



HAL
open science

Modélisation intrinsèque de la fissuration par fatigue des enrobés bitumineux à partir de mesures de champs. : Application à la correspondance entre différents types d'essais de fatigue

Ibishola Santos

► To cite this version:

Ibishola Santos. Modélisation intrinsèque de la fissuration par fatigue des enrobés bitumineux à partir de mesures de champs. : Application à la correspondance entre différents types d'essais de fatigue. Génie civil. École centrale de Nantes, 2020. Français. NNT : 2020ECDN0050 . tel-03267849

HAL Id: tel-03267849

<https://theses.hal.science/tel-03267849v1>

Submitted on 22 Jun 2021

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.

THESE DE DOCTORAT DE

L'ÉCOLE CENTRALE DE NANTES

ÉCOLE DOCTORALE N° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : Génie Civil

Par

« **Ibishola SANTOS** »

« Modélisation intrinsèque de la fissuration par fatigue des enrobés bitumineux à partir de mesures de champs. Application à la correspondance entre différents types d'essais de fatigue »

Thèse présentée et soutenue à « Université Gustave Eiffel – Bouguenais », le « 17 Décembre 2020 »
Unité de recherche : Matériaux pour infrastructures de transport (MIT), Université Gustave Eiffel

Rapporteurs avant soutenance :

Évelyne TOUSSAINT
Hassan BAAJ

Professeure des universités, Université Clermont Auvergne
Professeur, University of Waterloo (Canada)

Composition du Jury :

Président : Ahmed LOUKILI

Professeur des universités, École Centrale de Nantes

Examineurs : Andrea GRAZIANI
Bertrand POUTEAU

Professeur associé, Università Politecnica delle Marche (Italie)
Docteur, Eurovia Management, Bordeaux

Dir. de thèse : Ferhat HAMMOUM
Co-enc. de thèse : Olivier CHUPIN
Paul MARSAC

Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel, Bouguenais
Chargé de recherche, Université Gustave Eiffel, Bouguenais
Ingénieur de recherche, Université Gustave Eiffel, Bouguenais

Dédicaces

A ma mère

Femme exceptionnelle qui a concédé d'innombrables sacrifices pour élever toute seule mes deux grands frères, ma grande sœur et moi même depuis le décès de notre père il a y vingt-deux ans de cela. Tu as été à la fois un père et une mère pour moi depuis mes quatre ans. Je te dois tout et aucun mot ne pourra exprimer toute ma gratitude et mon amour à ton égard.

Merci, « Akpé », « labalè »

Remerciements

Au sortir de ce travail thèse, je tenais à remercier mon directeur de thèse Ferhat Hammoum ainsi que mes encadrants Paul Marsac, Olivier Chupin et Jean-Michel Piau qui m'ont guidé tout au long de ma thèse. Merci de votre encadrement de qualité, de votre patience, de votre rigueur et de votre disponibilité. Merci d'avoir fait de ces trois années de thèse une belle expérience.

Je voudrais aussi remercier mes rapporteurs de thèse Evelyne Toussaint et Hassan Baaj pour leurs regards critiques sur l'ensemble de mes travaux de thèse.

Je remercie également le président du jury de soutenance Ahmed Loukili ainsi que le membre du jury Andrea Graziani, pour la qualité des échanges lors de la soutenance.

J'en profite aussi pour remercier Bertrand Pouteau pour avoir participé à mon jury de soutenance et accepté que j'effectue les essais en flexion 4 points à Eurovia-Mérignac. Merci également à Pascal Diez pour son aide à la réalisation de ces essais.

Je tenais à remercier Jean-Philippe Terrier pour m'avoir formé à la réalisation des essais de fatigue en flexion sur poutre console. Merci à tous les techniciens de MIT et LAMES pour la fabrication et la découpe des plaques, les aides diverses tout au long de thèse.

Je remercie aussi Maissa Gharbi pour m'avoir passé la main sur la technique de corrélation d'images numériques.

Un grand merci à Florian Huchet et Chaféa Bouchenna pour m'avoir prêté et enseigné l'utilisation de la caméra infrarouge.

Mes remerciements vont également à :

- mes collègues de bureau à savoir Octavio puis Brahim pour l'ambiance et la cordialité dans le bureau durant respectivement un an, et un an et demi ;
- à toute l'équipe des doctorants, chercheurs, et personnel administratif de MIT et LAMES, spécialement à Domenico mon compère de thèse depuis la première heure.

A tous ceux que j'aurais oublié, merci.

Résumé

La détermination des propriétés de fatigue des enrobés bitumineux varie en fonction du type d'essai pratiqué ainsi que de la manière d'interpréter la courbe de fatigue. L'objectif de ce travail est de modéliser la réponse du matériau et de simuler numériquement différents essais de fatigue en utilisant les paramètres intrinsèques du matériau. La première partie de la thèse est consacrée à la réalisation des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur un sable bitume 0/2. Les analyses des champs cinématiques obtenus par corrélation d'images numériques et des champs thermiques obtenus par thermographie infrarouge ont permis d'améliorer la compréhension de la phénoménologie au cours des essais ainsi que l'analyse des critères de fatigue proposés dans la littérature. Comme la fissuration et l'échauffement thermique sont les principaux phénomènes observés, une modélisation basée sur la fissuration et l'échauffement a été développée dans la deuxième partie. Elle intègre un comportement viscoélastique, un couplage thermomécanique en associant la loi de Paris. Cette modélisation permet de simuler les essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points au moyen d'un même jeu de paramètres. Les résultats montrent un bon accord entre les simulations et les données expérimentales ainsi que la validation de l'influence du trajet de fissuration sur la dispersion des courbes de fatigue. Ces travaux fournissent ainsi une base pour la réinterprétation des essais de fatigue grâce à la simulation du passage d'un essai à un autre au moyen de paramètres intrinsèques au matériau.

Mots clés : enrobés bitumineux, essai de fatigue, corrélation d'images numériques, couplage thermomécanique, loi de Paris, paramètres intrinsèques.

Abstract

According to current interpretations, fatigue properties of asphalt mixes vary depending on the type of test performed. The aim of this work is therefore to model and simulate numerically different fatigue tests using intrinsic material parameters. To guide the development of this modeling, the first part of this thesis consisted in carrying out two-point bending (2PB) fatigue tests and four-point bending (4PB) tests on a sand asphalt 0/2. The analysis of the kinematic fields obtained by digital image correlation and of the thermal fields obtained by infrared thermography allowed to improve the comprehension of the phenomenology during fatigue tests as well as the analysis of the fatigue criteria proposed in the literature. Cracking and self-heating being the main phenomena in fatigue tests, a model based on cracking and self-heating was developed in the second part. It integrates viscoelastic behaviour, thermomechanical coupling and Paris law. This modeling allows to simulate 2PB and 4PB fatigue tests using the same parameters. The results show a good agreement between simulations and experimental data as well as the validation of the effect cracking path on the dispersion of fatigue curves. This work thus provides a basis for the reinterpretation of fatigue tests by simulating different types of fatigue test using intrinsic material parameters.

Key words : asphalt mixes, fatigue test, digital image correlation, thermomechanical coupling, Paris law, intrinsic material parameters.

