractions maximales, est restituée par les faciès de rupture particuliers (cf. annexe A). Ces observations guident notre choix vers une formulation de la déformation équivalente qui conduit à un mécanisme d'endommagement piloté par les déformations positives.

La sensibilité du matériau à s'endommager sous ce type de sollicitations peut être traduite par la déformation équivalente retenue par Mazars (1984). L'expression correspond à la moyenne quadratique des déformations principales ε_i ($i=1, 2, 3$) d'extension données par l'équation (Eq. 2.15) :

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\sum_{i=1,\dots,3} \langle \varepsilon_i \rangle^2} \quad (2.15)$$

Cette définition de $\tilde{\varepsilon}$ a également été, employée pour la description de l'endommagement en fatigue des enrobés bitumineux par Alimami (1988).

Cependant, pour l'étude des matériaux bitumineux, il semble important de dissocier la partie des extensions provenant des contraintes de traction, des extensions provenant des contraintes de compression induites par les effets Poisson. En effet, le fait que l'endommagement progresse avec les déformations positives de traction semble évident. Dans le cas des extensions induites par la compression, deux phénomènes se superposent. Les déformations positives, perpendiculaires à la sollicitation de compression, peuvent entraîner un endommagement. L'effet de la contrainte de compression, lui, va plutôt dans le sens de la refermeture des fissures créées en traction ce qui favorise une éventuelle réparation du matériau. La contribution respective de chacun de ces phénomènes n'est pas quantifiée, néanmoins l'effet des extensions induites par la compression sera négligée dans ce travail. C'est à dire que le mécanisme d'endommagement dû à la déformation de Poisson lors du chargement de compression est négligé.

Sur ce principe, une adaptation de l'expression de déformation équivalente au sens de Mazars est possible en ne considérant que les déformations principales ε^+_i engendrées par les tractions. Une expression de ce type a été donnée par Patzák et Jirásek (2001) et peut s'écrire :

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\sum_{i=1,\dots,3} \varepsilon^+_i{}^2} \quad \text{avec} \quad \varepsilon^+_i = \frac{\langle \sigma_i \rangle}{E(1-D)} \quad (2.16)$$

Cette dernière définition de la déformation équivalente (Eq. 2.16) est retenue par la suite de ce travail pour la description de l'endommagement des enrobés bitumineux.

On peut également noter que la bibliographie donne d'autres expressions de la déformation équivalente auxquelles il est possible de comparer l'expression retenue. Pour notre objectif, l'important est d'avoir une expression traduisant une sensibilité différente à l'endommagement en traction et en compression. L'exemple de la modification du critère de Von Misès, dans le cas de matériaux sensibles à l'application d'une contrainte moyenne, offre cette possibilité (Williams, 1980). Le critère n'est pas symétrique et conduit donc à une sensibilité différente en traction ou en compression. Réécrit en termes de déformation, son expression est donnée par (de Vree et al., 1995) :

$$\tilde{\varepsilon} = \frac{k-1}{2k(1-2\nu)} I_1 + \frac{1}{2k} \sqrt{\frac{(k-1)^2}{(1-2\nu)^2} I_1^2 - \frac{12k}{(1+\nu)^2} J_2} \quad \text{avec} \quad I_1 = \varepsilon_{kk} \quad J_2 = \frac{1}{6} I_1^2 - \frac{1}{2} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ij} \quad (2.17)$$

où I_1 et J_2 sont respectivement le premier invariant du tenseur des déformations et le second invariant de la partie déviatorique du tenseur des déformations.

Le paramètre k donne la sensibilité en compression par rapport à la traction. Cette définition de la déformation équivalente est telle que l'effet d'une compression uniaxiale $k\sigma$ est identique à celui d'une traction uniaxiale σ . L'identification du paramètre k peut être faite directement par le rapport des contraintes à la rupture en compression et en traction pour un chargement monotone.

Afin de comparer les différentes expressions des déformations équivalentes $\tilde{\varepsilon}$, la figure (2.1) représente les solutions de $\tilde{\varepsilon} = 1$, dans le plan des déformations principales, pour un calcul en contraintes planes.

Les chemins en déformation de la traction-compression simple sont représentés en pointillés. Pour la traction, les trois définitions de $\tilde{\varepsilon}$ (Eq. 2.15, 2.16 et 2.17), donnent la même valeur de déformation équivalente. Ceci est illustré par les points d'intersection (A et A'). Pour les états de compression simple, les différents critères conduisent à des valeurs de déformations équivalentes différentes. Pour l'expression de Mazars (1984), la valeur est conditionnée par la forme de l'équation (2.15) ce qui est illustré par les points d'intersection (B et B'). Pour l'expression de de Vree et al. (1995), la déformation équivalente obtenue par l'équation (2.17) est illustré par les points d'intersection (C et C'). Le paramètre k donne la possibilité d'ajuster la différence de

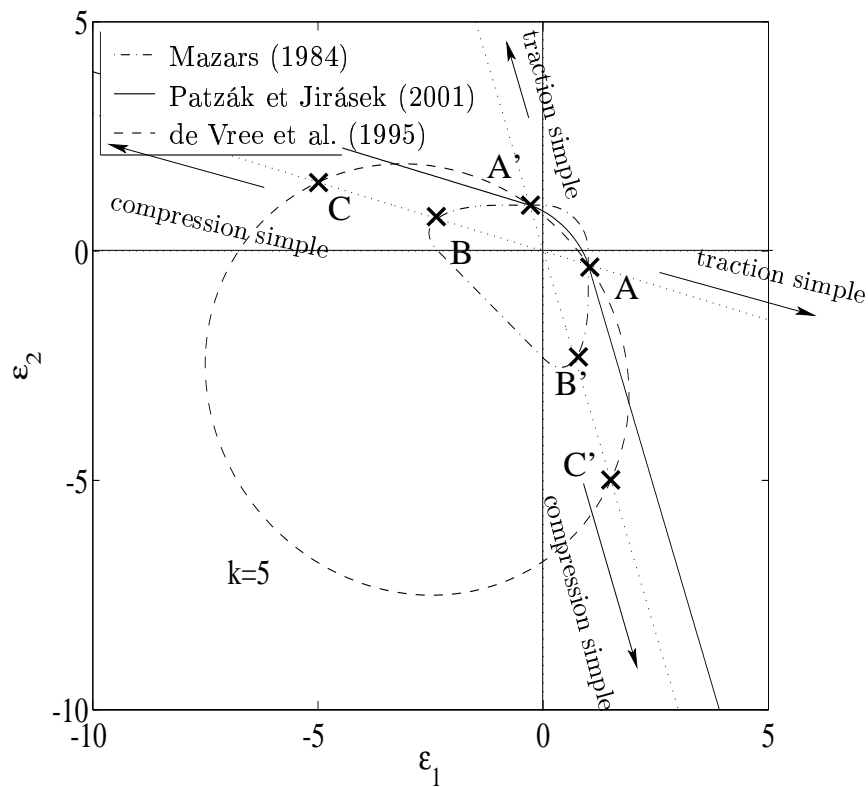


FIG. 2.1 : Valeurs des déformations principales $\varepsilon_1 - \varepsilon_2$ telles que $\tilde{\varepsilon} = 1$: comparaison des différentes expressions de déformation équivalente dans le cas des contraintes planes

comportement en traction et en compression monotone alors qu'il est figé pour la définition de Mazars. Cependant, il n'est pas simple d'identifier k pour les enrobés bitumineux. Pour l'expression retenue (Patzák et Jirásek, 2001) (Eq. 2.16) le chemin de compression simple n'intercepte pas la déformation équivalente. Il n'y aura donc pas de contribution de ce type de sollicitation au processus d'endommagement.

Il est à noter que le choix de la déformation équivalente influence bien sûr le faciès de rupture obtenu en fatigue, comme cela a été montré par Alimami (1988). Nous vérifierons au chapitre 5 que ce type de déformation équivalente est compatible avec les faciès de rupture obtenus expérimentalement.

2.1.4 Forme générique des lois d'évolution choisies pour la fatigue

La construction du modèle d'endommagement proposé est guidée par quelques prérequis fournis par les observations expérimentales. Pour les essais de fatigue en laboratoire effectués sur les enrobés bitumineux, la pente de la droite de fatigue a une valeur relativement constante indépendamment de la géométrie de l'échantillon considérée. Le respect de la loi de cumul de dommage et des courbes de Wöhler indépendamment de la géométrie peut être obtenu *a priori* moyennant une formulation spécifique de la loi d'évolution de l'endommagement (cf. paragraphe 1.5.1.3) du type :

$$\delta D = G(\varepsilon, D) \delta N \quad (2.18)$$

avec $G(\varepsilon, D)$, fonction positivement homogène de degré positif en ε .

Si la fonction est homogène de degré positif p , alors la droite de fatigue ($\log(\varepsilon_a)$, $\log(N_F)$) sera de pente $-p$. Cette propriété est généralisable au cas des chargements périodiques (Stéfani, 2002) pour lesquels l'évolution de l'endommagement est définie par des lois du type :

$$\dot{D} = g(\tilde{\varepsilon}, D) \langle \dot{\tilde{\varepsilon}} \rangle$$

Il suffit alors que la fonction $g(\tilde{\varepsilon}, D)$ soit une fonction homogène de degré positif en ε .

Dans le cas des lois d'évolution de l'endommagement inspirées des modèles pour les matériaux quasi-fragiles la forme suivante respecte cette condition :

$$\boxed{\dot{D} = f(D) \tilde{\varepsilon}^\beta \langle \dot{\tilde{\varepsilon}} \rangle} \quad (2.19)$$

Le taux d'endommagement est alors une fonction homogène de degré positif $\beta + 1$ en déformation. Ce type de formulation des lois d'évolution de l'endommagement confère au modèle la propriété "*d'unicité des états spatiaux d'endommagement*" c'est à dire que la répartition spatiale que l'endommagement est indépendante du mode de sollicitation (Stéfani, 1990). Ceci se décline par les propriétés suivantes :

Propriété 1 Pour deux essais d'amplitudes différentes, les cartographies d'endommagement obtenues sont indépendantes de l'amplitude, seule la description temporelle change. En d'autres termes, un état d'endommagement sera atteint plus ou moins rapidement selon la valeur de l'amplitude de déformation ;

Propriété 2 De même, pour des essais à force ou déplacement imposé, les cartographies d'endommagement obtenues sont indépendantes du mode de sollicitation ;

Propriété 3 Quelque soit le type d'essai et le critère de rupture, la courbe de Wöhler en coordonnées bilogarithmique est une droite de pente égale à $-(\beta + 1)$;

Propriété 4 La loi de Miner est vérifiée et l'état de fatigue de l'éprouvette peut être caractérisé par le rapport N/N_F pour chaque essai.

Il est à noter que l'ensemble de ces propriétés reste valable en dehors des phénomènes de localisation consécutifs à l'endommagement du matériau (cf. paragraphe 2.4.1).

2.2 Méthode d'identification

L'identification des lois d'évolution de l'endommagement peut être abordée à partir du chargement uniaxial à amplitude de déplacement constante. Le choix de cette configuration est motivé par la simplicité de l'intégration de la loi d'évolution de l'endommagement, et par la faisabilité pratique de ce genre d'essai. Dans cette configuration, le champ de déformation est homogène et prend la même valeur ε dans tout l'échantillon. La figure (2.2) présente l'évolution de la déformation axiale ε et de la déformation équivalente $\tilde{\varepsilon}$ dans le cas du chargement contrôlé en déplacement d'amplitude constante.

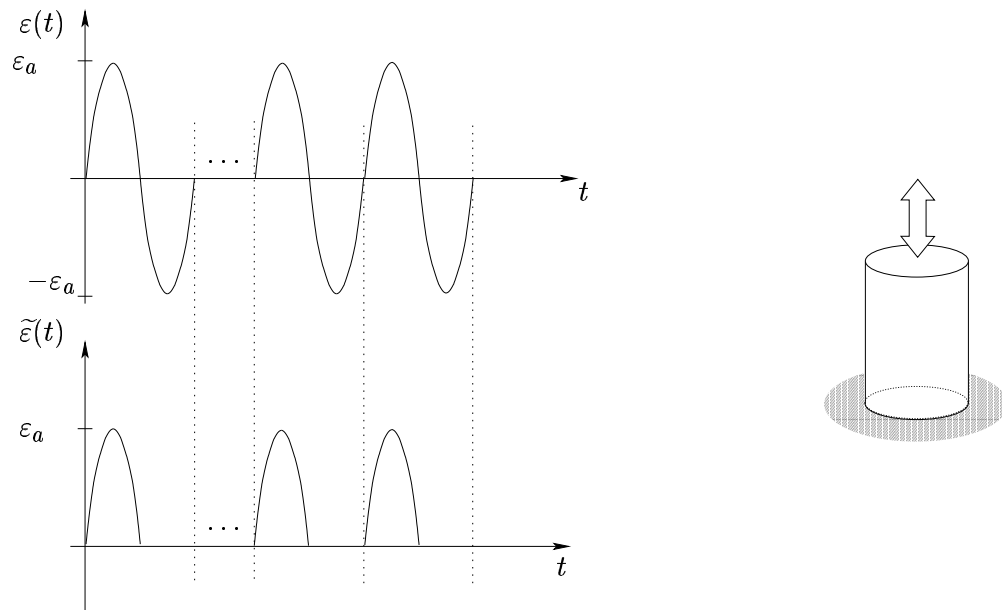


FIG. 2.2 : Représentation de la déformation $\varepsilon(t)$ et de la déformation équivalente $\tilde{\varepsilon}(t)$ dans le cas d'un chargement sinusoïdal uniaxial à amplitude de déplacement constante

Dans ce cas de chargement uniaxial, la déformation équivalente moyenne $\tilde{\varepsilon}$ est égale à la déformation ε , la loi d'évolution de l'endommagement (2.18) s'écrit alors :

$$\dot{D} = f(D)\varepsilon^\beta < \dot{\varepsilon} > \quad (2.20)$$

Les variables D et ε peuvent être séparées pour faciliter l'intégration :

$$\frac{dD}{f(D)} = \varepsilon^\beta < d\varepsilon > \quad (2.21)$$

Lors du chargement sinusoïdal d'amplitude de déformation constante ε_a , l'intégration directe de la loi d'évolution de l'endommagement permet de trouver l'expression vérifiée par l'endommagement D après N cycles de sollicitation :

$$F(D) = \int \frac{dD}{f(D)} = \frac{\varepsilon_a^{\beta+1}}{\beta+1} N = N^*(N, \varepsilon_a) \quad (2.22)$$

où la fonction $F(D)$ définit la relation entre l'endommagement et la fonction N^* du nombre de cycles N et du niveau de sollicitation ε_a .

La fonction $f(D)$ peut être directement reliée à la fonction $F(D)$ par la formule :

$$f(D) = \frac{1}{F'(D)} \quad (2.23)$$

où F' est la dérivée première de la fonction F par rapport à D . L'objectif maintenant est de rechercher une représentation de la fonction F dont la forme est obtenue à partir des données expérimentales.

Pour ce faire, considérons un essai de traction compression cyclique homogène effectué, par exemple, sur une éprouvette cylindrique (cf. Fig.2.2).

Compte tenu de l'homogénéité du phénomène, l'endommagement du matériau est assimilé à l'endommagement macroscopique de l'éprouvette. Si \mathcal{K} est la raideur de l'éprouvette au cycle N , l'endommagement mesuré expérimentalement D_{exp} est donné par l'expression (Lemaitre et Chaboche, 1988) :

$$D_{\text{exp}} = 1 - \frac{\mathcal{K}}{\mathcal{K}_0} \quad (2.24)$$

où \mathcal{K}_0 est la valeur initiale de la raideur correspondant au matériau vierge. La figure (2.3) illustre schématiquement l'évolution typique de la raideur macroscopique d'un échantillon testé en laboratoire.

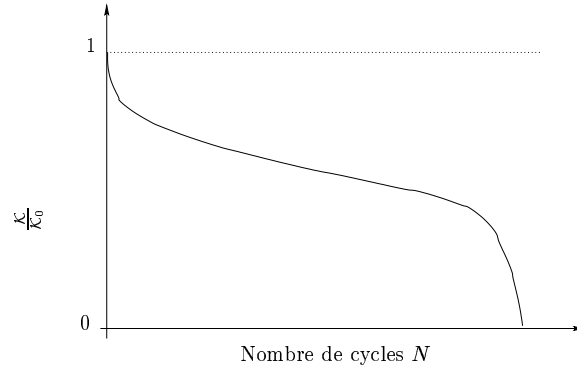


FIG. 2.3 : Représentation schématique de l'évolution de la raideur macroscopique de l'éprouvette normalisée par la valeur de la raideur initiale

De même, l'endommagement est calculé conformément à la formule (Eq. 2.24). Il est représenté en fonction du nombre de cycles de sollicitations (Fig. 2.4).

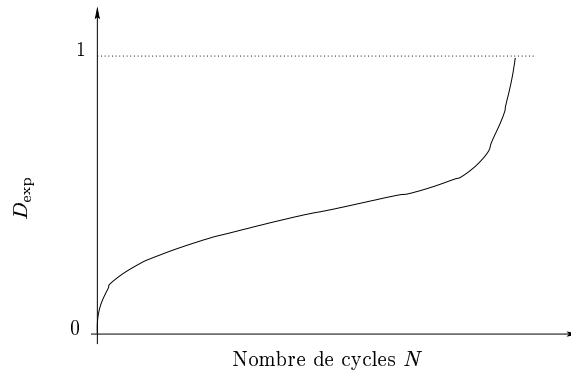


FIG. 2.4 : Représentation schématique de l'évolution de l'endommagement D_{exp} lors d'un essai

La recherche de la fonction $F(D)$ est effectuée par un changement de repère. Il consiste à tracer $N^*(N, \varepsilon_a) = \frac{\varepsilon_a^{\beta+1}}{\beta+1} N$ en fonction de l'endommagement mesuré D_{exp} . Cette transformation permet ainsi d'accéder directement à la fonction F recherchée, suivant l'équation (2.22) à partir des données expérimentales comme le montre la figure (2.5).

Basée sur les mesures lors d'un essai uniaxial contrôlé en déplacement d'amplitude constante, cette méthode d'identification offre un moyen simple de caractériser la cinétique d'endommagement. Sur la courbe (Fig. 2.5), les trois phases (I et II et III) correspondent aux différents

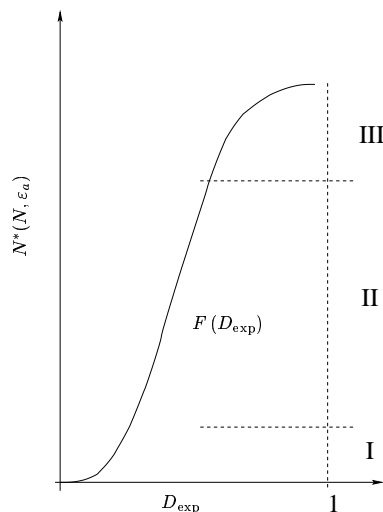


FIG. 2.5 : Schéma représentant la fonction F à partir des mesures d'endommagement D_{exp}

stades d'évolution de l'endommagement mis en évidence lors des essais de fatigue pour les enrobés bitumineux. Les propriétés de la fonction $F(D)$ permettent donc de traduire la cinétique d'endommagement. Les grandes étapes de la méthode d'identification de la loi d'évolution de l'endommagement sont synthétisées ci dessous (Fig. 2.6).

- 1** Tracé de la courbe expérimentale de la raideur \mathcal{K} normalisée par sa valeur initiale \mathcal{K}_0
 - 2** Traduction de la perte homogène de raideur en terme d'endommagement $D_{\text{exp}} = 1 - \frac{\mathcal{K}}{\mathcal{K}_0}$
 - 3** Changement de repère
 - axes des abscisses D_{exp}
 - axes des ordonnées : nombre de cycles de sollicitation modifié $N^* = N \frac{\varepsilon_a^{\beta+1}}{\beta+1}$
- ⇒ Possibilité d'identifier $F(D_{\text{exp}})$

FIG. 2.6 : Principe d'identification

Afin de modéliser l'évolution de l'endommagement, des formes mathématiques de $F(D)$ sont proposées dans le paragraphe suivant.

2.3 Propositions de formulation mathématique

Le comportement en fatigue des enrobés bitumineux est généralement caractérisé par trois phases d'évolution. Or il n'est pas évident que la loi d'évolution de l'endommagement comporte elle aussi trois régimes. En effet, la phase III de l'essai peut être consécutive à un effet structurel dû à la macrofissuration. Nous considérons donc, dans la suite, deux types de loi d'évolution de l'endommagement. Une première décrivant une évolution dite à deux régimes (L2R) par analogie avec les deux premières phases de l'évolution de la raideur macroscopique expérimentale, une seconde comprenant les trois régimes d'évolution (L3R).

2.3.1 Loi à deux régimes (L2R)

Le terme de loi à deux régimes correspond à une fonction $F(D)$ qui décrit les phases I et II du processus de fatigue dans le cas d'un essai de fatigue uniaxial à amplitude de déplacement constante. De telles lois sont données par la bibliographie (Paas et al., 1993; Paas, 1990; Peerling et al., 2000; Peerlings, 1999). Nous retiendrons en particulier l'expression utilisée par Paas (1990) définie à partir de la forme de sa fonction $f(D)$:

$$f(D) = C D^\alpha \quad (2.25)$$

Elle est transposable en terme de $F(D)$ conformément à l'équation (2.22) :

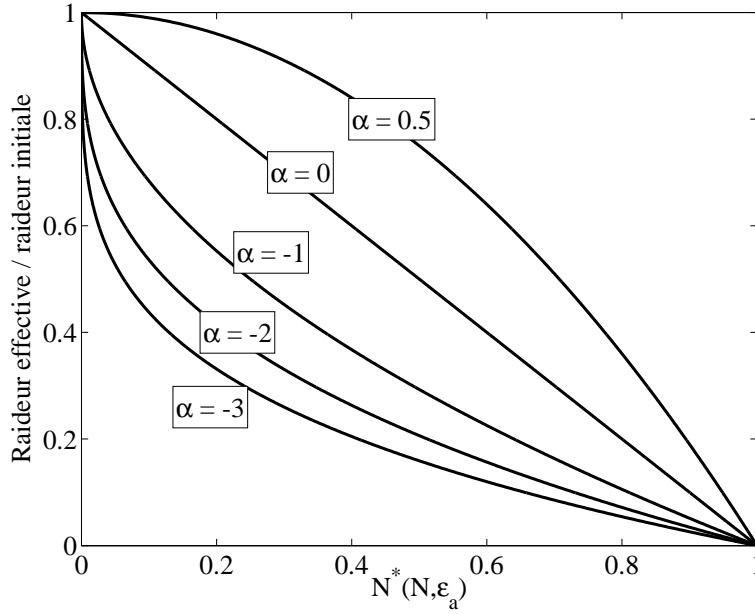
$$F(D) = \frac{1}{C(1-\alpha)} D^{1-\alpha} \quad (2.26)$$

L'influence des valeurs des paramètres de la fonction $F(D)$, en particulier de celle du paramètre α en fonction de l'évolution recherchée est illustrée par la figure (2.7).

Cette figure met en évidence l'influence essentielle du signe de α sur la description de la cinétique d'endommagement. Pour le début de l'essai, la courbe expérimentale décrivant l'évolution de la raideur avec le nombre de cycles a une concavité vers le haut. Pour que cette propriété soit restituée par le modèle d'endommagement, il faut que le paramètre α soit négatif. Le cas intermédiaire où le paramètre α est nul conduit à une évolution linéaire de l'endommagement .

Pour le cas uniaxial à amplitude de déformation constante, l'intégration de l'équation d'évolution de l'endommagement (Eq. 2.19) prenant en compte l'expression de $f(D)$ (Eq. 2.25) conduit à l'expression de l'endommagement atteint après N cycles par l'équation suivante (Eq. 2.27) :

$$D = \left(\frac{C(1-\alpha)}{\beta+1} \varepsilon_a^{\beta+1} N \right)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (2.27)$$

FIG. 2.7 : Influence du paramètre α

Le taux d'endommagement en fonction du nombre de cycles est alors donné par la relation suivante :

$$\frac{\delta D}{\delta N} = D^\alpha \frac{C}{\beta + 1} (\varepsilon_a)^{\beta+1} \quad (2.28)$$

Il est à noter que ce type d'expression de $F(D)$ permet de retrouver des expressions d'endommagement équivalentes à celles retenues par Alimami (1988) et présentée au paragraphe 1.5.1.3 :

$$\frac{\delta D}{\delta N} = D^{\alpha^*} \left(\frac{\varepsilon_a}{M^*} \right)^{\beta^*} \quad (2.29)$$

en posant α , β et C de la manière suivante :

$$\alpha = \alpha^* , \quad \beta = \beta^* - 1 \text{ et } C = (\beta + 1)(M^*)^{-\beta^*} \quad (2.30)$$

La différence majeure, entre ces deux types de lois, réside dans le coefficient α qui est pris positif par Alimami (1988) contrairement au choix qui est fait ici d'un α négatif conforme à l'évolution de l'endommagement en début d'essai (Fig. 2.7).

L'expression de l'endommagement en fonction du nombre de cycles de sollicitation (Eq. 2.27) est également similaire à celle du modèle d'endommagement de Kim et Little (1990), employé pour les enrobés bitumineux (cf. paragraphe 1.5.2.3).

2.3.2 Loi à trois régimes (L3R)

Suivant la technique d'identification de la loi d'évolution de l'endommagement sur les courbes expérimentales, présentée précédemment au paragraphe (2.2), une formulation mathématique conduisant à trois phases d'évolution peut être proposée. Le terme de loi à trois régimes correspond à une fonction $F(D)$ qui décrit les phases I, II et III du processus de fatigue dans le cas d'un essai de fatigue uniaxial à amplitude de déplacement constante. La définition de la fonction $F(D)$ est donnée sous la forme mathématique suivante :

$$F(D) = \alpha_1 \left(1 - \exp \left(- \left(\frac{D}{\alpha_2} \right)^{\alpha_3} \right) \right) \quad (2.31)$$

On peut remarquer que ce type d'expression est analogue aux lois de Weibull (1939). Il pourrait alors être intéressant d'essayer de relier la densité de microdéfauts du matériau avec l'endommagement et sa cinétique en s'inspirant des travaux antérieurs de (Hild et Roux, 1991) et (Hild et Marquis, 1990). Cependant, cette correspondance n'est pas directe. Elle reste néanmoins, à ce stade, une piste d'élaboration de loi d'évolution macroscopique sur la base d'une approche micromécanique.

L'expression utilisée (Eq. 2.31) fait intervenir trois paramètres α_1 , α_2 et α_3 influant sur l'évolution de l'endommagement D . Les influences de chacun de ces paramètres ne sont pas totalement indépendantes cependant, il est possible au regard de l'étude paramétrique présentée figures (2.8, 2.9, 2.10), de leur attribuer une signification en rapport avec le comportement expérimental.

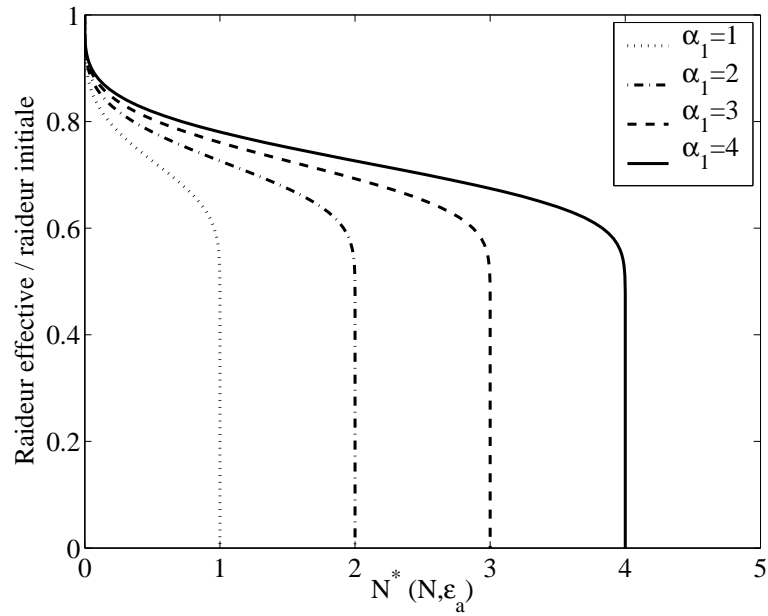
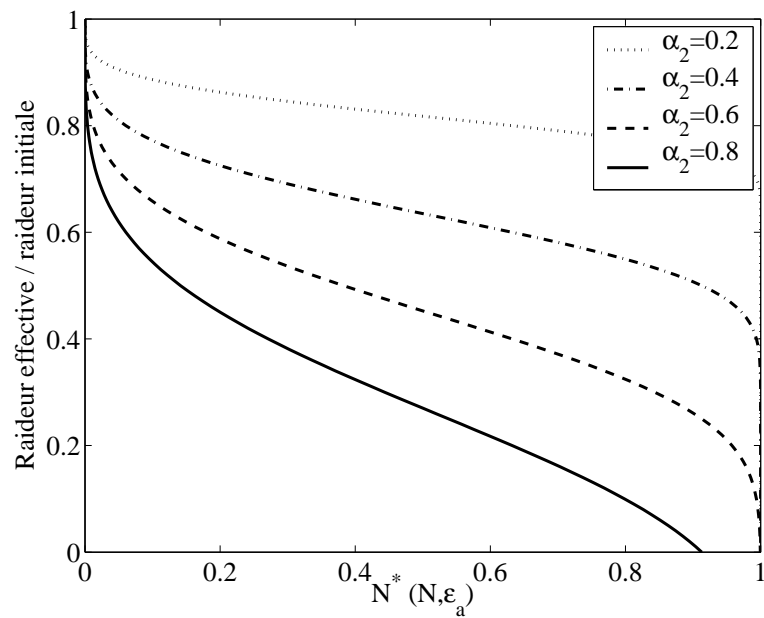
- α_1 contrôle la durée de vie (Fig. 2.8) ;
- α_2 contrôle la durée de la phase II (Fig. 2.9) ;
- α_3 pilote la cinétique d'endommagement durant les phases I et III (Fig. 2.10) ;

Partant de la définition (Eq. 2.31) de $F(D)$, l'expression de la fonction f peut être calculée conformément à l'équation (2.23) :

$$f(D) = \frac{\alpha_2}{\alpha_1 \alpha_3} \left(\frac{D}{\alpha_2} \right)^{1-\alpha_3} \exp \left(\frac{D}{\alpha_2} \right)^{\alpha_3} \quad (2.32)$$

→ chgt. de régime

Elle se présente comme le produit d'une expression du type (Eq. 2.25) et d'un facteur exponentiel dont l'importance grandit au cours du phénomène de dégradation, i.e. lorsque D augmente. Son influence induit le changement de régime de la phase II vers la phase III.

FIG. 2.8 : Influence du paramètre α_1 , avec les paramètres $\alpha_2=0.3$ et $\alpha_3=4$ fixésFIG. 2.9 : Influence du paramètre α_2 , les paramètres $\alpha_1=1$ et $\alpha_3=4$ étant fixés

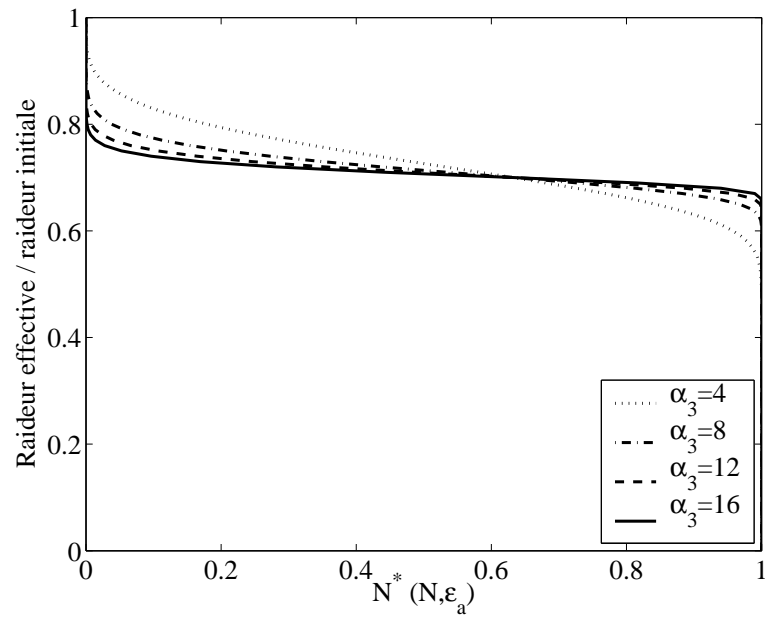


FIG. 2.10 : Influence du paramètre α_3 , les paramètres $\alpha_1=1$ et $\alpha_2=0.3$ étant fixés

2.4 Régularité du modèle pour les sollicitations de fatigue

Les modèles de comportement de matériaux adoucissants (plasticité, endommagement) conduisent généralement à des problèmes de localisation des déformations. La localisation entraîne des difficultés numériques de dépendance au maillage et conduit à l'apparition de mécanismes de rupture à dissipation d'énergie nulle, contraires à la physique. L'étude de la localisation passe par la recherche des points de bifurcation du système d'équations d'équilibre. Elle est traitée au paragraphe (2.4.1). Des méthodes multiples de régularisation ont été élaborées pour pallier ces difficultés. Dans le paragraphe (2.4.2), la méthode de calcul non local de l'endommagement retenue par la suite est plus spécialement détaillée.

2.4.1 Unicité de la solution du problème d'équilibre

Le problème de localisation des déformations est classiquement analysé comme une bifurcation du problème d'équilibre et d'évolution de l'endommagement (Pijaudier-Cabot et Bodé, 1992). Dans un premier temps, nous allons donc déterminer la condition de bifurcation. Dans un second temps, nous présentons la comparaison des états d'endommagement entre le cas du chargement monotone et celui du chargement cyclique.

Pour illustrer ce discours, considérons un milieu infini initialement en équilibre, au sein duquel, l'endommagement et la déformation sont homogènes notées respectivement D^0 et ε^0 . Pour simplifier, la sollicitation est supposée uniaxiale appliquée dans la seule direction x . La déformation appliquée ε sera prise croissante et positive. Cette dernière condition permet d'identifier $\tilde{\varepsilon}$ à la déformation ε .

2.4.1.1 Condition de bifurcation

Dans ce cas uniaxial, la relation contrainte déformation exprimée en vitesse autour de l'équilibre, s'écrit :

$$\dot{\sigma} = (1 - D^0)E\dot{\varepsilon} - E\varepsilon^0\dot{D} \quad (2.33)$$

L'expression du taux d'endommagement est rappelée en exprimant la condition supplémentaire de croissance de ε , à savoir que $\langle \dot{\varepsilon} \rangle$ est égale à $\dot{\varepsilon}$.

$$\dot{D} = f(D)(\varepsilon^0)^\beta \dot{\varepsilon} \quad (2.34)$$

L'équation d'équilibre en vitesse dans la direction x de la sollicitation s'écrit :

$$\frac{d}{dx}(\dot{\sigma}) = 0 \quad (2.35)$$

En réécrivant les différents termes, de l'équation (2.35), celle-ci devient :

$$\frac{d\dot{\sigma}}{dx} = \frac{d}{dx} \left((1 - D^0) E \dot{\varepsilon} - E \varepsilon^0 f(D^0) (\varepsilon^0)^\beta \dot{\varepsilon} \right) = 0 \quad (2.36)$$

soit :

$$\frac{d\dot{\sigma}}{dx} = \left((1 - D^0) - f(D^0) (\varepsilon^0)^{\beta+1} \right) E \frac{d\dot{\varepsilon}}{dx} = 0 \quad (2.37)$$

L'équation (2.37) conduit à une indétermination du problème lorsque :

$$\left((1 - D^0) - f(D^0) (\varepsilon^0)^{\beta+1} \right) = 0 \quad (2.38)$$

Il existe alors une infinité de solutions au système d'équations du problème d'équilibre correspondant à une bifurcation du système. Pour déterminer les conditions dans lesquelles cet état sera atteint, les cas du chargement monotone et du chargement cyclique sont examinés.

2.4.1.2 Comparaison des chargements monotone et cyclique

Le cas des sollicitations cycliques sera plus particulièrement présenté en comparaison avec le résultat classique pour le chargement monotone.

Pour se faire, il faut calculer l'endommagement D^0 , atteint en fonction de la déformation ε^0 . Parmi ces états, ceux d'entre eux qui vérifient la condition de bifurcation (Eq. 2.38) sont recherchés car ils correspondent à la localisation des déformations.

La forme de loi d'évolution de l'endommagement à deux régimes (Eq. 2.26) est retenue pour cette étude. Les états d'équilibre conduisant au respect de la condition de bifurcation dépendent de l'histoire de chargement. La différence entre les chargements monotones et les chargements cycliques à amplitude de déformation constante est présentée ici.

Dans les deux cas, la condition de bifurcation reste inchangée, cependant l'expression de l'état d'endommagement à un certain instant diffère. Pour le chargement monotone, l'intégration directe de la loi d'évolution de l'endommagement donne :

$$D^0 = \left(\frac{C(1 - \alpha)}{1 + \beta} (\varepsilon^0)^{\beta+1} \right)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (2.39)$$

Pour le chargement cyclique, l'intégration directe de la loi d'évolution de l'endommagement donne, l'endommagement en fonction du nombre de cycles :

$$D_N = \left(\frac{C(1-\alpha)}{1+\beta} \varepsilon_a^{\beta+1} N \right)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (2.40)$$

En fonction de l'historique exact de déformation, l'expression de l'endommagement à tout instant peut être définie à partir de l'expression atteinte au cycle N et du niveau de déformation $\varepsilon^0 \in [-\varepsilon_a, \varepsilon_a]$ atteint dans le cycle.

$$D^0 = \left((D_N)^{1-\alpha} + \frac{C(1-\alpha)}{1+\beta} (\varepsilon^0)^{\beta+1} \right)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (2.41)$$

Les résultats correspondants à ces deux cas sont illustrés figure (2.11). Les graphiques sont obtenus avec un paramétrage générique de la loi à deux régimes avec $\alpha = -2$, $\beta=5$ et $C=10^{16}$.

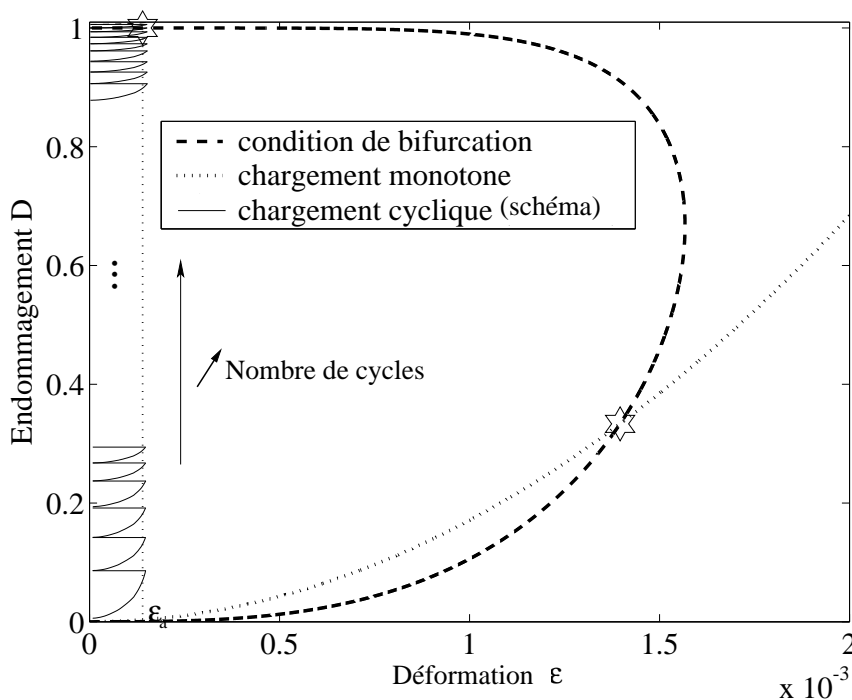


FIG. 2.11 : Illustration des différences entre les successions d'état d'équilibre dans le cas monotone ou cyclique et condition de localisation - Loi d'endommagement à deux régimes (Eq. 2.25) ($\alpha = -2$, $\beta=5$ et $C=10^{16}$).

Sur cette figure, la condition de bifurcation est représentée dans le diagramme $\varepsilon - D$. Elle correspond à la courbe en tirets gras. Les courbes correspondantes aux états successifs d'endom-

magement calculés pour les chargements monotones et cycliques sont superposées au critère de localisation.

En pointillé, la courbe représentant les états dans le cas monotone, intercepte la condition de bifurcation pour un endommagement compris entre 0.3 et 0.4. L'état de localisation apparaît donc bien avant le phénomène de rupture correspondant à un endommagement proche de 1.

Pour les chargements cycliques, la courbe continue (schématique) illustre l'historique des états d'endommagement pour les chargements d'amplitude de déformation d'amplitude constante. L'état de bifurcation n'est pas atteint avant la valeur critique proche de 1 de l'endommagement.

La différence majeure entre les deux types de chargements considérés tient au caractère borné de la déformation dans le cas de la fatigue. Elle conduit à l'absence de localisation avant d'atteindre un endommagement voisin de 1.

Pour la seconde loi d'évolution le résultat est similaire. La figure 2.12 est obtenu avec un paramétrage générique de la loi à trois régimes avec $\alpha_1 = 10^{-19}$, $\alpha_2 = 0.5$, $\alpha_3 = 3$ et $\beta = 5$.

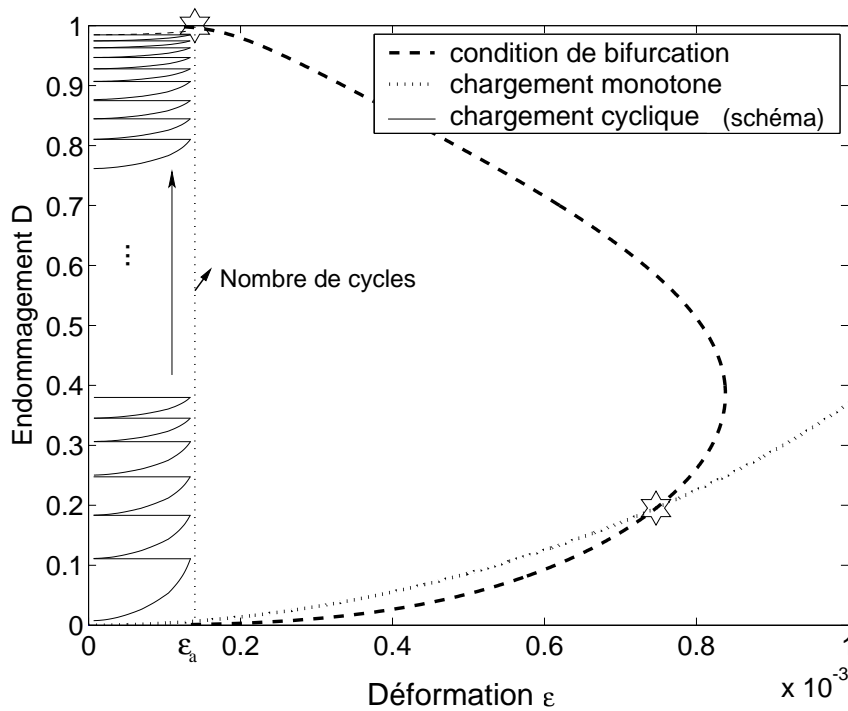


FIG. 2.12 : Illustration des différences entre les successions d'état d'équilibre dans le cas monotone ou cyclique et condition de localisation - Loi d'endommagement à trois régimes (Eq. 2.31) ($\alpha_1 = 10^{-19}$, $\alpha_2 = 0.5$, $\alpha_3 = 3$ et $\beta = 5$).

Le même résultat est obtenu. Cependant, il peut arriver que le critère soit atteint légèrement avant, l'état d'endommagement 1, compte tenu du caractère incurvé que prend alors le critère de localisation.

Dans le cas uniaxial examiné, et du point de vue de la localisation en fatigue, l'emploi de méthode de régularisation n'apparaît pas être une absolue nécessité. Cependant, à l'échelle d'une structure lorsque le champ d'endommagement est hétérogène et atteint en certains points du domaine sa valeur critique proche de 1, les problèmes de dépendance aux maillages apparaissent (Peerlings, 1999). Il doivent être traités par l'emploi d'une technique de régularisation.

De nombreuses méthodes de régularisation ont été élaborées pour décrire les phénomènes de bifurcation et de localisation des déformations. Schématiquement, il est possible de distinguer différents types de méthodes :

- modèle avec effet de vitesse : Le comportement dynamique du matériaux est dépendant de la vitesse du chargement. La viscosité introduite à un rôle régularisateur lorsque le critère de localisation est atteint (Dubé et al., 1996; Needleman, 1988; Sluys et de Borst, 1992).
- modèle avec effet de gradient : L'idée sous entendue est d'augmenter l'ordre du développement limité permettant de calculer la déformation équivalente (Peerling et al., 1996). Une autre méthode consiste à prendre en compte le gradient d'endommagement dans le principe des travaux virtuels (Frémond et Nedjar, 1993, 1996).
- modèle non locaux : L'expression du taux d'endommagement n'est plus définie localement. La déformation intervenant dans le calcul est intégrée sur un voisinage défini par une longueur caractéristique. Le modèle d'endommagement non local correspond conduit à une modèle d'endommagement à évolution non locale de la variable d'endommagement. Les propriétés de localisation auxquelles conduisent le modèle d'endommagement nonlocal proposé par Pijaudier-Cabot et Bazant (1987) ont été largement étudiées (Pijaudier-Cabot et Benallal, 1993).

L'ensemble de ces méthodes conduisent à une solution unique au problème couplé de l'équilibre et de l'évolution de l'endommagement. Parmi toutes ces méthodes, nous choisissons d'utiliser le modèle d'endommagement non local. Le calcul de la déformation équivalente moyenne est découplé de la résolution du problème d'équilibre, ce qui facilite la mise en œuvre numérique sur la base d'un modèle d'endommagement isotrope local.

2.4.2 Formulation non locale de l'endommagement

Pour les calculs d'évolution de l'endommagement au sein de structures sollicitées en fatigue, les résultats deviennent dépendants du maillage lors de la description de la phase de propagation de la zone où l'endommagement est égal à 1. La méthode d'endommagement non local par intégration spatiale de la déformation équivalente est utilisée comme méthode de régularisation.

Nous verrons également qu'elle conduit à une définition physique acceptable du taux d'endommagement vis à vis des concentrations de contraintes (pointe de fissure ou angle aigü) données par le calcul élastique.

Le modèle d'évolution d'endommagement non local est une modification simple du modèle d'endommagement local (Pijaudier-Cabot et Bazant, 1987). Une longueur interne, notée l_c est introduite en supposant que la variable contrôlant l'évolution de l'endommagement n'est plus définie de manière locale. L'évolution de l'endommagement est calculée en fonction des valeurs de déformations locales dans un voisinage du point où la loi de comportement est calculée.

2.4.2.1 Déformation équivalente moyenne

La loi d'évolution de l'endommagement est modifiée en remplaçant les termes de déformation équivalente $\tilde{\varepsilon}(x)$, au point de coordonnées x par une moyenne pondérée $\bar{\varepsilon}(x)$ calculée à l'aide de la fonction poids $\Psi(x - s)$:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{V_r(x)} \int_{\Omega} \Psi(x - s) \tilde{\varepsilon}(s) ds \quad (2.42)$$

où Ω est le volume du solide étudié, s la variable d'espace servant à l'intégration, Ψ la fonction permettant de pondérer l'influence de l'état de déformation du point de coordonnées s dans le voisinage du point d'abscisse x . Le terme $V_r(x)$ est défini par :

$$V_r(x) = \int_{\Omega} \Psi(x - s) ds \quad (2.43)$$

La fonction poids, définie en fonction de la longueur caractéristique du matériau est choisie arbitrairement selon l'expression :

$$\Psi(x - s) = \exp - \frac{4||x - s||^2}{l_c^2} \quad (2.44)$$

où l_c est la longueur interne du milieu. Avec cette définition de Ψ , l'intégrale $V_r(x)$ est représentative du volume du voisinage influant sur l'évolution de l'endommagement au point de position x .

Par cette technique, seul le calcul de l'évolution de l'endommagement est affecté par le traitement non local de l'endommagement et la différence entre le modèle local et non local reste relativement faible. L'énergie libre reste inchangée, ce qui ne modifie pas les lois d'état. Ce type de formulation non locale offre l'avantage de la simplicité pour l'implantation numérique.

La longueur interne l_c est un paramètre du matériau, qui est généralement fonction de la taille de sa microstructure. La bibliographie permet de trouver des ordres de grandeur pour les géomatériaux mentionnés au paragraphe (2.4.3).

Remarque : Il faut souligner que l'introduction du calcul non local ne modifie pas le calcul d'endommagement tant que le champ de déformation est homogène en tout point du domaine d'étude. Alors, la déformation équivalente moyenne $\bar{\epsilon}$ est égale à la déformation équivalente $\tilde{\epsilon}$. En particulier, il est à noter que la procédure d'identification présentée dans la paragraphe (2.2) n'est en rien affectée par le traitement non local du calcul du taux d'endommagement.

2.4.2.2 Traitement des singularités

La résolution du problème d'évolution de l'endommagement, avec un modèle local peut également être perturbée par les singularités de contraintes et de déformations. Ce cas peut se produire du fait de la présence d'une singularité géométrique ou provenir de la zone d'endommagement égal à 1 représentant alors une fissure. Alors la déformation équivalente locale prend une valeur infinie. Le taux d'endommagement correspondant est alors également infini entraînant une rupture théorique instantanée.

Le cas théorique de la fissure sollicitée en mode I a été examiné en détail par Peerlings (1999). Les résultats pourront être extrapolés au cas particulier du coin de l'éprouvette trapézoïdale présenté par la suite.

- *Pointe de fissure*

Le cas idéal de la fissure parfaite est présenté sur la figure (2.13). Le champ de déformation est supposé conforme à celui donné par la mécanique linéaire de la rupture. Celui ci s'exprime en $r^{-1/2}$ au voisinage de la pointe de fissure conduisant à une singularité en pointe de fissure lorsque r tends vers zéro. Le taux d'endommagement est alors infini entraînant théoriquement une rupture instantanée du solide étudié.

Sur la base de l'expression de ces déformations donnés par la mécanique de la rupture au voisinage de la pointe de fissure, Peerlings (1999) a calculé la déformation équivalente moyenne correspondante lorsque r tend vers 0. Pour une déformation équivalente de type Von Misès, la valeur analytique de $\bar{\epsilon}$ est calculable et prends une valeur finie en pointe de fissure. De cette manière le taux d'endommagement calculé en ce point prend également une valeur finie. La

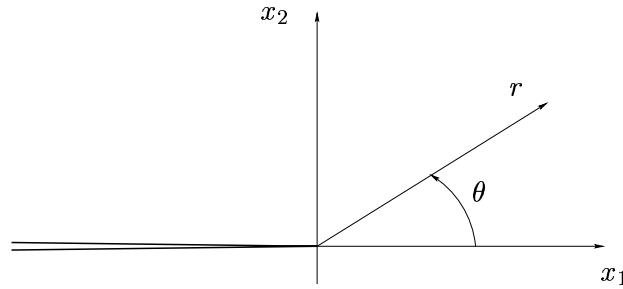


FIG. 2.13 : problème de la fissure plane

représentativité de la valeur peut être discutée, néanmoins, la valeur théorique ne tend pas vers l'infini permettant ainsi de retrouver le sens physique du modèle d'endommagement.

Le résultat obtenu pour la pointe de fissure, peut être généralisé à d'autres cas de singularités de contraintes, en particulier pour les coins de la grande base de l'éprouvette trapézoïdale abordé ci dessous.

- Cas de l'éprouvette trapézoïdale

La géométrie de l'éprouvette trapézoïdale utilisée pour la caractérisation de la fatigue des enrobés bitumineux possède un angle aigu à sa base qui entraîne une singularité de contraintes dans la zone grisée figure (2.14) et son symétrique.

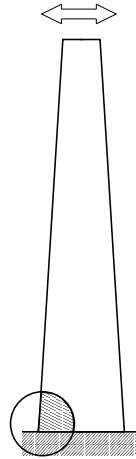


FIG. 2.14 : Singularité au coin de l'éprouvette trapézoïdale

L'étude particulière du coin élastique conduit à une expression également en $r^{-\alpha}$ avec α compris entre 0.5 et 1. De la même manière que pour le champ en pointe de fissure, la défor-

mation prendra une valeur infinie au coin de l'éprouvette. Là encore, le traitement non local d'endommagement permet de donner un sens physique au taux de l'endommagement en ce point singulier. Une remarque supplémentaire porte sur l'effet non local de l'intégration de la déformation équivalente moyenne au voisinage des singularités. La figure (2.15) illustre, sur la base de résultats d'un calcul aux éléments finis, l'influence de la longueur caractéristique sur le profil de la déformation équivalente moyenne.

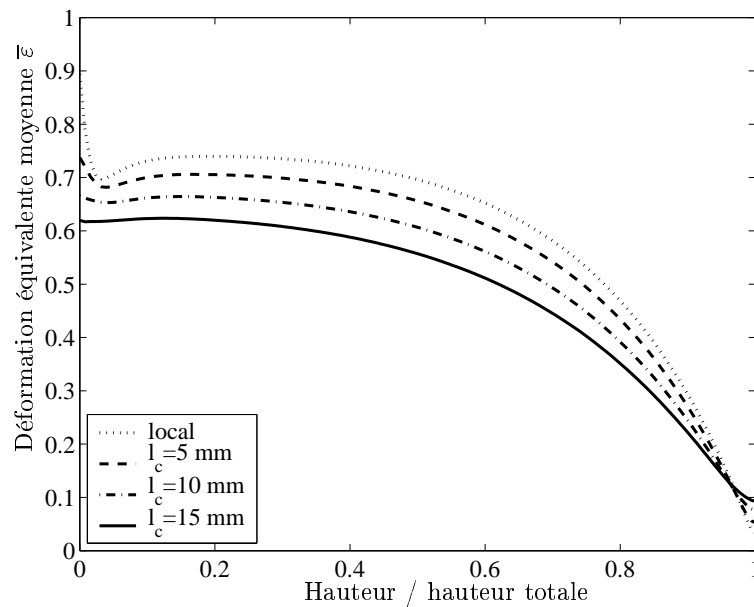


FIG. 2.15 : *Effet de la longueur caractéristique sur la valeur, calculée par éléments finis de la déformation équivalente moyenne le long du bord libre d'une éprouvette trapézoïdale*

La valeur de la déformation équivalente moyenne maximale, obtenue sur le bord libre de l'éprouvette en flexion, est tracée en fonction de la hauteur relative dans l'éprouvette. La déformation non locale, ne présente pas le même profil que la déformation locale. La concentration de déformation au voisinage de l'encastrement disparaît du fait de l'intégration. Pour l'abscisse zéro correspondant à la base de l'éprouvette, la valeur de la déformation équivalente moyenne diminue avec la longueur caractéristique. L'effet de la singularité disparaît pour des valeurs de la longueur caractéristique supérieures à 15 mm. Cependant la valeur maximale de la déformation équivalente correspondant se trouve être obtenue pour une hauteur inférieure à celle donnée par

la théorie des poutres. Cette manifestation est révélatrice d'un effet de bords dû l'utilisation du calcul intégral non local.

Il serait cependant trop rapide de corrélérer la valeur limite de l_c permettant de gommer la singularité avec les aspects expérimentaux qui donnent des ruptures en dehors de la zone d'encastrement. En effet des phénomènes locaux supplémentaires peuvent conduire à bloquer le processus de ruine par la base de l'éprouvette compte tenu de la nature hétérogène du matériau ou du film de colle qui peut remonter sur quelques millimètres et ainsi empêcher la rupture. Par la suite (paragraphe 3.3.2), nous séparerons le problème d'évolution de l'endommagement et le problème de la singularité au coin de l'éprouvette. Afin d'éliminer l'effet de la singularité, les maillages ne seront pas raffinés à la base de l'éprouvette et pourront ainsi être utilisés pour toutes valeurs de la longueur caractéristique, sans conduire à des schémas de rupture à l'encastrement qui seraient irréalistes.

2.4.3 Longueur caractéristique des matériaux bitumineux

La modélisation non locale du calcul de l'évolution de l'endommagement nécessite la connaissance du paramètre l_c . Homogène à une longueur, il peut être qualifié de longueur interne ou longueur caractéristique. Les connaissances sur ce paramètre sont inexistantes pour les matériaux bitumineux.

Dans le cas présent, la longueur caractéristique sera prise constante conformément aux estimations qui ont été faites pour les bétons de ciment. Arbitrairement, la longueur caractéristique sera prise égale à trois fois la taille du plus gros granulats (Bažant et Pijaudier-Cabot, 1989). Des méthodes d'identification de ce paramètre du modèle d'endommagement seront présentées au paragraphe (5.3.2.3) en perspectives du travail effectué dans cette thèse.

2.5 Conclusion

Le modèle d'endommagement proposé pour décrire l'endommagement des matériaux bitumineux sous les sollicitations cycliques, s'appuie sur le formalisme de l'endommagement des matériaux quasi fragiles adapté en fatigue (Peerlings, 1999). Les hypothèses de matériau continu, d'isotropie, de modèle basé sur un calcul élastique, d'isothermie et d'absence de couplage endommagement température ont été justifiées à partir des résultats antérieurs issus des études des enrobés bitumineux sous chargement sinusoïdaux.

La loi d'évolution de l'endommagement s'exprime sous la forme :

$$\dot{D} = f(D)\tilde{\varepsilon}^\beta < \dot{\tilde{\varepsilon}} >$$

où $\tilde{\varepsilon}$ est remplacée par $\bar{\varepsilon}$ dans le cas du calcul non local de l'endommagement. L'intégration du modèle d'endommagement dans le cas d'essais uniaxiaux à amplitude de déformation constante permet de proposer une méthode d'identification des fonctions d'évolution de l'endommagement. Les observations expérimentales ont conduit à deux types de formulation mathématique.

La longueur caractéristique, introduite par la modélisation non locale, sera considérée fixe et estimée à trois fois la taille du plus gros granulats conformément aux estimations pour les bétons de ciment (Bažant et Pijaudier-Cabot, 1989).

Résumé du chapitre 2

L'hypothèse de la prédominance du phénomène de microfissuration dans la perte de raideur des matériaux bitumineux testés lors des essais de fatigue en laboratoire est adoptée. La modélisation de ce phénomène est faite en utilisant la mécanique de l'endommagement.

Un modèle d'endommagement scalaire non local isotrope est présenté pour décrire le processus de détérioration et de rupture des enrobés bitumineux sous chargement cyclique. Les effets tridimensionnels des sollicitations sont pris en compte par le biais d'une déformation équivalente $\tilde{\varepsilon}$.

Compte tenu des propriétés expérimentales de répartition des durées de vie en fonction du niveau de sollicitation la forme générique de la loi d'évolution est

$$\dot{D} = f(D)\tilde{\varepsilon}^\beta < \tilde{\varepsilon} >$$

où $f(D)$ permet de décrire l'évolution de la cinétique d'endommagement en fonction de son propre état de dégradation.

Deux types de loi d'évolution sont proposées. Elle se distinguent par le nombre de régimes d'évolution, deux ou trois, auxquelles elles conduisent en fatigue uniaxiale, contrôlée en déplacement. Le modèle de fatigue à deux régimes découle de modèles de fatigue classiques adaptés à la cinétique de dégradation des enrobés. Le modèle d'endommagement dit modèle "à trois régimes" permet une extrapolation du comportement observé en début d'essai vers la phase de localisation. Les paramètres de ces deux lois sont *a priori* directement identifiables sur les données expérimentales d'essais de fatigue uniaxiaux à amplitude de déplacement constant.

L'adoucissement du matériau dans les modèles d'endommagement entraîne généralement des difficultés numériques et théoriques dans le cas de chargement monotone. Cependant le formalisme choisi, conduit à l'absence de bifurcation du modèle avant un état de dégradation où l'endommagement est proche de 1. Les phénomènes de localisation des déformations apparaissent donc tardivement dans le processus d'endommagement. Cependant, la modélisation non locale permet de s'affranchir de la sensibilité au maillage pour la description de la rupture.

La longueur caractéristique, alors introduite, sera arbitrairement choisie égale à trois fois la taille du plus gros granulats du mélange bitumineux testé.

Chapitre 3

Calcul numérique de l'endommagement en fatigue

| | | |
|------------|--|-----------|
| 3.1 | Calcul de l'incrément d'endommagement par cycle | 76 |
| 3.2 | Technique de saut de cycles | 78 |
| 3.2.1 | Formule d'intégration temporelle | 78 |
| 3.2.2 | Contrôle de l'erreur d'approximation et algorithme de calcul | 80 |
| 3.3 | Validation et influence du maillage | 83 |
| 3.3.1 | Calage de η et validation de l'implantation | 83 |
| 3.3.2 | Influence du maillage : exemple de l'éprouvette trapézoïdale | 86 |
| 3.3.2.1 | Présentation des maillages | 86 |
| 3.3.2.2 | Conditions du calcul | 87 |
| 3.3.2.3 | Résultats des simulation | 89 |
| 3.4 | Conclusion | 92 |

Afin de simuler le cumul d'endommagement pour une structure soumise à un chargement cyclique, le modèle d'endommagement présenté chapitre 2 ne peut pas, dans la majorité des cas pratiques, être intégré analytiquement. La méthode des éléments finis est donc utilisée pour résoudre le problème d'équilibre non linéaire, et prédire l'évolution de la dégradation en fatigue.

Dans le cas de chargements de fatigue, le calcul pas à pas du cumul d'endommagement supposerait la discrétisation temporelle de tout le chargement, ainsi que le calcul itératif à chaque pas de temps (paragraphe 3.1). Pour des chargements pouvant dépasser plusieurs millions de cycles, cette technique n'est pas envisageable car elle conduirait à des temps de calcul prohibitifs. Une technique classique de saut de cycle (Lemaitre et Doghri, 1994; Peerlings, 1999) est adoptée pour éviter l'intégration du modèle sur chaque cycle (paragraphe 3.2).

Le calage du paramètre de calcul pilotant les sauts de cycles ainsi que l'implantation numérique sont validés par comparaison des résultats éléments finis avec la solution analytique dans un cas uniaxial simple (paragraphe 3.3). Dans ce même paragraphe, l'influence du maillage est examinée, dans le cas de l'éprouvette trapézoïdale, les traitements local et non local de l'endommagement sont comparés.

3.1 Calcul de l'incrément d'endommagement par cycle

La base de la méthode du traitement cyclique de l'endommagement consiste à extrapoler les calculs effectués sur un cycle. Dans ce paragraphe, le calcul de l'incrément d'endommagement sur un seul cycle de chargement est présenté. Le calcul non linéaire se fait à l'aide d'une approche pas à pas. Les cycles de chargement sont discrétisés en différents pas de temps. En un point du domaine d'étude, l'historique de déplacement peut être illustré par la figure 3.1.

Par la méthode des éléments finis, le champ de déformation est défini en chaque point de Gauss du maillage ainsi que la déformation équivalente $\tilde{\epsilon}$ (Eq. 2.16) et la déformation équivalente moyenne $\bar{\epsilon}$ (Eq. 2.42). Le calcul de l'endommagement se fait de proche en proche entre les pas de temps τ_i et τ_{i+1} . Connaissant l'endommagement à l'instant τ_i , il s'agit de calculer l'endommagement à l'instant τ_{i+1} .

La forme générique de la loi d'évolution de l'endommagement proposée (Eq. 2.18) pour le modèle d'endommagement non local s'exprime en remplaçant $\tilde{\epsilon}$ par $\bar{\epsilon}$ dans l'expression du taux d'endommagement. Ainsi, la loi d'évolution de l'endommagement s'écrit :

$$\dot{D} = f(D)\bar{\epsilon}^\beta < \dot{\bar{\epsilon}} > \quad (3.1)$$

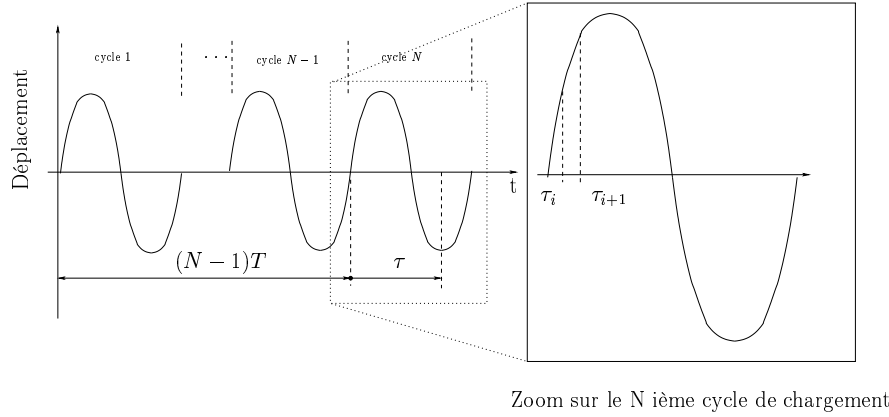


FIG. 3.1 : *Discretisation temporelle du déplacement en un point de la structure*

La formule d'intégration (Eq. 2.22), rappelée en partie ci-dessous, peut être exploitée afin de parvenir à un calcul explicite de l'endommagement :

$$F(D) = \int \frac{dD}{f(D)} \quad (3.2)$$

Dans la mesure où la fonction $F(D)$ est inversible, la fonction inverse $H(D)$ de $F(D)$ est définie telle que la fonction $(H \circ F)$ soit égale à l'identité. Alors, il est possible de calculer directement $D(\tau_{i+1})$ par la formule suivante.

$$\begin{cases} \text{Si } \bar{\varepsilon}(\tau_{i+1}) > \bar{\varepsilon}(\tau_i) & D(\tau_{i+1}) = H \left[F(D(\tau_i)) + \frac{(\bar{\varepsilon}(\tau_{i+1})^{\beta+1} - \bar{\varepsilon}(\tau_i)^{\beta+1})}{(1+\beta)} \right] \\ \text{sinon} & D(\tau_{i+1}) = D(\tau_i) \end{cases} \quad (3.3)$$

Pour les applications aux enrobés bitumineux, ainsi que décrit dans le paragraphe (2.3) deux types de loi d'évolution sont envisagées. La première concerne une loi "à deux régimes" pour laquelle la programmation prévoit le calcul selon les fonctions F et H suivantes :

$$F(x) = \frac{1}{C(1-\alpha)} x^{1-\alpha} \quad (3.4)$$

$$H(y) = C(1-\alpha) y^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (3.5)$$

Pour la seconde loi, dite "à trois régimes", le programme intègre alors les expressions suivantes de F et H :

$$F(x) = \alpha_1 \left[1 - \exp \left(- \left(\frac{x}{\alpha_2} \right)^{\alpha_3} \right) \right] \quad (3.6)$$

$$H(y) = \alpha_2 \left(\left(-\ln \left(1 - \frac{y}{\alpha_1} \right) \right)^{\frac{1}{\alpha_3}} \right) \quad (3.7)$$

L'utilisation d'une expression analytique de l'endommagement permet de limiter les erreurs d'intégration. La discrétisation temporelle minimale devra seulement mettre en évidence les changements de signe de $\bar{\epsilon}$ ou de $\dot{\bar{\epsilon}}$.

Pour un chargement sinusoïdal, le cycle peut être divisé en quatre quart de cycle. Le premier, correspondant à l'extension positive croissante contribue à la croissance de l'endommagement. Lorsque l'extension, restant positive lors du second quart de cycle, commence à décroître, alors la croissance de l'endommagement s'arrête ($\dot{\epsilon} < 0$). De même pour la seconde partie du cycle, l'endommagement se produira durant le troisième quart de cycle pour lequel l'endommagement s'opère alors aux points où l'état de déformation correspond à des extensions.

3.2 Technique de saut de cycles

La discrétisation de l'intégralité du chargement n'est pas envisageable pour le traitement des essais de fatigue dont la durée peut dépasser plusieurs millions de cycles. Pour obtenir des temps de calcul raisonnables, un schéma d'intégration approché sur un nombre fini de cycles est adopté (paragraphe 3.2.1). L'intégration s'effectue par saut de cycle en cycle. L'erreur relative à l'approximation peut être réduite en adaptant la taille des sauts de cycles en fonction de la vitesse d'endommagement (paragraphe 3.2.2). L'algorithme qui découle de cette méthode, permet un calcul automatique du cumul d'endommagement cyclique dans le cas de structures quelconques.

3.2.1 Formule d'intégration temporelle

L'objectif est de calculer l'endommagement atteint après N cycles de sollicitation. L'intégration directe de l'endommagement sur N périodes de chargement, peut être discrétisée en la somme des incréments d'endommagement correspondants à chaque cycle de chargement (Eq. 3.8) :

$$D(N) = \int_0^{NT} \dot{D} dt = \sum_{n=1}^N \int_{\text{cycle } n} \dot{D} d\tau \quad (3.8)$$

Ce calcul peut être mené comme N calculs sur un cycle où chaque cycle est calculé en identifiant l'endommagement initial à chaque début de cycle à l'endommagement atteint à la fin du cycle précédent. La relation de récurrence entre les cycles N et $N - 1$ est donnée simplement par la relation suivante.

$$D(N) = D(N - 1) + \int_{\text{cycle } N} \dot{D} dt \quad (3.9)$$

Considérons maintenant l'expression de l'endommagement fonction du nombre de cycle N supposé être une variable continue du temps. On appelle $G(N)$ l'accroissement d'endommagement par cycle, $G(N)$ est fonction de N par le biais de l'endommagement atteint à ce stade du processus :

$$G(N) = \int_{\text{cycle}_N} \dot{D} d\tau \approx \frac{dD}{dN} \quad (3.10)$$

Alors, l'expression de l'endommagement $D(N)$ donnée par l'expression (Eq. 3.8) devient l'expression intégrale suivante :

$$D(N) \approx \int_0^N \frac{dD}{dN} dN = \int_0^N G(N) dN \quad (3.11)$$

Dans la mesure où l'incrément d'endommagement par cycle $G(N)$, défini par l'équation (3.10) est calculable numériquement, l'intégration (Eq. 3.11) est faite par une méthode d'intégration approchée.

La méthode d'Euler explicite utilisée dans le cas de l'endommagement cyclique par Sab et Zenzri (1992) et Lemaitre et Doghri (1994) donne directement l'expression de $D(N + \Delta N)$:

$$D(N + \Delta N) = D(N) + G(N)\Delta N \quad (3.12)$$

Cette méthode explicite directe ne sera pas retenue directement mais sera néanmoins utilisée pour calculer une prédiction de l'endommagement $D(N + \Delta N)$ dans une étape du calcul. En effet, la précision du calcul peut être améliorée par l'emploi de la méthode des trapèzes (Peerlings, 1999). L'expression implicite de l'endommagement atteint au cycle $N + \Delta N$ s'écrit alors :

$$D(N + \Delta N) = D(N) + \frac{1}{2} [G(D(N)) + G(D(N + \Delta N))] \Delta N \quad (3.13)$$

Le schéma d'intégration implicite peut être rendu explicite en utilisant une prédiction D^P de $D(N + \Delta N)$ pour le calcul de $G(D(N + \Delta N))$. Elle est calculée conformément à un schéma d'Euler explicite (Eq. 3.12). Son expression est rappelées ci dessous :

$$D^P(N + \Delta N) = D(N) + G(N)\Delta N \quad (3.14)$$

Cette prédiction permet de calculer l'incrément d'endommagement $G(D^P(N + \Delta N))$. Cette expression est alors utilisée pour le calcul l'endommagement $D(N + \Delta N)$ (cf. Eq. 3.13).

Les équations (3.13) et (3.14) permettent d'obtenir un schéma explicite de calcul de l'endommagement $D(N + \Delta N)$. Ces équations sont à la base de la méthode d'intégration utilisée par l'algorithme de calcul présenté par la suite (Fig. 3.2).

3.2.2 Contrôle de l'erreur d'approximation et algorithme de calcul

Afin d'asservir la valeur de ΔN avec l'évolution du processus, et de limiter ainsi le cumul d'erreurs d'approximations, un critère est utilisé pour contrôler l'erreur d'intégration de cycle en cycle. Le nombre de cycles, sur lequel l'évolution est extrapolée, est calculé de manière à limiter l'approximation correspondant à la troncature du développement limité de l'endommagement donné par :

$$D(N + \Delta N) = D(N) + \frac{\partial D}{\partial N} \Delta N + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 D}{\partial N^2} \Delta N^2 + o(\Delta N^3) \quad (3.15)$$

$$= D(N) + G \left[1 + \frac{1}{2} \frac{\partial G}{\partial D} \Delta N \right] \Delta N + o(\Delta N^3) \quad (3.16)$$

La linéarisation au premier ordre pour la prédiction de l'endommagement prévisionnel D^P (Eq. 3.14) est acceptable si le terme suivant reste petit :

$$\frac{\partial G}{\partial D} \Delta N \ll 1 \quad (3.17)$$

Un paramètre de calcul η est alors introduit dans le but de contrôler la précision du calcul. L'objectif est de vérifier à chaque étape du calcul la relation suivante :

$$\frac{\partial G}{\partial D} \Delta N < \eta \quad (3.18)$$

Dans l'optique du calcul pratique de l'endommagement cyclique, le paramètre η ainsi défini sert à la détermination automatique de la valeur ΔN , du saut de cycles. Il peut être déterminé par la formule suivante :

$$\Delta N = \frac{\eta}{\frac{\partial G}{\partial D}} \quad (3.19)$$

De façon générale, lors de calculs aux éléments finis, la valeur de ΔN est conditionnée par le point de Gauss ou la quantité (Eq. 3.19) est la plus petite sur toute la structure. Il est calculé par différences finies :

$$\Delta N = \min \left(\frac{\eta}{\frac{G(N)-G(N-1)}{D(N)-D(N-1)}} \right) \quad (3.20)$$

$$= \min \left(\frac{\eta}{\frac{[D(N)-D(N-1)]-[D(N-1)-D(N-2)]}{D(N)-D(N-1)}} \right) \quad (3.21)$$

Seule la valeur la plus critique sur tout le domaine sert à la détermination du saut de cycle ΔN . Pour initialiser l'algorithme, le calcul ΔN de l'extrapolation nécessite la connaissance des deux pas précédent (Eq. 3.21). Les calculs directs des deux premiers cycles sont nécessaires pour amorcer la procédure.

Dans le cas où l'évolution de l'endommagement est très lente, l'algorithme peut conduire à des extrapolations trop importantes. Peerling et al. (2000) adoptent une borne maximale de projection afin de limiter cet effet. Dans notre cas, pour éviter les imprécisions du calcul de fatigue, la technique de saut de cycle est complétée d'une vérification *a posteriori* du respect du critère mentionné par l'équation (3.18). Outre les problèmes de non convergence évoqués par la suite, si ce critère n'est pas vérifié, alors le calcul se poursuit sans saut de cycle par le calcul du cycle immédiatement suivant.

Pour des raisons pratiques, le programme construit sur la base de cette technique possède un critère d'arrêt sur la valeur de la raideur macroscopique $\mathcal{K}(N)$. Lorsque sa valeur est inférieure au critère fixé, alors la procédure itérative s'arrête. L'algorithme du calcul complet intégrant la technique de saut de cycles est représenté figure (3.2). Dans certain cas et selon le type de loi d'évolution retenue, il arrive que le calcul s'arrête lorsque le calcul sur un cycle ne converge pas.

Ce phénomène est fréquent lors de simulations de l'évolution de l'endommagement avec la loi d'évolution à trois régimes. Elles conduit à une augmentation du taux d'endommagement \dot{D} à partir d'un certain niveau de dégradation. Cette augmentation de \dot{D} se trouve alors couplée au phénomène de localisation relatif à l'apparition d'une zone de $D = 1$ dans la structure. Lors des simulations, la convergence testée lors du processus itératif de la procédure standard PASAPAS de Castem 2000 n'est alors plus respectée. Ce problème n'a pas été résolu par un raffinement de la discrétisation temporelle du cycle et nous a conduit, dans ce cas, à interrompre les simulations. Pour la modélisation de l'évolution de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux, l'absence de convergence correspond au démarrage de la phase III. Dans cette première approche, nous limiterons l'étude à la caractérisation de l'évolution de la raideur macroscopique d'éprouvette testées en fatigue en fonction du nombre de cycles depuis le début de l'essai, jusqu'à ce point représentatif de l'amorçage de la rupture macroscopique.

0. Donnée du champ d'endommagement initial D_0

1. Calcul du premier cycle ($i=1$)

Intégration sur le cycle $N_i + \Delta N_i$

$$\int_{\text{cycle } N_i + \Delta N_i} \dot{D} \, d\tau$$

$$\Rightarrow D(N_0 + 1)$$

taux d'endommagement du cycle

$$G(N_1 = 1) = D(N_1) - D(N_0)$$

2. Nouvelle itération ($i = i + 1$)

2.1. Calcul d'une éventuelle projection ^a

$$\Delta N_i = \max \left(1, \min \left(\eta \frac{D(N_{i-1}) - D(N_{i-2})}{G(N_{i-1}) - G(N_{i-2})} \right) \right) \quad (\text{Eq. 3.19})$$

2.2. Calcul de l'incrément d'endommagement du cycle

Prévision de l'endommagement initial

$$D^P(N_i + \Delta N_i - 1) = D(N_i) + G(N_i)(\Delta N_i - 1) \quad (\text{Eq. 3.14})$$

Intégration sur le cycle $N_i + \Delta N_i$

$$\Rightarrow D^P(N_i + \Delta N_i)$$

taux d'endommagement du cycle $N_i + \Delta N_i$

$$G(N_i + \Delta N_i) = D^P(\Delta N_i) - D^P(\Delta N_i - 1)$$

2.3. Test de validité de la projection

$$\frac{G(N_i + \Delta N_i) - G(N_i)}{D(N_i + \Delta N_i) - D(N_i)} \Delta N_i < \eta \quad (\text{Eq. 3.18})$$

vrai \Rightarrow étape 2.4.

faux \Rightarrow étape 2.2. avec $\Delta N_i = \max \left(1, \min \left(\eta \frac{D(N_i + \Delta N_i) - D(N_i)}{G(N_i + \Delta N_i) - G(N_i)} \right) \right)$

2.4. Calcul de l'endommagement atteint après le cycle N_{i+1}

$$D(N_{i+1}) = D(N_i) + \frac{1}{2} [G(N_i) + G(N_i + \Delta N_i)] \Delta N_i \quad (\text{Eq. 3.13})$$

2.5 Vérification du critère d'arrêt

$\mathcal{K}(N_{i+1}) >$ critère d'arrêt

\Rightarrow étape 2

$\mathcal{K}(N_{i+1}) <$ critère d'arrêt

\Rightarrow étape 3

3. Fin vers posttraitement et affichage

^asi $N_i \leq 2$ alors $\Delta N_i = 1$

FIG. 3.2 : Algorithme du calcul de l'endommagement à grand nombre de cycles

3.3 Validation et influence du maillage

Le programme correspondant à l'algorithme de calcul cyclique a été implanté dans le code Castem 2000. Le langage GIBIANE orienté objet a permis de construire les bases d'une procédure de traitement cyclique éventuellement généralisable à la résolution d'autres problèmes. Une étape de l'implantation a également consisté à transformer la procédure Fortran du modèle non local d'endommagement de Mazars pour y effectuer les modifications propres à la loi d'évolution de l'endommagement, la déformation équivalente et le traitement non local en cyclique.

Avant de présenter les résultats de simulation une première étape consiste à déterminer la valeur du paramètre de calcul η en fonction de la précision souhaitée pour les calculs (paragraphe 3.3.1). Les conditions de calcul étant alors complètement définies les aspects relatifs à la sensibilité au maillage sont abordés dans le cas de la géométrie de l'éprouvette trapézoïdale (paragraphe 3.3.2).

Les différents calculs sont réalisés avec la loi d'endommagement à deux régimes (Eq. 2.25) correspondant à un paramétrage proche de ceux identifiés pour les enrobés bitumineux au chapitre 4 défini par $\alpha=4$, $\beta = 5$ et $C= 10^{16}$.