Table des matières

Dédicaces	iii
Remerciements	iv
Résumé	v
Abstract	vi
Table des matières	vii
Liste des tableaux	xi
Liste des figures	xiii
Introduction générale.....	1
Chapitre 1 : Synthèse bibliographique	5
1.1. La structure de chaussée	5
1.1.1. Fonctionnement mécanique d'une structure de chaussée	6
1.1.2. Dégradation des enrobés bitumineux liée au trafic	6
1.1.3. Dimensionnement des structures de chaussées à la fatigue	7
1.2. L'enrobé bitumineux dans les couches d'assises	7
1.2.1. Composition des enrobés bitumineux	7
1.2.2. Comportement mécanique des enrobés bitumineux.....	9
1.2.3. Caractérisation du comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux : domaine fréquentiel et module complexe	10
1.3. Fatigue des enrobés bitumineux	14
1.3.1. Types d'essais de fatigue en laboratoire	14
1.3.2. Exploitation usuelle des essais de fatigue	17
1.3.3. Phénomènes observés durant les essais de fatigue	19
1.3.4. Variabilité des résultats des essais de fatigue.....	21
1.3.5. Critères de fatigue	22
1.4. Modélisation de la fatigue des enrobés bitumineux	25
1.4.1. Approche par l'endommagement	25
1.4.2. Approche par la mécanique linéaire de la rupture.....	26
1.4.3. Conclusion sur les approches	28
1.5. Mesures de plein champ sans contact : DIC + thermographie	28
1.5.1. Corrélation d'image numérique (CIN).....	28

1.5.2.	Thermographie infrarouge.....	30
1.6.	Conclusion	31
Chapitre 2 : Préparation de la campagne expérimentale		33
2.1.	Matériaux.....	33
2.1.1.	Formulation	34
2.1.2.	Géométrie des éprouvettes	35
2.1.3.	Caractéristique mécanique : module complexe.....	36
2.2.	Protocole expérimental	37
2.2.1.	Paramètres et configurations des essais de fatigue.....	37
2.2.2.	Matériels d’acquisition sans contact	39
2.2.3.	Dispositif expérimental d’acquisition d’images sans contact	39
2.3.	Evaluation de la qualité des mesures sans contact	44
2.3.1.	Mesures de champs cinématiques par corrélation d’images numériques.....	45
2.3.2.	Mesures du champ thermique par thermographie infrarouge	49
2.4.	Détection de fissure par corrélation d’images numériques	50
2.4.1.	Localisation de la fissure.....	50
2.4.2.	Critères de détection de fissuration	51
2.4.3.	Trajet de fissuration.....	52
2.4.4.	Détection de l’initiation de la fissure	54
2.5.	Conclusion	54
Chapitre 3 : Essais poutre console et flexion 4PB avec mesure de champs cinématiques par CIN et thermique par thermographie infrarouge.....		57
3.1.	Essai de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette vierge.....	57
3.1.1.	Résultats classiques d’essai de fatigue	57
3.1.2.	Champs cinématiques.....	59
3.1.3.	Champ thermique	68
3.1.4.	Analyses des résultats de champs.....	70
3.2.	Essai de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée.....	73
3.2.1.	Résultats classiques d’essai de fatigue	73
3.2.2.	Champs cinématiques.....	75
3.2.3.	Champ thermique	79
3.2.4.	Analyse des résultats de champs	81
3.3.	Essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée.....	81
3.3.1.	Résultats classiques d’essai de fatigue	82

3.3.2.	Champs cinématiques.....	83
3.3.3.	Champ thermique	88
3.3.4.	Analyse des résultats de champs	90
3.4.	Comparaison des essais sur poutre console sur des éprouvettes entaillées et non entaillées.....	91
3.4.1.	Raideur des éprouvettes et droite de fatigue	91
3.4.2.	Phénoménologie des essais	92
3.4.3.	Dispersion des courbes de fatigue.....	92
3.5.	Exploitation croisée des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points	94
3.5.1.	Module apparent des éprouvettes et droite de fatigue.....	94
3.5.2.	Phénoménologie des essais	95
3.5.3.	Dispersion des courbes de fatigue.....	96
3.6.	Analyse des critères de fatigue des enrobés bitumineux sur la base des données de CIN	96
3.6.1.	Proposition d'un nouveau critère de fatigue basé sur les données de la CIN	97
3.6.2.	Comparaison aux critères de fatigue de la littérature.....	98
3.6.3.	Analyses et conclusions	104
3.7.	Conclusion.....	106
Chapitre 4 : Modélisation thermomécanique des essais de fatigue.....		109
4.1.	Hypothèses générales de modélisation	109
4.1.1.	Homogénéité et isotropie	109
4.1.2.	Contraintes planes et l'hypothèse des petites perturbations.....	110
4.2.	Etudes préliminaires découplées entre fissuration et température.....	110
4.2.1.	Modélisation des essais de fatigue sur EB par la mécanique linéaire de la rupture et loi de Paris	110
4.2.2.	Modélisation de l'auto-échauffement dans les conditions de l'essai de fatigue	113
4.2.3.	Pseudo-couplage thermomécanique par factorisation des deux effets.....	117
4.3.	Modélisation thermomécanique de la fatigue des EB avec loi de Paris, MLR, et équation de la chaleur.....	118
4.3.1.	Equations du modèle	118
4.3.2.	Discrétisation temporelle, formulation faible et algorithme de résolution.....	120
4.3.3.	Algorithme de résolution et implémentation.....	122

4.4. Retour sur le calcul de la température en pointe de fissure sur la base d'un problème stationnaire dans un milieu fissuré 2D	124
4.4.1. Hypothèses du problème thermique à résoudre	125
4.4.2. Méthode de décomposition	126
4.4.3. Application et comparaison des résultats des deux méthodes.....	132
4.5. Réponse type du modèle complet de simulation de l'essai de fatigue sur EB en flexion sur poutre console.....	133
4.5.1. Résultats de simulation.....	133
4.5.2. Influence du maillage	137
4.6. Conclusion	139
Chapitre 5 : Application du modèle aux essais en flexion sur poutre console et en flexion 4 points	141
5.1. Non linéarité à haut niveau de déformation.....	141
5.2. Simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette entaillée	142
5.2.1. Procédure de calage des paramètres de la modélisation.....	143
5.2.2. Premières simulations, adaptation de la loi de Paris et prise en compte dans de nouvelles simulations	144
5.3. Simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette non entaillée	149
5.3.1. Simulation à trajet de fissuration issus des points à contrainte maximale (6H/31)	150
5.3.2. Simulation à trajet de fissuration déduit de la CIN	153
5.4. Simulation de l'essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvettes entaillées	155
5.4.1. Données de calcul.....	156
5.4.2. Résultats de simulations	157
5.5. Conclusion	161
Conclusions générales et perspectives	163
Annexes	167
Annexe A : Résultats complémentaires pour le chapitre 2	167
Annexe B : Résultats complémentaires pour le chapitre 3.....	168
Annexe C : Résultats complémentaires pour le chapitre 5.....	171
Références bibliographiques	173

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Géométries d'éprouvette trapézoïdale (NF EN 12697-24)	15
Tableau 2.1 : Proportions de granulats dans le sable bitume 0/2.	34
Tableau 2.2 : Paramètres du modèle de Huet.	37
Tableau 2.3 : Conditions des essais de fatigue réalisés.	38
Tableau 2.4 : Précision de mesure pour une estimation du bruit de fond.	47
Tableau 2.5 : Précision de mesure pour une estimation de déplacement de corps rigide.	48
Tableau 2.6 : Précision de mesure pour une estimation de déplacement hors-plan de corps rigide avec un rayon de sous-domaine de 15 pixels.	49
Tableau 3.1 : Paramètres des droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes non entaillées.	58
Tableau 3.2 : Paramètres de la droite de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées.	74
Tableau 3.3 : Paramètres des droites de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées à 25 Hz et 10 °C.	82
Tableau 3.4 : Durées de vie obtenues pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console effectués à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	94
Tableau 3.5 : Paramètres des droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume <i>SB</i> testées à 25Hz et 10 °C.	100
Tableau 3.6 : Paramètres des droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume <i>SB1</i> testées à 25 Hz et 5 °C.	102
Tableau 3.7 : Paramètres des droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume <i>SB1</i> testées à 25Hz et 15 °C.	104
Tableau 3.8 : Pourcentage de raideur correspondant à la durée de vie (<i>NCIN</i>) obtenue par critère de fatigue basé sur les données CIN.	105
Tableau 4.1 : Paramètres de simulation.	112
Tableau 4.2 : Paramètres de simulation.	116
Tableau 4.3 : Paramètres de simulation.	134
Tableau 4.4 : Influence de la taille de la maille sur les simulations.	137
Tableau 5.1 : Paramètres de simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvettes entaillées.	144
Tableau 5.2 : Nouveaux paramètres de la loi de Paris pour la simulation d'essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées.	146
Tableau 5.3 : Comparaison des coefficients des droites de fatigue simulée et expérimentale pour les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées.	147
Tableau 5.4 : Valeurs du paramètre Na_0, ε_f de la loi de Paris pour les 3 niveaux de déformation ε_f	150