3.3.1 Calage de η et validation de l'implantation

L'influence du paramètre η sur les résultats de simulation est étudiée dans le cas d'un chargement uniaxial à amplitude de déformation constante pour lequel la loi d'endommagement s'intègre analytiquement (Eq. 2.27). Les résultats du calcul par éléments finis, obtenus sur un maillage de deux éléments triangulaires (Fig. 3.3) sont alors comparés à la solution analytique correspondante.

Les différents calculs présentés figure (3.4) correspondent à un essai de traction compression d'amplitude de déformation constante fixée à $100 \cdot 10^{-6}$. Elle présente l'erreur relative faite sur l'endommagement D entre le calcul uniaxial aux éléments finis et le calcul analytique pour la loi d'évolution de l'endommagement dite à deux régimes. La figure (3.5) présente les mêmes résultats pour la seconde loi d'évolution de l'endommagement dite à trois régimes.

Si la valeur de η est divisée par deux, la valeur des sauts de cycles sera également divisée par deux. Dans ce sens, le paramètre η conditionne la durée des calculs

La valeur de η sera fixée $5 \cdot 10^{-2}$ dans la suite des applications. Cette valeur est identique à celle retenue par Peerlings (1999) pour les calculs de propagation de fissure en fatigue. Dans le cas uniaxial présenté, ce choix conduit à une erreur de calcul voisine de 0.3%.

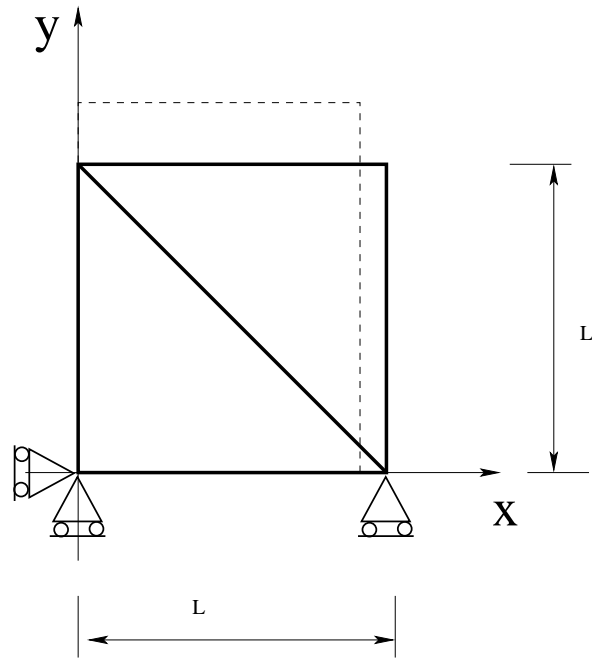


FIG. 3.3 : Maillage test utilisé pour les calculs uniaxiaux d'endommagement

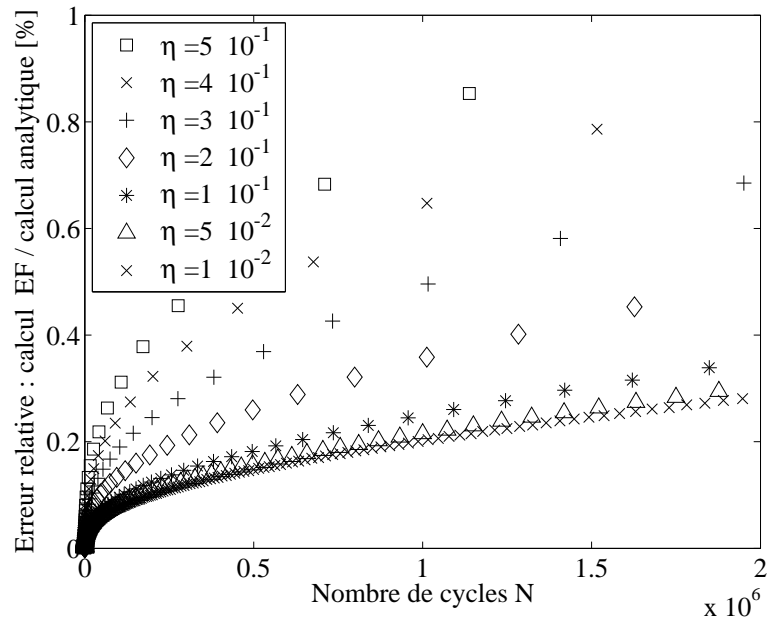


FIG. 3.4 : Erreur relative du calcul EF par rapport à l'expression analytique (loi à deux régimes $\alpha = -2$ $C = 10^{16}$ et $\beta = 5$)

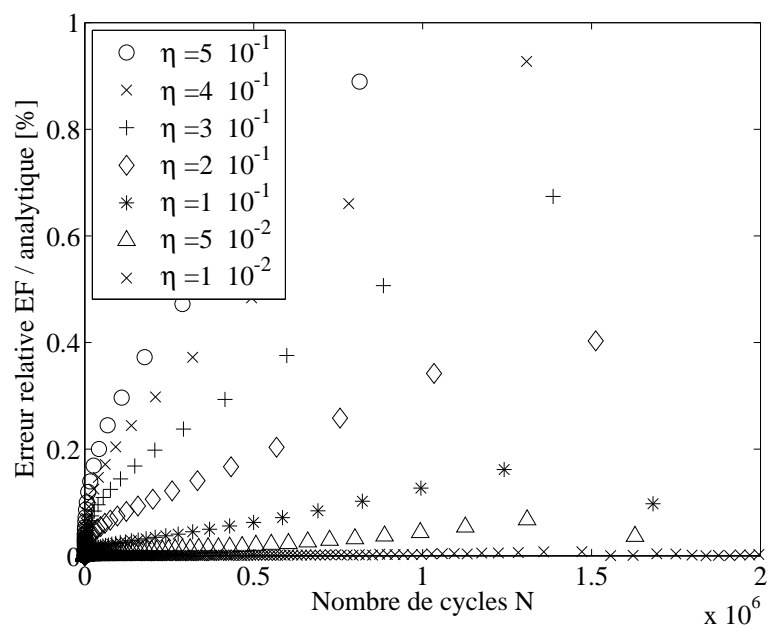


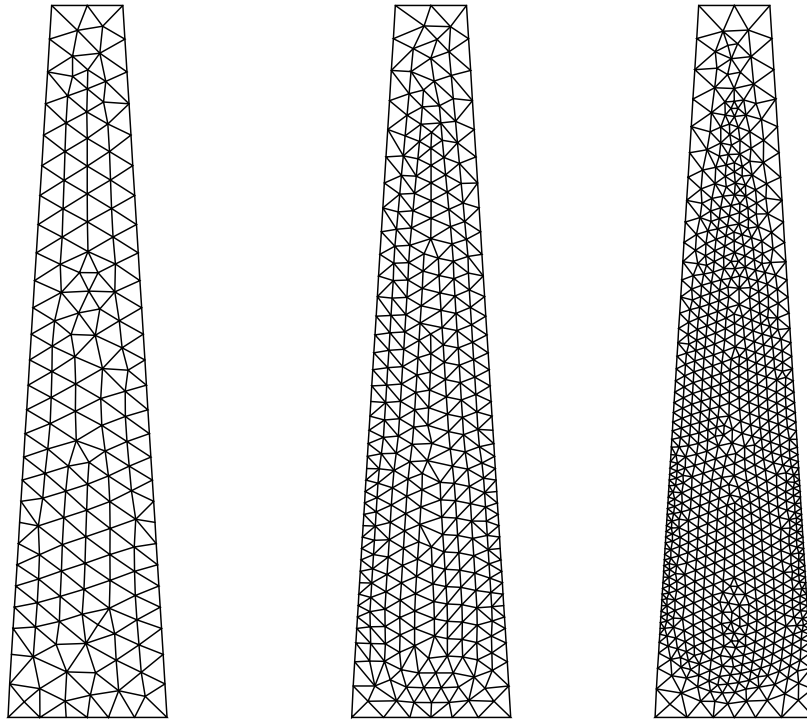
FIG. 3.5 : Erreur relative du calcul EF par rapport à l'expression analytique
(loi à trois régimes $\alpha_1 = 5 \cdot 10^{-19}$, $\alpha_2 = 0.5$, $\alpha_3 = 3$, et $\beta = 5$)

3.3.2 Influence du maillage : exemple de l'éprouvette trapézoïdale

Pour toutes les applications présentées ici nous utilisons les éléments triangulaires à 3 nœuds de degré 1. Les fonctions d'interpolation des déplacements sont linéaires. Les déformations, les contraintes et l'endommagement sont constants et donnés au centre de l'élément.

3.3.2.1 Présentation des maillages

Les maillages utilisés prévoient un raffinement dans la zone de sollicitation maximale. La résistance des matériaux conduit à une localisation de cette zone au cinquième de la hauteur de l'éprouvette (cf. Fig. 1.6). Dans cette zone le maillage est raffiné alors qu'aux extrémités de l'échantillon, le maillage est plus grossier (Fig. 3.6). Ainsi l'effet de la concentration de déformation évoquée au paragraphe (2.4.2.2) due à l'angle aigu à l'encastrement de l'échantillon est gommé par et n'interviendra pas dans le problème d'évolution de l'endommagement.



(a) Maillage grossier 169 nœuds (b) Maillage moyen 345 nœuds (c) Maillage fin 803 nœuds

FIG. 3.6 : Différents maillages de l'éprouvette trapézoïdale

3.3.2.2 Conditions du calcul

La modélisation de l'essai de flexion est faite en conservant les dimensions de l'éprouvette console trapézoïdale normalisée (cf. paragraphe 1.2.2.1). Les échantillons mesurent donc 250 mm de hauteur, la grande et petite bases mesurent respectivement 56 mm et 25 mm. L'épaisseur est constante est de 25 mm.

Les simulations, 2D effectuées avec le code de calcul aux éléments finis Castem 2000 sont effectuées conformément à l'hypothèse de contrainte plane. Le matériau vierge a un module d'Young d'une valeur de 12000 Mpa. Cette valeur, proche de la valeur du module complexe du matériaux à 10°C et 10 Hz (cf. Fig. 4.5), correspond aux conditions des essais de fatigue qui sont étudiés par la suite (chapitre 4 et 5).

La figure (3.7) présente les conditions aux limites appliquées aux extrémités de l'échantillon sont définies par :

- pour la grande base encastrée ($x=0$), les déplacements des nœuds sont bloqués dans les deux directions ;
- pour la petite base en tête de l'échantillon ($x=h$), le chargement correspond à un déplacement imposé dans la direction y transversale à l'éprouvette. Le déplacement est laissé libre dans la direction x .

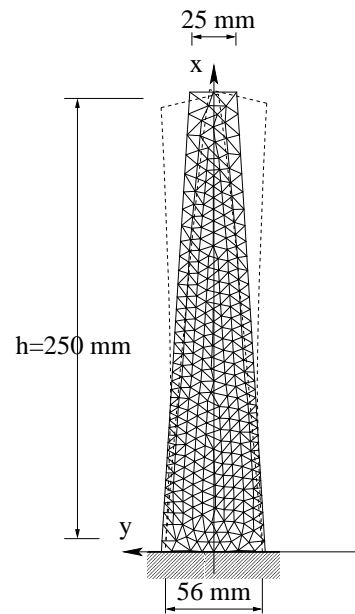


FIG. 3.7 : Schématisation des conditions aux limites des simulations de flexion sur éprouvettes consoles trapézoïdales

3.3.2.3 Résultats des simulation

Le choix des maillages pour les éprouvettes trapézoïdales de flexion est basé sur la comparaison de l'évolution de la raideur macroscopique calculé en fonction du nombre de cycles de sollicitation pour les différentes finesses de maillage.

Lors des simulations de fatigue, par un calcul d'endommagement local ($l_c=0$), les propriétés de régularité, exposées au paragraphe (2.4), du modèle d'endommagement conduisent à une relativement faible influence du maillage sur les débuts des simulations de fatigue (Fig. 3.8). Par contre, la sensibilité au maillage se retrouve dans la phase d'amorçage et de propagation de la fissure macroscopique en fin de simulation.

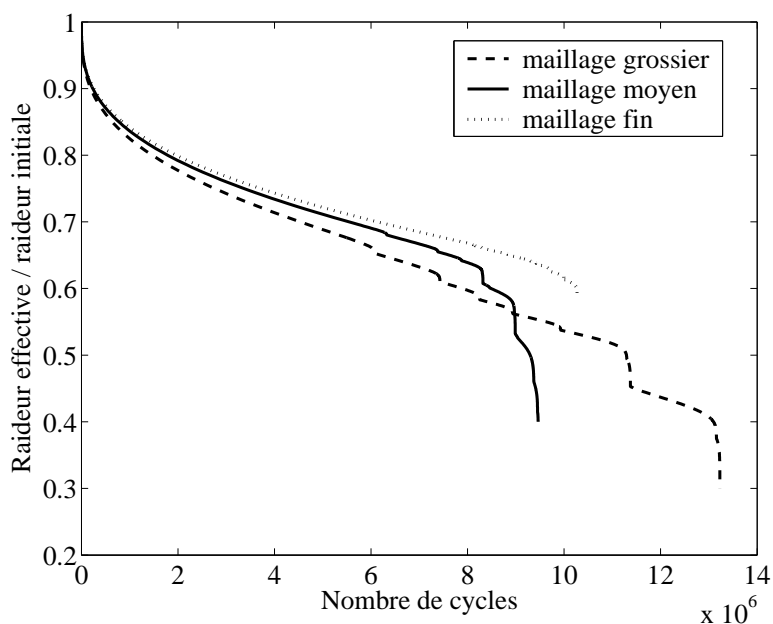


FIG. 3.8 : Effet du maillage sur l'évolution de la raideur en fatigue pour le calcul local de l'endommagement ($\varepsilon_{max}=100 \cdot 10^{-6}$)

La figure (3.8) illustre cette dépendance au maillage dans le cas de l'emploi d'un modèle local. Pour l'emploi du maillage grossier, la décroissance s'effectue alors par paliers. Chacun d'eux correspond à l'endommagement progressif d'une seule maille conduisant, de proche en proche, à la propagation de la zone endommagée.

La figure (3.9) représentant les champs d'endommagement, résultants des calculs d'endommagement local sur différents maillages montre l'influence du maillage sur la répartition spatiale

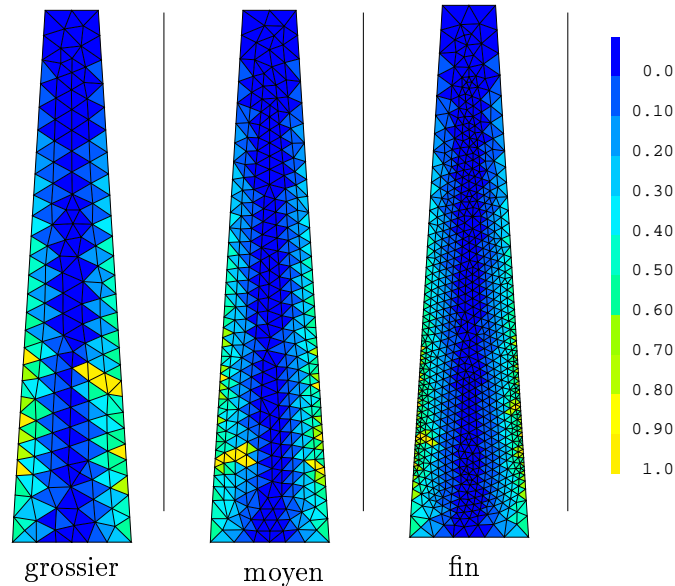


FIG. 3.9 : Comparaison des champs d'endommagement (calcul local) en fin de simulation : effet du maillage sur le champ d'endommagement

de l'endommagement. Selon le maillage, la zone d'endommagement critique, D égal à 1, est également différente.

Avec le calcul non local de l'endommagement (Fig. 3.10), la phase d'initiation de la phase III de l'essai peut être déterminée avec une bonne précision dans la mesure où le maillage est assez fin.

Pour l'éprouvette trapézoïdale, le maillage "moyen" est choisi pour effectuer les simulations. Il représente un compromis, entre le temps de calcul et la précision de l'estimation de la durée de vie (inférieure 2% par rapport au maillage fin). Classiquement, le critère de maillage pour les calculs non locaux fixe trois mailles par longueur caractéristique. Cet ordre de grandeur se retrouve également ici, permettant de prévoir pour d'autres configurations, les maillages relativement optimaux. Pour d'autre configuration d'essai de fatigue sur enrobés bitumineux (paragraphe 1.2), par exemples, les éprouvettes de flexion quatre points et de cisaillement seront ainsi maillées. La figure (3.11) illustre maillages correspondants.

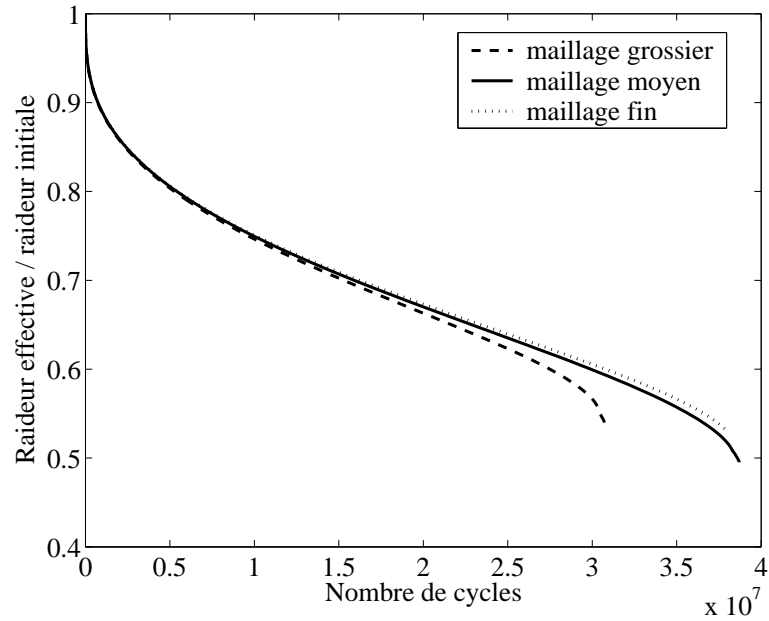


FIG. 3.10 : Effet du maillage sur l'évolution de la raideur en fatigue pour le calcul non local de l'endommagement $l_c=18$ mm ($\varepsilon_{max}=100 \cdot 10^{-6}$)

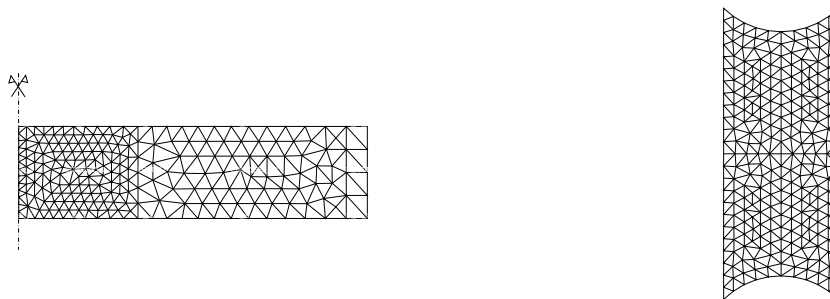


FIG. 3.11 : Maillages des éprouvettes de flexion quatre point de de cisaillement (cf. paragraphe 1.2) obtenus pour $l_c=18$ mm

3.4 Conclusion

Le modèle d'endommagement est implanté dans le code éléments finis Castem 2000 sur la base du module d'endommagement scalaire isotrope de Mazars. La loi d'évolution de l'endommagement est programmée de manière explicite. De cette manière, la discrétisation temporelle du chargement ne doit prendre en compte que les points correspondants aux changements de signe de la sollicitation et de sa dérivée.

Dans le cas des chargements cycliques, la procédure de saut de cycle permet d'éviter le calcul incrémental de tous les cycles de chargement. Elle prévoit la projection du champ d'endommagement sur un nombre fini de cycles. Le saut de cycle correspondant est déterminé par le majorant de l'erreur fixée pour l'approximation.

Dans ces conditions, la simulation de l'endommagement de structures soumises à des chargements cycliques est possible. La densité minimale de mailles doit être telle qu'il y ait au minimum trois éléments linéaires par longueur caractéristique. Dans ces conditions, les prédictions de durée de vie deviennent quasiment indépendantes du maillage.

Résumé du chapitre 3

Dans ce chapitre, la technique numérique adoptée pour les simulations d'endommagement cyclique est présentée. L'objectif est d'éviter le calcul itératif sur tout l'historique de chargement discrétisé, pouvant contenir plusieurs millions de cycles de sollicitation. Compte tenu de la périodicité ou quasi périodicité du phénomène d'endommagement, l'intégration du modèle est abordée à l'échelle du nombre de cycles. Le taux d'endommagement correspond alors à l'incrément d'endommagement par cycle. Partant du constat que l'évolution de l'endommagement est très lente de cycle en cycle, le taux d'endommagement est linéarisé entre plusieurs cycles du processus. Une technique de saut de cycles permet le calcul de l'endommagement de proche en proche à l'échelle macrotemporelle sans calculer tous les cycles.

Un algorithme intégrant un calcul automatique des sauts de cycle a été programmé dans le code Castem 2000 et permet d'effectuer les simulations de fatigue.

La validation de l'implantation est effectuée dans le cas uniaxial permettant de fixer le paramètre de saut de cycles. Ce cas conduit à une solution analytique qui permet de vérifier la précision des prédictions d'endommagement. L'étude de la sensibilité au maillage dans le cas des calculs d'endommagement en fatigue restitue la faible dépendance au maillage dans le cas de l'emploi du modèle non local par rapport au modèle local.

Chapitre 4

Application aux enrobés bitumineux

| | | |
|------------|---|------------|
| 4.1 | Campagne expérimentale | 97 |
| 4.1.1 | Matériau étudié | 98 |
| 4.1.2 | Plan d'expérience | 98 |
| 4.1.2.1 | Conditions générales | 98 |
| 4.1.2.2 | Essais de traction-compression - TC | 100 |
| | Limites de la condition d'homogénéité | 100 |
| | Droite de fatigue | 100 |
| 4.1.2.3 | Essais de flexion sur éprouvettes trapézoïdales | 101 |
| | Droite de fatigue | 102 |
| 4.2 | Estimation des effets thermo-mécaniques | 104 |
| 4.2.1 | Paramètres du calcul | 105 |
| 4.2.1.1 | Caractéristiques rhéologiques | 105 |
| 4.2.1.2 | Caractéristiques thermophysiques des enrobés | 107 |
| 4.2.1.3 | Coefficient d'échange thermique | 107 |
| 4.2.2 | Cartographie de température en régime permanent | 108 |
| 4.2.2.1 | Essais de traction-compression | 109 |
| 4.2.2.2 | Essais de flexion | 110 |
| 4.2.3 | Perte de raideur induite par effets thermo mécaniques | 111 |
| 4.2.3.1 | Coefficient de décroissance thermique | 111 |
| 4.2.3.2 | Correction des courbes expérimentales de perte de raideur | 113 |
| 4.2.4 | Influence sur la droite de fatigue | 115 |
| 4.3 | Identification des paramètres d'évolution d'endommagement en fa- tigue | 116 |

| | | |
|---------|---|-----|
| 4.3.1 | Calage du paramètre β | 116 |
| 4.3.2 | Loi d'évolution à deux régimes (L2R) | 117 |
| 4.3.2.1 | Prédiction d'essai de flexion sur éprouvette trapézoïdale | 119 |
| 4.3.2.2 | Méthode d'identification alternative | 120 |
| 4.3.3 | Loi d'évolution à trois régimes (L3R) | 122 |
| 4.3.3.1 | Calage générique des phases I et II | 123 |
| 4.3.3.2 | Calage de la transition phase II - phase III | 124 |
| 4.3.3.3 | Résultat du calage | 126 |
| | Essais de traction-compression | 127 |
| | Essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale | 127 |
| 4.4 | Conclusion | 130 |

La modélisation de la dégradation des enrobés bitumineux sous les sollicitations de fatigue est abordée par un modèle d'endommagement isotrope nonlocal dont la loi d'évolution de l'endommagement est de la forme (2.18 - chapitre 2) rappelée ci-dessous :

$$\dot{D} = f(D)\tilde{\varepsilon}^\beta < \dot{\tilde{\varepsilon}} >$$

L'implantation numérique de cette loi d'endommagement et le traitement de saut de cycles pour la fatigue permettent de résoudre les problèmes d'évolution d'endommagement pour une structure quelconque (chapitre 3). Il reste maintenant à identifier, à partir des essais de fatigue en laboratoire présentés au paragraphe 4.1.2, le paramètre β , et les paramètres de la fonction $f(D)$ du modèle d'endommagement.

Des essais de traction-compression et de flexion sur éprouvette trapézoïdale sont plus spécifiquement retenus pour l'identification. Les essais de traction-compression permettent d'obtenir un état de sollicitation relativement homogène (voir paragraphe 4.1.2). Les essais de flexion permettent d'atteindre la phase III des essais de fatigue plus facilement.

Une estimation des effets thermomécaniques couplés à la dissipation visqueuse est effectuée au paragraphe (4.2) (Bodin et al., 2003). Cette étape permet de valider l'hypothèse de comportement isotherme adoptée au chapitre 2 pour la construction du modèle. Elle consiste à vérifier que l'effet de l'augmentation de température au sein des éprouvettes peut être négligé.

La méthode d'identification du paramètre β et des paramètres de la fonction $f(D)$ pour les deux lois d'évolution de l'endommagement choisies est exposée au paragraphe (4.3).

4.1 Campagne expérimentale

L'identification s'appuie ici sur des essais cycliques sinusoïdaux réalisés en laboratoire (cf. paragraphe 1.2). Les données expérimentales utilisées sont obtenues pour un seul matériau dans les mêmes conditions de fréquence et de température. Elles entrent également dans l'un des programmes interlaboratoires actuel du comité technique TC 182 PEB de la RILEM, organisé par le T.G. (Task Group) dédié aux propriétés mécaniques des enrobés bitumineux (Partl et al., 2000). Un des objectifs de cette étude organisée par la LCPC au sein de ce TG, est de comparer les résultats expérimentaux pour différents types d'essais et les potentialités des différentes méthodes d'analyse utilisées dans chacun des laboratoires participant.

Le matériau testé est présenté au paragraphe (4.1.1), puis le plan d'expérience réalisé pour les essais de fatigue est exposé au paragraphe (4.1.2).

4.1.1 Matériau étudié

Le matériau est un béton bitumineux 0-6 mm de composition granulométrique présentée dans le tableau 4.1. Le liant utilisé est un bitume pur de pénétrabilité 50/70 dosé de manière à obtenir une teneur en liant de 6.85 ppc.

| | | | | | | | |
|------------|------|-------|----|------|------|-----|-----|
| tamis [mm] | 0.08 | 0.315 | 1 | 2 | 4 | 6.3 | 8 |
| % passant | 11.8 | 22.60 | 39 | 59.5 | 70.2 | 97 | 100 |

TAB. 4.1 : Composition granulométrique du béton bitumineux 0-6 mm testé

Ce matériau est proche de ceux réellement utilisés sur chaussée, il s'agit de la matrice 0-6 mm d'un béton bitumineux normalisé (NF P 98-133). Il présente également un rapport taille maximale de grain sur taille moyenne des échantillons permettant de mieux respecter l'hypothèse d'homogénéité du matériau que les matériaux 0-14 mm classiques. Il conduit ainsi à des résultats d'essais moins dispersés.

La caractérisation viscoélastique de ce matériau est effectuée à l'aide d'essais de module complexe en flexion sinusoïdale (NF P 98-260-2). Les résultats obtenus pour les différentes températures testées sont présentés figure (4.1).

Ces résultats illustrent la perte de module du matériau en fonction de la fréquence de sollicitation propre au comportement viscoélastique du matériau (Fig. 4.1). Plus le chargement est lent, plus le matériau est déformable. La valeur de module décroît également en fonction de la température comme le montrent les différentes courbes isothermes.

4.1.2 Plan d'expérience

4.1.2.1 Conditions générales

Différents types d'essais de fatigue ont été réalisés :

- des essais de traction-compression sur cylindre, répondant à l'objectif de sollicitation homogène. Ces essais ont été réalisés à l'ENTPE dans le cadre d'une collaboration de recherche LCPC-ENTPE (Di Benedetto et al., 2001, 2002).
- des essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale qui correspondent aux essais normatifs de caractérisation en fatigue des enrobés bitumineux. Ces essais ont été réalisés au LCPC dans le cadre de cette thèse.

Ces deux types d'essais sont utilisés dans la suite pour l'identification du modèle.

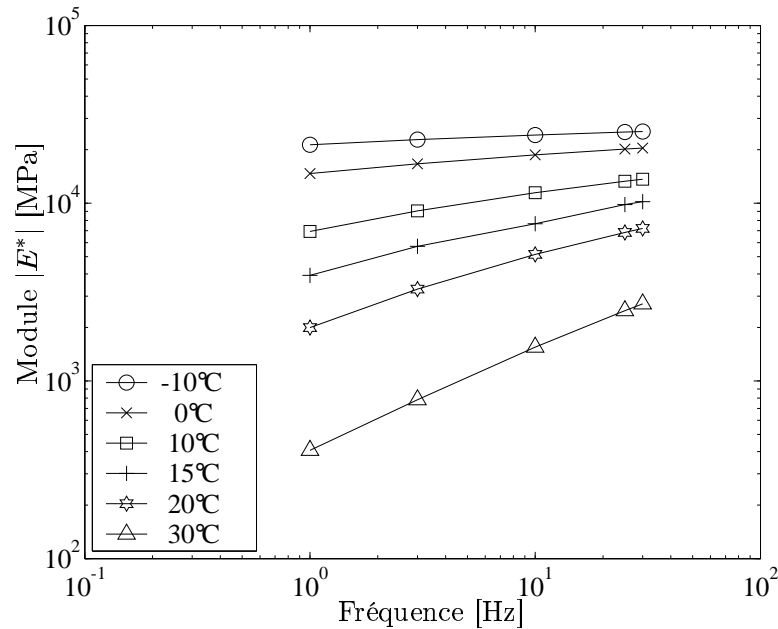


FIG. 4.1 : Mesures expérimentales de module complexe : courbes isothermes

- des essais de cisaillement (cf. paragraphe 1.2.3) réalisés dans le cadre de cette thèse. Ils seront présentés en détail au chapitre 5. Ces essais ont fait l'objet d'une étude particulière sur les modes de fissuration en fonction de la granularité du matériau. Elle est présentée en annexe (A).
- des essais de flexion quatre points faisant partie du programme interlaboratoire RILEM réalisé au sein du laboratoire IBDiM en Pologne.

Ces deux derniers type d'essais seront utilisés pour valider le caractère intrinsèque du modèle développé au chapitre 5.

Pour tous ces essais, la fréquence retenue est de 10 Hz afin d'être compatible avec tous les dispositifs d'essai qu'ils soient mécaniques, électro-mécaniques, hydrauliques ou encore pneumatiques. Cette fréquence est représentative du signal de déformation à la base d'une chaussée, généré par le passage d'un essieu de poids lourd à 70 km/h (Peyronne et Caroff, 1991). La température de 10°C est également retenue. Elle correspond à la température de l'essai normalisé représentative de la température dite équivalente annuelle des couches d'assises en France.

4.1.2.2 Essais de traction-compression - TC

Les essais de traction-compression sont effectués sur des éprouvettes cylindriques de diamètre 80 mm et de hauteur 120 mm carottées dans des plaques fabriquées en laboratoire. Les essais ont été réalisés à amplitude de déplacement constante correspondant aux niveaux de déformation suivants : $80 \cdot 10^{-6}$ (5 essais), $100 \cdot 10^{-6}$ (2 essais), $150 \cdot 10^{-6}$ (2 essais) et $166 \cdot 10^{-6}$ (1 essai). Deux essais réalisés en mode de force imposée d'amplitude constante à des niveaux de contrainte de 0.9 et 1 MPa permettent une première approche pour ce mode de sollicitation.

L'hypothèse généralement admise pour ces essais est que le processus de dégradation est homogène dans l'échantillon. Sur un exemple, on montre au paragraphe suivant, que cette hypothèse n'est valable que pour une partie de l'essai.

Limites de la condition d'homogénéité

Lors du processus de fatigue, la dégradation du matériau peut se produire de manière dissymétrique à l'intérieur de l'échantillon, compte tenu des hétérogénéités du matériau. Ce phénomène est mis en évidence par les mesures d'amplitude de déformation données par trois extensomètres disposés à 120° autour de l'échantillon testé. La figure (4.2) représente les mesures effectuées sur un échantillon testé à une amplitude de déformation constante fixée à $80 \cdot 10^{-6}$.

Une perte d'homogénéité du champ de déformation, caractérisée par la divergence des mesures des trois capteurs de déplacement, est observée. Cette perte d'homogénéité apparaît pour des états macroscopiques d'endommagement relativement faibles. Pour les essais de traction-compression aux faibles niveaux de sollicitation (ici $80 \cdot 10^{-6}$) sur le matériau étudié, cet état est généralement atteint pour des endommagements voisins de 0,3.

Pour vérifier la condition d'homogénéité, les données expérimentales de traction compression utilisées pour l'identification sont telles que l'amplitude de déformation moyenne des trois capteurs ne dépasse pas 5% de la valeur moyenne sur l'essai.

Droite de fatigue

Les pertes d'homogénéité observées ne permettent pas d'atteindre 50% de perte de raideur initiale pour tous les essais. Afin d'interpréter les résultats d'essai de manière cohérente, le critère de 30% de perte de raideur initiale est donc retenu pour construire la droite de fatigue du matériau. Les deux essais (à $80 \cdot 10^{-6}$) qui n'atteignent pas ce critère ne sont donc pas utilisés pour la construction de cette droite de fatigue.

L'équation de la courbe de Wöhler obtenue est :

$$N_F(30\%) = 10^6 \left(\frac{\varepsilon_a}{93 \cdot 10^{-6}} \right)^{(-6.1)} \quad (4.1)$$

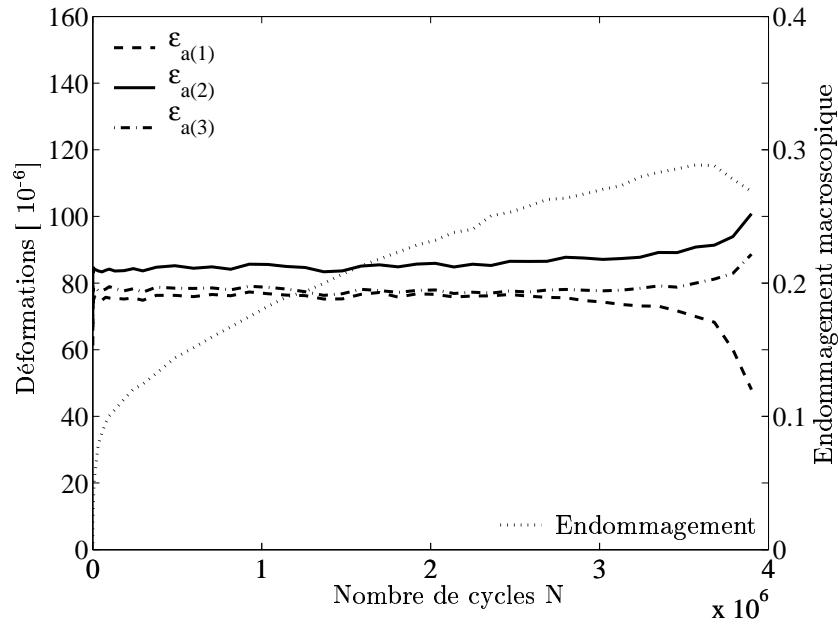


FIG. 4.2 : Evolution des déformation mesurée par les trois extensomètres et endommagement (essai fatigue traction-compression $\epsilon_a = 80 \cdot 10^{-6} - 10^\circ C - 10 \text{ Hz} - BB \text{ 0-6 testé}$)

Les intervalles de confiance (test de Student) relatifs aux deux paramètres de cette droite sont les suivants :

- pente de la droite de fatigue : -6.10 ± 0.8
- valeur de $\epsilon_6 [10^{-6}]$: 93 ± 5

4.1.2.3 Essais de flexion sur éprouvettes trapézoïdales

Les essais de flexion sont réalisés sur des éprouvettes trapézoïdales de matériau sciées dans des plaques fabriquées en laboratoire. Les essais à amplitude de déplacement constante sont réalisés aux niveaux de déformation suivants $140 \cdot 10^{-6}$ (6 essais), $180 \cdot 10^{-6}$ (4 essais) et $220 \cdot 10^{-6}$ (4 essais). Ces valeurs de déformation correspondent aux valeurs maximales de déformation dans l'échantillon testé en flexion. Une série de quatre essais a également été réalisée en mode de force imposée. Le niveau de déformation initial dans le matériau est de $118 \cdot 10^{-6}$ et l'amplitude de force est maintenue constante.

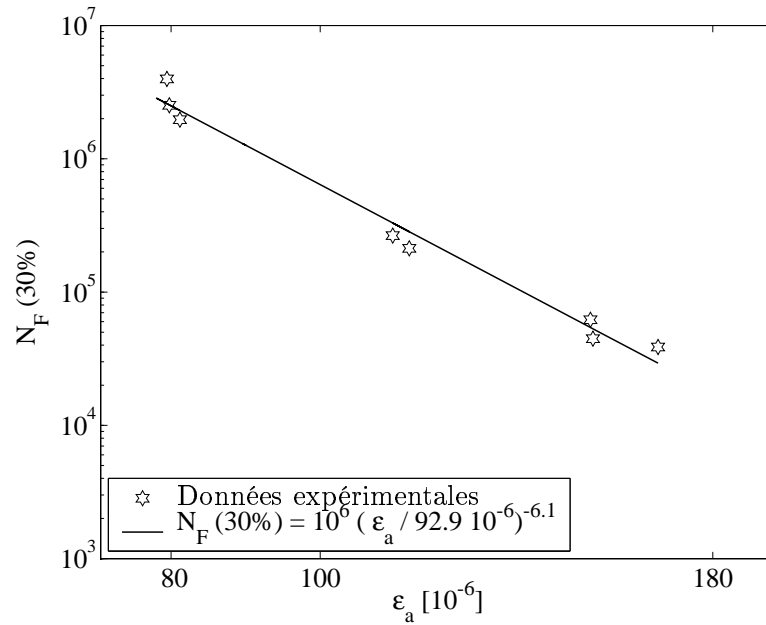


FIG. 4.3 : Droite de fatigue obtenue pour les essais de traction-compression à déplacement contrôlé (critère de rupture de 30% 10° C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

Droite de fatigue

Pour les essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale, la figure (4.4), donne la droite de fatigue pour les différents essais contrôlés en déplacement.

L'équation de la courbe de Wöhler obtenue pour un critère de rupture classique de 50% de perte de raideur est :

$$N_F(50\%) = 10^6 \left(\frac{\epsilon_a}{152 \cdot 10^6} \right)^{(-5.51)} \quad (4.2)$$

Les intervalles de confiance relatifs aux deux paramètres de cette droite sont les suivants :

- pente de la droite de fatigue : -5.51 ± 0.9
- valeur de $\epsilon_6 [10^{-6}]$: 152 ± 7

La courbe de Wöhler pour un critère de 30% conduit à un résultat légèrement différent. Son équation est alors de

$$N_F(30\%) = 10^6 \left(\frac{\epsilon_a}{143 \cdot 10^6} \right)^{(-5.97)} \quad (4.3)$$

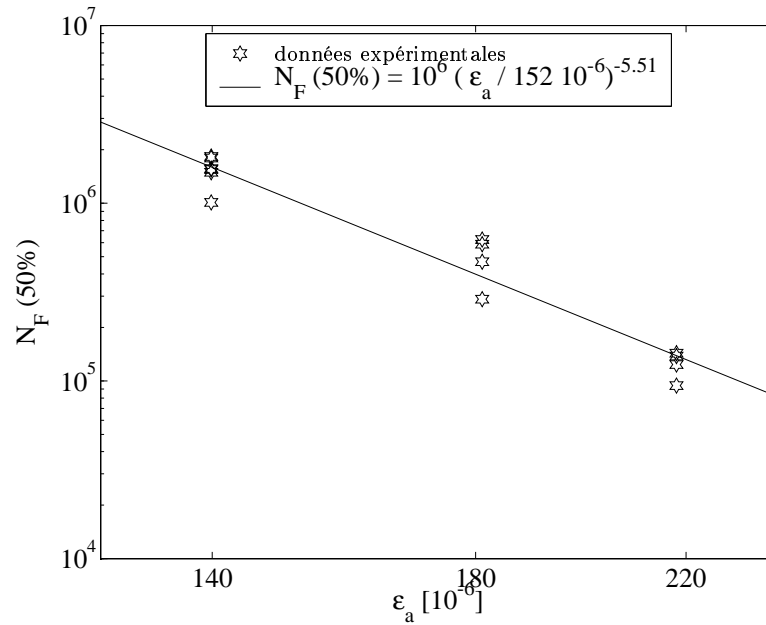


FIG. 4.4 : Droite de fatigue obtenue essai de flexion sur éprouvette trapézoïdale contrôlés en déplacement (critère de rupture de 50% 10° C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

Les intervalles de confiance relatifs aux deux paramètres de cette droite sont les suivants :

- pente de la droite de fatigue : -5.97 ± 0.62
- valeur de ϵ_6 [10^{-6}] : 143 ± 6

Les résultats obtenus avec l'interprétation classique basée sur la valeur de ϵ_6 mettent en évidence les divergences habituellement observées entre les essais de flexion et les essais de traction-compression (Aguirre et al., 1981).