Tableau 5.5 : Comparaison des coefficients des droites de fatigue simulée et expérimentale pour les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes non entaillées. 151

Tableau 5.6 : Comparaison des coefficients de droites de fatigue simulée et expérimentale pour l'essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée..... 158

Liste des figures

Figure 1.1 : Coupe transversale d'une structure de chaussée [1].	6
Figure 1.2 : Mode de fonctionnement d'une structure de chaussée [3].	6
Figure 1.3 : Aspect d'un enrobé bitumineux (BBSG 0/14).	8
Figure 1.4 : Domaines de comportement d'un enrobé bitumineux [3].	10
Figure 1.5 : Courbes isothermes et courbe maîtresse de la norme du module complexe pour une température de référence 10 °C [14].	12
Figure 1.6 : Modèle de Maxwell généralisé.	12
Figure 1.7 : Modèle de Huet.	13
Figure 1.8 : Modèle de Huet-Sayegh.	13
Figure 1.9 : Essai de fatigue sur poutre console sur éprouvette trapézoïdale.	15
Figure 1.10 : Essai de fatigue en flexion 4 points.	16
Figure 1.11 : Essai de fatigue axial traction compression.	16
Figure 1.12 : Essai de fatigue en traction indirecte.	17
Figure 1.13 : Essai de fatigue en torsion [40].	17
Figure 1.14 : Courbe de fatigue pour des essais de fatigue à force imposée (gauche) et à déplacement imposé (droite) [26].	18
Figure 1.15 : Droite de fatigue d'un béton bitumineux 0/14, 10°C, 25 Hz [26].	19
Figure 1.16 : Phases d'une courbe de fatigue d'un enrobé bitumineux.	19
Figure 1.17 : Approche du ratio d'énergie [72].	23
Figure 1.18 : Approche du ratio d'énergie $R\sigma$ [75].	24
Figure 1.19 : Evolution du critère "Rate of Dissipated Energy Change (RDEC)" [79].	24
Figure 1.20 : Principe de la corrélation d'images numériques [138].	30
Figure 2.1 : Aspect du sable bitume 0/2.	34
Figure 2.2 : Courbe granulométrique du sable bitume 0/2.	34
Figure 2.3 : Schéma de débitage des éprouvettes dans les plaques de sable bitume.	35
Figure 2.4 : Géométries d'éprouvettes sciées dans les plaques et détails des entailles.	36
Figure 2.5 : Courbe maîtresse du sable bitume 0/2.	36
Figure 2.6 : Courbe de module complexe dans le plan Cole-Cole du sable bitume 0/2.	37
Figure 2.7 : Schéma du dispositif d'acquisition sur l'essai de fatigue sur poutre console.	40
Figure 2.8 : Dispositif de synchronisation entre l'acquisition d'images et l'essai de fatigue sur poutre console.	41
Figure 2.9 : Dispositif expérimental de l'essai de fatigue sur poutre console avec mesures sans contact.	41
Figure 2.10 : Schéma du dispositif d'acquisition sur l'essai de fatigue en flexion 4 points.	42
Figure 2.11 : Dispositif expérimental de l'essai de fatigue en flexion 4 points avec mesures sans contact.	42
Figure 2.12 : Détails du mouchetis des éprouvettes pour la CIN.	44
Figure 2.13 : Evolution de la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale ($RMSE_{global}$) des déplacements en fonction du rayon des sous-domaines.	46

Figure 2.14 : Dispositif expérimental de mesure de champs cinématiques d'un corps rigide en translation.....	47
Figure 2.15 : Evolution de la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale (<i>RMSEglobal</i>) des déplacements en fonction du rayon des sous-domaines.....	48
Figure 2.16 : Dispositif expérimental de mesure de champs cinématique de translation hors-plan du corps rigide.....	49
Figure 2.17 : Champs cinématiques à 271000 cycles obtenues par CIN lors d'un essai de fatigue sur poutre console sur le sable bitume à 10°C, 25 Hz, et 300 $\mu\text{m}/\text{m}$	50
Figure 2.18 : Profils verticaux des champs cinématiques à 271000 cycles obtenues par CIN lors d'un essai de fatigue sur poutre console sur le sable bitume à 10°C, 25 Hz, et 300 $\mu\text{m}/\text{m}$	51
Figure 2.19 : Trajet de fissuration dans des éprouvettes d'enrobés bitumineux en fin d'essai de fatigue sur poutre console.....	53
Figure 3.1 : Droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes non entaillées.	58
Figure 3.2 : Courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	59
Figure 3.3 : Evolution du champs de déplacement vertical U_y en μm , d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	60
Figure 3.4 : Allongement de l'éprouvette lors d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	61
Figure 3.5 : Evolution du champ de déformation verticale ϵ_{yy} en μm , d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	62
Figure 3.6 : Propagation de la fissure au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	64
Figure 3.7 : Trajet de fissuration à 255000 cycles au cours de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	64
Figure 3.8 : Ouverture et fermeture de fissure à 271000 cycles au cours de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	66
Figure 3.9 : Etude des cinétiques et trajets de fissuration au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB1</i>) effectué à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 15 °C.	67
Figure 3.10 : Courbe de fatigue et température maximale au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume <i>SB</i> effectué 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	68
Figure 3.11 : Evolution du champ de température (°C) à la surface d'une éprouvette de sable bitume <i>SB</i> testée en essai de fatigue en flexion sur poutre console à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	69
Figure 3.12 : Localisation du trajet de fissuration sur le champ thermique grâce aux données issues de la CIN à 125000 cycles.	70
Figure 3.13 : Essais de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (<i>SB</i>) effectués à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	72
Figure 3.14 : Sollicitation verticale calculé par RDM sur un bord libre de l'éprouvette trapézoïdale et zone de fissuration observée par CIN.	73
Figure 3.15 : Droite de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes de sable bitume (<i>SB</i>) entaillées à 25 Hz et 10 °C.	74

Figure 3.16 : Courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	75
Figure 3.17 : Evolution des champs de déplacement vertical Uy en μm , d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	76
Figure 3.18 : Allongement d'une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	77
Figure 3.19 : Evolution du champ de déformation verticale ε_{yy} en $\mu\text{m}/\text{m}$, d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	78
Figure 3.20 : Propagation de la fissure au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	79
Figure 3.21 : Courbe de fatigue et température maximale au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée de sable bitume SB à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	79
Figure 3.22 : Evolution du champ de température (°C) à la surface d'une éprouvette entaillée de sable bitume SB testée en essai de fatigue en flexion sur poutre console à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	80
Figure 3.23 : Droite de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes de sable bitume (SB) entaillées à 25 Hz et 10 °C.	82
Figure 3.24 : Courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	83
Figure 3.25 : Evolution des champs de déplacement horizontal Ux en μm , d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	84
Figure 3.26 : Allongement horizontal de l'éprouvette lors d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	85
Figure 3.27 : Essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	86
Figure 3.28 : Evolution du champ de déformation horizontale ε_{xx} en $\mu\text{m}/\text{m}$, d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	87
Figure 3.29 : Propagation de la fissure au cours d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	88
Figure 3.30 : Courbe de fatigue et température maximale au cours d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée de sable bitume SB à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C. ...	89
Figure 3.31 : Evolution du champ de température (°C) à la surface d'une éprouvette entaillée de sable bitume SB testée en essai de fatigue en flexion 4 points à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.	90
Figure 3.32 : Droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées ou non de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.....	91