Lors de ces différents essais une part de la décroissance de la raideur peut être due à des effets thermo-mécaniques. Dans le paragraphe suivant, une estimation de ces effets dans les conditions expérimentales présentées ci dessus, est proposée.

4.2 Estimation des effets thermo-mécaniques

Les phénomènes thermo-mécaniques existant lors des essais de fatigue cycliques sur enrobés bitumineux sont induits par la nature viscoélastique de ces matériaux. Ils peuvent être mis en évidence expérimentalement, comme le montrent les images en thermographie infrarouge (Stefani, 1981). Un modèle thermomécanique permettant de prédire ces effets a été élaboré (Piau, 1983, 1989). La température θ est donnée par l'équation de la chaleur dans laquelle le terme source est produit par la dissipation visqueuse $w_{dis}(\theta)$, elle-même fonction de la température.

$$\rho c \dot{\theta} = \text{div}(k \text{grad } \theta) + w_{dis}(\theta) \quad (4.4)$$

Le terme ρc représente la capacité calorifique volumique, k est la conductivité thermique du matériau et w_{dis} l'énergie dissipée par viscoélasticité. Pour les chargements cycliques sinusoïdaux, l'énergie dissipée est donnée par :

$$w_{dis} = \pi \sigma_a \varepsilon_a \sin(\phi) \quad (4.5)$$

où σ_a et ε_a sont localement les amplitudes respectives de contrainte et de déformation, ϕ l'angle de phase du module complexe du matériau.

Le matériau étant sensible à la température, les problèmes thermique et mécanique sont couplés par la modification du module complexe du matériau.

Les simulations sont effectuées à l'aide du code de calcul César LCPC dans lequel un module de calcul dédié aux simulations thermomécaniques cycliques des enrobés bitumineux a été implanté (de La Roche, 1996; de La Roche et al., 1998). Les calculs sont effectués sur deux géométries d'essais différentes : les essais de traction-compression sur éprouvettes cylindriques et les essais de flexion sur éprouvettes trapézoïdales.

Dans ce paragraphe, les simulations présentées correspondent à des calculs thermomécaniques sans couplage avec l'endommagement. Pour un chargement unidimensionnel, négliger l'endommagement, revient à majorer l'énergie dissipée dans le cas de chargement à amplitude de déformation constante. Pour les chargements à amplitude de contrainte constante, négliger l'endommagement revient à minorer l'effet thermique. Ce phénomène est illustré par l'expression locale de l'énergie dissipée en fonction de l'amplitude ε_a et σ_a des signaux de déformation et de contrainte avec endommagement :

$$w_{dis} = \pi \sigma_a \epsilon_a \sin(\phi) \quad (4.6)$$

$$= \pi E(1 - D)(\epsilon_a)^2 \sin(\phi) \quad (4.7)$$

$$= \pi \frac{(\sigma_a)^2}{E(1 - D)} \sin(\phi) \quad (4.8)$$

Les effets thermiques sont donc recherchés dans le cas des essais à amplitude de déplacement constante puisqu'ils permettent d'estimer un majorant de ces effets. Il est également à noter que ce type d'essai correspond aux conditions fixées par le protocole de calage (paragraphe 2.3).

Les paramètres nécessaires aux calculs sont présentés dans le paragraphe (4.2.1). Les cartographies d'accroissement de température entre le début et la fin des essais simulés sont présentées au paragraphe (4.2.2). L'évolution correspondante de la raideur en fonction du nombre de cycles est ensuite évaluée (paragraphe 4.2.3). Enfin, l'impact des effets thermiques sur la droite de fatigue du matériau est présenté au paragraphe (4.2.4).

4.2.1 Paramètres du calcul

Les paramètres de calcul nécessaires à la détermination des effets thermomécaniques sont les suivants :

- les caractéristiques rhéologiques des enrobés bitumineux,
- les caractéristiques thermophysiques du matériau,
- les coefficients d'échange thermique à la surface des éprouvettes.

4.2.1.1 Caractéristiques rhéologiques

Le modèle rhéologique développé par Huet (1963) et Sayegh (1967) permet une description fidèle du comportement viscoélastique des enrobés bitumineux en petites déformations. Il donne l'expression du module complexe $E^*(\omega, \theta)$ du matériau en fonction de la pulsation du signal ω et de la température θ :

$$E^*(\omega, \theta) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (4.9)$$

où E_∞ , E_0 , h , k et δ sont les paramètres du modèle et τ est une fonction de la température θ permettant le respect de la correspondance temps - température. La fonction $\tau(\theta)$ peut être mise sous la forme d'une loi d'Arrhenius (Huet, 1963). Dans le programme utilisé ici, une autre représentation est adoptée. Elle correspond à une expression polynomiale du second degré de la fonction $\log(\tau(\theta))$ conformément à l'équation (4.10) (Piau et al., 1997).

$$\log(\tau(\theta)) = A_0 + A_1\theta + A_2\theta^2 \quad \text{pour } \theta \in [-10^\circ\text{C}, 50^\circ\text{C}] \quad (4.10)$$

Les résultats de l'identification du modèle rhéologique du matériau utilisé dans ce travail sont synthétisés dans le tableau 4.2.

| E_∞ [MPa] | E_0 [MPa] | h | k | δ | τ | | |
|------------------|-------------|-------|------|----------|--------|--------|---------|
| | | | | | A_0 | A_1 | A_2 |
| 29700 | 25 | 0.675 | 0.21 | 2.16 | 1.71 | -0.393 | 0.00226 |

TAB. 4.2 : Paramètres du modèle de Huet - Sayegh pour le BB 0-6 testé

La figure (4.5) illustre le calage du modèle sur les courbes isochrones expérimentales obtenues lors d'un essai de module complexe sur le matériau 0-6 mm étudié.

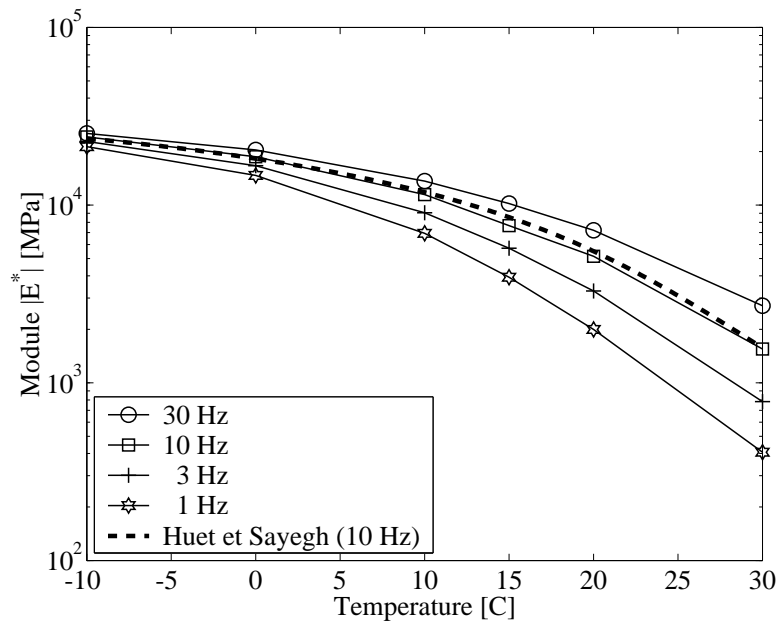


FIG. 4.5 : Module complexe : courbes isochrones pour les différentes fréquences et modèle de Huet - Sayegh pour la fréquence de 10 Hz

Pour les conditions expérimentales de chacun des essais utilisés dans cette thèse : fréquence de 10 Hz et température de 10°C, la norme du module complexe est de 11811 Mpa et l'angle de phase ϕ de 15.1 degrés. Pour les simulations numériques élastiques d'endommagement, la

valeur initiale du module d'Young sera approximée et prise égale à 12000 MPa et le coefficient de Poisson à 0.35 conformément aux hypothèses classiques de dimensionnement de chaussées (LCPC et SETRA, 1994).

4.2.1.2 Caractéristiques thermophysiques des enrobés

Les caractéristiques de conductivité thermique et de capacité calorifique retenues sont extraites des mesures effectuées par de La Roche (1990, 1996). Pour le matériau 0-6 mm étudié, la conductivité thermique k est égale à 0.8 W/m/ °C. La valeur de la diffusivité est constante et de l'ordre de $5 \cdot 10^{-7}$ m²/s pour les matériaux bitumineux. Elle conduit à la détermination de la capacité calorifique alors égale à 1.6 J/m³/ °C.

4.2.1.3 Coefficient d'échange thermique

Les caractéristiques d'échange thermique, aux frontières du domaine fixé par la géométrie de l'échantillon, sont données en terme de coefficient d'échange λ . Ce coefficient diffère selon le type de conditions aux limites. Sont distingués les échanges par conduction et rayonnement avec l'air ambiant sur les bords libres, et les échanges par conduction avec les pièces métalliques de fixation sur les surfaces de collage.

Pour les échanges avec les pièces de fixation, la valeur du coefficient retenue dans ce cas est de $\lambda=55$ W/m²/ °C. Elle correspond au calage effectué pour obtenir une bonne adéquation entre les courbes isothermes simulées et les courbes isothermes observées expérimentalement par thermographie infrarouge durant des essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale (de La Roche, 1996). Cette valeur sera extrapolée aux conditions identiques de collage dans le cas des essais de traction-compression.

Pour les coefficients d'échange avec l'extérieur, sur les surfaces de l'échantillons laissées libres, la valeur sera fonction du dispositif expérimental considéré.

Dans les essais de flexion sur éprouvettes trapézoïdales, la valeur de λ est prise égale à 13 W/m²/ °C (de La Roche, 1996).

Le coefficient d'échange correspondant au dispositif de traction-compression, est déterminé en comparant les résultats de simulation et les mesures expérimentales. L'identification de ce coefficient est faite par calage inverse des résultats de simulation sur les mesures de température de surface effectuées durant les essais. La figure (4.6) présente la comparaison des températures de surface simulées avec celles mesurées durant les essais. Les mesures de température correspondent à des essais d'amplitude de déformation de 80, 100 et 166 $\cdot 10^{-6}$. Les simulations sont effectuées dans les mêmes conditions.

Le calage inverse des simulations sur les valeurs expérimentales de température de surface permet de fixer la valeur de $\lambda=40 \text{ W/m}^2/\text{ }^\circ\text{C}$ pour le dispositif de traction-compression.

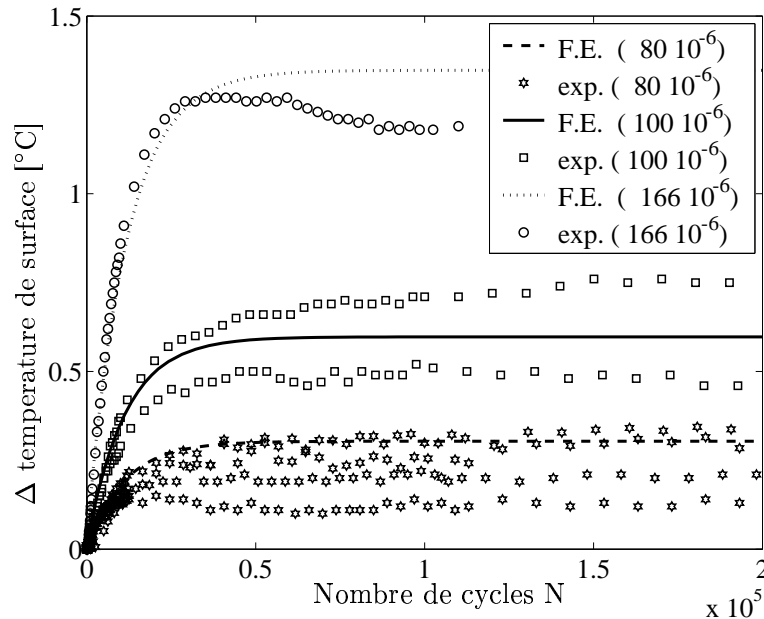


FIG. 4.6 : Comparaison de température de surface pour différents niveaux : expériences et simulations éléments finis (essai fatigue TC $10^\circ\text{C} - 10 \text{ Hz} - \text{BB } 0-6$ testé)

L'évolution des températures de surface illustrée (figure 4.6) montre une augmentation de la température en début d'essai qui tend vers une stabilisation. Ensuite, la simulation thermo-mécanique sans endommagement atteint un régime permanent illustré par le plateau des courbes de température en fonction du nombre de cycles. Ce résultat se retrouve pour tous les autres types d'essais à amplitude de déplacement constante si le couplage avec l'endommagement est négligé.

4.2.2 Cartographie de température en régime permanent

Lorsque le régime permanent est atteint, la valeur de température obtenue en chaque point correspond à la valeur maximale pouvant être atteinte par cette simulation (Fig. 4.6). Dans la suite, les valeurs d'élévation de température entre le début de la simulation (10°C) et le régime

permanent sont présentées pour les essais de traction-compression et les essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale.

4.2.2.1 Essais de traction-compression

Pour les essais de traction-compression sur cylindre, le calcul est effectué en deux dimensions compte tenu de l'axisymétrie du problème. La cartographie des températures obtenues lors des simulations est présentée figure (4.7) pour deux niveaux de déformation imposée. La figure (4.7-a) correspond à la simulation de l'essai effectué au niveau de sollicitation le plus faible testé ($80 \cdot 10^{-6}$), La figure (4.7-b) correspond à la simulation de l'essai au niveau le plus élevé ($166 \cdot 10^{-6}$).

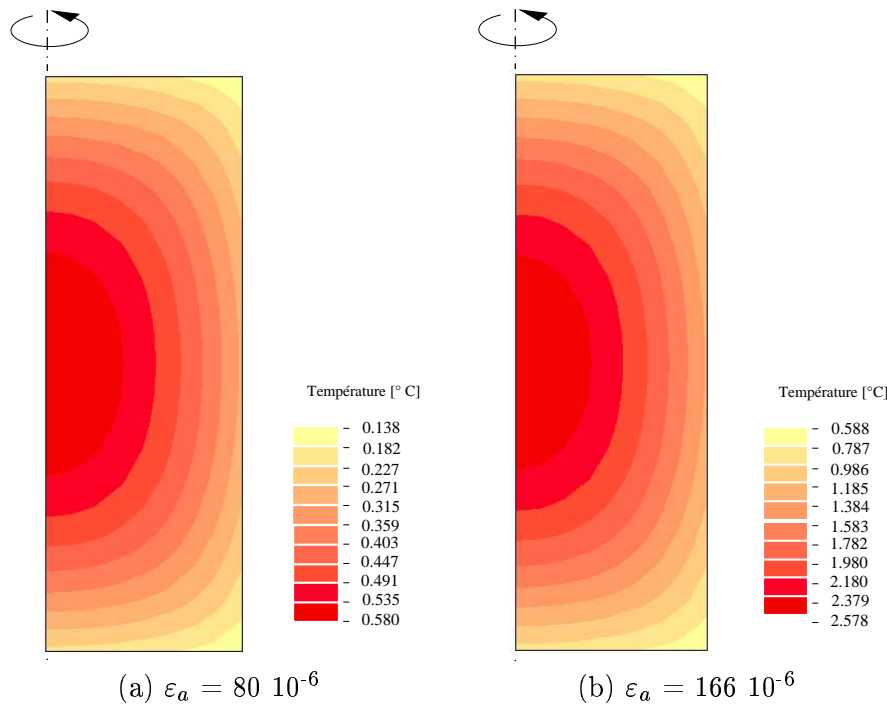


FIG. 4.7 : Simulation des champs d'élévation de température atteints en régime permanent pour un calcul thermo-mécanique sans endommagement (Essais de traction-compression - 10°C - 10 Hz)

Compte tenu des conditions aux limites d'échange avec l'extérieur, l'élévation de température est plus forte au cœur de l'échantillon. Pour un essai à amplitude de déformation contrôlée à $80 \cdot 10^{-6}$, la simulation donne une élévation de température maximale de l'ordre de 0.6°C (Fig. 4.7-a). Pour un essai à amplitude de déformation contrôlée à $166 \cdot 10^{-6}$, la simulation donne une élévation de température maximale de l'ordre de 2.6°C (Fig. 4.7-b).

L'importance de l'effet thermique peut être estimée par la modification du comportement rhéologique résultant de l'accroissement de température. Pour un accroissement de température de 0.6°C , à 10°C et 10 Hz , le modèle rhéologique (Eq. 4.9) conduit à une variation relative du module local de 3.3% . Dans cette limite de variation, le comportement du matériau peut être considéré comme isotherme.

Pour un accroissement de température de 2.6°C , à 10°C et 10 Hz le modèle rhéologique conduit à une variation relative du module local de 14.4% . L'hypothèse du comportement isotherme est alors discutable.

4.2.2.2 Essais de flexion

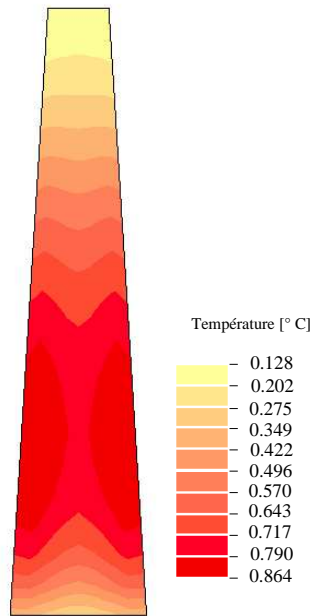
Pour les essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale, la simulation thermomécanique est effectuée uniquement pour l'essai à déplacement imposé correspondant à l'amplitude de sollicitation expérimentale la plus grande. Le calcul thermomécanique est réalisé dans les hypothèses de contraintes planes. Le niveau de sollicitation considéré correspond à une déformation maximale dans l'échantillon de $220 \cdot 10^{-6}$. La figure (4.8) présente le champ d'élévation de température obtenu après stabilisation de l'évolution thermomécanique.

Pour l'essai de flexion, la figure (4.8) montre que les élévations de température obtenues au niveau de déformation le plus élevé sont beaucoup moins importantes que pour les essais de traction-compression.

Pour le niveau de sollicitation considéré correspondant à une déformation maximale de $220 \cdot 10^{-6}$, l'élévation de température est de l'ordre 0.9°C . Pour cette élévation de température, le modèle de Huet Sayegh restitue une décroissance locale de module de 5% .

Les différences observées entre les essais de flexion et de traction compression sont liées aux deux aspects suivants :

- Au début des simulations : pour les essais de traction-compression le niveau de déformation et donc la dissipation sont homogènes dans l'échantillon. En revanche, les champs de déformation sont hétérogènes dans l'éprouvette de flexion. La dissipation est donc maximale sur les bords libres de l'éprouvette et décroît pour s'annuler à l'approche de l'axe neutre.
- le rapport entre le volume sollicité et la surface des échantillons, plus important pour les éprouvettes de traction-compression, conditionne le niveau d'élévation de température atteint. En effet, le volume de l'échantillon conditionne l'importance de la dissipation, sa surface conditionne les échanges thermiques. La température en régime stationnaire est donc donnée par l'équilibre entre la dissipation et l'échange vers l'extérieur.



$$\varepsilon_{max} = 220 \cdot 10^{-6}$$

FIG. 4.8 : Simulation des champs d'élévation de température atteints en régime permanent pour un calcul thermo-mécanique sans endommagement (Essais de flexion - 10°C - 10 Hz)

4.2.3 Perte de raideur induite par effets thermo mécaniques

Les simulations thermomécaniques conduisent à une élévation de température hétérogène dans l'échantillon. La dépendance des caractéristiques rhéologiques du matériau avec la température conduit à une perte de module hétérogène au sein de l'éprouvette. D'un point de vue macroscopique, les modifications locales induisent la diminution de la raideur globale de l'échantillon sollicité en fatigue.

Dans la suite de ce paragraphe, l'effet thermique est traduit sous forme d'un coefficient de décroissance thermique (paragraphe 4.2.3.1). Ensuite, cette notion est utilisée pour découpler l'endommagement intrinsèque des effets thermo-mécaniques (paragraphe 4.2.3.2).

4.2.3.1 Coefficient de décroissance thermique

Les résultats des simulations thermo-mécaniques peuvent également être interprétés en terme de perte de rigidité macroscopique de l'échantillon testé. La figure (4.9) présente le résultat pour

l'essai de traction compression impliquant le plus d'effet thermique, à savoir, l'essai à amplitude de déformation constante $\varepsilon_a = 166 \cdot 10^{-6}$ (Fig. 4.7-b).

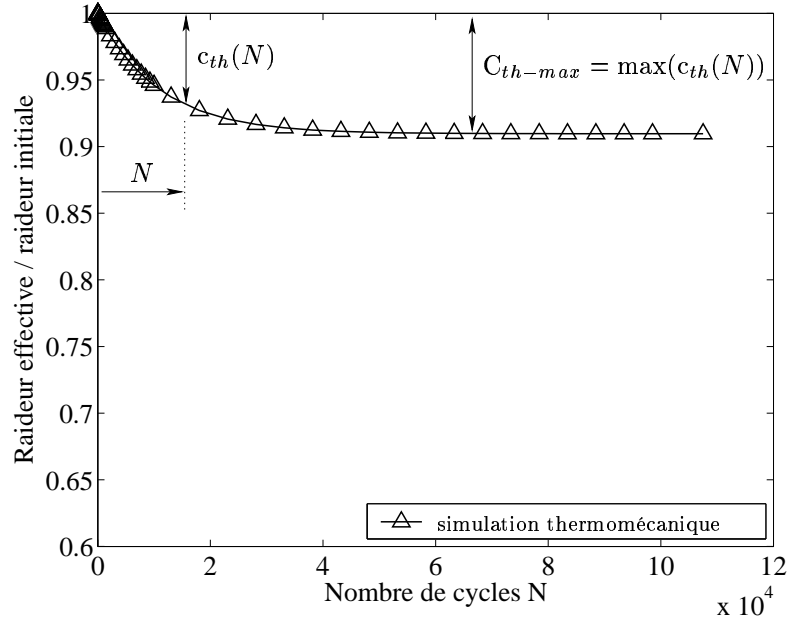


FIG. 4.9 : Evolution de la raideur macroscopique simulée en thermomécanique (essai fatigue de traction-compression 10°C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

L'évolution du régime thermomécanique affecte la raideur macroscopique de l'échantillon. Afin de décrire ce phénomène, un facteur macroscopique d'effet thermomécanique est défini (Bodin et al., 2003).

Si $\mathcal{K}_{th}(N)$ est la raideur macroscopique calculée par le modèle thermomécanique sans endommagement, si \mathcal{K}_0 est sa valeur initiale, alors le coefficient $c_{th}(N)$ caractérisant la décroissance relative de raideur, uniquement due aux effets thermiques, est donné par :

$$c_{th}(N) = \frac{\mathcal{K}_0 - \mathcal{K}_{th}(N)}{\mathcal{K}_0} \quad (4.11)$$

La valeur maximale de c_{th} correspond au régime permanent (Fig. (4.6)) et permet de quantifier le majorant de l'effet thermomécanique global, noté C_{th-max} sur les échantillons testés en fatigue.

Ce coefficient est déterminé pour les différentes simulations effectuées. L'ensemble des valeurs de C_{th-max} obtenues pour les différentes configurations expérimentales testées est présenté dans le tableau (4.3) ci-après.

| | traction - compression | | | | flexion | | |
|------------------------------------|------------------------|-----|-----|------|---------|-----|-----|
| ε_{\max} [10^{-6}] | 80 | 100 | 150 | 166 | 140 | 180 | 220 |
| $C_{th-\max}$ [%] | 2.0 | 3.2 | 6.4 | 10.7 | 1.7 | 2.4 | 3.9 |

TAB. 4.3 : Tableau synthétisant la valeur du coefficient d'influence thermique

Ce coefficient de décroissance thermique macroscopique est fonction du niveau de sollicitation et du type de dispositif expérimental.

Dans ce travail, nous ferons le choix de considérer le processus comme isotherme lorsque les effets thermo-mécaniques globaux ne dépassent pas la valeur de 5%.

Pour le matériau considéré et dans les conditions expérimentales adoptées (10°C et 10 Hz), d'après le tableau (4.3), l'hypothèse de processus isotherme est applicable pour les niveaux d'amplitude de déformation respectivement inférieurs à 100 10^{-6} pour les essais de traction-compression et inférieurs à 220 10^{-6} pour les essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale.

La part des effets thermiques sur les courbes de perte de raideur obtenues expérimentalement est évaluée dans le paragraphe suivant, par une technique de correction thermique.

4.2.3.2 Correction des courbes expérimentales de perte de raideur

Les données brutes de fatigue intègrent la perte de raideur induite par les effets cumulés de l'endommagement et des effets thermiques. Une méthode approchée de dissociation des deux effets est adoptée pour caractériser le phénomène intrinsèque d'endommagement.

L'hypothèse de découplage entre les effets thermiques et l'endommagement est envisageable pour effectuer une correction des données expérimentales permettant d'éliminer la contribution de cet échauffement. Le principe de multiplication des effets propres à l'endommagement D et à la température θ , est repris ici de La Roche (1996).

La perte de raideur macroscopique mesurée $\mathcal{K}_{exp}(N)$ au cycle de chargement N normalisée par sa valeur initiale \mathcal{K}_0 est écrite comme le produit :

- d'un facteur lié à l'effet thermique macroscopique $c_{th}(N)$,
- d'un facteur lié l'endommagement intrinsèque macroscopique $D_{macro}(N)$ de l'éprouvette.

Elle est traduite par l'équation suivante :

$$\frac{\mathcal{K}_{exp}(N)}{\mathcal{K}_0} = (1 - c_{th}(N))(1 - D_{macro}(N)) \quad (4.12)$$

Il est ainsi possible d'accéder à l'endommagement macroscopique intrinsèque de l'échantillon $D_{macro}(N)$ par l'expression suivante :

$$(1 - D_{macro}(N)) = \left(\frac{1}{1 - c_{th}(N)} \right) \frac{\mathcal{K}_{exp}}{\mathcal{K}_0} \quad (4.13)$$

Cette approche est illustrée par la figure 4.10 qui présente les données expérimentales brutes $\mathcal{K}_{exp}(N)/\mathcal{K}_0$, les résultats de la simulation thermomécanique $\mathcal{K}_{th}/\mathcal{K}_0 = (1 - c_{th}(N))$ ainsi que le résultat du calcul de l'endommagement macroscopique corrigé, donné par $(1 - D_{macro}(N))$.

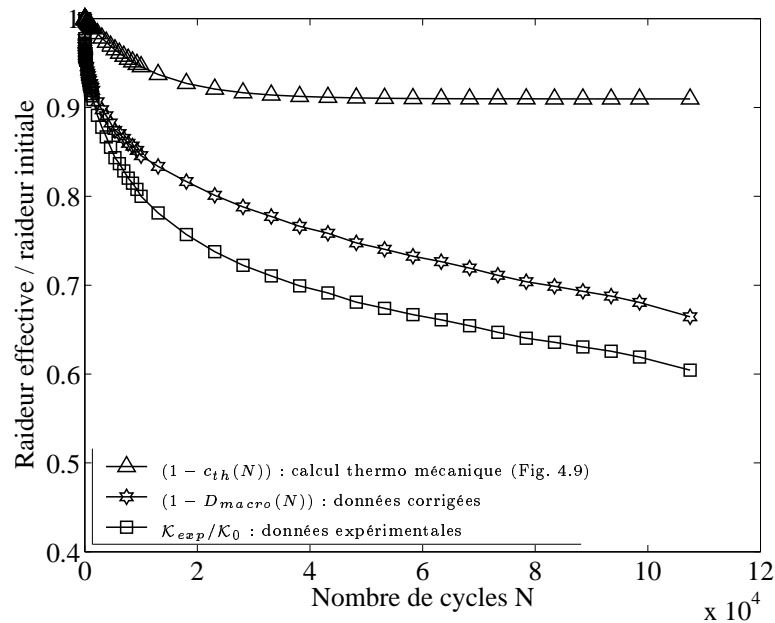


FIG. 4.10 : Illustration de la correction thermomécanique des données expérimentales pour un essai de fatigue en traction-compression ($\epsilon_a = 166 \cdot 10^{-6}$)

Avec l'hypothèse d'un découplage entre l'endommagement et les effets thermomécaniques, l'évolution de la raideur macroscopique associée à l'endommagement mécanique est inférieure à l'endommagement macroscopique global de l'éprouvette mesuré expérimentalement.

L'effet non linéaire de la correction affecte essentiellement le début de la courbe de fatigue. Lorsque le régime thermomécanique permanent est atteint, la courbe corrigée des effets thermiques correspond à une simple affinité géométrique de la courbe expérimentale.

4.2.4 Influence sur la droite de fatigue

Sur la base de la correction thermique approchée des données macroscopiques d'endommagement (cf. paragraphe 4.2.3.2), il est possible de tracer une nouvelle courbe de Wöhler. La figure (4.11) présente la droite de fatigue classique et celle issue des données corrigées.

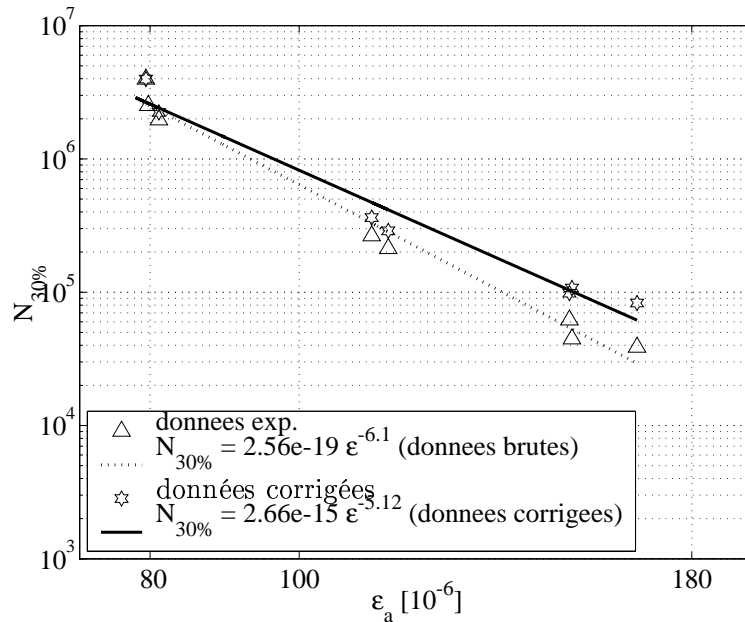


FIG. 4.11 : Comparaison des droites de fatigue avant et après correction thermique pour un critère de rupture de 30% (essai fatigue TC 10°C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

L'effet thermique est d'autant plus grand que le niveau est fort. La droite de fatigue corrigée des effets thermiques a donc une pente plus faible que la droite calculée sur les données brutes.

Pour les essais de traction-compression, sur le matériau étudié et dans les configurations expérimentales de 10°C et 10 Hz, la pente de la droite de fatigue passe ainsi de la valeur voisine de 6.1 à 5.1.

Cette technique de correction conduit à une valeur de pente proche de celle retenue habituellement pour les essais de fatigue sur enrobés bitumineux (LCPC et SETRA, 1994). Ce résultat est également similaire à celui obtenu par d'autres méthodes de correction des artefacts expérimentaux Rowe et Bouldin (2000).

4.3 Identification des paramètres d'évolution d'endommagement en fatigue

Nous rappelons que la loi d'évolution de l'endommagement est de la forme (Eq. 2.18) suivante :

$$\dot{D} = f(D)\tilde{\varepsilon}^\beta < \dot{\tilde{\varepsilon}} >$$

Dans un premier temps, le coefficient β est identifié à l'aide des valeurs de pente des droites de fatigue (paragraphe 4.3.1) .

L'identification des paramètres d'évolution de la fonction $f(D)$ est présentée ensuite. Elle caractérise l'influence de l'état d'endommagement sur sa propre cinétique. L'identification est faite conformément à la technique proposée au paragraphe (2.3). Les deux types de loi d'évolution étudiées correspondent à deux expressions de la fonction $f(D)$. Elles sont qualifiées de loi à deux ou trois régimes, notées respectivement L2R et L3R, en rapport avec l'évolution de l'endommagement auxquelles elles conduisent dans le cas uniaxial d'un essai de fatigue contrôlé en déplacement (cf. paragraphe 2.3).

Le calage de la loi à deux régimes est présenté au paragraphe (4.3.2). Les paramètres déterminés sur les essais uniaxiaux définissent intégralement le modèle et autorisent une première application exploratoire dans le cas de la flexion sur éprouvette trapézoïdale.

Pour la loi à trois régimes, les trois paramètres ne peuvent pas être directement identifiés à partir des essais uniaxiaux à amplitude de déplacement constante. Le paragraphe (4.3.3) présente la méthode d'identification basée sur les résultats expérimentaux des essais uniaxiaux ainsi que sur ceux des essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale.

4.3.1 Calage du paramètre β

Compte tenu des propriétés du modèle d'endommagement, le paramètre β de la loi d'évolution de l'endommagement est directement lié à la pente de la droite de fatigue par la relation suivante (cf. chapitre 2).

$$\text{pente} = -(\beta + 1) \tag{4.14}$$

La méthode de correction des artefacts dus aux couplages thermo-mécaniques permet de définir une valeur de pente, donc de β , indépendante des effets thermiques. Cependant, la technique de correction majore les effets thermiques. Il est donc probable que la valeur de β se trouve encadrée par les deux limites suivantes : une borne inférieure voisine de celle déduite de la pente

de la droite de fatigue corrigée, une borne supérieure pouvant être prise égale à celle déduite des mesures de perte de raideur brute qui englobent tous les effets thermomécaniques et d'éventuels effets parasites supplémentaires comme la thixotropie du liant Di Benedetto et al. (1997a).

$$4 \leq \beta \leq 5 \quad (4.15)$$

Dans la mesure où le modèle d'endommagement est construit avec l'hypothèse fixant, entre autres, l'isothermie du processus, il reste plus cohérent de considérer une valeur de β corrigée des effets thermiques. La valeur de β égale à 4 permet d'envisager des simulations des essais dont les conditions expérimentales conduisent à des phénomènes thermomécaniques faibles.

Il faut cependant garder à l'esprit que les résultats expérimentaux sont dispersés (cf. paragraphe 4.1.2.2) et que cette valeur est donc représentative d'un comportement moyen du matériau.

L'influence de ce choix sur les prédictions en fatigue sera discuté au paragraphe (5.3.1) à travers les résultats de simulations comparés pour les valeurs de $\beta = 3$ ou $\beta = 5$ autour de la valeur $\beta = 4$ retenue pour la suite de l'identification du modèle.

4.3.2 Loi d'évolution à deux régimes (L2R)

Le protocole général d'identification est présenté paragraphe (2.3). Le calage des paramètres s'effectue à partir des résultats macroscopiques des essais de traction-compression à amplitude de déformation constante.

Dans cette configuration, l'évolution de l'endommagement du modèle non local est indépendante de la longueur caractéristique l_c du matériau. Elle interviendra, dans ce chapitre, uniquement dans le cas de simulations d'essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale.

On rappelle que dans le cas du chargement uniaxial homogène, l'endommagement mesuré expérimentalement D_{exp} est calculé à partir de la perte de raideur macroscopique \mathcal{K} de l'éprouvette atteinte au cycle N et de la valeur de raideur initiale \mathcal{K}_0 .

$$D_{\text{exp}} = \frac{\mathcal{K}_0 - \mathcal{K}}{\mathcal{K}_0} \quad (4.16)$$

Dans le plan représentant l'endommagement expérimental D_{exp} défini ci dessus en fonction du nombre de cycles modifié $N^*(N, \varepsilon_a)$, l'identification consiste à ajuster la fonction mathématique $F(D)$ sur les mesures expérimentales. Pour effectuer cette opération, la fonction d'ajustement non linéaire du logiciel Matlab est utilisée. Elle est basée sur une méthode des moindres carrés. Elle conduit directement à la détermination des deux coefficients C et α de la fonction $F(D)$.

La figure (4.12) présente le résultat du calage sur l'ensemble des données expérimentales disponibles, pour le niveau de sollicitation voisin de $80 \cdot 10^{-6}$.

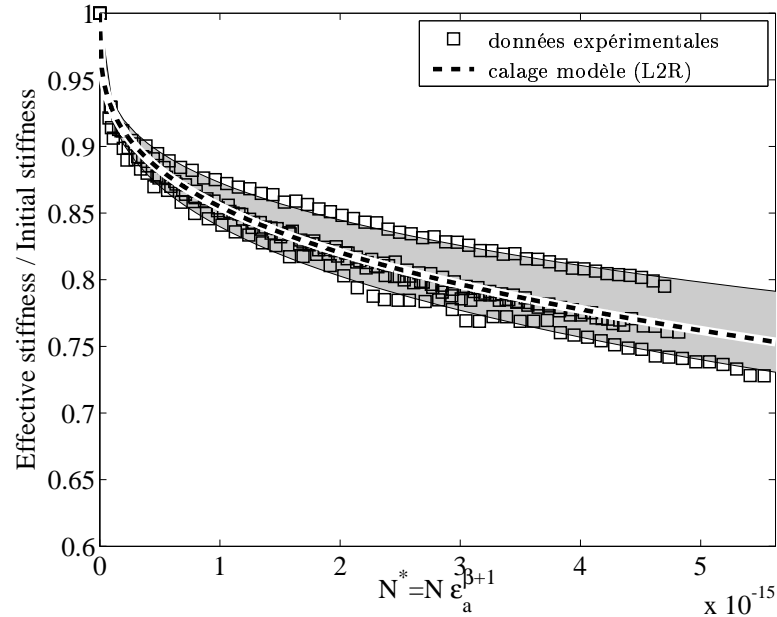


FIG. 4.12 : Évolution de la raideur effective normalisée en fonction du nombre de cycles modifiés $N^*(N, \varepsilon_a)$: résultat du calage de la loi L2R sur des essais de traction-compression ($\varepsilon_a = 80 \cdot 10^{-6}$ - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

Sur la figure (4.12) est représenté un fuseau grisé. Ses bornes correspondent à deux paramètres supplémentaires identifiés sur les essais dont les données sont les plus éloignées du calage moyen. Cette technique offre un moyen de prendre en compte le caractère dispersé des données utilisés pour identifier le modèle. Cette dispersion est de l'ordre de 5% en terme d'endommagement, pour un nombre de cycles fixé. Cependant, elle devient très grande en terme de nombre de cycles pour un niveau d'endommagement fixé. Le faisceau, ainsi défini, englobe tous les résultats expérimentaux ce qui permet d'enrichir la donnée du paramétrage moyen.

Les paramètres issus du calage sont rassemblés dans le tableau (4.4).

L'identification du modèle d'endommagement correspondant à la loi à deux régimes est complète, les simulations d'essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale sont alors envisageables. Le paragraphe suivant en présente les premiers résultats de calcul.

| | β | α | C [10^{12}] |
|----------------|---------|----------|-----------------|
| limite haute | 4 | -2.49 | 1.07 |
| moyenne | 4 | -2.25 | 2.87 |
| limite basse | 4 | -2.32 | 3.43 |

TAB. 4.4 : Paramètre de la loi à deux régimes (L2R) obtenus pour $\beta=4$ (10° C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

4.3.2.1 Prédiction d'essai de flexion sur éprouvette trapézoïdale

Dans ce paragraphe, sont présentés les résultats de simulation des essais de flexion sur éprouvettes trapézoïdales, compte tenu de la loi d'évolution de l'endommagement identifié au paragraphe précédent. Ils correspondent à un niveau de sollicitation défini par la déformation maximale dans l'échantillon de $140 \cdot 10^{-6}$. Rappelons que la longueur caractéristique, qui n'intervenait pas dans le précédent calcul est maintenant fixée à 18 mm. Sa valeur est fixée, conformément aux estimations faites pour les bétons de ciment, à trois fois la taille du plus gros granulats (cf. chapitre 2).

Le maillage utilisé correspond au maillage dit "moyen" choisi (cf. paragraphe 3.3.2). La figure (4.13) montre la superposition des données expérimentales et des résultats de simulation.

Le modèle restitue correctement les phases I et II de l'évolution de la raideur macroscopique lors des essais de flexion. Le résultat de la simulation avec le paramétrage moyen est superposé au fuseau correspondant aux paramétrages limites définis lors de l'identification en traction-compression. La figure (4.14), permet de mettre en évidence l'existence d'une phase III due à l'effet structurel de l'essai de flexion. Avec la loi d'évolution à deux régimes (L2R) du modèle proposée, la durée de vie déterminée est surestimée (8 fois) par rapport aux résultats expérimentaux. L'identification de la loi d'évolution à trois régimes d'évolution tentera de pallier cette insuffisance.

Cependant, il ne faut pas négliger les avantages auxquels ce type de loi d'évolution à deux régimes conduit. L'identification des paramètres d'évolution est très simple et peut même être pratiquée manuellement comme le montre le paragraphe suivant. Partant d'un calage du modèle sur les phase I et II des essais de traction-compression, il permet de restituer les phases I et II des essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale, compte tenu des valeurs de β et l_c retenues. L'influence du choix de ces deux derniers paramètres sera examinée plus précisément au chapitre 5.

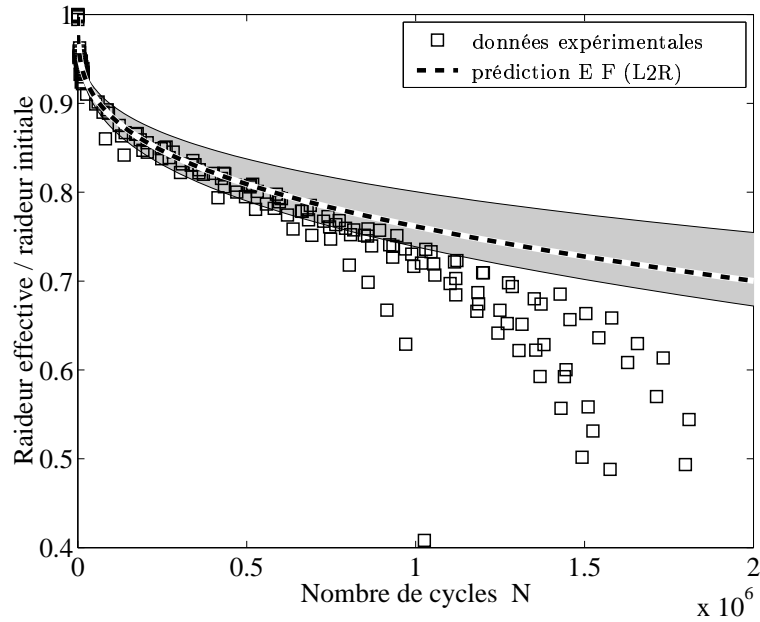


FIG. 4.13 : Simulation essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale (L2R - paramètre (Tab. 4.4) - $\varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$ - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

4.3.2.2 Méthode d'identification alternative

Une méthode simplifiée d'identification des lois d'évolution à deux régimes peut être adaptée dans des cas où les moyens informatiques ne permettent pas une identification aisée par le protocole précédent.

L'expression analytique de l'endommagement atteint après N cycles de sollicitation est la suivante :

$$D(N) = (C(1 - \alpha)N^*)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad \text{avec} \quad N^*(N, \varepsilon_a) = \frac{(\varepsilon_a)^{\beta+1}}{\beta + 1} N \quad (4.17)$$

Sa transposition en logarithme conduit à l'expression suivante :

$$\log D(N) = a (\log N^*) + b \quad (4.18)$$

avec

$$a = \frac{1}{1-\alpha} \quad ; \quad b = \frac{1}{1-\alpha} \log (C(1 - \alpha)) \quad (4.19)$$

Il suffit alors d'effectuer une régression linéaire sur les données expérimentales exprimées dans le plan $\log D_{\text{exp}} - \log N^*$ pour identifier les coefficients a et b de l'équation (4.18).

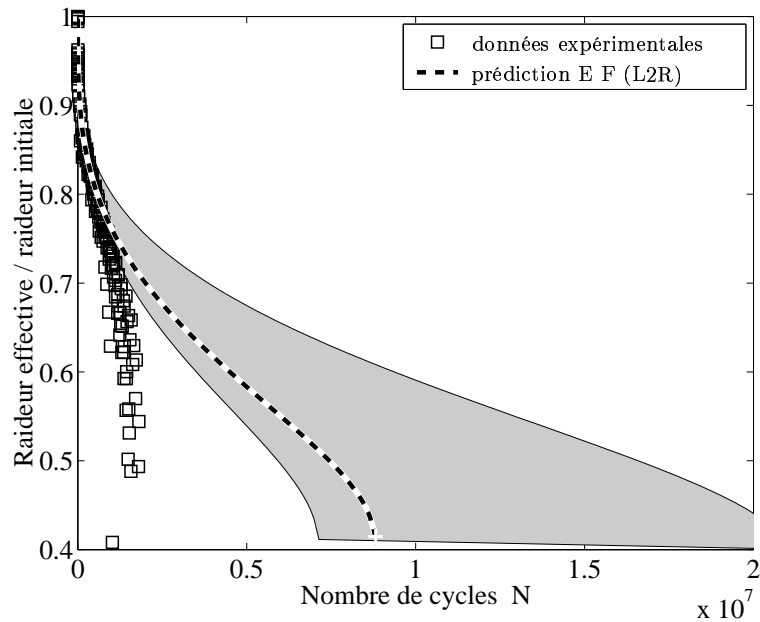


FIG. 4.14 : Simulation essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale (L2R - paramètre (Tab. 4.4) - $\varepsilon_a=140 \cdot 10^{-6}$ - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

La valeur de a correspondant à la pente de la droite obtenue dans le diagramme log-log permet de déterminer le coefficient α qui sera noté α_{\log} . L'ordonnée à l'origine b donne alors le coefficient C , noté C_{\log} . La figure suivante (4.15) illustre le résultat du calage ainsi effectué.

Pour l'exemple de l'identification du paramétrage moyen pour le paramètre β égal à 4, la valeur de α_{\log} ainsi identifiée est de -2.47 à comparer avec -2.25 et la valeur de C ainsi identifiée est de $1.85 \cdot 10^{12}$ à comparer avec $2.87 \cdot 10^{12}$. Les légères différences obtenues tiennent au fait du changement de repère. Lors du passage en échelle bilogarithmique, une importance plus grande est donnée aux points correspondants au début d'essai. En échelle décimale, l'effet est inverse et les points expérimentaux qui se trouvent en fin d'essai ont le même poids par la méthode des moindres carrés.

La différence entre ce calage et celui issu d'un ajustement non linéaire obtenue par Matlab peut être quantifiée. Pour un critère d'endommagement fixé identique pour les deux calages, par exemple 30% la durée de vie pour le modèle identifié dans le diagramme log est sous estimée d'environ 1 million de cycles, ce qui représente 30% de la durée de vie calculée avec le modèle identifié par la première méthode ($\beta=4$ et $\varepsilon_a=80 \cdot 10^{-6}$). Il faut donc rester vigilant compte tenu de

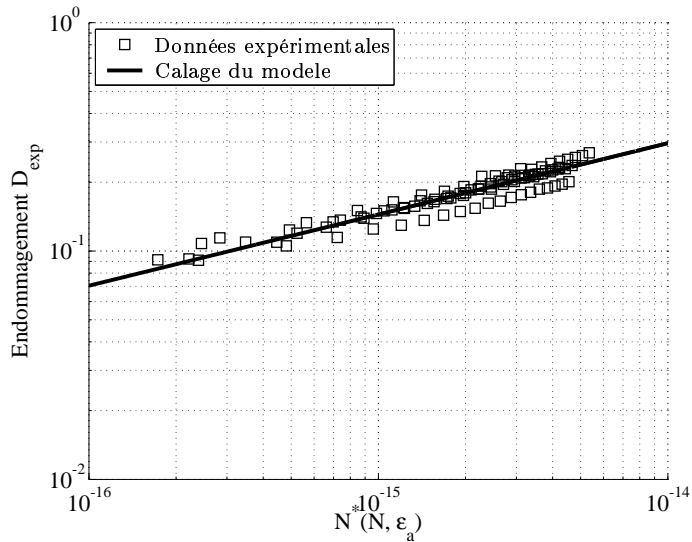


FIG. 4.15 : Endommagement D fonction de N^* dans le plan log - log : résultat du calage sur des essais de traction-compression ($\epsilon_a = 80 \cdot 10^{-6} - 10^{\circ} C - 10 \text{ Hz}$ - BB 0-6 testé)

la forte sensibilité du modèle à la variation de ces paramètres. Pour une meilleure précision, il est préférable d'adopter l'identification donnant le même poids aux différentes valeurs expérimentales, cependant la seconde technique conduit rapidement à des ordres de grandeurs des paramètres et peut conserver cette utilité.

4.3.3 Loi d'évolution à trois régimes (L3R)

Pour le calage de la loi d'évolution à trois régimes (L3R), l'identification des paramètres s'effectue comme précédemment à partir du protocole fixé au paragraphe (2.3). Les essais uniaxiaux ne permettant pas d'accéder à la phase III de l'essai (ils sont en effet interrompus dès le début de perte d'homogénéité), ils sont utilisés uniquement pour caler les phases I et II du processus.

Pour la loi à trois régimes, rappelée ci-dessous,

$$\dot{D} = f(\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, D) \tilde{\epsilon}^\beta \langle \tilde{\epsilon} \rangle$$

trois paramètres α_1 , α_2 et α_3 doivent être identifiés. Le calage du paramètre α_1 contrôle l'initiation de la phase III. Il ne peut donc être identifié sur les essais de traction-compression. Une étape

de calage supplémentaire est ainsi ajoutée, elle est réalisée à partir des simulations effectuées sur les essais de fatigue en flexion sur éprouvette trapézoïdale.

4.3.3.1 Calage générique des phases I et II

Partant des données expérimentales de traction-compression, un ajustement de la fonction $F(D)$ est réalisé à partir d'une valeur du paramètre α_1 fixée arbitrairement et notée α_1^0 .

La figure (4.16) illustre le résultat de ce calage. De même que pour la loi à deux régimes le fuseau présenté est défini par les deux paramétrages qui englobent l'ensemble des données d'essai tenant compte des dispersions expérimentales.

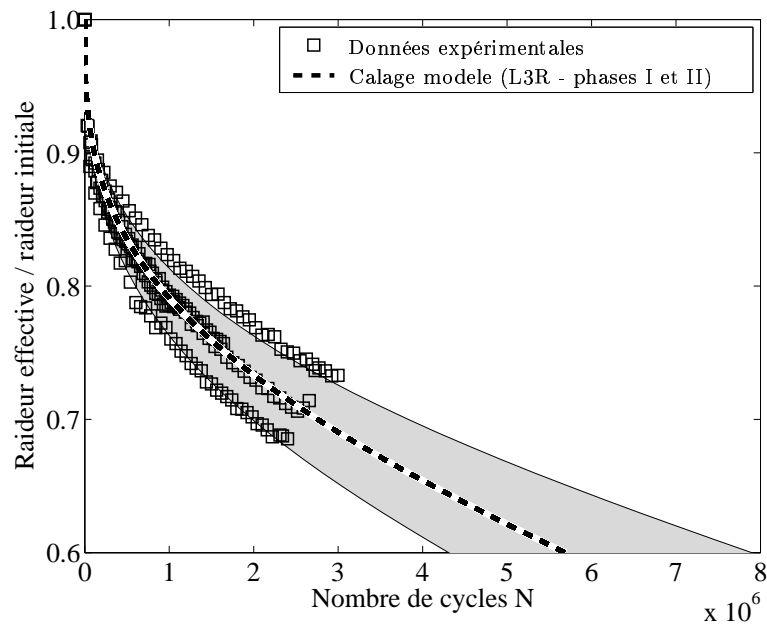


FIG. 4.16 : Calage du début de la loi d'endommagement sur les essais de de traction compression e (L3R - $\varepsilon_a=80 \cdot 10^{-6}$ - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

Les valeurs de calage relatives à cette représentation sont présentées dans le tableau (4.5). Les valeurs des paramètres α_2 et α_3 correspondant à la valeur α_1^0 de α_1 sont notées α_2^0 et α_3^0 .

Partant de ces valeurs, l'identification du paramètre α_1 , est présentée dans le paragraphe suivant.

| | β | α_1^0 | α_2^0 | α_3^0 |
|----------------|---------|----------------|--------------|--------------|
| | - | [10^{-15}] | - | - |
| limite haute | 4 | 12.9 | 0.50 | 3.00 |
| moyenne | 4 | 9.30 | 0.50 | 3.00 |
| limite basse | 4 | 8.53 | 0.54 | 3.09 |

TAB. 4.5 : Paramétrage provisoire α_1^0 , α_2^0 et α_3^0 de la loi à trois régimes (L3R) obtenu pour $\beta=4$ ($10^\circ C$ - 10 Hz - BB 0-6 testé)

4.3.3.2 Calage de la transition phase II - phase III

Le calage de la transition phase II - phase III consiste à déterminer la valeur du paramètre α_1 . Il est effectué à partir des courbes d'essais en flexion sur éprouvette trapézoïdale. Pour se faire, on définit le coefficient k_α qui pilote la valeur de α_1 sous la forme :

$$\alpha_1 = k_\alpha \alpha_1^0 \quad (4.20)$$

Ainsi, ce coefficient permet de paramétrer la transition phase II - phase III. Notons que l'influence du paramètre α_1 sur le calage du début de l'essai (cf. figure 2.8) est compensée par la prise en compte d'une condition supplémentaire. Celle ci consiste à conserver la même dérivée de la fonction $F(D)$ pour le début du processus. Ceci conduit à l'expression suivante de α_2 .

$$\alpha_2 = \alpha_2^0 (k_\alpha)^{\frac{1}{\alpha_2^0}} \quad (4.21)$$

Si cette "astuce" permet de conserver une vitesse d'endommagement constante au début du processus de fatigue quelle que soit la valeur de k_α , elle conduit cependant à la modification de la valeur de α_2 calée sur les essais de traction-compression.

Le paramètre α_3 , quant à lui, est conservé.

$$\alpha_3 = \alpha_3^0 \quad (4.22)$$

Pour les essais de flexion réalisés à un faible niveau de sollicitation ie $\varepsilon_a \approx 140 \cdot 10^{-6}$, la figure (4.17) présente les résultats de simulation pour différentes valeur de k_α .

Les résultats de la figure (Fig. 4.17) confirment le peu d'influence, avec la méthode utilisée, du choix de α_1 sur la simulation des phases I et II. Le choix définitif de α_1 est réalisé visuellement

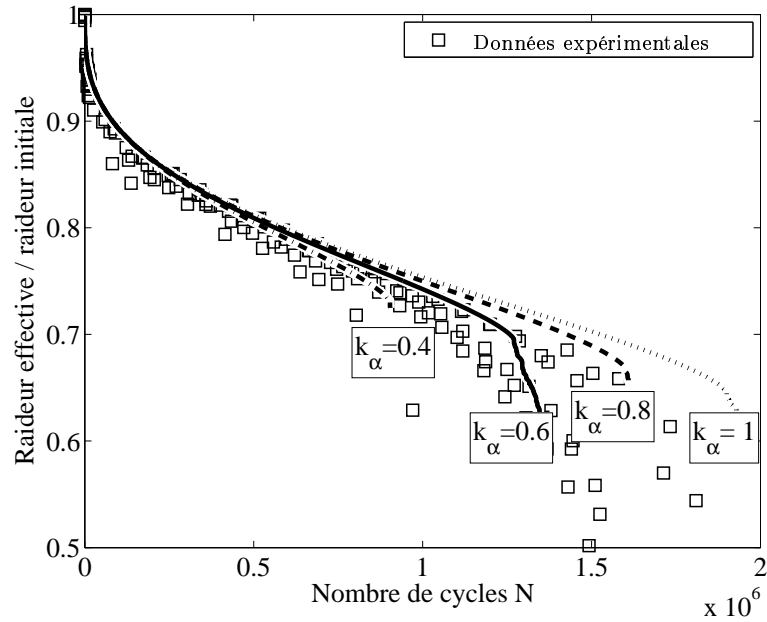


FIG. 4.17 : Calage inverse de la phase III de la loi d'évolution (L3R) sur les essais de flexion $\varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$ $10^\circ C$ - 10 Hz - BB 0-6 testé)

en comparant les résultats des simulations avec les résultats expérimentaux. La valeur de $k_\alpha = 0.6$ est ainsi retenue.

La figure (4.18) illustre également la faible influence du paramètre k_α sur la prédiction des phase I et II des essais de traction-compression ayant servi à l'identification.

Les coefficients du modèle finalement déterminés sont regroupés dans le tableau (4.6).

| | β | α_1 | α_2 | α_3 |
|----------------|---------|----------------|------------|------------|
| | - | [10^{-15}] | - | - |
| limite haute | 4 | 7.74 | 0.42 | 3.00 |
| moyenne | 4 | 5.58 | 0.42 | 3.00 |
| limite basse | 4 | 5.12 | 0.46 | 3.09 |

TAB. 4.6 : Paramètres de la loi à trois régimes (L3R) obtenus pour $\beta=4$ ($10^\circ C$ - 10 Hz - BB 0-6 testé)

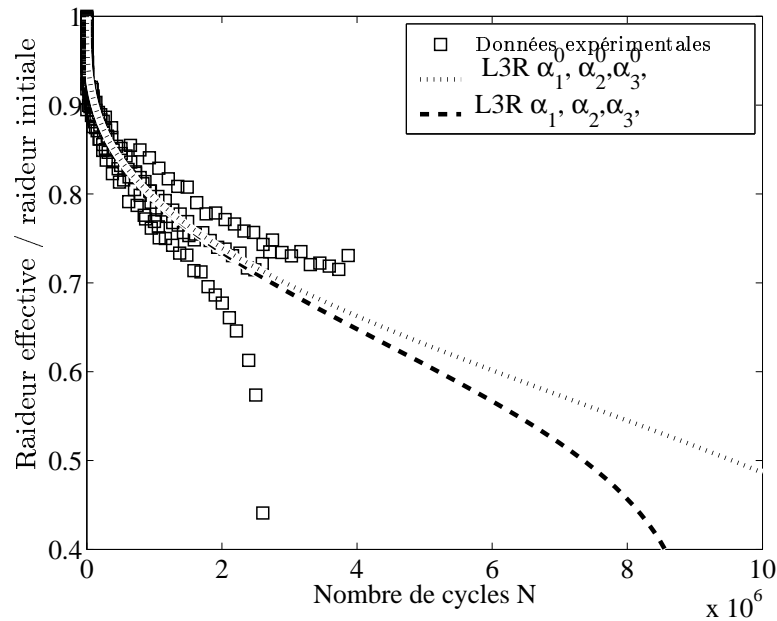


FIG. 4.18 : Vérification du calage des phases I et II des essais de traction-compression $\varepsilon_a = 80 \cdot 10^{-6}$ 10°C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

Ici il est possible de remarquer ici que la nouvelle valeur de α_2 diffère de celle calée sur les essais de traction-compression. Cependant, l'adéquation du modèle pour la description des phases I et II n'est pas affectée pour autant.

Le paragraphe suivant présente la synthèse des résultats de calage du modèle d'endommagement basé sur une loi d'évolution à trois régimes.

4.3.3.3 Résultat du calage

L'identification des paramètres du modèle d'endommagement construit à partir de la loi d'évolution à trois régimes a été effectuée sur les essais de traction-compression pour le début d'essai et sur les essais de flexion sur poutre console trapézoïdale pour la fin du processus. Le calage mixte entre les deux essais permet de déterminer un paramétrage dont les capacités à décrire le processus de fatigue sont illustrées pour les essais de traction-compression et les essais de flexion sur éprouvettes consoles trapézoïdales.

Essais de traction-compression

La figure (4.19) présente, pour les essais de traction-compression contrôlés en déplacement, le résultat correspondant au calage du modèle d'endommagement, complété du fuseau global, construit avec la loi d'évolution à trois régimes.

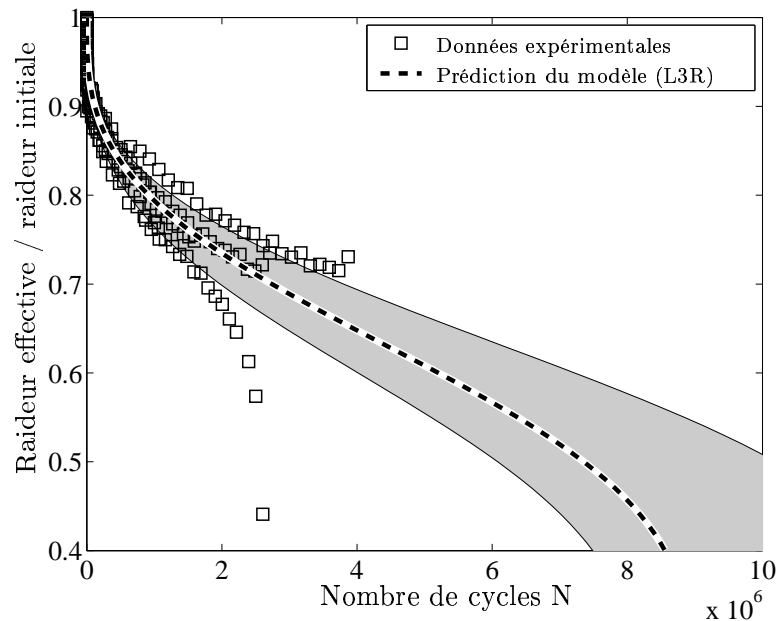


FIG. 4.19 : Résultat du calage du modèle d'endommagement (L3R) : comparaison avec les données expérimentales de traction-compression ($\epsilon_a = 80 \cdot 10^{-6}$ $10^\circ C$ - 10 Hz - BB 0-6 testé)

Le modèle permet la description du début des essais de traction-compression. Il est cependant difficile de relier la phase III restituée par le modèle avec la phase III de rupture expérimentale qui peut être très variable d'un essai à l'autre comme le montre la figure (4.19).

Essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale

La figure (4.20) présente, pour les essais de flexion sur poutre console trapézoïdale, le résultat correspondant au calage du modèle d'endommagement, complété du fuseau global, construit avec la loi d'évolution à trois régimes.

L'évolution de la cartographie d'endommagement au cours du processus de fatigue est présentée figure (4.21). Ces cartographies correspondent aux champs d'endommagement calculés avec le paramétrage moyen.

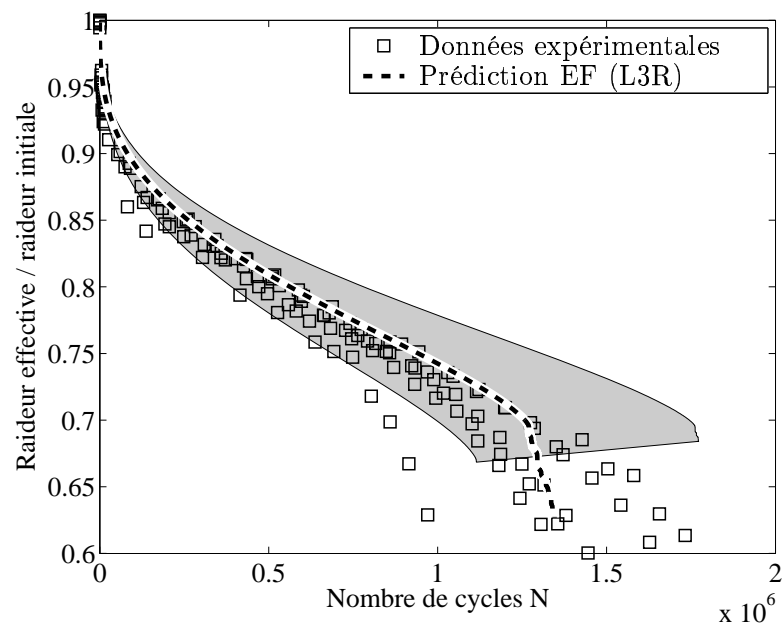


FIG. 4.20 : Résultat du calage du modèle d'endommagement (L3R) : comparaison avec les données expérimentales de flexion sur poutre console trapézoïdale ($\epsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$ - 10°C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

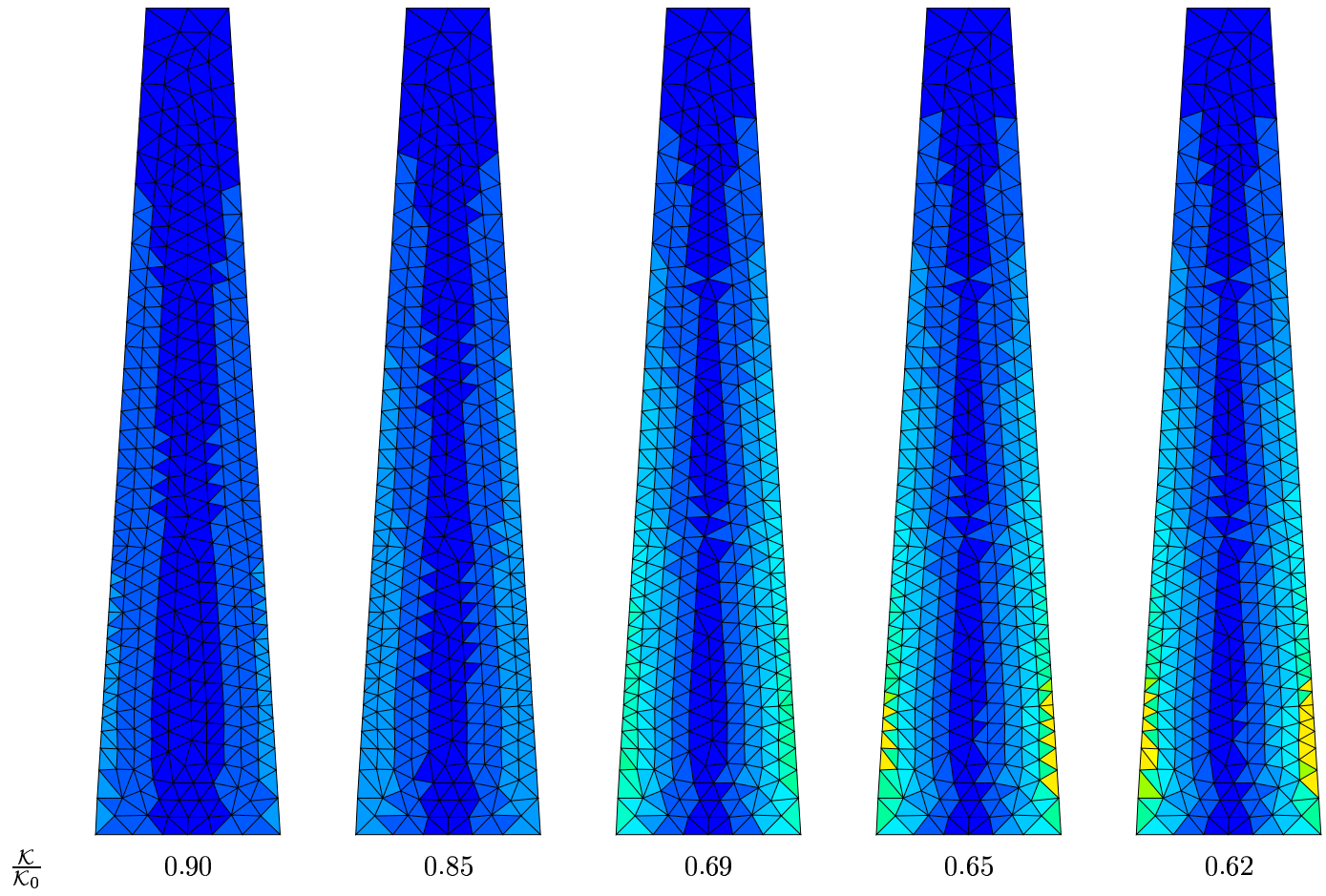


FIG. 4.21 : Evolution de la cartographie d'endommagement (simulation EF - L3R - $\varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$)

Elles nous renseignent sur l'état d'endommagement local en fonction de l'état de dégradation global de l'éprouvette. L'endommagement local proche de 1 est atteint sur les bords libres de l'éprouvette pour une valeur relative de perte de raideur voisine de 30%.

Le front de cette zone où D est égal à 1 est représentative de la zone de fissuration macroscopique de l'éprouvette. Sa hauteur est voisine du dixième de la hauteur totale. Elle est inférieure à la hauteur théorique donnée par la théorie des poutres qui conduit à une zone d'endommagement maximal à une hauteur égale au cinquième de la hauteur totale. La dépendance entre cette hauteur et la longueur caractéristique sera présentée au paragraphe (5.3.2).

4.4 Conclusion

L'étude du majorant des effets thermiques lors des essais à amplitude de déplacement constante conforte l'hypothèse d'isothermie prise dans la modélisation. Les effets thermomécaniques superposés au phénomène d'endommagement dans les configurations d'essais utilisées pour identifier le modèle sont inférieurs à 5% de la perte de raideur totale. Une technique approchée de correction de ces effets parasites sur les essais de traction-compression a conduit au calcul de la pente de la droite de fatigue de manière plus intrinsèque vis à vis du processus d'endommagement.

Le modèle d'endommagement est calé, pour ses deux lois d'évolution, sur la base des essais de traction-compression, et plus particulièrement pour la loi à trois régimes sur des essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale tous réalisés en mode de déplacement contrôlé.

L'identification du modèle pour la loi d'évolution à deux régimes a montré que le calage des phases I et II sur les essais uniaxiaux entraîne une prévision correcte du comportement en phase I et II pour les essais de flexion. La loi à deux régimes identifiée de la sorte et utilisée avec le modèle non local standard élaboré au chapitre 1 conduit également à l'apparition d'une phase III, cependant atteinte pour un nombre de cycles supérieur à celui observé expérimentalement.

L'identification complète du modèle pour la loi d'évolution à trois régimes permet une prédiction du comportement des éprouvettes trapézoïdales de flexion en mode de déplacement imposé. Les phases I et II d'évolution de la raideur macroscopique sont obtenues correctement. Le calage inverse de l'inflexion vers la phase III permet de prévoir cette transition.

Résumé du chapitre 4

Dans ce chapitre, le modèle d'endommagement non local en fatigue est appliqué à la fatigue des enrobés bitumineux. Pour limiter les paramètres influants par rapport au phénomène de dégradation sur chaussée, l'approche s'appuie sur les essais de fatigue sinusoïdale réalisés en laboratoire. La base de résultats expérimentaux utilisée correspond à un programme international d'essai de fatigue sur le même matériau et dans les mêmes conditions d'essais (10°C et 10 Hz pour un BB 0-6 contenant 6.85% de bitume 50/70).

Les résultats d'essais uniaxiaux de traction-compression et d'essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale sont utilisés pour identifier les paramètres d'évolution de l'endommagement. A préalable, une estimation des effets thermiques a permis d'évaluer les effets thermomécaniques macroscopique. Les effets thermiques conduisent à une augmentation de la pente de la droite de fatigue par rapport au phénomène intrinsèque d'endommagement.

L'identification des paramètres d'évolution de l'endommagement s'appuie principalement sur les essais de traction-compression à amplitude de déplacement constante. Le domaine d'identification se limite au domaine d'endommagement homogène dans l'échantillon (phase I et II) précédant la localisation (phase III).

Le paramètre β contrôlant l'effet du niveau de sollicitation sur le taux d'endommagement est identifié sur la droite de fatigue expérimentale corrigée des effets thermiques parasites. Sa valeur est fixée à $\beta=4$ qui peut être directement reliée à la pente classique de la droite de fatigue d'une valeur de 5.

Les paramètres fixant la cinétique d'endommagement, en fonction du nombre de cycles de sollicitation, sont identifiés sur les mesures expérimentales de l'endommagement. Pour la loi à deux régimes, cette seule étape de calage suffit à déterminer tous les paramètres. Les simulations d'essais de flexion montrent une initiation de la phase III de rupture macroscopique plus tardive que celle donnée par l'expérience. Pour la loi d'évolution à trois régimes, l'identification des paramètres est à compléter par le calage inverse de la phase III sur les résultats expérimentaux d'essais de flexion. Cette loi permet alors la détermination quantitative de la phase de localisation menant à la rupture.

Aux différentes étapes, l'effet des dispersions expérimentales, inhérentes aux essais de fatigue, sur l'identification des paramètres conduit à la détermination d'un fuseau. La transposition de ce fuseau dans la configuration des essais de flexion donne la forte influence de ces incertitudes sur les prédictions de durées de vie des éprouvettes.

Chapitre 5

Pertinence du modèle d'endommagement

| | | |
|------------|--|------------|
| 5.1 | Application aux essais de traction-compression et de flexion normalisés | 135 |
| 5.1.1 | Simulation d'essais à différents niveaux de sollicitation | 135 |
| 5.1.1.1 | Essais de traction-compression | 136 |
| 5.1.1.2 | Essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale | 138 |
| 5.1.2 | Simulation d'essais à force imposée | 140 |
| 5.1.2.1 | Essais de traction-compression | 140 |
| 5.1.2.2 | Essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale | 140 |
| 5.2 | Application à d'autres essais de fatigue | 143 |
| 5.2.1 | Essais de fatigue en flexion quatre points | 143 |
| | - Conditions du calcul | 143 |
| | - Résultats de simulation | 144 |
| 5.2.2 | Essais de fatigue en cisaillement | 146 |
| 5.2.2.1 | Simulation des essais de cisaillement | 146 |
| | - Conditions du calcul | 146 |
| | - Résultats de simulation | 147 |
| 5.2.2.2 | Influence d'une déformation du système porte échantillon | 150 |
| | - Modélisation du système porte échantillon | 150 |
| | - Influence de la souplesse de la machine sur les simulations | 151 |
| 5.3 | Discussion sur le choix des paramètres du modèle | 153 |

| | | |
|------------|---|------------|
| 5.3.1 | Paramètre β | 153 |
| 5.3.2 | Paramètre l_c | 155 |
| 5.3.2.1 | Essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale | 155 |
| 5.3.2.2 | Essais de cisaillement | 155 |
| 5.3.2.3 | Approche par les effets d'échelle | 157 |
| 5.4 | Conclusion | 159 |

La modélisation de la dégradation des enrobés bitumineux présentée au chapitre 2 et implantée numériquement (chapitre 3) a été identifiée et validée sur les résultats d'essais correspondants à deux géométries différentes (chapitre 4).

Dans le paragraphe (5.1), le modèle est appliqué pour les essais sur les éprouvettes de même géométrie que celles ayant servi à l'identification mais dans des conditions de chargement différentes.

Ensuite paragraphe (5.2), le caractère prédictif du modèle est discuté à partir des résultats de simulation pour deux nouvelles configurations expérimentales. Les cas de la flexion quatre points et des essais de cisaillement sont présentés.

Dans le modèle d'endommagement, les paramètres β et l_c ont été fixés. Leur valeur conditionne l'identification de la fonction $f(D)$ décrivant l'évolution de l'endommagement. Dans le paragraphe (5.3) est discuté à la fois de l'influence du paramètre de droite de fatigue β et de la longueur caractéristique l_c du modèle non local.

Dans la suite, les applications présentées pourront concerner la loi à deux ou à trois régimes. Le type de loi utilisé sera précisé dans chaque cas.

5.1 Application aux essais de traction-compression et de flexion normalisés

Seule la loi à trois régimes permet de décrire les essais de flexion normalisé jusqu'à l'amorçage de la phase III. Les validations présentées dans ce paragraphe concerneront uniquement cette loi d'évolution de l'endommagement.

Les paramètres du modèle d'endommagement utilisant la loi à trois régimes étant déterminés, les premières validations portent sur les essais de traction compression et de flexion sur éprouvette trapézoïdale, pour des conditions d'essais n'ayant pas servi à l'identification. En conservant ces géométries l'application pour différents niveaux de sollicitation est présentée au paragraphe (5.1.1). Enfin, les résultats des simulations d'essais à force imposée sont exposés au paragraphe (5.1.2) pour juger du caractère prédictif du modèle d'endommagement.

5.1.1 Simulation d'essais à différents niveaux de sollicitation

Le modèle d'endommagement a été identifié à partir d'essais de flexion à petits niveaux de sollicitation (i.e. $140 \cdot 10^{-6}$). Afin de juger de son caractère prédictif, les résultats de simulations sont comparés aux valeurs expérimentales pour deux autres niveaux de sollicitation. Le critère d'isothermie retenu ($C_{th-max} < 5\%$, cf. paragraphe 4.2.3.1) sera vérifié pour toutes les conditions

d'essai présentées même s'il devient de plus en plus discutable avec l'augmentation du niveau de sollicitation, en particulier il ne sera pas respecté pour l'essai de traction compression d'amplitude de déformation $150 \cdot 10^{-6}$.

5.1.1.1 Essais de traction-compression

La figure (5.1) présente conjointement les résultats des simulations numériques et les données expérimentales pour les niveaux de $100 \cdot 10^{-6}$ et $150 \cdot 10^{-6}$.

Sur ces figures et dans le cas précis de la traction-compression les graphiques contiennent également, pour information, les données expérimentales corrigées des effets thermiques (cf. paragraphe 4.2.3.2).

Pour les essais à $100 \cdot 10^{-6}$ (Fig. 5.1-a), la prédiction de l'endommagement par le modèle, conduit globalement, à une décroissance de la raideur de l'éprouvette simulée plus lente que les mesures expérimentales obtenues. La perte de raideur du début d'essai (20%) est correctement restituée. La prédiction conduit ensuite à une perte de raideur inférieure aux résultats expérimentaux.

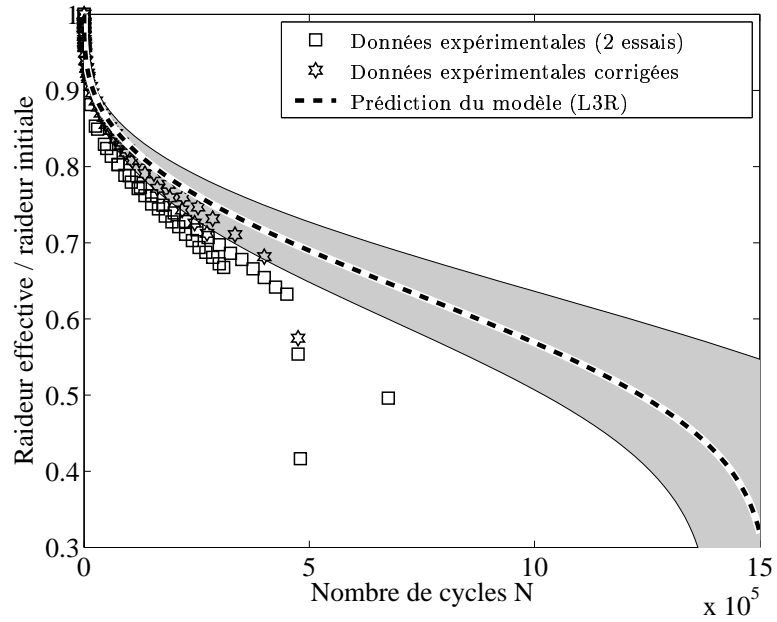
Ces essais au niveau de $100 \cdot 10^{-6}$ répondent au critère d'isothermie du processus d'endommagement fixé au paragraphe (4.2.3.1). On remarque effectivement la faible différence entre les données expérimentales brutes et les données expérimentales corrigées. Cette légère différence correspond néanmoins à la différence entre la prédiction et les données expérimentales corrigées, pour une perte de raideur allant jusqu'à 30% ce qui correspond au démarrage de la phase III.