Figure 3.33 : Température maximale atteinte en cours d’essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.....	92
Figure 3.34 : Trajets de fissuration en fin d’essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C.....	93
Figure 3.35 : Droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.....	95
Figure 3.36 : Température maximale atteinte en cours d’essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.	96
Figure 3.37 : Courbe de fatigue et cinétique de fissuration d’un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C : critère de fatigue.	97
Figure 3.38 : Droite de fatigue obtenue par critère de fatigue basé sur les données de la CIN pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume (SB) à 25 Hz et 10 °C.....	98
Figure 3.39 : Durées de vie obtenues par différents critères sur une même courbe de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB) testée à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.....	99
Figure 3.40 : Droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB testées à 25Hz et 10 °C.	100
Figure 3.41 : Durées de vie obtenues par différents critères de fatigue sur un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB1) testée à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 5 °C.....	101
Figure 3.42 : Droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB1 testées à 5 °C.	102
Figure 3.43 : Durées de vie obtenues par différents critères de fatigue sur un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB1) testée à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 15 °C.....	103
Figure 3.44 : Droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB1 testées à 15 °C.....	104
Figure 3.45 : Valeurs de ε_6 estimées par les critères de fatigue sur des essais de fatigue en flexion sur poutre console à 25 Hz.....	106
Figure 3.46 : Valeurs de pente estimées par les critères de fatigue sur des essais de fatigue en flexion sur poutre console à 25 Hz.....	106
Figure 4.1 : Configuration de l’essai de fatigue en flexion sur poutre console.....	112
Figure 4.2 : Simulation d’une courbe de fatigue d’un essai en flexion sur poutre console à 10 °C, 25 Hz et 300 $\mu\text{m}/\text{m}$	113
Figure 4.3 : Champs thermiques simulés pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console sans fissuration à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C et 25 Hz.....	116
Figure 4.4 : Evolution de la force et de la température maximale simulées pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console sans fissuration à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C et 25 Hz.....	117
Figure 4.5 : Résultats de courbe fatigue obtenue par pseudo-couplage des résultats des simulations par loi de Paris et thermiques sans fissure.	118
Figure 4.6 : Principales étapes de l’algorithme de résolution.	124

Figure 4.7 : Configuration de la géométrie.	125
Figure 4.8 : Contraintes et déplacements au voisinage de la pointe de fissure.	126
Figure 4.9 : a) Géométrie de quart de plaque et conditions limites, b) maillage associé.	132
Figure 4.10 : Evolution de KI en fonction de la longueur de fissure a	132
Figure 4.11 : Résultats de simulation thermique : champ de température obtenue avec la MEF classique (a) et par la méthode de décomposition (b). Différence de température entre les deux méthodes (c).	133
Figure 4.12 : Configuration de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console. Cas d'une unique fissure horizontale positionnée au max de la contrainte RDM	134
Figure 4.13 : Courbe de fatigue de simulation d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz	135
Figure 4.14 : Simulation de l'évolution du champ de température au cours de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz	136
Figure 4.15 : Température maximale du champ de température simulé pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz	137
Figure 4.16 : Zoom du maillage de la fissure pour différentes tailles h_{min}	138
Figure 4.17 : Influence de la taille des éléments du maillage sur les résultats de courbe de fatigue et de température en pointe de fissure pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz	138
Figure 4.18 : Influence de l'épaisseur de la fissure du maillage sur les résultats de courbe de fatigue et de température en pointe de fissure pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz	139
Figure 5.1 : Evolution de la norme du module complexe et de l'angle de phase en fonction du niveau de déformation ε_f pour des essais sur sable bitume réalisés à 10°C et 25 Hz	142
Figure 5.2 : Premières simulations des courbes de fatigue des essais en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées à 10°C et 25 Hz	145
Figure 5.3 : Simulation des courbes de fatigue des essais en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées à 10°C et 25 Hz . Utilisation de la loi de Paris en KI	146
Figure 5.4 : Comparaison entre les droites de fatigue expérimentale et simulée pour le critère de fatigue N_{50} : essai de fatigue en flexion sur poutre console entaillée.	147
Figure 5.5 : Simulation des champs de température d'une éprouvette entaillée testée en essai de fatigue en flexion sur poutre console à $350 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C	148
Figure 5.6 : Evolution des températures maximales simulée et expérimentale pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console entaillée à 10°C et 25 Hz	149
Figure 5.7 : Simulation des courbes de fatigue avec $N(a_0, \varepsilon_f)$ sur éprouvettes non entaillées.	151
Figure 5.8 : Comparaison entre les droites de fatigue expérimentale et simulée pour le critère de fatigue N_{50} : essai de fatigue en flexion sur poutre console non entaillée.	152
Figure 5.9 : Evolution de la température maximale extraite des champs de température simulés. Comparaison avec les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes non entaillées ($\theta_{enceinte} = 10^\circ\text{C}$ et $f = 25 \text{ Hz}$).	152

Figure 5.10 : Evolution de la température maximale simulée et de la longueur de fissure pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console non entaillée à $300\mu\text{m}/\text{m}$; $10\text{ }^\circ\text{C}$ et 25 Hz	153
Figure 5.11 : Simulation des essais de fatigue en flexion d'après les trajets de fissuration déduits de la CIN ($\varepsilon f = 300\mu\text{m}/\text{m}$, $\theta_{enceinte} = 10\text{ }^\circ\text{C}$ et $f = 25\text{ Hz}$).	154
Figure 5.12 : Températures maximales calculées dans la simulation des essais de fatigue avec trajets de fissuration CIN ($\varepsilon f = 300\mu\text{m}/\text{m}$, $\theta_{enceinte} = 10\text{ }^\circ\text{C}$ et $f = 25\text{ Hz}$).	155
Figure 5.13 : Courbes de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes de sable bitume SB testées à $300\text{ }\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $10\text{ }^\circ\text{C}$	156
Figure 5.14 : Géométrie et conditions limites de l'essai de fatigue en flexion 4 points : a) géométrie de la demi éprouvette et condition aux limites réelles ; b) conditions aux limites adoptées pour la simulation ; c) maillage associé.	157
Figure 5.15 : Simulation des courbes de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur sable bitume à $10\text{ }^\circ\text{C}$ et 25 Hz et comparaison avec les résultats d'essais.	158
Figure 5.16 : Comparaison entre les droites de fatigue expérimentale et simulée pour le critère de fatigue $N50$ et l'essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée.	159
Figure 5.17 : Simulation des champs de température dans une éprouvette entaillée de sable bitume pour l'essai 4PB à $350\text{ }\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $\theta_{enceinte} = 10\text{ }^\circ\text{C}$	160
Figure 5.18 : Evolution de la température en pointes de fissure calculées et obtenues expérimentalement pour l'essai de fatigue 4PB sur éprouvette de sable bitume testée à $10\text{ }^\circ\text{C}$ et 25 Hz	161

Introduction générale

Les structures de chaussée sont conçues à partir d'un empilement de couches horizontales possédant les caractéristiques mécaniques suffisantes pour supporter les charges issues du passage de véhicules lourds. Le dimensionnement d'une structure multicouche permet ainsi de répartir la charge depuis la surface de la chaussée pour atteindre une sollicitation en rapport avec les caractéristiques du sol support. Le concepteur évalue ainsi les sollicitations dues au trafic cumulé sur la durée de vie de la structure ainsi que les conditions climatiques locales avec une vérification au gel le cas échéant. Au cours de leur vie, les structures de chaussées subissent des chargements répétés, essentiellement dommageables dans les bandes de roulement par des poids lourds. Sur certains tronçons routiers ou certains itinéraires à chaussée bitumineuse, on retrouve principalement deux types de dégradation : la fissuration par fatigue mécanique et l'orniérage. Pour faire face à ce type de dégradation, les méthodes de calcul prennent en compte les performances mécaniques des matériaux utilisés vis-à-vis des champs de déformation rencontrés.

Dans cette thèse, on s'intéresse particulièrement à la fatigue mécanique des enrobés bitumineux. Le dimensionnement structurel vis-à-vis de ce risque consiste à déterminer les épaisseurs des couches de base de la chaussée bitumineuse de manière à ce que les déformations horizontales, calculées dans ces couches pour un trafic donné, soient admissibles en comparaison de la résistance à la fatigue des matériaux préconisés. D'un point de vue du concepteur, le dimensionnement par rapport à la fatigue nécessite donc d'évaluer la résistance à la fatigue des matériaux bitumineux. Cette caractéristique mécanique normalisée nécessite la réalisation d'essais de fatigue en laboratoire sur éprouvettes. L'essai de fatigue constitue ainsi un élément fondamental du dimensionnement des structures de chaussées.

Selon les pays, il existe plusieurs types d'essai permettant de mesurer la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux (flexion sur poutre console en France, flexion 4 points aux USA, essai de fatigue en traction indirecte en Allemagne, etc.). Cependant, pour un matériau donné, ces différents types d'essai et leur méthode d'exploitation des courbes de fatigue conduisent à des résultats différents en termes de durée de vie des éprouvettes, ce qui constitue un obstacle à la comparaison des méthodes de dimensionnement et à leur standardisation à l'international. L'interprétation des résultats d'essais de fatigue ne permet donc pas aujourd'hui de dégager des propriétés intrinsèques aux matériaux contrairement à d'autres essais mécaniques (essai de module complexe par exemple). La détermination de paramètres de fatigue intrinsèques au matériau nécessite de passer par une modélisation avancée qui fait défaut à ce jour dans le domaine de la mécanique des chaussées. Le principal objectif de la thèse est de proposer une telle modélisation permettant le passage d'un type d'essai à un autre, sur la base de paramètres intrinsèques au matériau, et de valider la démarche sur des résultats d'essais obtenus dans des conditions bien contrôlées.

Les enrobés bitumineux sont des matériaux hétérogènes composés d'un mélange de granulats de tailles variées et d'un liant hydrocarboné. Les caractères hétérogène et viscoélastique des

matériaux bitumineux impactent les champs cinématiques et thermique dans les éprouvettes de fatigue et induisent un processus de fissuration complexe.

Pour guider le développement d'une modélisation réaliste des essais de fatigue, le choix a été fait dans cette thèse d'appréhender le comportement mésoscopique de l'éprouvette en observant les champs cinématiques et thermique en cours d'essai. Parmi les différentes méthodes de mesure de champs cinématiques, la méthode sans contact par corrélation d'images numériques (CIN) a été retenue ici pour mesurer les champs cinématiques en surface d'éprouvette. Par ailleurs, la mesure du champ de température a été effectuée en continu par thermographie infrarouge. Ces deux techniques de mesures ont largement démontré leurs apports dans l'étude des matériaux et des structures. L'exploitation des mesures de champs cinématiques et thermique au cours des essais de fatigue constitue donc un deuxième objectif de ce travail de recherche : elle permettra de mieux interpréter les courbes de fatigue et de mieux définir le critère de fatigue. Elle permettra également de guider la modélisation du phénomène de fatigue en examinant les contributions des effets de fissuration et thermique.

La durée de vie d'un essai de fatigue est définie par l'application d'un critère de fatigue. Classiquement, le critère utilisé en France fixe la durée de vie d'un échantillon comme étant égale au nombre de cycles conduisant à une chute de raideur de 50%. D'autres critères de fatigue ont toutefois été proposés par la communauté routière. Un troisième objectif de cette thèse consistera à utiliser les résultats de mesures de champs sans contact pour une analyse comparative des différents critères de fatigue proposés dans la littérature.

Le présent mémoire de thèse s'articule autour de cinq chapitres.

Le premier chapitre synthétise l'état de l'art. On y rappelle brièvement la constitution des structures de chaussée, les principes de la méthode de dimensionnement française des chaussées neuves ainsi que les caractéristiques des enrobés bitumineux. La fatigue des enrobés bitumineux est abordée au travers des différents types d'essais de fatigue, de la phénoménologie observée durant les essais, des critères de fatigue existants, ainsi que des modélisations actuelles du comportement des matériaux bitumineux vis-à-vis de la fatigue. Pour compléter ce chapitre, on présente également les deux techniques de mesures de champs sans contact par la corrélation d'images numériques et la thermographie infrarouge.

Le second chapitre décrit le protocole adopté pour la campagne expérimentale. On présente le matériau de référence spécifiquement choisi pour cette étude. On décrit le dispositif expérimental utilisé pour réaliser les mesures de champs cinématiques par CIN et thermique par thermographie infrarouge en cours d'essais de fatigue. Une évaluation de la précision des mesures des champs cinématiques et thermique a été faite. Enfin, une première application du dispositif ainsi élaboré a été réalisée sur l'essai de fatigue en flexion sur poutre console.

Le troisième chapitre de ce mémoire présente les résultats des campagnes expérimentales avec mesures de champs obtenus sur deux types d'essai de fatigue : l'essai en flexion sur poutre console avec éprouvette trapézoïdale et l'essai en flexion 4 points sur barreau (4PB). On présente les courbes de fatigue de décroissance de la raideur ou de la force en fonction du nombre de cycles ainsi que les évolutions des champs cinématiques et thermique au cours des

essais. A partir de l'exploitation des champs, on décrit les trajets et les cinétiques de fissuration accompagnés des analyses et des interprétations utiles pour la compréhension du phénomène de fatigue. Pour compléter ce chapitre, on propose un nouveau critère de fatigue basé sur les données de la corrélation d'images numériques (CIN). Une comparaison avec les différents critères de fatigue proposés dans la littérature est effectuée dans ce chapitre.

Le quatrième chapitre présente le développement d'un modèle thermo-viscoélastique couplé à la loi de Paris pour la simulation des essais de fatigue sur EB. On introduit les hypothèses, les équations du modèle ainsi que les algorithmes de résolution. Une étude semi-analytique par décomposition des champs mécanique et thermique en parties singulière et régulière est effectuée afin de valider les températures obtenues en pointe de fissures fournies par la méthode des éléments finis (MEF) standard. La réponse type de la modélisation d'un essai de fatigue est présentée.

Le cinquième chapitre présente l'application de l'outil de modélisation à l'interprétation des essais de fatigue. Le calage des paramètres du modèle, dont en particulier ceux de la loi de Paris, est effectué sur la base d'essais de fatigue en flexion sur poutre console réalisés sur éprouvettes entaillées. Ceci conduit à modifier le terme moteur de propagation de fissure initialement choisi pour la loi de Paris. Ce même jeu de paramètres est ensuite utilisé pour la modélisation des essais en flexion sur poutre console sur éprouvettes non entaillées. L'influence du trajet de fissuration vu par CIN sur les résultats de la simulation est examinée afin d'apprécier l'effet sur la dispersion des courbes de fatigue. Toujours sur la base des paramètres du modèle définis en flexion sur poutre console, on présente la simulation d'essais en flexion 4 points effectuées sur éprouvettes entaillées à différents niveaux de déformation afin d'évaluer la capacité du modèle à faire le passage d'un type d'essai à l'autre et donc son caractère intrinsèque.