La durée de vie donnée par la phase III de l'évolution du modèle correspondant au troisième régime de la loi d'évolution, est en revanche surestimée dans un rapport de 1 à 3 par rapport aux mesures expérimentales obtenues sur les deux essais exploités ici.

Pour les essais à $150 \cdot 10^{-6}$ (Fig. 5.1-b), la prédiction de l'endommagement par le modèle est relativement fidèle aux observations expérimentales. Pour les données expérimentales brutes, la prédiction correspondant à la limite basse du fuseau d'incertitude donne une bonne approximation de l'évolution de la raideur expérimentale même si les valeurs expérimentales sont toujours inférieures. Cette différence peut être attribuée aux effets thermiques dont l'amplitude dépasse le critère d'isothermie fixé au chapitre 4. Là encore, l'application de la correction thermique conduit à obtenir une prédiction du modèle en accord avec les données d'essais ainsi traitées. En terme de durée de vie ou de cinétique d'endommagement, l'évolution expérimentale est centrée dans le fuseau représentatif des incertitudes.

L'ensemble de ces observations portent sur quatre essais et devront donc être confirmées sur un plus grand nombre de configurations.

(a) $\varepsilon_a = 100 \cdot 10^{-6}$



(b) $\varepsilon_a = 150 \cdot 10^{-6}$

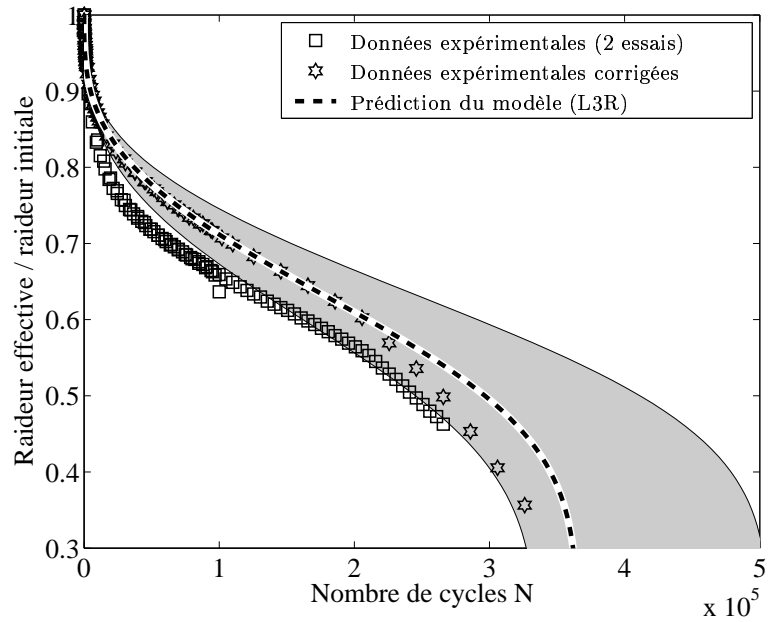


FIG. 5.1 : Résultats de simulation (L3R) essai de traction-compression à déplacement imposé ($\varepsilon_a = 100$ (2 essais) et $150 \cdot 10^{-6}$ (2 essais) - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

5.1.1.2 Essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale

La figure (5.2) présente les résultats de simulations numériques superposées aux données expérimentales pour les niveaux de $180 \cdot 10^{-6}$ et $220 \cdot 10^{-6}$.

Dans les deux cas, les simulations de la raideur macroscopique, par la loi de dommage à trois régimes, permettent une bonne description de l'évolution expérimentale de la perte de raideur des échantillons testés en fatigue. Les prédictions en termes de durée de vie (i.e. l'amorçage de la phase III) et de cinétique de la dégradation sont obtenues avec une précision qui place les résultats de calcul très proches des résultats expérimentaux.

Le fuseau traduisant les incertitudes d'identification des paramètres englobe l'intégralité des mesures expérimentales permettant d'offrir une prédiction fiable des résultats expérimentaux.

Ces observations portent sur deux groupes de quatre essais qui sont relativement peu dispersés. Ces bonnes corrélations sont très encourageantes, en termes de prédiction des essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale.

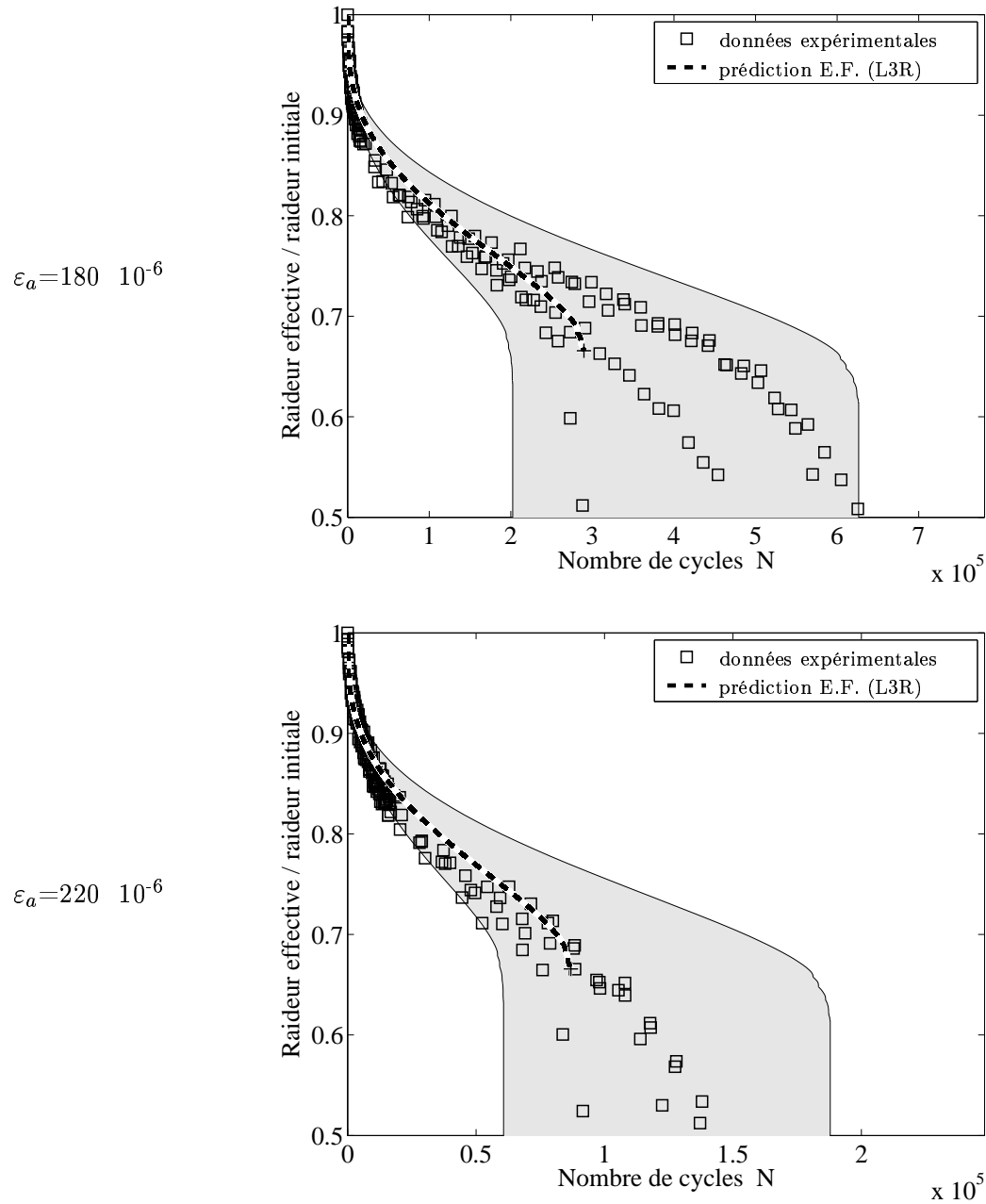


FIG. 5.2 : Résultats de simulation (L3R) essai de flexion sur éprouvette trapézoïdale à déplacement imposé ($\epsilon_a=180$ (4 essais) et $220 \cdot 10^{-6}$ (4 essais) - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

5.1.2 Simulation d'essais à force imposée

Durant les essais à force imposée, à la différence des essais précédents où l'amplitude de déplacement est maintenue constante, c'est l'amplitude de la force appliquée en tête qui est maintenue constante au cours de l'essai.

5.1.2.1 Essais de traction-compression

Les essais dont nous disposons actuellement, pour cette modalité d'essai, sont peu nombreux. Il est cependant intéressant de voir à quelles tendances de prédiction le modèle conduit en comparant les prédictions aux résultats expérimentaux.

Pour les essais à contrainte constante de 0.9 MPa (Fig. 5.3-a), la prédiction de l'endommagement de l'éprouvette testée est relativement correcte. Le fuseau de prédiction englobe presque la totalité des données expérimentales obtenues. Entre autres, la prédiction de la durée de vie de l'éprouvette obtenue sur le seul essai considéré est quasiment exacte. Les différences observées vont dans le sens de l'approximation visant à négliger les effets thermomécaniques et donc à sous estimer les pertes de module. Il est à noter que dans le cas des essais à force imposée, l'énergie dissipée augmente de cycle en cycle et l'approximation peut donc être remise en cause. Cependant, en dessous d'un certain niveau de sollicitation il est possible qu'il y ait néanmoins instauration d'un régime thermomécanique permanent même avec l'endommagement. Il est possible que les essais à 0.9 MPa respectent cette condition. Cette hypothèse reste à vérifier dans le cas général. Pour l'essai particulier utilisé ici, elle est cependant tout à fait plausible. En effet, la mesure de température de surface effectuée durant cet essai montre un palier révélateur d'un régime permanent contrairement aux essais à plus fort niveau de contrainte pour lesquels la température ne cesse de croître au cours de l'essai.

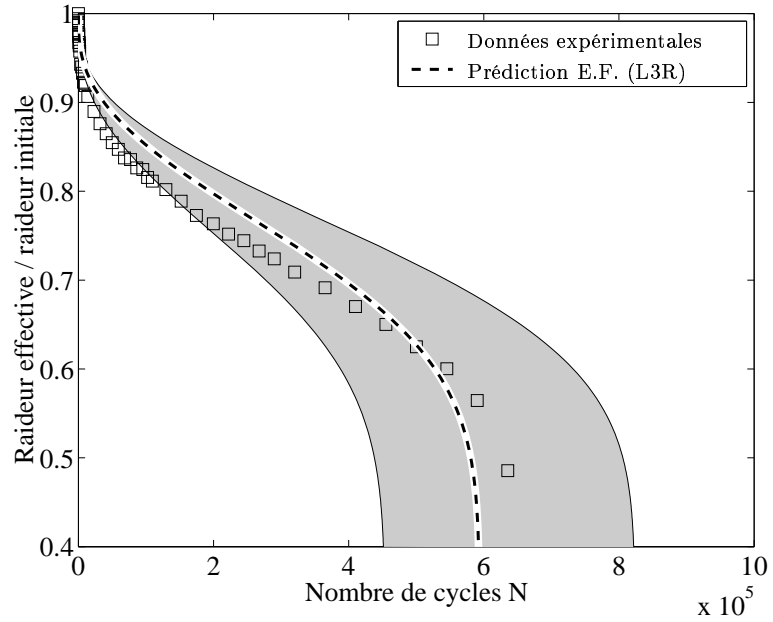
L'existence des effets thermomécaniques, peuvent également expliquer les différences entre le modèle et les expérimentations pour l'essai à un niveau plus fort, réalisé à 1 MPa (Fig. 5.3-b).

Ces conclusions ne portent que sur les résultats de deux essais et le respect des tendances attendues est également encourageant mais les conclusions ne sont pour le moment pas généralisables.

5.1.2.2 Essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale

Les essais de flexion sur éprouvette console trapézoïdale à force imposée ont été réalisés au LRPC de Bordeaux avec une amplitude de déformation initiale de $\varepsilon_{\max}=118 \cdot 10^{-6}$. La figure (5.4) présente les données expérimentales et les résultats de simulation comprenant le résultat du

(a) $\sigma_a = 0.9 \text{ MPa} \cdot 10^{-6}$



(b) $\sigma_a = 1 \text{ MPa}$

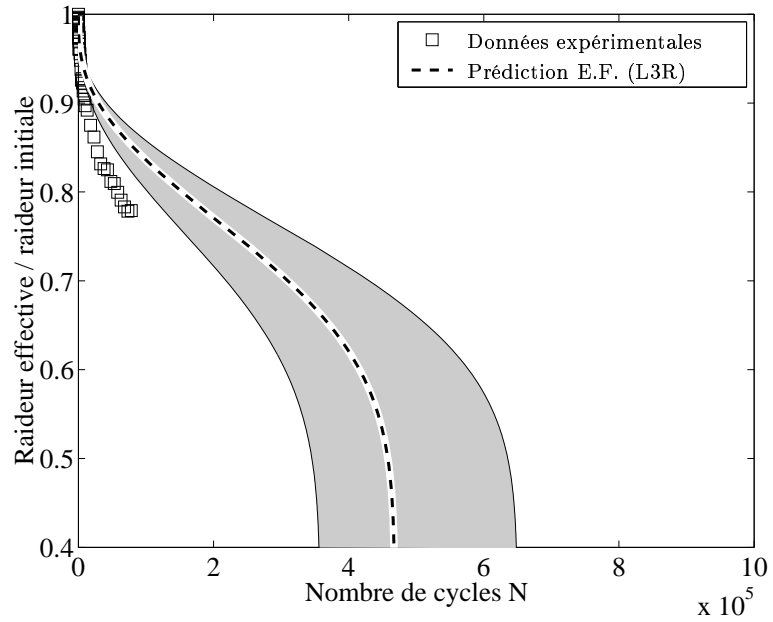


FIG. 5.3 : Résultats de simulation (L3R) essai de traction compression à force imposée ($\sigma_a = 0.9 \text{ MPa}$ et 1 MPa - 10° C - 10 Hz - BB 0-6 testé)

paramétrage moyen et les simulations pour les deux paramétrages définis par le fuseau lors de l'identification.

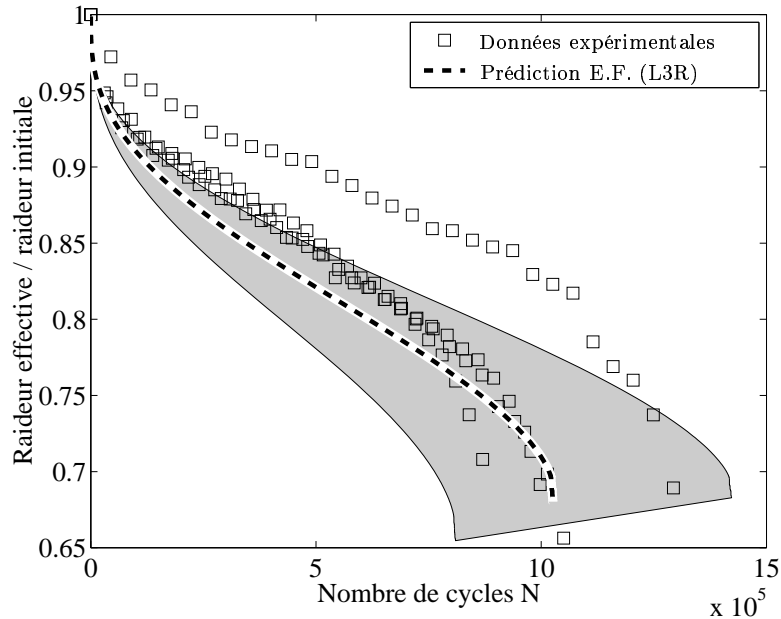


FIG. 5.4 : Résultat de simulation essai de flexion sur éprouvette trapézoïdale à force imposée ($\varepsilon_0 = 118 \cdot 10^{-6}$ - $10^\circ C$ - $10 Hz$ - BB 0-6 testé)

La comparaison entre les données expérimentales et les résultats de simulation montre une relativement bonne adéquation du modèle avec les résultats d'essais. La prise en compte des effets thermiques (qui restent d'ailleurs faibles pour ces essais de flexion à force imposée) dans le modèle ne permet pas ici d'expliquer les différences observées (inférieures à 5%) entre le modèle et les données d'essai. En effet, la simulation surestime la perte de raideur par rapport aux essais. Cependant, la durée de vie considérée comme le début de la phase III est estimée avec une bonne précision.

Il faudrait maintenant compléter ces résultats par la comparaison des simulations et des données expérimentales pour d'autres niveaux de chargement.

5.2 Application à d'autres essais de fatigue

5.2.1 Essais de fatigue en flexion quatre points

Les conditions générales des essais de fatigue en flexion quatre points, effectués au laboratoire IBDiM en Pologne sont présentées au paragraphe (1.2.2.2). Les conditions de calculs modélisant le dispositif expérimental sont données avant de présenter les résultats de simulation.

- *Conditions du calcul*

La modélisation de l'essai de flexion quatre points est réalisée à partir d'une demi éprouvette compte tenu de la symétrie du problème. La figure (5.5) présente la schématisation des conditions aux limites.

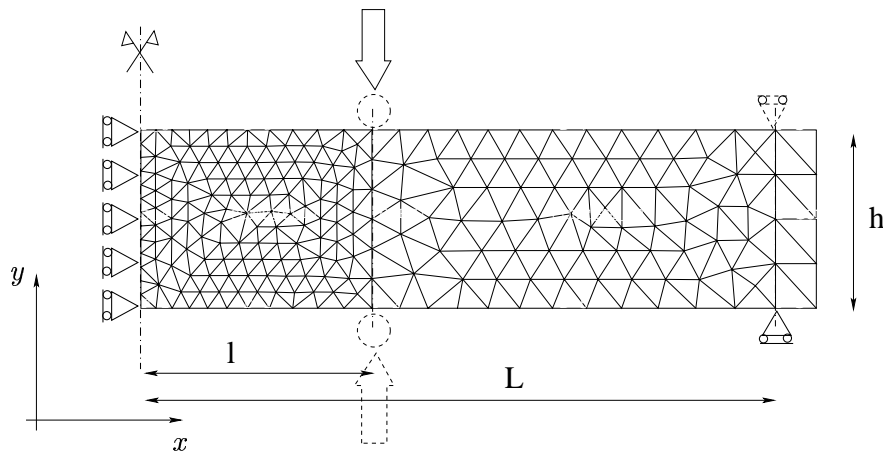


FIG. 5.5 : *Flexion quatre point, condition aux limites et modélisation des appuis bilatéraux*

La loi d'évolution de l'endommagement à trois régimes issue de l'identification sur les essais de traction-compression et les essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale est utilisée (cf. paragraphe 4.3.3, Tab. 4.6).

Le chargement correspond à un déplacement des appuis intermédiaires, maintenu d'amplitude constante. Cette amplitude est définie afin d'obtenir le niveau de déformation maximal voulu dans l'éprouvette, qui définit le niveau de sollicitation de l'essai, par un calcul de résistance des matériaux.

La taille des mailles d'éléments triangulaires à 3 nœuds est déterminée forfaitairement conformément aux conclusions pour les éprouvettes trapézoïdales (paragraphe 3.3). La taille des mailles dans la zone centrale la plus sollicitée, correspondant à la zone de rupture, est fixée au tiers de la

longueur caractéristique l_c de 18 mm. La taille des mailles augmente vers les appuis de manière à "gommer" les concentrations de contraintes parasites dans les zones d'appui. Le calcul 2D, dans Castem 2000 est effectué conformément à l'hypothèse des contraintes planes.

Les conditions aux limites aux bornes du maillage sont de trois ordres

- en $x=0$, la condition de symétrie est traduite en terme de blocage du déplacement dans la direction x ;
- en $x=L$, la condition d'appui bilatéral à l'extrémité de la poutre est traduite par un blocage du déplacement dans la direction y pour tous les nœuds se trouvant sur la ligne entre les deux appuis. Le déplacement dans la direction x est laissé libre ;
- en $x=l$, le chargement est traduit par un déplacement imposé dans la direction y . De la même manière que pour la condition d'appui, les déplacements sont appliqués à tous les nœuds entre les deux points de chargement. Le déplacement est laissé libre dans la direction x .

- Résultats de simulation

Les résultats de simulation sont présentés figure (5.6). L'évolution simulée de la raideur macroscopique de l'éprouvette en fonction du nombre de cycles de sollicitation est présentée et superposée aux résultats expérimentaux. Les résultats présentés correspondent à des essais contrôlés en déplacement pour lesquels le niveau de déformation maximal au sein de l'échantillon est de $140 \cdot 10^{-6}$.

La comparaison entre les résultats de simulation et les données expérimentales montre que la prédiction de l'amorçage de la phase III de rupture des échantillon est bien restituée par la modélisation. Cependant, l'évolution simulée de la raideur de l'échantillon n'est pas rigoureusement conforme aux mesures expérimentales. La vitesse d'endommagement macroscopique, en début de simulation, est plus importante que celle mesurée expérimentalement. Cette évolution rapide au début du processus est compensée par un ralentissement durant la phase II simulée. De cette manière le nombre de cycle au début de la phase III est déterminé avec une assez bonne précision. Le fuseau traduisant la dispersion potentielle des paramètres du modèle, suit la même tendance que la courbe moyenne. L'intervalle correspondant au début de la rupture encadre les valeurs expérimentales.

Les conclusions sur la description de l'évolution de l'endommagement macroscopique doivent néanmoins être nuancées compte tenu des incertitudes pouvant influencer l'interprétation.

Les conditions générales des essais sont connues, cependant ces données ont été obtenues lors d'essais pour lesquels quelques détails sur le mode de réalisation a pu échapper à la modélisation simplifiée. Entre autres, la modélisation des conditions d'appui par des rotules peut induire des

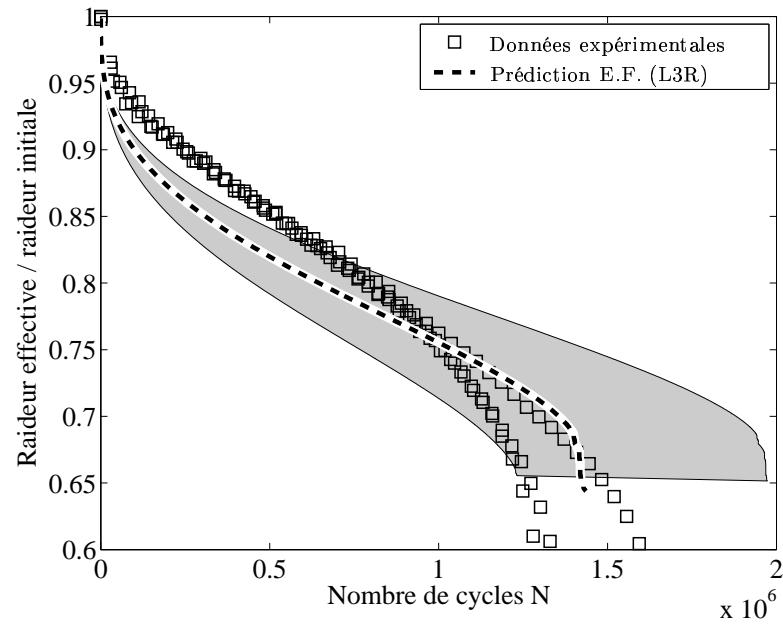


FIG. 5.6 : Simulation de l'évolution de la raideur macroscopique des échantillons testés en flexion quatre points ($L3R - \varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$)

différences avec l'expérience pour laquelle les appuis ne sont jamais parfaits. Les différences auxquelles peuvent mener de telles hypothèses seront examinées pour les essais de cisaillement. L'effet de la souplesse d'une liaison encastree est alors évalué en termes de prédiction de durée de vie (paragraphe 5.2.2.2).

5.2.2 Essais de fatigue en cisaillement

Les essais de cisaillement présentés dans ce paragraphe ont été réalisés dans le cadre de cette thèse. Ils ont été effectués sur la machine de cisaillement du LCPC (Bodin, 2000). Ils ont donné lieu à un examen particulier des modes de rupture des échantillons dont les principaux résultats sont regroupés dans l'annexe A. Dans ce paragraphe, sont présentés les résultats de simulation obtenus en appliquant les modèles d'endommagement à deux ou trois régimes d'évolution.

5.2.2.1 Simulation des essais de cisaillement

Les conditions expérimentales ayant servi à la modélisation des essais de cisaillement sont présentées au paragraphe (1.2.3).

- *Conditions du calcul*

Le domaine est maillé avec des éléments linéaires à trois nœuds de tailles identiques. La dimension moyenne des mailles est fixée (cf. paragraphe 3.3.1) au tiers de la longueur caractéristique ($l_c = 18$ mm) introduite par le modèle d'endommagement non local (Fig 5.7).

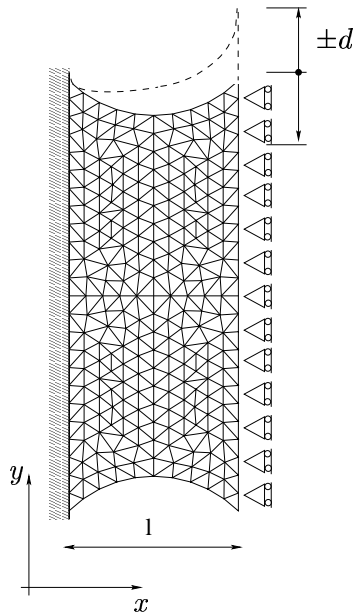


FIG. 5.7 : *Essai de cisaillement du LCPC modélisation des conditions aux limites théoriques*

Les conditions aux limites aux bornes du modèles sont les suivantes :

- en $x=0$, le déplacement des nœuds est bloqué dans les deux directions x et y modélisant un encastrement parfait ;
- en $x=1$, le déplacement des nœuds est bloqué dans la direction x modélisant le blocage en rotation théorique du système porte échantillon. Le chargement correspond à un déplacement imposé dans la direction y de valeur $\pm d$.

Le niveau de sollicitation est donné par la distorsion moyenne γ qui est égale à la valeur du déplacement imposé d divisé par la largeur de l'éprouvette.

- Résultats de simulation

La figure 5.8 présente les résultats de simulations numériques effectuées avec les deux lois d'évolution de l'endommagement à deux ou trois régimes. Les valeurs calculées sont superposées aux mesures expérimentales de la raideur en fonction du nombre de cycles de sollicitation.

Ces résultats montrent des différences selon le type de loi d'évolution de l'endommagement utilisé.

Pour la loi d'évolution à trois régimes, la décroissance de raideur macroscopique ne présente pas de phase II. La phase III apparaît directement à la suite de la phase I entre 20 et 30% de perte de raideur macroscopique.

Pour la loi d'évolution à deux régimes, la perte de raideur simulée suit une évolution plus régulière à trois phases. La première phase couvre les 40 premiers pourcents de la perte de raideur macroscopique. La phase II, s'intercale entre la fin de la phase I et le début de la phase III. Cette dernière apparaît après 60 % de perte de raideur macroscopique. Elle apparaît progressivement puis évolue vers la rupture complète de l'échantillon. Pour cette loi à deux régimes, la phase III est donc révélatrice d'un effet structurel dû à la géométrie de l'essai.

La comparaison avec les résultats expérimentaux montre que l'évolution calculée avec la loi à deux régimes permet une description fidèle, dans un intervalle de 10 % de l'évolution mesurée en laboratoire. La loi d'évolution à trois régimes, bien que simulant parfaitement l'évolution de la phase I conduit à une rupture prématurée de l'échantillon.

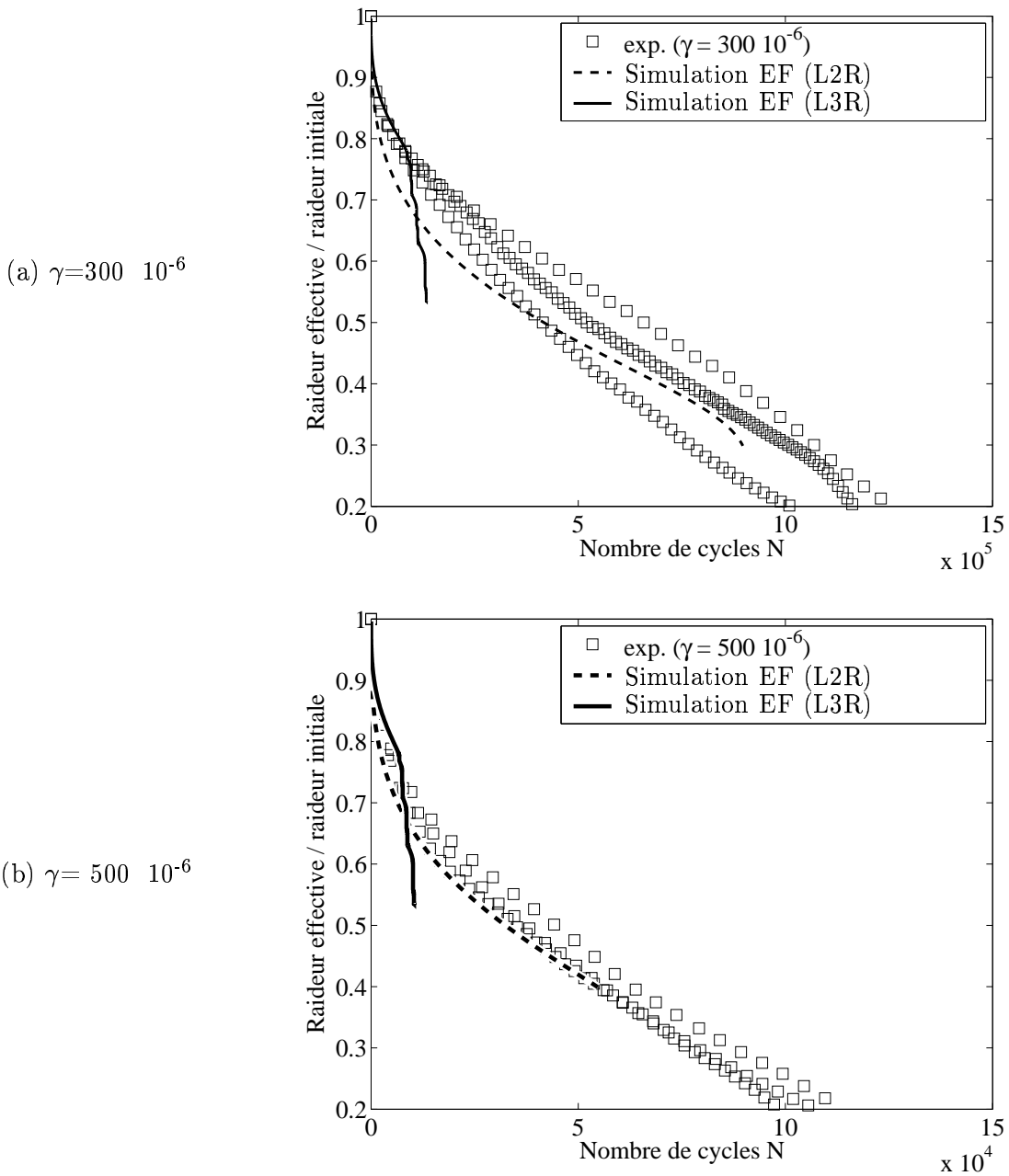


FIG. 5.8 : Simulation de l'évolution de la raideur macroscopique des échantillons testés en cisaillement (L2R et L3R - $\gamma_a = 500 \cdot 10^{-6}$ - $10^\circ C$ - 10 Hz - BB 0-6 testé)

Les cartographies d'endommagement obtenues lors des simulations constituent un autre élément d'analyse des résultats. Pour comparer les deux types de lois, les cartographies correspondant au même niveau de perte de raideur macroscopique sont examinées. Pour une perte de raideur voisine de 50 %, la figure 5.9 présente les cartes d'endommagement sur le maillage des éprouvettes de cisaillement.

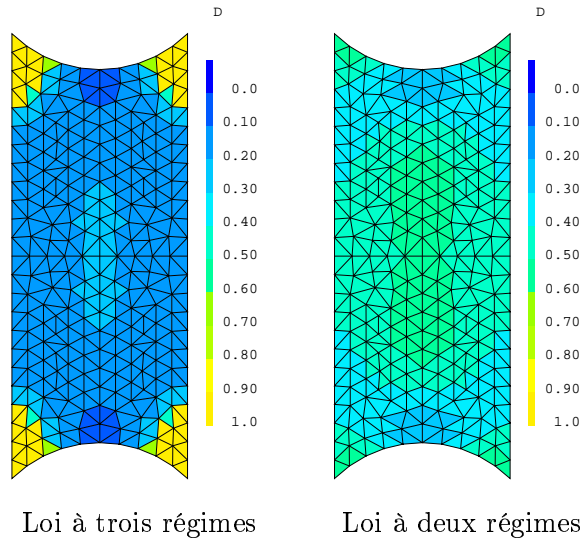


FIG. 5.9 : Cartographie d'endommagement obtenues pour une perte de raideur de 50% (simulation EF - $\gamma_a = 300 \cdot 10^{-6}$)

Elles montrent une différence selon le type de loi d'évolution utilisé. Pour la loi d'évolution à trois régimes, l'endommagement s'effectue préférentiellement dans les "cornes" de l'échantillon alors que le centre de l'éprouvette, lieu du cisaillement homogène, reste peu endommagé. Pour la loi d'évolution à deux régimes, les cornes de l'échantillon s'endommagent mais la progression de l'endommagement s'y stabilise. Le cœur de l'échantillon s'endommage alors. La rupture, se produit ainsi préférentiellement au centre de l'éprouvette de manière relativement homogène.

Le cas complexe de l'essai de cisaillement donne des indications précieuses sur le mode d'endommagement auxquelles conduisent les deux types de loi. Ces résultats militent en faveur de la loi à deux régimes. Cependant, d'autres paramètres non étudiés ci-dessus peuvent rentrer en ligne de compte et influencer les simulations.

- Parmi les différents paramètres du modèle fixés *a priori*, la longueur caractéristique est choisie par une estimation approximative. Son effet sera étudié plus précisément au paragraphe (5.3.2.1).

- l'expression de la déformation équivalente associée au modèle peut influencer les schémas d'endommagement comme l'avait montré (Alimami, 1988).

5.2.2.2 Influence d'une déformation du système porte échantillon

Ce paragraphe fait suite à une étude particulière visant à modéliser le système porte échantillon de la machine de cisaillement. Des mesures relatives à la déformation de la machine (Marsac et de La Roche, 1994-1995) ont montré que la condition d'encastrement parfait n'était pas toujours vérifiée.

Sur la base de ces observations, une modélisation simplifiée de la souplesse de la machine a été proposée (Chahid, 1999). Reprenant le concept de la modélisation de la déformabilité de la machine par un ressort linéaire, une estimation de la souplesse parasite a été effectuée (Bodin, 2000). Les principaux résultats en sont rappelés ci-dessous. L'influence, en terme de simulation de fatigue, d'une incertitude sur la détermination de cette valeur est ensuite étudiée pour la loi à deux régimes.

- *Modélisation du système porte échantillon*

Le montage de l'échantillon est tel que l'effort appliqué est excentré par rapport à l'éprouvette. Cet excentrement engendre un moment qui doit être repris par le système d'encastrement de l'éprouvette. Cependant, des mesures (Marsac et de La Roche, 1994-1995) ont montré une certaine déformabilité du système de fixation. Pour prendre en compte ce phénomène, une modélisation a été faite par des ressorts spirale linéaires reliant les casques de fixation au bâti de la machine placés de chaque côté de l'éprouvette. Le système se déforme de façon anti-symétrique comme le montre la figure (5.12).

L'estimation de la valeur de la raideur C du ressort caractéristique de la machine a été effectuée lors du travail de Chahid (1999). La valeur correspondante est de $5 \cdot 10^5$ N.m. Une généralisation de la méthode et des mesures complémentaires sur d'autres types d'éprouvettes élastiques ont permis d'obtenir un encadrement de la valeur de C (Bodin, 2000). Sur trois types d'éprouvettes métalliques différentes, la valeur de la rigidité C est comprise entre $5 \cdot 10^5$ N.m et $20 \cdot 10^5$ N.m.

Une telle déformabilité de la machine conduit à une modification des champs mécaniques théoriques au sein des échantillons par rapport à l'hypothèse généralement admise d'un système indéformable. C'est pourquoi, nous présentons l'étude de l'influence de la valeur de cette souplesse parasite sur les simulations d'endommagement en fatigue.

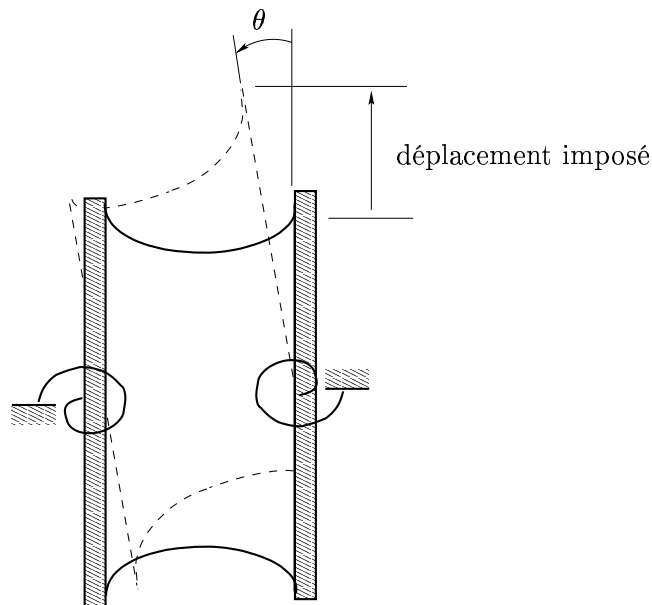


FIG. 5.10 : Modélisation de la souplesse parasite de la machine de cisaillement

- Influence de la souplesse de la machine sur les simulations

Pour différentes valeurs de C , la figure (5.11) montre les différentes évolutions de la raideur macroscopique simulées pour l'échantillon considéré semi encastré.

Cette figure montre une grande influence de la valeur de C sur les courbes de raideur en fonction du nombre de cycles de sollicitation. Plus le système est souple (i.e. la valeur de C faible), plus la durée de vie est longue. Ce résultat est cohérent avec le fait que l'échantillon est alors moins sollicité, une part de la déformation étant absorbée par le ressort. Dans la gamme des valeurs de C mesurées expérimentalement sur des éprouvettes élastiques, l'influence est très grande. La simulation faite avec une valeur de C de $15 \cdot 10^5$ N m est très proche des valeurs macroscopiques.

Là encore, il reste relativement difficile de conclure sur telle ou telle valeur de C . L'intérêt de cette étude particulière est de montrer l'importance primordiale de la définition rigoureuse des conditions aux limites réellement appliquées aux échantillons. Ici l'effet est montré par des simulations numériques via l'emploi d'un modèle d'endommagement particulier, cependant, ce phénomène est expérimental avant tout.

Cette étude offre une illustration des conséquences que peuvent avoir de mauvaises conditions de fixation des faces encastrées des échantillons. Ce problème peut se présenter pour les essais

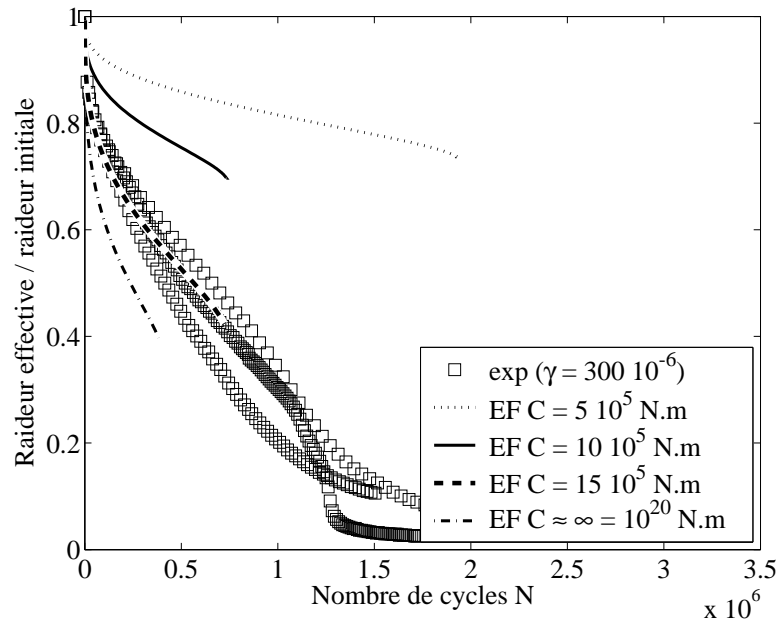


FIG. 5.11 : Simulation de l'évolution de la raideur macroscopique des échantillons testés en cisaillement : effet de la perte de raideur C de l'encastrement ($L2R - \gamma_a = 300 \cdot 10^{-6}$ - Loi d'endommagement à deux régimes)

de cisaillement comme il est montré ici mais également pour les essais sur éprouvette trapézoïdale encastrées à leur base. L'emploi d'un moyen reproductible et validé par une calibration du dispositif sur une éprouvette élastique reste une étape minimale mais indispensable.