Chapitre 1 : Synthèse bibliographique

L'essai de fatigue sur les enrobés bitumineux en flexion sur poutre console est un élément fondamental de la méthode de dimensionnement française des structures de chaussées. Mais plusieurs autres types d'essais de fatigue normalisés sont pratiqués, notamment à l'étranger, tels que les essais en flexion 4 points, en traction/compression ou en traction indirecte. Or, pour un même matériau, ces différents essais ne donnent pas les mêmes résultats. La question de l'interprétation de ces essais sur la base de paramètres intrinsèques au matériau reste donc posée. L'objectif du présent chapitre est de faire un résumé de l'état des connaissances sur la fatigue des enrobés bitumineux : les avancées, les limitations et les pistes d'amélioration.

Après un rappel sur les structures de chaussée et la méthode de dimensionnement française (§1.1), les enrobés bitumineux seront présentés (§1.2). On insistera principalement sur leur comportement et leur caractérisation mécanique. La fatigue des enrobés bitumineux sera ensuite abordée (§1.3). Les différents types d'essais seront présentés ainsi que les exploitations qui en sont faites. Les phénomènes impliqués seront étudiés ainsi que les facteurs influençant les résultats. Les critères de fatigue existant dans la bibliographie seront également exposés et la modélisation des essais sera présentée dans son état actuel avec ses limitations (§1.4). Quelques pistes d'amélioration seront proposées. Enfin, les techniques de mesures de champs sans contact avec la corrélation d'images numériques et la thermographie infrarouge ainsi que leurs apports dans l'étude de la fatigue seront présentées (§1.5).

1.1. La structure de chaussée

La structure de chaussée est un empilement de couches horizontales visant à supporter les charges issues du passage des essieux de véhicules lourds et à répartir les contraintes de façon à les limiter à un niveau compatible avec les caractéristiques mécaniques du sol support. Celui-ci est constitué par le terrain naturel, qui peut être traité, sur lequel repose la structure de chaussée. Cette structure multicouche (Figure 1.1) est composée du bas vers le haut de [1] :

- la couche de forme (éventuellement) qui sert de transition entre le sol support et le corps de chaussée. Elle protège le corps de chaussée du gel et améliore les caractéristiques mécaniques des matériaux de remblais ou du terrain en place ;
- la couche d'assise composée de la couche de fondation et de la couche de base, constituées de matériaux élaborés majoritairement en France avec un liant bitumineux apportant de la résistance mécanique aux charges issues du trafic;
- la couche de surface composée de la couche de liaison et de la couche de roulement qui subissent directement les actions du trafic et des conditions climatiques.

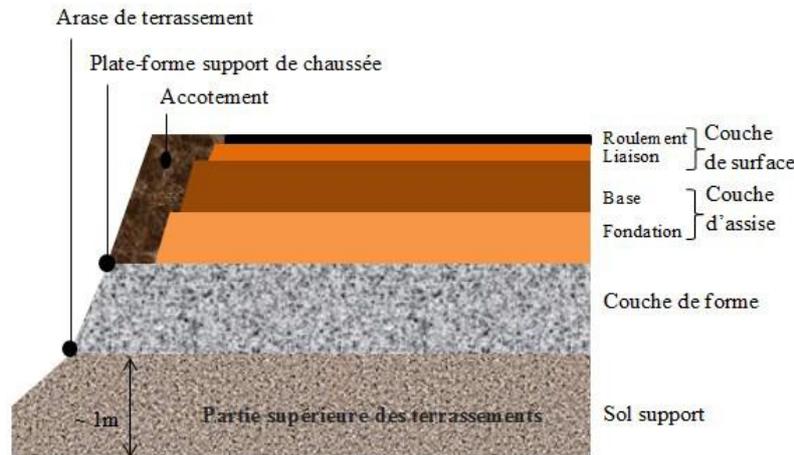


Figure 1.1 : Coupe transversale d'une structure de chaussée [1].

1.1.1. Fonctionnement mécanique d'une structure de chaussée

La structure de chaussée se comporte comme une poutre en flexion reposant sur un support déformable (sol support). A chaque passage d'essieu de véhicule lourd, il se développe des contraintes de traction à la base des couches de la chaussée et des contraintes de compression dans la direction verticale (Figure 1.2). Le cumul du passage des essieux (trafic routier) entraîne des effets répétés de compression et de traction dans la chaussée et conduit à la dégradation de la chaussée respectivement par orniéage et/ou par fissuration par fatigue mécanique. La fissuration par fatigue se développe à la base des couches et se propage en remontant vers le haut [2].

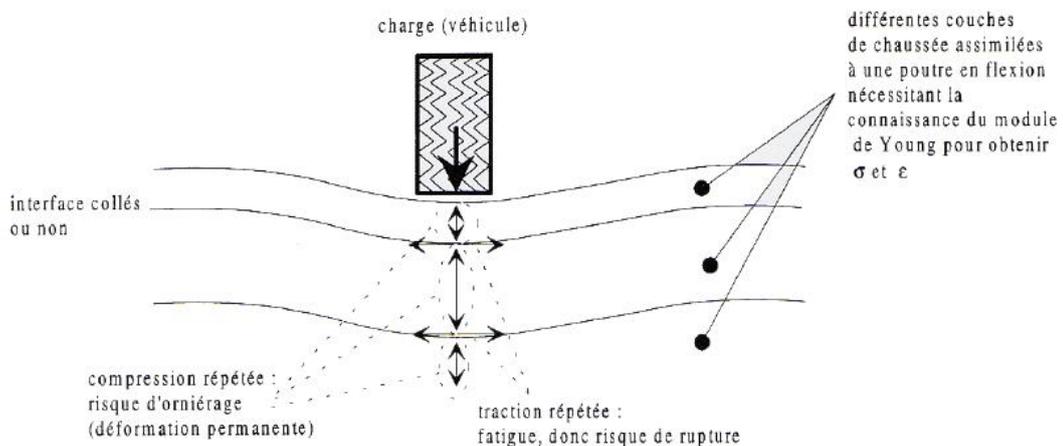


Figure 1.2 : Mode de fonctionnement d'une structure de chaussée [3].

1.1.2. Dégradation des enrobés bitumineux liée au trafic

Les dégradations subies par les enrobés bitumineux sont classées en quatre catégories [4]:

- les déformations : les orniéages, les affaissements, etc ;
- les fissures : longitudinales, transverses, etc ;
- les arrachements : glaçage, plumage, désenrobage, pelade, nid de poule, etc ;
- les mouvements de matériaux : ressuage, indentation, remontée de fines, etc.

La fissuration et l'orniérage sont les principaux modes de dégradation. Ce sont des dégradations directement liées à l'effet du trafic. C'est la raison pour laquelle le dimensionnement d'une structure de chaussée se fait en prenant en compte la résistance à ces deux types de dégradation.

1.1.3. Dimensionnement des structures de chaussées à la fatigue

La méthode de dimensionnement française, initiée en 1948, combine la mécanique rationnelle à des données expérimentales [1]. La structure est d'abord pré dimensionnée : le type de structure, les épaisseurs des couches et les caractéristiques des matériaux dans chaque couche sont choisis par rapport au trafic prévisionnel. Les sollicitations mécaniques sont ensuite calculées par la mécanique rationnelle basée sur le modèle de Burmister [5] en assimilant la structure à une poutre multicouche. La déformation de compression verticale dans la hauteur des couches (ε_{zz}) et la déformation de traction horizontale à la base des couches (ε_t) sont calculées pour une charge correspondant à un essieu standard. Enfin, les valeurs obtenues sont comparées aux valeurs limites admissibles calculées pour un trafic donné à partir des données expérimentales obtenues en laboratoire. De manière très simplifiée, dimensionner une structure revient donc à déterminer les épaisseurs des couches de la chaussée de manière à ce que les déformations calculées dans les couches lors du dimensionnement soient toujours admissibles.