Pour les essais de flexion trois ou quatre points, ce sont cette fois les conditions d'appuis qui peuvent influencer les résultats des essais, les conditions d'appuis simples restant théoriques. Il faudrait étudier leur influence éventuelle afin d'approfondir la représentativité du résultat des simulations effectuées. Dans le cas d'une certaine résistance en rotation, la déformation de l'échantillon va être légèrement modifiée. Il est probable que les sollicitations au sein de l'éprouvette soient légèrement inférieures à celles attendues. L'évolution de la raideur macroscopique serait alors inférieure à celle prédite par un modèle où les appuis seraient parfaits. Ce raisonnement va dans le sens des tendances observées sur la figure (5.6).

5.3 Discussion sur le choix des paramètres du modèle

L'identification des paramètres des fonctions $F(D)$ d'évolution des deux modèle d'endommagement a été fait compte tenu du choix préalable des valeurs du paramètre β et de la longueur caractéristique l_c .

Ces paramètres influencent *a priori* le résultats du calage. Afin de découpler les effets dus à l'identification et aux paramètres eux mêmes, seule la loi à deux régimes est considérée ici. En effet, son identification est faite totalement sur les résultats de traction-compression et donc indépendamment de la longueur caractéristique.

L'influence du paramètre β sur les prédictions d'essais de fatigue en flexion est examinée dans un premier temps au paragraphe (5.3.1). Enfin, dans le paragraphe (5.3.2) est abordé l'influence de la longueur caractéristique sur les prédictions d'essais de flexion et de cisaillement.

5.3.1 Paramètre β

Le choix du paramètre β a été effectué à partir de la valeur de la pente de la droite de fatigue (égale à $-(\beta + 1)$) obtenue pour les essais de traction-compression. Pour tous les essais de fatigue exploités dans ce travail, il est également possible de déterminer sa valeur. Les valeurs correspondant aux critères de rupture de 30% et 50% sont présentées dans le tableau (5.1).

| Configuration expérimentale | Valeur du paramètre β | |
|-------------------------------------|-----------------------------|-----------------|
| | critère 50% | critère 30% |
| Traction-compression | - | 5.10 ± 0.80 |
| Flexion sur éprouvette trapézoïdale | 4.51 ± 0.88 | 4.97 ± 0.62 |
| Essai de cisaillement du LCPC | 3.91 ± 0.49 | 4.41 ± 0.61 |
| Essai de flexion 4 points | 4.76 ± 0.95 | 5.03 ± 0.68 |

TAB. 5.1 : Valeur de β déterminées pour les différentes configurations d'essai

La valeur de la pente varie d'un essai à l'autre. Pour le critère de 30%, la dispersion est moins importante mais les valeurs sont légèrement plus grandes que pour le critère de 50%.

Afin de quantifier l'influence d'une variation de β sur le résultat de simulation, les valeurs de $\beta=4\pm 1$ sont utilisées. Le calage de la loi à deux régimes est effectué pour ces trois valeurs de β . Les paramètres correspondants sont présentés dans le tableau (5.2).

| β | 3 | 4 | 5 |
|----------|-------------------|----------------------|----------------------|
| α | -2.25 | | |
| C | $1.80 \cdot 10^8$ | $2.87 \cdot 10^{12}$ | $4.34 \cdot 10^{16}$ |

TAB. 5.2 : Paramètre de la loi à deux régimes : calage pour différentes valeur du paramètre β ($10^\circ C$ - 10 Hz - BB 0-6 testé)

Ils montrent que le paramètre α qui fixe la concavité de la courbe d'évolution de l'endommagement (cf. paragraphe 2.3.1) est indépendant de la valeur du coefficient β . Seule la valeur du paramètre C est affectée.

Les simulations réalisées pour la loi à deux régimes sur les éprouvettes trapézoïdales de flexion (calcul non local avec l_c égale à 18 mm) sont présentées figure (5.12).

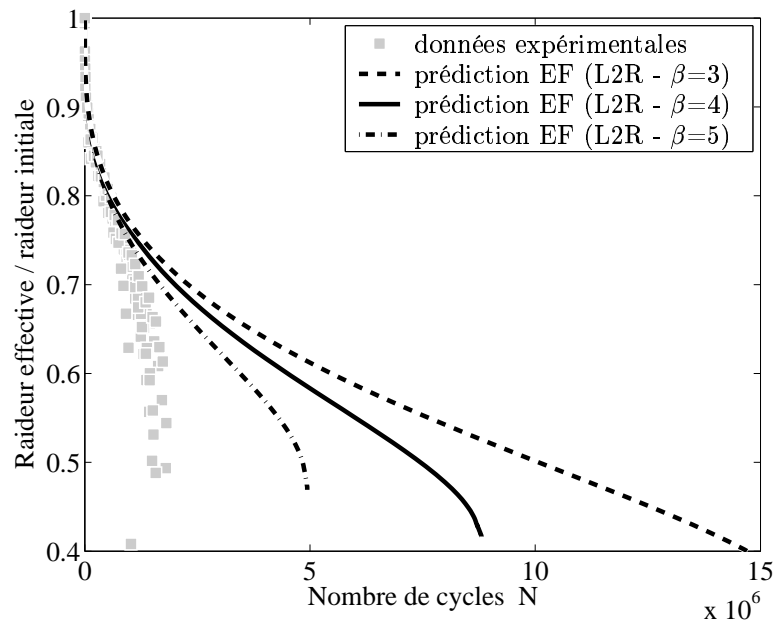


FIG. 5.12 : Influence de la valeur de β sur les simulations des essais de flexion sur éprouvette trapézoïdales (L2R - $\varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$)

Cette figure montre que le paramètre β influence les prédictions d'endommagement des éprouvettes consoles trapézoïdales soumises aux essais de fatigue. Plus β est grand, plus les durées de vie calculées sont courtes. Dans l'exemple présenté ici, les différences de durées de vie simulées

sont de l'ordre de 50% pour une variation en plus ou en moins autour de la valeur 4 retenue pour le modèle (cf. chapitre 4).

5.3.2 Paramètre l_c

Dans ce paragraphe, les simulations portent sur le modèle d'endommagement avec la loi à deux régimes et la valeur $\beta=4$ retenue au chapitre 2. On rappelle que le calage des paramètres (Tab.4.4) est alors indépendant de la longueur caractéristique du matériau. Dans ce cas, on réalise une étude de l'influence du paramètre l_c sur les résultats de prédiction en flexion et en cisaillement.

5.3.2.1 Essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale

Les simulations des essais de flexion sur poutre console trapézoïdale sont effectuées pour trois valeurs de longueur caractéristique. Partant de la valeur retenue au chapitre 2 de 18 mm, les valeurs double et moitié sont considérées. La simulation regroupe également le cas limite du calcul local, correspondant théoriquement à une valeur de $l_c=0$. Les évolutions simulées de la raideur macroscopique des éprouvettes sont présentées figure (5.13).

Par l'effet d'intégration du champ de déformation dans l'échantillon, la longueur caractéristique influence l'évolution de la raideur des éprouvettes. Plus l_c est grande, plus la durée de vie est longue.

Les cartographies obtenues à la fin des simulations sont présentées sur la figure (5.14).

Sur ces figures, une augmentation de la longueur caractéristique, se traduit par une augmentation de la zone où l'endommagement $D=1$ est atteint. On retrouve ainsi l'effet de bord, évoqué au paragraphe (2.4.2.2), auquel conduit l'utilisation du modèle non local. Pour des longueurs caractéristiques grandes par rapport à la taille de l'échantillon, la zone d'endommagement maximale, devient de plus en plus proche de la zone d'encastrement.

5.3.2.2 Essais de cisaillement

L'étude spécifique faite sur la géométrie de l'essai de cisaillement cherche à apporter des éléments complémentaires suite aux observations faites par Alimami (1988) lors d'essais de fatigue en cisaillement. En effet, selon le type de matériau étudié, les faciès de rupture des éprouvettes obtenus sont différents. En particulier, la taille des granulats est un paramètre déterminant.

La figure (5.16) présente les résultats de simulation des essais de fatigue en cisaillement obtenus pour différentes valeurs de longueur caractéristique. Les évolutions de la raideur macro-

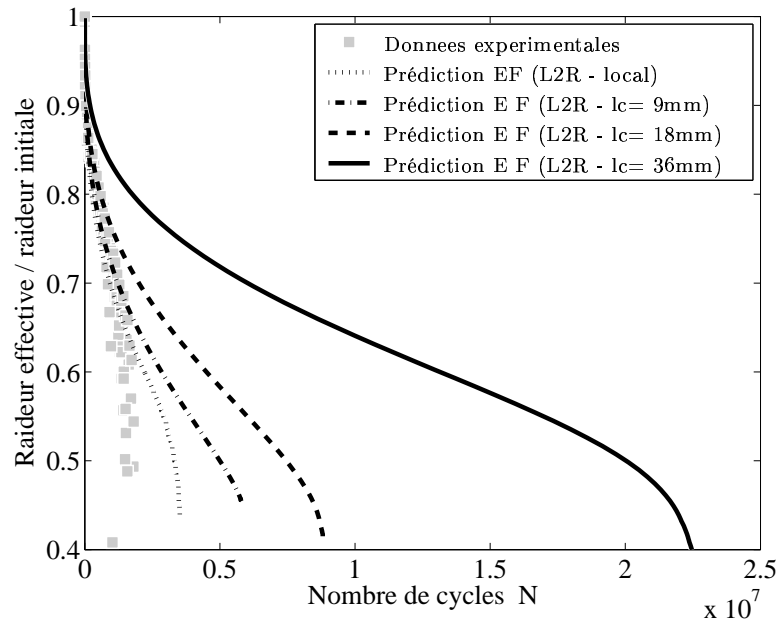


FIG. 5.13 : Influence de l_c sur l'évolution de la raideur simulée des éprouvettes trapézoïdales (L2R - $\beta=4$ - $\varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$ - Loi à deux régimes)

scopique calculées pour le modèle d'endommagement local (i.e. l_c tend vers 0) et les trois valeurs de longueurs caractéristiques 9, 18 et 36 mm sont superposées, avec les données expérimentales. A chacune de ces valeurs de l_c , correspond une densité de maillage afin de respecter un minimum de 3 éléments par longueur caractéristique.

L'évolution de la raideur macroscopique est différente selon la valeur de la longueur caractéristique. Plus la longueur caractéristique est grande plus la durée de vie est grande. Il est cependant à noter que l'évolution de la perte des 30 premiers pourcents de raideur macroscopique est peu influencée par la valeur de l_c .

Le changement de longueur caractéristique induit des modifications des cartographies d'endommagement atteintes à la fin des simulations (Fig. 5.16).

Les chemins de fissuration obtenus conduisent au constat suivant. Pour des faibles valeurs de la longueur caractéristique (ici calcul local, $l_c=0$) le mode de rupture s'amorce en tonneau (cf. annexe A). Lorsque l_c devient plus importante, ce mode de fissuration disparaît au profit de l'endommagement du centre de l'échantillon. Sous l'hypothèse généralement admise d'une relation entre la longueur caractéristique et la granularité de l'échantillon, on retrouve ici les

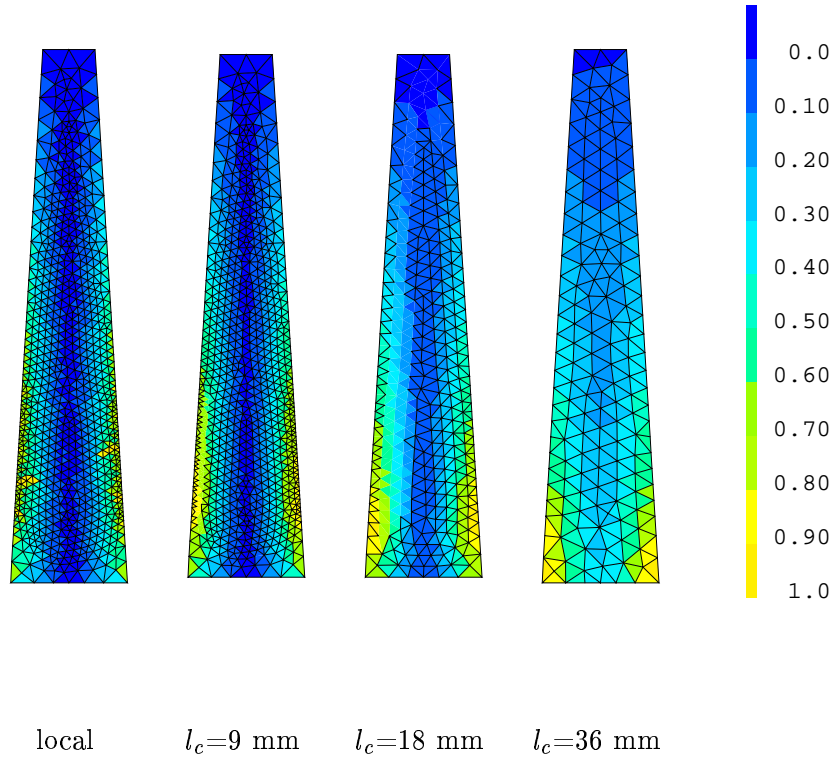


FIG. 5.14 : Cartographies d'endommagement obtenues à la fin des simulations
(Fig. 5.13) (L2R - simulation EF - $\varepsilon_a = 140 \cdot 10^{-6}$)

tendances observées expérimentalement pour les modes de rupture des sables bitume et des enrobés bitumineux 0-14 mm (cf. annexe A).

5.3.2.3 Approche par les effets d'échelle

La longueur caractéristique introduite par le modèle d'endommagement non local peut être également liée à la taille de la zone d'élaboration en pointe de fissure (Fracture Process Zone). Des méthodes de mesure de champs peuvent être envisagées pour parvenir à une description qualitative de la longueur caractéristique. Dans ce sens, les méthodes d'émission acoustique, de mesure de champs de déplacement, ou de thermographie infrarouge avec démodulation synchrone sont envisageables. Plus généralement, il existe un effet couplé entre la longueur caractéristique

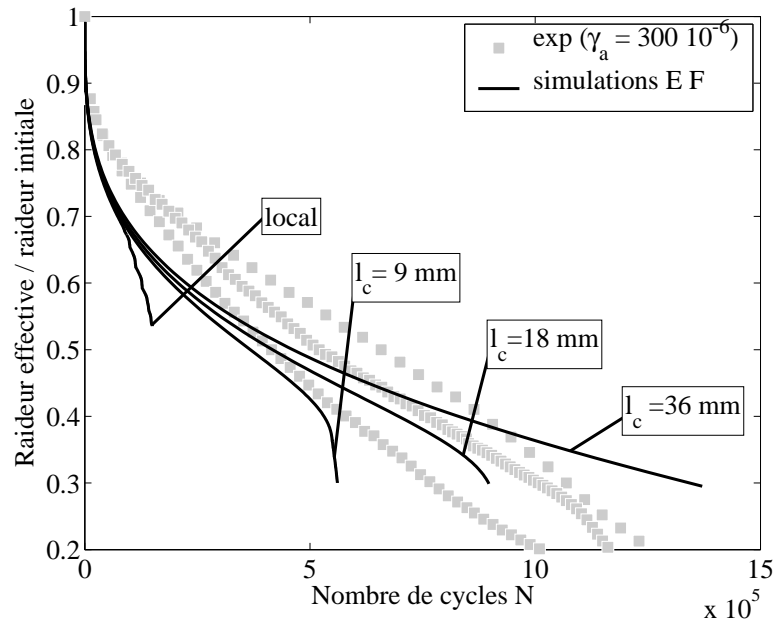


FIG. 5.15 : Simulation de l'évolution de la raideur macroscopique des échantillons testés en cisaillement : effet de la longueur caractéristique ($L2R - \gamma_a = 300 \cdot 10^{-6} - 10^\circ C - 10 \text{ Hz} - BB 0-6$ testé)

et la réponse macroscopique d'une structure. L'indétermination sur ce paramètre peut être levée par l'utilisation de la méthode des effets d'échelle (Ozbolt et Bažant, 1996).

Celle-ci consiste à changer de taille d'échantillon pour un matériau dont la longueur caractéristique l_c est fixe. L'étude de l'impact d'un changement de taille d'échantillon sur le résultat expérimental est similaire à l'étude de l'influence de l_c sur la simulation pour une taille d'échantillon donnée. Dans les deux cas, il s'agit de faire varier le rapport entre la dimension de la structure et la longueur caractéristique du matériau.

En effectuant l'analogie entre la variation de l_c ou la variation de la taille de l'éprouvette, il est possible d'observer les tendances auxquelles le modèle d'endommagement conduit. Plus la longueur caractéristique diminue, ce qui correspondrait à une augmentation de la taille des échantillons, moins la durée de vie des éprouvettes est grande. Ce résultat correspond globalement à une perte de la durée de vie en fatigue avec la taille des échantillons.

Cette tendance est en adéquation avec les résultats expérimentaux obtenus pour des chargements monotones sur des éprouvettes de flexion trois points en béton, pour lesquels la force

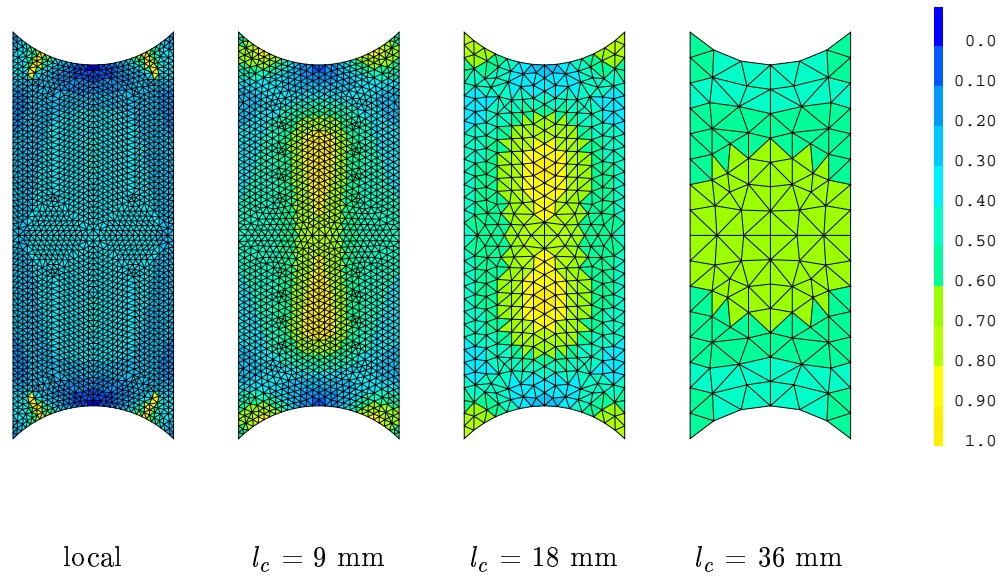


FIG. 5.16 : Cartographie d'endommagement obtenues en fin des simulations
 (Fig. 5.16) : effet de la longueur caractéristique (simulation EF - $\gamma_a = 300$
 10^{-6})

mesurée à la rupture diminue avec l'augmentation de la taille des éprouvettes (Le Bellégo et al., 2002).

5.4 Conclusion

Dans ce chapitre les simulations effectuées pour les essais de traction compression et de flexion sur éprouvette trapézoïdale ont permis de vérifier le caractère prédictif du modèle basé sur la loi d'évolution à trois régimes. L'adéquation des résultats numériques obtenus, avec les données d'essais est vérifiée dans les conditions d'essais à déplacement et à force imposée. Ces observations sont obtenues avec une base de donnée significative mais devront être confirmées après enrichissement de celle-ci.

Pour approfondir le caractère prédictif du modèle, des applications sur les géométries d'essais de flexion quatre points et de cisaillement ont montré que la loi d'évolution à trois régimes conduit à des prédictions relativement correctes pour ces nouveaux essais de flexion. Pour les essais de

cisaillement, la loi d'évolution à deux régimes semble conduire à une meilleure description de l'évolution de la raideur des éprouvettes ainsi que des cartographies d'endommagement en fin d'essai. Ces résultats donnent le cadre prédictif, relativement large, du modèle sous ses deux déclinaisons associées aux lois à deux ou trois régimes.

Ces résultats sont basés sur une valeur de β identifié avec une faible précision, sur les résultats d'essai de fatigue. L'effet de sa variation, dans l'intervalle de son incertitude, entraîne des différences de prédiction importantes.

De même, la longueur caractéristique a un effet déterminant sur les simulations. Pour cette première approche du modèle non local sur les enrobés bitumineux, sa valeur a été fixée arbitrairement, cependant ce paramètre est la clef de la dissociation des aspects intrinsèques au modèle d'endommagement, des aspects structurels dépendant du type d'essai considéré.

Même si les prédictions du modèle, sont très encourageantes, la détermination plus objective de la loi de comportement intrinsèque passe par l'identification rigoureuse de l_c . Pour y parvenir, la méthode des effets d'échelle, évoquée dans le dernier paragraphe offre *a priori*, un moyen de la déterminer. Son utilisation en fatigue est, pour l'instant, marginale (Bažant et Xu, 1991). Elle doit se baser sur l'étude conjointe des effets d'échelle "numériques" du modèle et ceux issus d'une campagne expérimentale spécifique sur des éprouvettes homothétiques. Alors la pertinence du choix de l'une des deux lois d'évolution proposée peut être approfondie. Dans les différentes applications présentées ici, les essais exploités ne sont pas assez discriminants pour conclure sur ce point.

Résumé du chapitre 5

Le modèle d'endommagement est appliqué dans de nouvelles conditions d'essais de traction-compression et de flexion sur éprouvettes console trapézoïdales. Ces simulations portent sur différents niveaux de sollicitation à déplacement imposé et de chargement à force imposée permettent une première validation de la démarche.

Ensuite deux nouvelles configurations expérimentales sont utilisées pour approfondir le caractère prédictif du modèle. Une nouvelle configuration d'essais de flexion est donnée par les essais de flexion quatre points. L'essai de cisaillement du LCPC est également abordé.

Pour les essais de flexion quatre points, la loi d'évolution à trois régimes permet de retrouver les durées de vie des éprouvettes en fatigue. Pour les essais de cisaillement, l'état de sollicitation complexe au sein de l'échantillon conduit à des conclusions différentes. La loi d'évolution à trois régimes d'évolution restitue le début de l'évolution de la raideur macroscopique mais conduit à une rupture simulée prématurée. Dans le cas de l'utilisation de la loi à deux régimes les résultats de simulation montrent une cohérence entre les données expérimentales et résultats de simulation tant au niveau de la perte de raideur des échantillons que de la répartition spatiale des zones les plus endommagées.

L'étude de l'influence de la définition des conditions aux limites sur les essais de cisaillement illustre l'importance de la rigueur expérimentale nécessaire pour la réalisation d'essai de fatigue. Tant au niveau des résultats expérimentaux que pour les calculs de prédiction, la présence d'une souplesse parasite dans le système d'encastrement de l'échantillon modifie l'évolution de l'endommagement macroscopique des éprouvettes. Pour finir l'influence de l_c sur les essais de flexion et de cisaillement est présentée. Elle permet de restituer des effets de la granularité des mélanges bitumineux sur les chemins de fissurations obtenus pour les essais de cisaillement.

Conclusion générale

La méthode de dimensionnement des chaussées s'appuie sur l'étude de la durée de vie en fatigue d'échantillons de matériau testés lors d'essais de fatigue en laboratoire. Seule la durée de vie conventionnelle correspondant au nombre de cycles nécessaires pour atteindre la moitié de la raideur initiale est pris en compte. La méthode n'intègre pas les aspects propres à la cinétique de la dégradation. Néanmoins, de telles informations sont précieuses pour améliorer la gestion des réseaux routiers et aider à la décision de planification des entretiens. Afin de contribuer à la caractérisation de la cinétique de la dégradation des enrobés sous les chargements cycliques, une modélisation de l'endommagement et de sa cinétique a été proposée.

Dans le chapitre 1, nous avons rappelé que l'évolution de la raideur macroscopique des matériaux bitumineux en fonction du nombre de cycles suit une évolution typique en trois phases. La première phase correspond à une décroissance rapide de la raideur. Elle est suivie d'une seconde phase plus régulière. La rupture intervient, dans la troisième phase, par localisation et propagation d'une fissure macroscopique. La phénoménologie de ces essais de fatigue en laboratoire est relativement complexe du fait de la viscoélasticité du matériau et de son hétérogénéité. Cette dégradation du matériau peut cependant être attribuée à deux phénomènes principaux : la microfissuration du matériau et le couplage thermomécanique lié à la dissipation visqueuse. Ce dernier phénomène étant un artefact des essais de laboratoire, l'étude se focalise sur la microfissuration du matériau que nous proposons de modéliser par la mécanique de l'endommagement.

Dans le chapitre 2, un modèle d'endommagement scalaire non local est présenté. Ce modèle isotrope, basé sur l'élasticité, est inspiré des modèles d'endommagement des matériaux quasi fragiles. Les effets tridimensionnels des sollicitations sont pris en compte par le biais d'une déformation équivalente $\tilde{\epsilon}$. Pour les matériaux bitumineux, dans les conditions de fatigue, la moyenne

quadratique des déformations principales induites par les tractions (contrainte positives) offre une alternative à la déformation équivalente au sens de Mazars (1984). La forme générique de la loi d'évolution de l'endommagement D choisie est la suivante :

$$\dot{D} = f(D)\tilde{\varepsilon}^\beta < \dot{\tilde{\varepsilon}} >$$

Le coefficient β est directement relié à la pente de la droite de fatigue expérimentale. La fonction $f(D)$ permet de décrire l'évolution de la cinétique d'endommagement en fonction de son propre état de dégradation. Deux formes de cette fonction sont proposées dans ce travail. La première découle d'une loi classique d'évolution du dommage en fatigue. Elle permet de modéliser les deux premières phases de la cinétique de dégradation des enrobés. La deuxième dite "à trois régimes" permet une extrapolation du comportement observé en début d'essai vers la troisième phase observée expérimentalement. Pour le modèle d'endommagement non local, la déformation équivalente est remplacée par une déformation équivalente moyenne fonction de la longueur caractéristique. Pour les enrobés bitumineux, elle est fixée, conformément aux estimations faites pour les bétons de ciment, à trois fois la taille du plus gros granulat.

L'historique de chargement discrétisé peut contenir plusieurs millions de cycles de sollicitations. L'évolution de l'endommagement étant très lente de cycle en cycle, une technique numérique de saut de cycles est adoptée dans le chapitre 3 afin de construire un outil de modélisation efficace. Cette technique consiste à linéariser entre plusieurs cycles le calcul de l'endommagement afin de s'affranchir de son calcul pour tous les cycles. Un algorithme intégrant le calcul automatique des sauts de cycle est programmé dans le code éléments finis Castem 2000. Les simulations de fatigue des matériaux bitumineux en 3D peuvent ainsi être effectuées.

En perspective, il est envisagé d'extrapoler ce travail en créant, dans Castem 2000, une procédure de calcul de structure à grand nombre de cycles afin de traiter d'autres problèmes que l'endommagement comme : la plasticité cyclique, les phénomènes thermomécaniques, ...

La modélisation et les outils de simulation retenus conduisent à l'identification des paramètres traitée au chapitre 4. L'essai de fatigue uniaxial à amplitude de déformation constante est un essai homogène dans les deux premières phases du processus d'endommagement. Il permet l'identification directe de la loi d'endommagement sur les données expérimentales. La loi à deux régimes décrivant ainsi le début des essais de fatigue ne peut donc pas conduire à une bonne

prédiction de l'amorçage de la phase de rupture. La formulation mathématique restituant trois régimes d'évolution dans le cas uniaxial contrôlé en déformation est alors retenue. Dans ce cas, la méthode d'identification du début du processus a été complétée par calage inverse de la phase d'amorçage de la rupture sur des essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale. L'utilisation de cette deuxième loi d'évolution de l'endommagement à trois régimes, sur des essais à différents niveaux de sollicitation et dans les conditions de déplacement et de force contrôlés, permet de valider le calage.

L'ensemble des hypothèses et des choix effectués aux différents niveaux de la modélisation nécessitent d'approfondir les configurations pour lesquelles, elle est pertinente. Les simulations des essais de flexion quatre points confortent le choix d'utilisation de la loi d'évolution à trois régimes. Les simulations des essais de cisaillement pour lesquels l'état de sollicitation est complexe ont conduit au constat que la loi d'évolution à deux régimes d'évolution permet de mieux décrire l'évolution de la raideur macroscopique ainsi que la répartition spatiale de la dégradation.

L'étude de l'influence, sur la prédiction de fatigue d'une souplesse parasite, a montré la forte sensibilité du modèle à la modélisation des conditions aux limites réellement appliquées aux éprouvettes testées. Cette étape doit donc faire l'objet du plus grand soin.

Partant d'une longueur caractéristique fixée, l'ensemble des étapes de mise en œuvre du modèle d'endommagement a montré sa capacité à décrire l'évolution spatiale et temporelle de l'endommagement pour des échantillons de laboratoire. Les prédictions sont tout à fait satisfaisante pour les différentes conditions des essais de fatigue sur les matériaux bitumeux.

Néanmoins, la détermination de la longueur caractéristique reste un élément à approfondir comme le montre l'influence de ce paramètre sur les résultats de simulation en flexion et en cisaillement. Sa détermination est à aborder par une méthode d'effets d'échelle (numériques et expérimentaux) éventuellement couplée à des techniques expérimentales de mesure de champ (émission acoustiques, thermographie infrarouge, ...)

Sans ces informations complémentaires, il n'est pas possible de conclure sur le caractère réellement intrinsèque de l'une des deux lois d'évolution de l'endommagement ; compte tenu de la forte influence de l_c éventuellement couplée avec celle du paramètre β sur lequel la précision doit, elle aussi, être améliorée.

La connaissance de l_c peut alors permettre d'aborder d'éventuelles autres formes des fonctions $f(D)$. Dans cette voie, les pistes de recherches peuvent s'orienter vers l'emploi de modèles issus de la micromécanique (Lachilab et al., 2002), ou s'inspirer de résultats de modélisations viscoélastiques *a priori* plus complètes. L'intérêt de ces approches est de relier les paramètres macroscopiques d'endommagement aux caractéristiques physiques du matériaux et ainsi donner un sens aux formulations mathématiques proposées.

Moyennant des validations expérimentales élargies, l'application aux essais de laboratoire, n'est qu'une étape indispensable qui a permis d'identifier et de valider le modèle dans des conditions contrôlées d'essais de laboratoire. Les perspectives directes de ce travail consistent à approfondir la représentativité du modèle en appliquant la méthode à d'autres formulations d'enrobés. L'influence des conditions d'essais est un paramètre important qu'il faut faire varier afin d'élargir le champ d'application du modèle.

Ce nouveau modèle d'endommagement pour les enrobés bitumineux et l'outil de calcul à grand nombre de cycles qui lui est associé peut d'ores et déjà permettre de tester directement ces performances à décrire sur les évolutions structurelles des chaussées.

Bibliographie

- L. Achimastos. *Appréciation de l'état structurel d'une chaussée souple à partir des dégradations de surface*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris -France, Mars 1998.
- AFNOR. Couches de roulement : bétons bitumineux cloutés. NF P 98-133, Association Française de Normalisation (AFNOR), La défense - Paris, décembre 1991.
- AFNOR. Mesure des caractéristiques rhéologiques des mélanges hydrocarbonés - partie 2 : Détermination du module complexe par flexion sinusoïdale. NF P 98-260-2, Association Française de Normalisation (AFNOR), La défense - Paris, Septembre 1992.
- AFNOR. Détermination de la résistance à la fatigue des mélanges hydrocarbonés - partie 1 : Essai par flexion à amplitude de flèche constante. Technical Report NF P 98-261-1, Association Française de Normalisation (AFNOR), La défense - Paris, 1993.
- Aguirre, Morot, de La Taille, T. H. Doan, Bargiacchi, Smadja, Udron, Gay, et Roncin. Étude comparée des essais de module complexe et de résistance à la fatigue des enrobés bitumineux. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 116 :33-43, 1981.
- E. Ahmiedi, P. Bressolette, J. Rosier, et A. Vergne. *Comportement de structures multicouches fissurées sous sollicitation de fatigue : Application aux structures routières*. 1995.
- M. Alimami. *Contribution à l'étude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de docteur ingénieur, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris -France, octobre 1988.
- M. Assi. *Une méthode d'étude du comportement des enrobés bitumineux à la fatigue en cisson*. Thèse de docteur ingénieur, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris -France, octobre 1981.
- H. Baaj. *Comportement des matériaux granulaires traités aux liants hydrocarbonés*. Thèse de doctorat, ENTPE - INSA, Lyon - France, juillet 2002.

- W. Bankowski. Rilem interlaboratory test results. Technical report, IBDiM - Road and Bridge Research Institute - Pavement Technology Division, 2001.
- Z. P. Bažant et G. Pijaudier-Cabot. Measurement of characteristic length of nonlocal continuum. *Journal of Engineering Mechanics*, 115(4) :755–767, april 1989.
- Z. P. Bažant et K. Xu. Size effect in fatigue of concrete. *ACI Material Journal*, 88(4) :390–399, july-august 1991.
- A. Béghin, E. Sauger-Vauthier, C. Such, C. Rodrigues, et J. Halary. Low temperature fracture mechanism in bitumen through peel testing. In *Proceedings of the 12th International Conference on Deformation, Yield and Fracture of Polymers*, Cambridge, UK, April 7 - 10, 2003.
- V. Bertaud. évaluation d'une nouvelle technique d'analyse d'image pour le contrôle qualité de fabrication des enrobés bitumineux. Mémoire de fin d'étude, Division MSC - LCPC, 2002.
- D. Bodin. Résultats et interprétation d'essais sur la machine de cisaillement du L.C.P.C. Rapport de recherche D MSC, L.C.P.C., juillet 2000.
- D. Bodin, C. de La Roche, J. Piau, et G. Pijaudier-Cabot. A damage approach for fatigue tests of bituminous material. In *proceedings of the 6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, Switzerland, 14-16 April 2003.
- P. Bremond. *Développement d'une instrumentation infrarouge pour l'étude des structures mécaniques : application à l'étude des extrémités de fissures*. Thèse de doctorat, Faculté des sciences de Lumiy, Université d'Aix-Marseille, 1982.
- D. Breyse, C. de La Roche, C. Chauvin, et V. Domec. Fatigue tests on bituminous composites : Balance between damage and recovering. In *proceedings of the 15th ASCE Engineering Mechanics Conference*, Columbia University, New York, USA, 2-5 June 2002.
- S. F. Brown. Achievments and challenges in asphalt pavement engineering. In *proceedings of the 9th International Conference on Asphalt Pavement*, Copenhagen, Denmark, 17-22 August 2002.
- D. M. Burmister. The theory of stresses and displacement in lyered systems and application of the design of airport runways. In *proceedings of the Highway Research Board*, volume 23, novembre 1943.
- D. M. Burmister. The general theory of stresses and displacements in layered soil systems iii. *Journal of Applied Physics*, 16 :126–127, 1945.

- A. Chabot et J. M. Piau. Calcul semi-analytique d'un massif viscoélastique soumis à une charge roulante rectangulaire. In *1^{ère} Conférence internationale Albert Caquot*, Paris, France, 3-5 Octobre 2001.
- M. Chahid. Fatigue en cisaillement des enrobés bitumineux. Mémoire de fin d'études, ENTPE, 1999.
- C. de La Roche. Contribution à l'étude du comportement thermomécanique des enrobés bitumineux : Détermination des caractéristiques thermophysiques et mise au point d'un essai triaxial à température variable. Mémoire de DEA., ENTPE, 1990.
- C. de La Roche. *Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux. Expérimentations et nouvelles perspectives d'analyse*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale Paris, Paris - France, novembre 1996.
- C. de La Roche, J. Charrier, P. Marsac, et J.-M. Moliard. évaluation de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux : Apports de la thermographie infrarouge. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 232 :19–28, 2001.
- C. de La Roche, J.-F. Corté, J.-C. Gramsammer, H. Odéon, L. Tiret, et G. Caroff. Etude de la fatigue des enrobés bitumineux à l'aide du manège de fatigue du LCPC. *Revue Générale des Routes et des Aérodrômes*, 716 :62–74, mars 1994.
- C. de La Roche, J.-M. Piau, et P. Dangla. Thermal effects induced by viscoelastic dissipation during fatigue tests on bituminous mixtures. In *proceeding of the 6th International Symposium On Creep and Coupled Process - sept. 23-25, Bialowieza - Poland, 1998*.
- J. H. P. de Vree, W. A. M. Brekelmans, et M. A. J. van Gils. Comparison of nonlocal approaches in continuum damage mechanics. *Computer & Structures*, 55(4) :581–588, 1995.
- H. Di Benedetto. Nouvelle approche du comportement des enrobés bitumineux : résultats expérimentaux et formulation rhéologique. In *Mechanical Tests for Bituminous Materials - Characterization, Design and Quality Control - proceeding of the 4th Int. RILEM symposium*, pages 387–401, Budapest - Hungary, october 1990. Chapman and Hall.
- H. Di Benedetto, H. Baaj, et M. Neifar. étude de la fatigue des enrobés bitumineux. Rapport d'étape n°1 du contrat LCPC N°2000 CT 034 / CNRS N° 0711900, Laboratoire DGCB - ENTPE, Vaulx en Velin - France, 2001.
- H. Di Benedetto, H. Baaj, et M. Neifar. étude de la fatigue des enrobés bitumineux. Rapport d'étape n°2 du contrat LCPC N°2000 CT 034 / CNRS N° 0711900, Laboratoire DGCB - ENTPE, Vaulx en Velin - France, 2002.

- H. Di Benedetto et C. de La Roche. 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.
- H. Di Benedetto, C. de La Roche, et L. Francken. Fatigue of bituminous mixtures : different approaches and rilem interlaboratory tests. In *Mechanical Tests for Bituminous Materials - Recent Improvement and Future Prospects- proceeding of the 5th Int. RILEM symposium*, pages 15–26. A. A. Balkema, 14-16 mai 1997a.
- H. Di Benedetto, A. A. Soltani, et P. Chaverot. Fatigue damage for bituminous mixtures : A pertinent approach. *Journal of the Association of the Asphalt Pavement technologists*, 65 : 142–158, 1996.
- H. Di Benedetto, A. A. Soltani, et P. Chaverot. Fatigue damage for bituminous mixtures. In *Mechanical Tests for Bituminous Materials -Recent Improvement and Future Prospects- proceeding of the 5th Int. RILEM symposium*, pages 263–270. A. A. Balkema, 14-16 mai 1997b.
- T. H. Doan, M. Alimami, J. M. Piau, et F. Moutier. Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux : influence des paramètres de composition. In *Proceedings of the first International RILEM Congress*, volume III, pages 1155–1161. Chapman and Hall, 7-11 sept. 1987.
- E. Doubbaneh. *Comportement mécanique des enrobés bitumineux des petites aux grandes déformations*. Thèse de docteur ingénieur, INSA, Lyon - France, 1995.
- J. F. Dubé, G. Pijaudier-Cabot, et C. La Borderie. A rate dependent damage model for concrete in dynamics. *Journal of Engineering Mechanics*, 122(10) :939–947, 1996.
- P. Euzenat. Etude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux - détection de l'endommagement et de la fissuration par thermographie infrarouge. Projet de fin d'étude, IUP de Lorient, 2001.
- M. Frémond et B. Nedjar. Endommagement et principe des puissances virtuelles. *Compte rendu de l'académie des sciences - série II*, tome 317(7) :857–864, 1993.
- M. Frémond et B. Nedjar. Damage, gradient of damage and principle of virtual power. *International Journal of Solids and Structures*, 33(8) :1083–1103, 1996.
- F. Hammoum, C. de La Roche, J.-M. Piau, et C. Stéfani. Experimental investigation of fracture and healing of bitumen at pseudo-contact of two aggregates. In *proceedings of the 9th International Conference on Asphalt Pavement*, Copenhagen, Denmark, 17-22 August 2002.
- J. T. Harvey, J. A. Deacon, B.-W. Tsai, et C. L. Monismith. Fatigue performance of asphalt concrete mixes and its relationship to asphalt concrete pavement performance in california.