L'une des particularités de la méthode est son caractère probabiliste : la dispersion et le caractère aléatoire des divers facteurs ayant un effet significatif sur la tenue dans le temps de la chaussée sont pris en compte.

Les essais de fatigue en laboratoire ont donc une grande importance dans la méthode dimensionnement car ils permettent de déterminer la valeur admissible de la déformation de traction horizontale à la base des couches (ε_t).

1.2. L'enrobé bitumineux dans les couches d'assises

L'enrobé bitumineux (EB) est le matériau le plus utilisé dans les structures de chaussées. Il est présent dans plus de 98 % des structures de chaussées en France. Sa polyvalence permet de l'employer aussi bien dans les couches d'assises que dans les couches de surface.

1.2.1. Composition des enrobés bitumineux

L'enrobé bitumineux est un matériau composite constitué d'un mélange de granulats (gravillon, sable et filler) et d'un liant hydrocarboné (avec éventuellement des additifs). Il contient également du vide qui peut être considéré comme un constituant même s'il ne rentre pas directement dans la formulation du matériau.

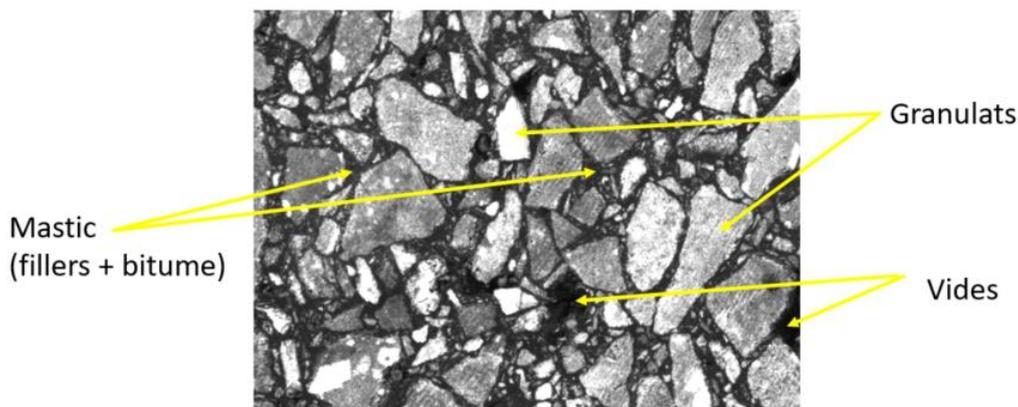


Figure 1.3 : Aspect d'un enrobé bitumineux (BBSG 0/14).

1.2.1.1. Granulats

Les granulats sont des fractions de roches de dimensions comprises entre 0 et 125 mm destinées principalement aux Travaux Publics. Ils peuvent être naturels ou artificiels. Les granulats naturels proviennent des roches massives, des alluvions ou des sédiments. Les granulats artificiels proviennent des sous-produits industriels. Les granulats constituent le squelette granulaire de l'EB avec environ 95% de sa masse. Ils jouent un rôle mécanique dans les EB grâce leur résistance. Leur utilisation dans les EB est normalisée (NF EN 13043). Les principales caractéristiques demandées lors des contrôles de conformité sont :

- l'analyse granulométrique (NF EN 933-1) : elle détermine la distribution des différentes classes de tailles des granulats dans la coupure considérée (2/4, 4/6, 6/10 par exemple),
- l'essai Los Angeles (NF EN 1097-2) : évalue la résistance aux chocs dus au passage des roues des véhicules,
- l'essai MicroDeval en présence d'Eau (MDE) (NF EN 1097-1) évaluant la résistance à l'attrition.

1.2.1.2. Liant hydrocarboné

Le liant hydrocarboné est une substance composée d'atomes d'hydrogènes et de carbones servant à agglomérer des granulats. Entre 1902 et début des années 1950, le liant hydrocarboné utilisé était le goudron, un dérivé du charbon issu de l'extraction des carrières de Houilles. Dès les années 1950, le bitume a supplanté le goudron, notamment pour des raisons de santé, le bitume issu du raffinage du pétrole est utilisé exclusivement.

Le bitume est un matériau insoluble et imperméable à l'eau, se rigidifiant par oxydation au contact de l'air, vieillissant sous l'action du rayonnement ultraviolet. Il possède une capacité d'autoréparation au repos. C'est aussi un matériau viscoélastique thermo-susceptible se comportant comme un fluide peu visqueux à haute température, et comme un solide vitreux élastique à basse température. Le bitume a pour principal rôle de lier les granulats entre eux.

Son utilisation dans les EB est guidée par un ensemble d'essais de caractérisation normalisés. Les principaux essais pratiqués sur le bitume sont :

- la pénétrabilité à l'aiguille (NF EN 1426) caractérisant la dureté du bitume,

- l'essai Bille-Anneau (NF EN 1427) mesurant la température de ramollissement du bitume,
- l'essai RTFOT (Rolling Thin Film Oven Test) (NF EN 12607-1) caractérisant le vieillissement du bitume,
- l'essai du point de fragilité FRAAS (NF EN 12593) mesurant la température de fragilité à froid du bitume,
- plus récemment, les essais rhéologiques issus du programme SHRP aux USA dans les années 90 (EN 14770).

Le bitume est utilisé en association avec un filler minéral dont la taille est inférieure à $60 \mu m$ dans les EB. Lors de la fabrication de l'EB, le bitume se mélange avec le filler pour former le mastic. Les propriétés thermomécaniques du mastic découlent de celles du bitume.

1.2.1.3. Porosité

La porosité ou teneur en vides n'est pas un paramètre de formulation des EB même si elle a une influence très importante sur les propriétés mécaniques des EB. Ainsi, par exemple, le module de rigidité d'un EB varie de façon inversement proportionnelle à sa teneur en vide.

1.2.1.4. Aspect multi échelle des enrobés bitumineux

A l'échelle de la structure de chaussée ou échelle macroscopique, les EB sont considérés comme homogènes. Dans la méthode de dimensionnement, ils sont considérés comme tel. Toutefois, à des échelles plus petites, cette hypothèse d'homogénéité des EB n'est plus vérifiée. En effet, l'EB est un matériau hétérogène du fait de sa composition. Ainsi donc, à l'échelle mésoscopique ou celle du mélange il doit être considéré comme un matériau hétérogène avec une phase continue formée par le mastic et une phase discontinue constituée par le squelette granulaire. Cette hétérogénéité conduit à des variations locales des champs mécaniques [6] et thermiques du fait des interactions entre les granulats, le mastic, et des différentes interfaces et interphases dans les EB. Les granulats ont un comportement élastique et le mastic est viscoélastique. Les hypothèses d'homogénéité sont utilisées par souci de simplification dans le cadre des études courantes de travaux routiers. Dans le cadre de la recherche et des investigations plus précises, le recours aux moyens de mesure de ces champs mécaniques locaux est indispensable.

A une échelle microscopique, les études concernent la rhéologie des bitumes (thixotropie, fluage/relaxation, autoréparation, etc.). Plus loin encore à l'échelle nanoscopique ou moléculaires, c'est la dynamique moléculaire qui rentre en jeu pour comprendre les interactions moléculaires et atomiques menant au comportement des bitumes [7], [8].

1.2.2. Comportement mécanique des enrobés bitumineux

Le comportement des EB est intrinsèquement lié à celui du bitume (mastic). Tout comme celui des bitumes, il dépend de 4 facteurs principaux :

- le niveau de sollicitation du matériau,
- la température du matériau,
- la vitesse de sollicitation,
- le nombre de cycle de sollicitation (dans le cadre d'une sollicitation cyclique).