- Technical report, Institute of Transportation Studies, University of California. Berkeley, California, 1995.
- J. V. Heck, J. M. Piau, J. Gramsammer, J. P. Kerzreho, et H. Odéon. Thermo-visco-elastic modelling of pavements behaviour and comparison with experimental data from LCPC test track. In *Proceedings of the 5th Conference on Bearing Capacity of Roads and Airfields*, volume 3, Trondhiem - Norway, July 1998.
- F. Hild et D. Marquis. Corrélation entre répartition des défaut et contrainte à rupture pour les matériaux à comportement fragile. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences, Série II (Mécanique, Physique, Chimie Sciences de la Terre et de l'Univers)*, 311(6) :573–578, 1990.
- F. Hild et S. Roux. Fatigue initiation in heterogeneous brittle material. *Mechanics Research Communications*, 18(6) :409–414, 1991.
- P. C. Hopman, P. Kunst, et A. C. Pronk. A renewed interpretation method for fatigue measurements - verification of miner's rule. In *proceeding of the 4th Eurobitume Symposium*, Madrid, 1989.
- P. C. Hopman, R. N. Nilsson, et A. C. Pronk. Theory, validation and application of the visco-elastic multilayer program veroad. In *proceedings of the 8th International Conference on Asphalt Pavement, August 10-14*, volume 1, pages 692–705, Seattle, Washington, USA, 1997.
- C. Huet. *Etude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés*. Thèse de doctorat à la faculté des sciences, Université de Paris, Paris, Octobre 1963.
- M. M. J. Jacobs, P. C. Hopman, et A. A. A. Molenaar. The crack growth mechanism in asphaltic mixes. *HERON*, 40(3) :181–199, 1995.
- M. M. J. Jacobs, P. C. Hopman, et A. A. A. Molenaar. The crack growth mechanism in asphaltic mixes. In *proceeding of the Eurasphalt & Eurobitume Congress - Strasbourg*, volume 4, page paper 074, 7-10 may 2000.
- L. M. Kachanov. On creep rupture time. In *Izv. Acad. Nauk. SSSR, Otd. Tekh. Nauk.* (Kachanov, 1986), pages 26–31.
- L. M. Kachanov. *Introduction to continuum damage mechanics*. Mechanics of Elastic Stability. Martinus Nijhoff, Dordrecht - Netherland, 1986.
- Y. R. Kim. *Evaluation of healing and constitutive modelling of Asphalt Concrete by means of the Theory of Nonlinear Viscoelasticity and Damage Mechanics*. PhD thesis, Texas A&M University, december 1988.

- Y. R. Kim, H. J. Lee, et D. N. Little. Fatigue characterization of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory. In *Proceedings of Asphalt Paving technologists, Technical*, Salt Lake City, Utah, 1997.
- Y. R. Kim et D. N. Little. One dimensional constitutive modelling of asphalt concrete. *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, 116(4) :751–772, 1990.
- Y. R. Kim, D. N. Little, et F. C. Benson. Chemical and mechanical evaluation on healing of asphalt concrete. *Proceeding Association of the Asphalt Pavement Technologists*, 59 :240–275, 1990.
- J. C. Krapez et D. Pacou. Thermography detection of early thermal effects during fatigue tests of steel and aluminium samples. In *proceedings of the 28th Annual Review of Progress in QNDE*, Brunswick, 2001.
- J.-C. Krapez, D. Pacou, et C. Bertin. Application of lock-in thermography to rapid evaluation of fatigue limit in metals. In *proceedings of the workshop on Advanced Infrared Technology and Applications*, Venice, Italy, september 28-30 1999.
- C. La Borderie. *Phénomènes unilatéraux dans un matériau endommageable : modélisation et application à l'analyse de structure en béton*. Thèse de doctorat, Université de Paris - 6, Paris - France, 1991.
- A. Lachilab, K. Sab, B. Bary, et A. Sellier. A micro-mechanical modelling of bituminous materials. In *Proceedings of the Modelling of flexible pavements workshop, 6th International Conference on the Bearing Capacity of Roads Railways and Airfiels*, Lisbon, Portugal, 24-26 june 2002.
- C. Lalanne. *Domage par fatigue*. Vibrations et chocs mécaniques. Hermès science, Paris, septembre 1999.
- D. Laveissiere. *Modélisation de la remontée de fissure en fatigue dans les structures routières par endommagement et macro-fissuration*. Thèse de doctorat, Faculté des Sciences de Université de Limoges, Egletons - France, 2001.
- D. Lavessière, A. Millien, C. Petit, et J. Rosier. Comportement à la fatigue par cisaillement des enrobés. 1999.
- LCPC. Catalogue des dégradations de surface des chaussées. Méthode d'essai n°52 - complément à la méthode d'essai n°38-2 relevé des dégradations de surface des chaussées, Ministère de l'Équipement des Transports et du Logement, Paris cedex 15, 1998.
- LCPC et SETRA. *Conception et dimensionnement des structures de chaussées - Guide technique*. LCPC - SETRA, Paris, déc. 1994.

- C. Le Bellégo, J.-F. Dubé, G. P. Cabot, et B. Gérard. Calibration of non local model from size effects tests. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, in press, 2002.
- H.-J. Lee. *Uniaxial constitutive modeling of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory*. PhD thesis, Department of Civil Engineering, Raleigh, North Carolina State University, 1996.
- H.-J. Lee, J. S. Daniel, et Y. R. Kim. Viscoelastic constitutive model for asphalt concrete under cyclic loading. *Journal Engineering Mechanics, ASCE*, 124(1) :32–40, january 1998.
- H.-J. Lee, J. S. Daniel, et Y. R. Kim. Continuum damage mechanics-based fatigue model of asphalt concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 105 :105–112, may 2000.
- Y. Lefevre. *Etude expérimentale et modélisation de la fissuration de matériaux bitumineux*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale de Ponts et Chaussées, 2001.
- Y. Lefevre, C. de La Roche, et J.-M. Piau. Asphalt material fatigue test under cyclic loading : an interpretation based on a viscoelastic model including unilateral damage. In *proceeding of the 2nd Eurasphalt & Eurobitume Congress - Barcelona 2000*, volume I, pages 433–441, 20-22 september 2000.
- J. Lemaitre. *A course on damage mechanics, 2nd edition*. Springer, Berlin, 1996.
- J. Lemaitre et J.-L. Chaboche. *Mécanique des matériaux solides*. Bordas, Paris, dunod edition, 1988.
- J. Lemaitre et I. Doghri. Damage 90 : a post processor for crack initiation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 115(3-4) :197–232, 1994.
- E. Lemarchand. Modélisation du comportement en fatigue du matériau de chaussées. Mémoire de dea., CERAM - Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1997.
- D. Lesueur et D. Dekker. Fatigue resistance - what's wrong with the dissipated energy concept. In *Eurobitume workshop- The rheology of bituminous binders*, Bruxelles, Belgique, april 1995.
- R. Lundström. Rheological and fatigue characterisation of asphalt concrete mixtures using uniaxial testing. Research report, AVD FÖR VÄAGTEKNIK, KUNGL TEKNISKA HÖGSKOLAN, 2002.
- S. Maillard. Comportement du bitume en film mince sous chargement répété. In *Actes du 9^{ème} colloque de la Recherche de l'Intergroupe des Écoles Centrales*, Nantes - France, 3-5 juillet 2002.
- P. Marsac. L'essai de module complexe au lcpc. Document interne, L.C.P.C. - Section Matériaux de Chaussée, 1992.

- P. Marsac et C. de La Roche. Cahier de suivi de la machine en cisaillement. Document interne, L.C.P.C., 1994-1995.
- E. A. Masad, B. Muhunthan, N. S. N., et T. Harman. Quantifying laboratory compaction effect on the internal structure of asphalt concrete. In *Transportation Research Record*, volume 1681, pages 179 – 184, 1999.
- J. Mazars. *Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture des béton de structure*. Thèse de doctorat, Université de Paris 6, 1984.
- M. A. Miner. Cumulative damage in fatigue. *Journal of Applied Mechanics, TRAns. ASME*, 67 : A159–A164, 1945.
- A. A. A. Molenaar. Fatigue and reflexion cracking due to traffic loads. In *Proceedings of Asphalt Paving technologists, Technical Sessions*, Scottsdale - Arizona, 1984.
- F. Moutier. Application d'un modèle d'endommagement numérique à la recherche d'une loi d'endommagement intrinsèque d'un mélange bitumineux. Rapport de recherche, L.R.P.C. Angers, décembre 1986.
- F. Moutier. L'essai de fatigue LPC : un essai vulgarisable? In *Mechanical Tests for Bituminous Materials -Characterization, Design and Quality Control - proceeding of the 4th Int. RILEM symposium*, pages 540–560, Budapest - Hungary, october 1990. Chapman and Hall.
- MTS. flexural fatigue asphalt test package. Technical report, www.mts.com, <http://www.mts.com>, 2002.
- A. Needleman. Material rate dependance and mesh sensitivity in localization problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 67 :69–85, 1988.
- J. Ozbolt et Z. P. Bažant. Numerical smeared fracture analysis : nonlocal microcrack interaction approach. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, 33(7) :332A, october 1996.
- M. H. J. W. Paas, P. J. G. Schreurs, et W. A. M. Brekelmans. A continuum approach to brittle and fatigue damage : theory and numerical procedures. *International Journal of Solids and Structures*, 30(4) :579–599, 1993.
- R. H. J. W. Paas. *Continuum damage mechanics with an application to fatigue*. PhD thesis, Technische Universiteit Eindhoven, Technische Universiteit Eindhoven, The Netherlands, oktober 1990.
- S. W. Park et Y. R. Kim. Fitting prony series viscoelastic model with power law presmoothing. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 13(1) :26–32, 2001.

- M. N. Partl, D. Sybilski, J. Sousa, H. Di Benedetto, et H. Piber. Current research projects of the new rilem TC PEB Performance Testing and Evaluation of Bituminous Material. In *proceeding of the 2nd Eurasphalt & Eurobitume Congress - Barcelona 2000*, pages Book I – 605–613, 20-22 september 2000.
- B. Patzák et M. Jirásek. Consistent tangent stiffness for non local material models. In *Proceedings of the European Conference on Computational Mechanics, ECCM-2001, Cracow, Poland*, june 26-29 2001.
- R. H. J. Peerling, W. A. M. Brekelmans, R. de Borst, et M. G. D. Geers. Gradient-enhanced damage modelling of high-cycle fatigue. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 49(12) :1547–1569, 2000.
- R. H. J. Peerling, R. de Borst, W. A. M. Brekelmans, et J. H. P. D. Vree. Gradient enhanced damage for quasi-brittle materials. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 39(19) :3391–3403, 1996.
- R. H. J. Peerlings. *Enhanced damage modelling for fracture and fatigue*. PhD thesis, Technische Universiteit Eindhoven, Technische Universiteit Eindhoven, The Netherlands, maart 1999.
- C. Peyronne et G. Caroff. *Dimensionnement des chaussées*. Cours de Route. Presse de l'École Nationale des Ponts et Chaussées, juin 1991.
- J.-M. Piau. Modélisation de l'endommagement dans une éprouvette de sable bitumineux au cours d'une expérience de flexion alternée. Mémoire de DEA, Laboratoire de Mécanique des Solides - École Polytechnique, 1983.
- J.-M. Piau. Modélisation thermomécanique du comportement des enrobés bitumineux. *Bulletin de Liaison du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, 163 :41–55, sept-oct 1989.
- J.-M. Piau, Y. Brosseau, et J. V. Heck. Modelling of reversible strains and thermal effects in french rutting test. In *Mechanical Tests for Bituminous Materials -Recent Improvement and Future Prospects- proceeding of the 5th Int. RILEM symposium*, pages 301–308, Lyon - France, 14-16 mai 1997. A. A. Balkema.
- G. Pijaudier-Cabot et Z. P. Bažant. Nonlocal damage theory. *Journal of Engineering Mechanics*, 113(10) :1512–1533, oct. 1987.
- G. Pijaudier-Cabot et A. Benallal. Strain localization and bifurcation in a nonlocal continuum. *International Journal of Solids and Structures*, 30(13) :1761–1775, 1993.
- G. Pijaudier-Cabot et L. Bodé. Localization in nonlocal continuum. *Mechanics Research Communication*, 19(2) :145–153, 1992.

- B. Pouteau, A. Chabot, et F. de Larrard. Etude en laboratoire du collage béton/matériau bitumineux. In *proceedings of the 1^{er} Colloque Matériaux 2002 - Colloque Interface dans les composites et autres multimatériaux*, Tours, France, 21-25 Octobre 2002.
- A. C. Pronk. Evaluation of the dissipated energy concept for the interpretation of fatigue measurements in the crack initiation phase. REport P-DWWW-95-001, DWW, The Netherlands, 1995.
- A. C. Pronk. Comparison of 2 and 4 point fatigue tests and healing in 4 point dynamic bending test based on the dissipated energy concept. In *proceedings of the 8th International Conference on Asphalt Pavement, August 10-14*, Seattle, Washington, USA, 1997.
- S. C. S. Rao Tangella, J. Craus, J. A. Deacon, et C. L. Monismith. Summary report on fatigue response of asphalt mixtures. Technical report, Institute of Transportation Studies, University of California. Berkeley, California, 1990.
- G. M. Rowe. Performance of asphalt mixtures in the trapezoidal fatigue test. In *Proceedings of Asphalt Paving technologists, Technical Sessions*, Austin -Texas, 1993.
- G. M. Rowe et M. G. Bouldin. Improved technique to evaluate the fatigue resistance of asphaltic mixtures. In *proceedings of the 2nd Eurasphalt & Eurobitume Congress - Barcelona 2000*, 20-22 september 2000.
- K. Sab et H. Zenzri. Modélisation et simulation de l'endommagement par fatigue des chaussées bitumineuses. *Annales des Ponts et Chaussées*, 63 :3-28, 1992.
- J. Salençon. *Viscoélasticité*. Cours de calcul des structures anélastiques. Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1983.
- G. Sayegh. Viscoelastic properties of bituminous mixes. In *proceedings of the 2nd International Conference on the structural Design of Asphalt Pavements Proceedings, August 7-11*, pages 743-755, University of Michigan, Ann Arbor, Michigan, U.S.A., 1967.
- R. A. Schapery. A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media- i. theoretical development. *International Journal of Fracture*, 11(1) :141-159, february 1975.
- R. A. Schapery. Correspondence principles and a generalized j integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, 25(3) :195-223, 1984.
- R. A. Schapery. A micromechanical model for non-linear viscoelastic behavior of particle-reinforced rubber with distributed damage. *Engineering Fracture Mechanics*, 25(5-6) :845-867, 1986.

- R. A. Schapery. Deformation and fracture of inelastic composite materials using potentials. *Polymer Engineering and Science*, 27(1) :63–76, 1987.
- R. A. Schapery. A theory of mechanical behavior of elastic media with growing damage and other changes in structure. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 38(2) :215–253, 1990.
- O. Sellin. Etude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux - détection de l'endommagement et de la fissuration par thermographie infrarouge. Cahier de synthèse des essais, Division MSC - LCPC, 2002.
- SETRA et LCPC. Techniques d'entretien des chaussées routières en béton de ciment. Rapport final, Collège des observateurs "Entretien des chaussées en béton de ciment", aout 2000.
- J. Shao. Poroelastic behaviour of brittle rock materials with anisotropic damage. *Mechanics of Materials*, 30(1) :41–53, 1998.
- J. Shao et J. Rudnicki. Microcrack-based continuous damage model for brittle geomaterials. *Mechanics of Materials*, 32(10) :607–619, 2000.
- L. J. Sluys et R. de Borst. Wave propagation and localization in a rate-dependent cracked medium - model formulation and one-dimensional examples. *International Journal of Solids and Structures*, 29(23) :2945–2958, 1992.
- M. A. A. Soltani. *Comportement en fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de doctorat, ED MEGA, Lyon -France, mai 1998.
- C. Stefani. étude thermique des phénomènes de fatigue dans les matériaux composites bitumineux. In *Actes des Journées de Physique LCPC*, Les Arcs - France, décembre 1981.
- C. Stéfani. Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux. notes interne LCPC, 1990.
- C. Stéfani. Unicité des états spatiaux d'endommagement. note interne LCPC, janvier 2002.
- N. W. Tschoegl. *The phenomenological theory of linear viscoelastic behavior : An introduction*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1989. ISBN 3-540-19173-9.
- P. Ullidtz, T. Kieler, et A. Kargo. Finite element simulation of asphalt fatigue testing. In *Mechanical Tests for Bituminous Materials -Recent Improvement and Future Prospects- proceeding of the 5th Int. RILEM symposium*, pages 233–239, Lyon - France, 14-16 mai 1997. A. A. Balkema.
- W. van Dijk, H. Moreaud, A. Quedeville, et P. Ugé. The fatigue of bitumen and bituminous mixes. In *proceedings of the 3rd International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements*, pages 577–592, London - England, september 11-15 1972.

- W. van Dijk et W. Visser. The energy approach to fatigue for pavement design. *Journal of the Association of the Asphalt Pavement Technonologists*, 46 :1-40, 1977.
- J. Verstraeten. Fatigue of bituminous mixes and bitumen thixotropy. In *Presentation at the XIXth PIARC World Road Congress - Flexible roads session-TC 8*, pages 729-738, Marrakech, september 22-28 1991.
- J. Verstraeten. Bituminous materials with high resistance to flow rutting. Technical report, 1995.
- W. Weibull. A statistical theory of the strength of materials. *Roy. Swed. Inst. Eng. Res*, 151, 1939.
- N. Wendling, J.-M. Piau, et L. Wendling. Nouveau banc de fatigue mefisto - fissuration par fatigue en mode i d'éprouvette en béton bitumineux semi-grenu 0/10 conditionnées à 5°C - liant 35/50. F.A.E.R. 2.01.01.8, Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées d'AUTUN, 1998.
- J. G. Williams. *Stress analysis of Polymers, 2nd Edition*. Engineering science. Hellis Horwood, Chichester - England, john wiley & sons edition, 1980.
- H. Zenzri. *Endommagement anisotrope par fatigue : Application au calcul d'une structure de chaussée bitumineuse*. Thèse de docteur ingénieur, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris -France, septembre 1992.

Annexe A

Faciès de rupture propres aux essais de cisaillement du LCPC

Les travaux réalisés par Alimami (1988) ont mis en évidence deux modes de fissuration de l'éprouvette. Les résultats correspondants sont rappelés complétés par de nouvelles observations. Une première interprétation par la mise en parallèle des chemins de fissuration et de la courbe d'évolution de la raideur macroscopique est également présentée.

Différents modes de fissuration

Les essais de fatigue effectués sur la machine de cisaillement du LCPC ont conduit à l'observation de chemins de fissuration macroscopique différents selon la granulométrie correspondant à différentes formulations d'enrobés bitumineux.

La figure (A.1) présente les schémas de fissuration en forme de tonneau obtenus pour les matériaux à faible granularité. Ici, le résultat obtenu sur une éprouvette en sable bitume permet de mettre en évidence ce mode de fissuration spécifique.

Pour l'éprouvette en sable bitume, la rupture s'initie dans les cornes de l'échantillon. Ces zones sont soumises à un état de traction-compression pure d'amplitude de l'ordre de deux fois la valeur de la contrainte de cisaillement moyenne dans le cœur de l'échantillon (cf. figure 1.9). Lorsque la fissure est amorcée sa propagation se fait en mode I perpendiculairement à la surface libre de l'éprouvette. Cette évolution confère une forme de tonneau au schéma de rupture final obtenu de manière symétrique, des fissures se propageant de part et d'autre de l'échantillon.

Des enrobés bitumineux 0-14 mm, de plus forte granularité, ont été testés par Alimami (1988). Pour vérifier les résultats obtenus, une éprouvette de cette même granularité a été testée afin de comparer le chemin de fissuration macroscopique obtenu. La figure (A.2-b) présente le résultat

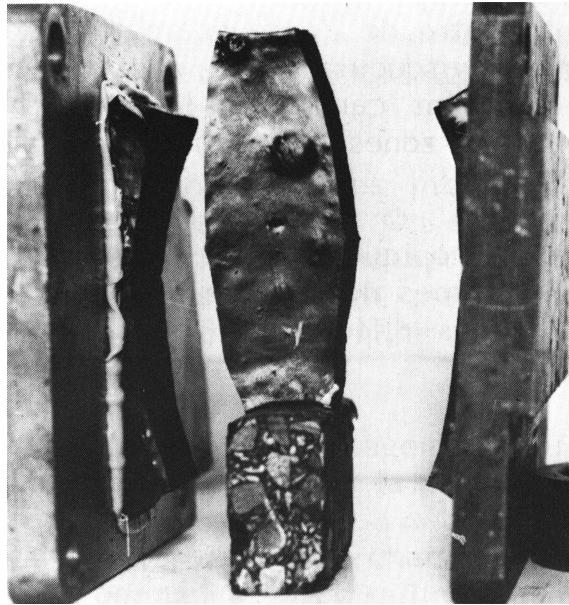


FIG. A.1 : Rupture sur une éprouvette de sable bitume (Alimami, 1988)

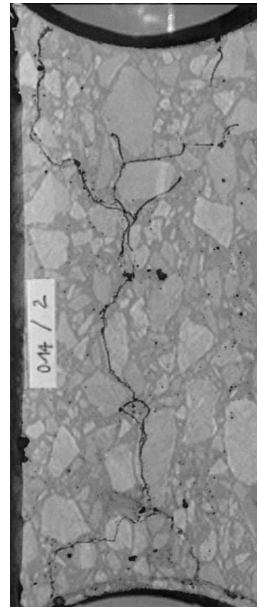
de l'essai réalisé dans ce travail. Les chemins de fissuration obtenus diffèrent et les observations peuvent être discutées.

La rupture obtenue pour les matériaux de chaussées courants (0-14 mm) est localisé dans la section médiane comme le montre les figures (A.2 a et b). Le chemin présenté à la figure (A.2-b) est cependant complété de branches qui rejoignent les bords libres de l'éprouvette.

Ces observations peuvent trouver des justifications dans les paramètres de formulation. Il est possible de penser que la taille des granulats utilisés ou, la taille du plus gros granulats par rapport à la zone de contrainte de traction maximale, joue un rôle important sur le chemin de fissuration comme le montre la figure (A.2-b). Toutes choses étant égales par ailleurs, l'effet de la matrice bitumineuse serait *a priori* secondaire et ne conditionnerait pas un chemin de fissuration préférentiel.



(a) (Alimami, 1988)



(b)

FIG. A.2 : Rupture sur une éprouvette d'enrobé bitumineux 0-14

Relation entre le mode de fissuration et la perte de raideur

Les observations expérimentales effectuées sur les essais de cisaillement pour un niveau de distorsion γ moyen de $300 \cdot 10^{-6}$ montrent que l'évolution de la raideur macroscopique peut avoir une phase III plus ou moins marquée. Les observations en parallèle de la forme des courbes et du chemin de fissuration macroscopique relevé en fin d'essai sont portés sur la figure (A.3)

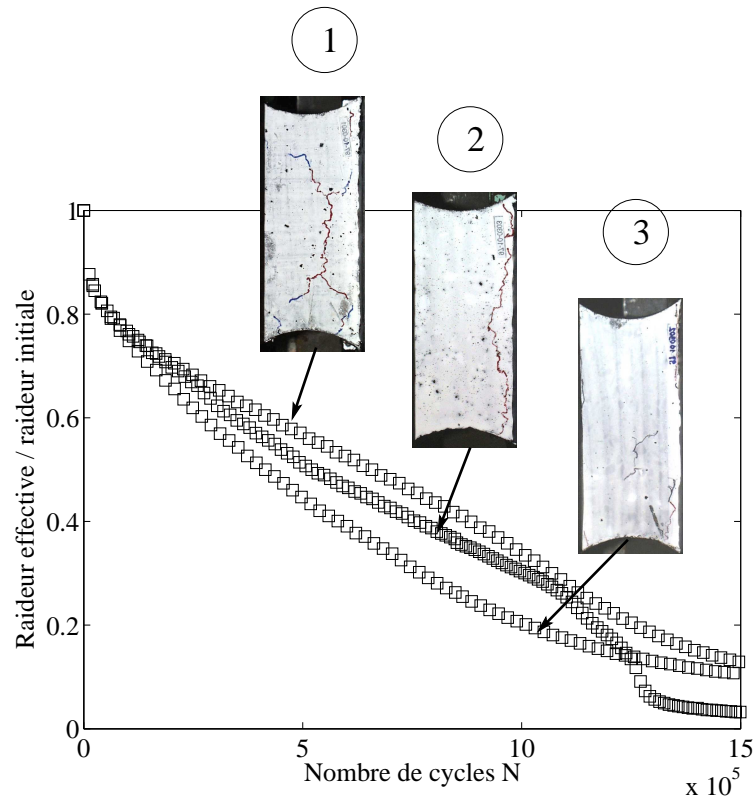


FIG. A.3 : Synthèse graphique représentant la perte de rigidité en fonction du nombre de cycles de sollicitation mis en parallèle des faciès de rupture pour les essais à $\gamma = 300 \cdot 10^{-6}$.

Les variations de la raideur macroscopique montrent une décroissance monotone au cours de l'essai propre aux essais de fatigue sans temps de repos. Par contre, les trois essais effectués donnent différents régimes d'évolution. Les débuts d'essai ($N < 100000$ cycles) sont comparables. Cependant, la suite du processus diffère d'un échantillon à l'autre

- L'essai sur l'éprouvette (3) présente une décroissance avec un concavité vers le haut pendant toute la durée de l'essai.

- L'essai sur l'éprouvette (1) donne le même genre d'évolution mais présente en plus un léger changement d'inflexion vers 1000000 cycles.
- Cette tendance est encore plus forte sur les résultats de l'essai réalisé sur l'éprouvette (2) qui présentent un changement d'inflexion avant rupture, révélateur d'une accélération du processus de dégradation macroscopique en fin d'essai (comme pour les essais de flexion deux points). Ce phénomène est plutôt contraire aux autres résultats qui conduisent à une diminution de la pente de décroissance avec le nombre de cycles.

Les faciès de rupture présentent également quelques différences. Partant du principe que l'objectif de l'essai est d'obtenir une rupture par cisaillement dans la partie centrale de l'échantillon pour laquelle la section est volontairement réduite, on observe quelques phénomènes parasites.

Les essais sont peu nombreux (un essai au niveau $\gamma = 300.10^{-6}$ dure 4 jours environ, mise en place comprise) et méritent d'être multipliés, cependant certaines tendances semblent se dégager. On note que dans tous les cas, des fissures sont relevées sur les "cornes" de l'échantillon. Rappelons que ces zones sont soumises dans ce type d'essai à des cycles de traction-compression parallèlement à la surface libre. Ce type de rupture ne correspond pas directement aux attentes d'un essai de qualification des phénomènes de cisaillement pur (au moins au point de vue macroscopique). Des fissures sont également relevées dans la partie centrale sollicitées en mode II.

Deux modes de fissuration sont identifiés.

- Le premier mode de fissuration correspond à une fissure qui démarre dans les cornes des éprouvettes et se poursuit dans le matériau le long des casques sur lesquels l'échantillon est collé.
- Pour le second mode, la fissuration démarre également dans les coins des échantillons. Ensuite apparaît de la fissuration dans la zone centrale de l'éprouvette. Le faciès de rupture final est mixte.

L'observation simultanée des chemins de fissuration expérimentaux et de la courbe d'évolution de la raideur des échantillon a permis de proposer des premières conclusions. Il semble que la phase III de la courbe de raideur en fonction du nombre de cycles soit plus nette lorsque une seule fissure se propage. Dans ce cas, le mécanisme correspond au premier mode de fissuration. Lorsque le chemin de fissuration est composée de fissure dans le coin et dans la zone centrale, l'évolution semble montrer une phase III moins marquée.

Ces observations faites sur les essais effectués avec une amplitude de distorsion moyenne de $300 \cdot 10^{-6}$ sont confirmées par les mesures effectuées à pour des amplitudes $500 \cdot 10^{-6}$. Pour ces derniers, les courbes d'évolution de la raideur macroscopiques ne montrent pas de phase III. Les

schémas de fissurations ont montré une tendance vers le second mode de fissuration comme le montre la figure (A.4).

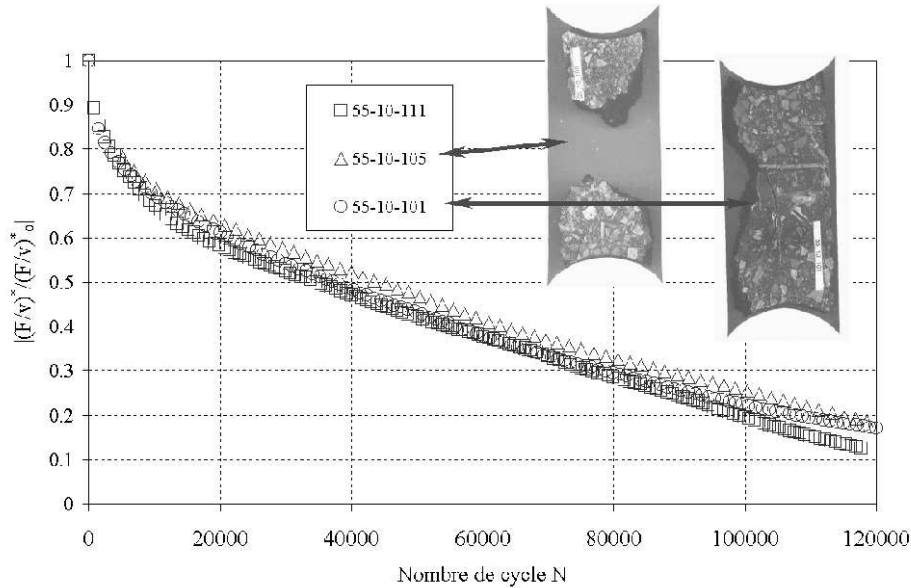


FIG. A.4 : Synthèse graphique représentant la perte de rigidité en fonction du nombre de cycle de sollicitation mis en parallèle schéma de fissuration observable (essais de cisaillement $\gamma = 500 \cdot 10^{-6}$).

Les observations sont du même ordre que pour les essais précédents. Cependant, pour les essais (résultats pour trois éprouvettes seulement) réalisés à ce niveau, on remarque une meilleure superposition de la réponse macroscopique. Les variations sont plus régulières et présentent une décroissance quasi linéaire précédée de la décroissance rapide du début d'essai ($N < 10000$ cycles). Vu le nombre petit d'essais, il faut bien sûr nuancer le propos pour ne pas conclure trop tôt.

Annexe B

Modèle de Kim : cas des essais uniaxiaux contrôlés en déplacement

Partant des équations du modèle de Kim et Little (1990); Lee et al. (2000) il est possible d'effectuer l'intégration du problème d'évolution de l'endommagement dans les conditions cycliques. La technique adoptée par Lundström (2002) offre un point de départ à la formulation. Ici, l'intégration est effectuée dans le cas d'un essai cyclique à amplitude de déplacement constante. Pour finir, l'approche est reliée à l'approche de la mécanique de l'endommagement de type Kachanov.

Le pseudo potentiel thermodynamique est donné par

$$W_m^R = \frac{1}{2} C_1(S_1) \varepsilon_m^R \varepsilon_m^R \quad (\text{B.1})$$

La loi d'évolution de l'endommagement

$$\dot{S}_1 = \left(-\frac{\partial W_m^R}{\partial S_1} \right)^{\alpha_1} \quad (\text{B.2})$$

Pour les essais à amplitude de déformation constantes

$$\frac{\partial W_m^R}{\partial S_1} = \frac{1}{2} \varepsilon_m^2 \frac{\partial C_1(S_1)}{\partial S_1} \quad (\text{B.3})$$

La fonction $C_1(S_1)$ caractéristique du matériau peut être trouvée expérimentalement. Par ajustement de loi puissance sur les données expérimentales, Lee (1996) a donné des expressions du type :

$$C_1(S_1) = C_{10} - C_{11} S_1^{C_{12}} \quad (\text{B.4})$$

où C_{nm} ($n=1$ et $m=0,1,2$) sont trois coefficients.

De cette dernière expression, il est possible d'exprimer la dérivée $\frac{\partial C_1(S_1)}{\partial S_1}$:

$$\frac{\partial C_1(S_1)}{\partial S_1} = -C_{11}C_{12} S_1^{(C_{12}-1)} \quad (\text{B.5})$$

En utilisant cette expression dans l'équation (Eq. B.2) le taux d'endommagement peut alors s'exprimer sous la forme :

$$\dot{S}_1 = \frac{dS_1}{dt} = \left(\frac{(\varepsilon_m^R)^2 C_{11} C_{12}}{2} S_1^{(C_{12}-1)} \right)^{\alpha_1} \quad (\text{B.6})$$

La séparation des variables S_1 et le temps t conduit à l'équation :

$$\frac{dS_1}{S_1^{\alpha_1(C_{12}-1)}} = \left(\frac{1}{2} I(\varepsilon_m^R)^2 C_{11} C_{12} \right)^{\alpha_1} dt \quad (\text{B.7})$$

L'expression de l'endommagement S_1 après N cycle de chargement s'obtient par intégration des deux membre de l'équations :

$$\int_0^{S_1} S_1^{-\alpha_1(C_{12}-1)} dS_1 = \int_0^{NT} \left(\frac{1}{2} I(\varepsilon_m^R)^2 C_{11} C_{12} \right)^{\alpha_1} dt \quad (\text{B.8})$$

L'hypothèse que seul le quart de cycle correspondant aux extensions croissantes dues aux contraintes de traction, rentre en compte dans la croissance de l'endommagement (Lundström, 2002). L'intégration sur le chargement sinusoïdal périodique à amplitude de déformation constante ε_a donne ainsi :

$$\frac{S_1^{1-\alpha_1(C_{12}-1)}}{1+\alpha_1(C_{12}-1)} = \left(\frac{1}{2} I(\varepsilon_a)^2 C_{11} C_{12} \right)^{\alpha_1} \frac{NT}{4} \quad (\text{B.9})$$

L'expression de l'endommagement S_1 peut être extraite et s'exprime :

$$S_1 = \left[(1 + \alpha_1(1 - C_{12})) \left(\frac{1}{2} (\varepsilon_a)^2 C_{11} C_{12} \right)^{\alpha_1} \frac{NT}{4} \right]^{\frac{1}{1+\alpha_1(1-C_{12})}} \quad (\text{B.10})$$

Le passage à la complaisance ou la raideur macroscopique donnée du modèle dans les conditions 1D est triviale par la relation (Eq. B.4).

$$C_1 = C_{10} - C_{11} S_1^{C_{12}} \quad (\text{B.11})$$

Il est également possible de rapprocher l'expression de la raideur C_1 fonction de N avec un terme d'endommagement D plus classique dans le sens de Kachanov.

$$\frac{C_1}{C_{10}} = (1 - D) \quad (\text{B.12})$$

$$D = 1 - \frac{C_1}{C_{10}} \quad (\text{B.13})$$

$$D = C_{11} S_1^{C_{12}} \quad (\text{B.14})$$

d'où l'expression de D :

$$D = C_{11} \left[(1 + \alpha_1(1 - C_{12})) \left(\frac{1}{2} (\varepsilon_a)^2 C_{11} C_{12} \right)^{\alpha_1} \frac{NT}{4} \right]^{\frac{C_{12}}{1 + \alpha_1(1 - C_{12})}} \quad (\text{B.15})$$

Partant d'un critère de fatigue quelconque en terme d'endommagement D_{crit} , les durées de vie associées N_F vérifient une relation du type :

$$N_F = C^{te} (\varepsilon_a)^{-2\alpha_1} \quad (\text{B.16})$$

Remarque : Dans la théorie présentée, le paramètre α_1 est relié à la réologie du matériau en terme de fluage ou de relaxation (Lee, 1996). :

$$\alpha_1 = 1 + \frac{1}{n} \quad (\text{B.17})$$

où n est lié à la pente du module de relaxation, i.e.

$$n = \frac{-\log E(t)}{\log t} \quad (\text{B.18})$$

n étant déterminé au point d'inflexion de la courbe de relaxation

En interprétation directe, cela conduit à dire qu'une telle modélisation conduit à des courbes de Wöhler (courbe dont la valeur de pente serait reliée à la rhéologie du matériau).

Résumé

Le passage répété de poids lourds entraîne des dégradations par fatigue des matériaux bitumineux qui affectent, à long terme, la durabilité des structures de chaussées. Pour étudier l'endommagement par fatigue des couches d'enrobés bitumineux, des essais de fatigue en laboratoire sont réalisés. Lors de ces essais, l'évolution de la raideur décroît selon une évolution caractéristique en trois phases.

Un modèle d'endommagement non local isotrope est proposé pour décrire la perte de module du matériau soumis à un chargement de fatigue. Partant des observations expérimentales, deux lois d'évolution de l'endommagement sont proposées.

Ce modèle d'endommagement 3D est implanté dans le code éléments finis Castem 2000. Une procédure de saut de cycles spécifique est programmée afin de permettre la simulation de plusieurs millions de cycles de chargement.

La base de données expérimentales, utilisée pour l'identification et la validation du modèle, est issue d'un programme international de la RILEM co-piloté par le LCPC. L'identification est effectuée à partir d'essais de traction compression uniaxiale et d'essais de flexion sur éprouvette trapézoïdale normalisée. Les effets thermiques viscoélastiques, artefacts des essais classiques en laboratoire sont évalués.

La loi d'évolution de l'endommagement classique de type loi puissance ne permettant pas la prédiction correcte de la phase de rupture par macrofissuration de l'échantillon, une loi, originale, à trois phases est finalement proposée.

Cette loi d'évolution de l'endommagement est identifiée et validée, sur ces mêmes essais à force ou déplacement contrôlé, jusqu'à l'initiation de la rupture macroscopique des échantillons. Le modèle est alors appliqué à d'autres configurations expérimentales (essais de cisaillement du LCPC et flexion quatre points). En terme de prédiction, l'influence des incertitudes de conditions aux limites et les effets d'échelle sont enfin plus spécifiquement abordés. Les résultats obtenus alimentent la discussion dans la perspective de l'application aux structures réelles de chaussées.

Mots-clés

fatigue, modèle, endommagement, nonlocal, éléments finis, enrobés bitumineux, essais de laboratoire.

Abstract

Repeated stresses and strains induced by traffic loading can be very damaging for asphalt pavements. The accumulation of small degradations leads to fatigue damage. The fatigue behavior of pavement materials is studied with laboratory tests on asphalt mixes specimen. During these tests the damage evolution can be divided into three phases.

A nonlocal isotropic continuum damage approach is adopted to describe the material modulus loss during fatigue loadings. Two damage evolution laws are proposed, in respect to the experimental damage evolution kinetic.

The constitutive equation are integrated in the Castem 2000 Finite Element code. To perform simulation for more than million loading cycles, a jump in cycle procedure is implemented to allow the practical computation.

The experimental data, used to identified and validate the model, are part of a current asphalt concrete interlaboratory testing program carried jointly by the RILEM and LCPC. The model parameters identification procedure is applied to tension compression and trapezoidal cantilever fatigue tests. The assumption of the isothermal process, is verified by simulating the cyclic viscoelasticity induced temperature increase.

A classical damage rate expression given by a power law does not lead to a correct prediction of the sample failure. A new original, three phase evolution law is proposed for asphalt mixes fatigue analysis.

This damage evolution law is identified and validated until the initiation of the specimen failure for previous testing conditions and under displacement or force controlled fatigue tests. Then the model is applied to other fatigue testing conditions (LCPC shear test and four point bending tests). The influence of the boundary condition uncertainties and size effects are finally examined in terms of the model prediction ability. The discussion of the results allow the prospect of pavement structure simulations in the future.

Key words

damage model, nonlocal, fatigue, finite elements, asphalt mixes, laboratory fatigue tests.