Sur la base de ces quatre facteurs, des études ont fait ressortir quatre principaux domaines de comportement des EB [9] :

- le comportement viscoélastique linéaire (VEL) : domaine défini pour un nombre de cycle de sollicitation faible et des niveaux de sollicitations relativement faibles. C'est le domaine où est caractérisé la rigidité du matériau ;
- le comportement viscoélastique non-linéaire (VENL) : domaine défini pour un nombre de cycle de sollicitation faible et des niveaux de sollicitations relativement élevés ;
- le comportement thermo-viscoélastoplastique : défini pour des cycles et des niveaux de sollicitations élevés où les déformations permanentes apparaissent. C'est le phénomène d'orniérage ;
- le comportement à la fatigue : survient pour des niveaux de sollicitations faibles à modérés et des cycles de sollicitations élevés. Le cumul de dommage conduit à la ruine du matériau par fatigue.

La Figure 1.4 présente les domaines de comportement des EB.

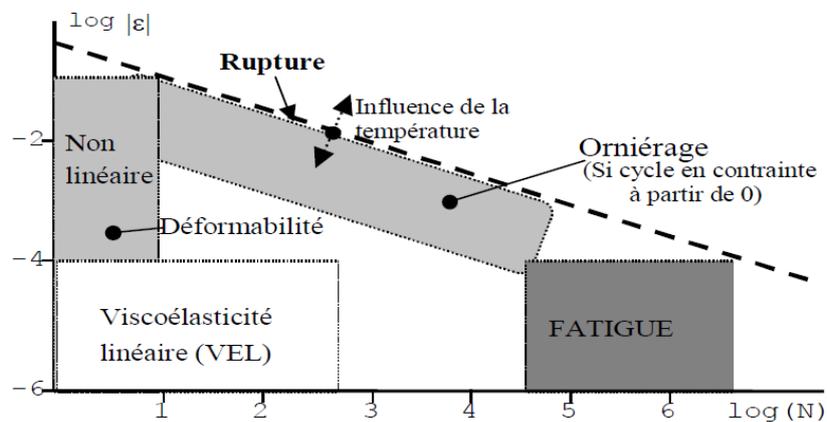


Figure 1.4 : Domaines de comportement d'un enrobé bitumineux [3].

1.2.3. Caractérisation du comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux : domaine fréquentiel et module complexe

1.2.3.1. Module complexe

D'après Mandel [10], en VEL, la réponse reste sinusoïdale lorsqu'on applique une sollicitation sinusoïdale. Par exemple, pour une contrainte sinusoïdale appliquée à un matériau VEL sous la forme :

$$\sigma(t) = Re(\sigma^*) = Re(\sigma_0 e^{i\omega t}) = \sigma_0 \cos(\omega t) \quad (1.1)$$

avec σ_0 l'amplitude de la contrainte imposée, ω la pulsation ($\omega = 2\pi f$) et f la fréquence de la sollicitation, la réponse est une déformation sinusoïdale de la forme :

$$\varepsilon(t) = Re(\varepsilon^*) = Re(\varepsilon_0 e^{i\omega t + \varphi}) = \varepsilon_0 \cos(\omega t + \varphi) \quad (1.2)$$

avec ε_0 l'amplitude de la déformation et φ le déphasage entre la sollicitation et la réponse. Ce déphasage correspond à la dissipation d'une partie de l'énergie mécanique.

La caractérisation du comportement VEL des EB dans le domaine fréquentiel est actuellement basée sur des essais oscillatoires afin de déterminer la dépendance du module complexe à la fréquence et à la température avec des hypothèses d'homogénéité et d'isotropie du matériau. Elle consiste à appliquer à des géométries d'éprouvettes bien définies des sollicitations sinusoïdales à faibles amplitudes de déformation pour s'assurer de rester dans le domaine VEL. Le module complexe E^* s'exprime alors sous la forme [11]:

$$E^* = \frac{\sigma^*}{\varepsilon^*} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\varphi} = |E^*| e^{i\varphi} \quad (1.3)$$

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

Dans le domaine fréquentiel, on définit également un coefficient de Poisson complexe sous la forme :

$$\nu^* = \nu' + i\nu'' \quad (1.4)$$

La partie imaginaire ν'' est souvent négligeable. On considère donc le coefficient de Poisson complexe étant égal au coefficient de Poisson réel classique [12], [13].

Pour mesurer le module complexe des enrobés bitumineux, il existe plusieurs essais normalisés (NF EN 12697-26) tels que l'essai sur poutre console de forme trapézoïdale ou prismatique, l'essai en flexion 3 ou 4 points sur éprouvette prismatique, les essais en traction indirecte ou brésilien sur éprouvette cylindrique, les essais en torsion/compression, les essais uni-axiaux de traction-compression, de traction ou de compression directe sur des éprouvettes cylindriques.

1.2.3.2. Principe d'équivalence temps température

Les essais de modules complexes sont réalisés à différentes fréquences et températures. Cela permet de tracer les courbes isothermes : norme de module complexe en fonction de la fréquence de sollicitation pour une température donnée. La Figure 1.5 montre un exemple de courbes isothermes.

L'analyse des courbes isothermes montrent qu'une même valeur du module du matériau peut être obtenue pour différents couples de fréquence et de température et qu'une différence de température est équivalente à une multiplication de la fréquence. C'est le principe d'équivalence temps-température (PETT). Il se traduit par la relation ci-dessous.

$$E^*(\omega, T) = E^*(\omega, f(T)) = E^*(\omega a_T(T), T_R) \quad (1.5)$$

Avec $a_T(T_R) = 1$ à la température de référence T_R .

Pour une température de référence T_R donnée, on peut donc construire une courbe unique de module complexe en fonction de la fréquence en multipliant la fréquence par le coefficient de translation a_T correspondant à la température de mesure. Ce dernier ne dépend que de la température de référence T_R et de la température des isothermes à traduire. Pour une température de référence donnée, la courbe ainsi obtenue par translation des isothermes est appelée courbe maîtresse (Figure 1.5). Le PETT permet alors de caractériser la rigidité des EB pour des plages de températures et de fréquences d'essais non réalisables expérimentalement.

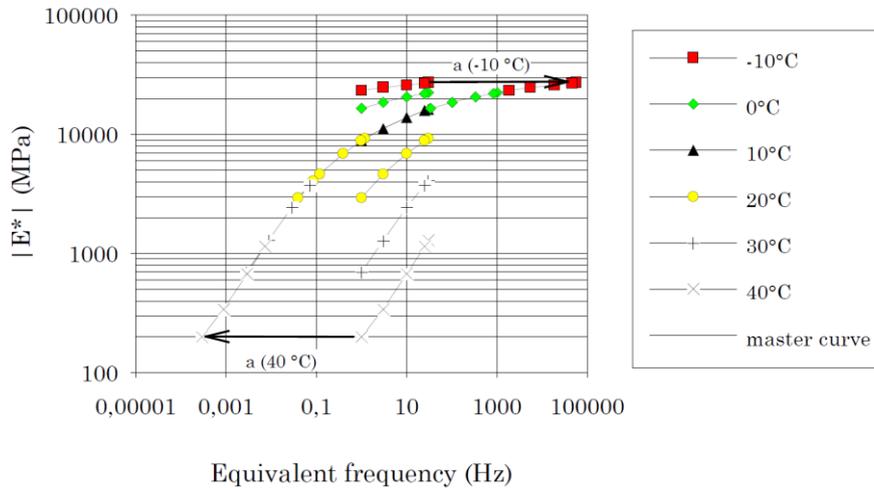


Figure 1.5 : Courbes isothermes et courbe maîtresse de la norme du module complexe pour une température de référence 10 °C [14].

1.2.3.3. Modèles rhéologiques

Il existe plusieurs modèles rhéologiques du comportement VEL non vieillissant d'un matériau. Ils sont composés d'agencement en série et ou parallèle de modèles élémentaires comme des ressorts (comportement élastique pur de module élastique E) et des amortisseurs (comportement visqueux pur de viscosité η). Dans la littérature, ces modèles rhéologiques sont classés en deux catégories :

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

Parmi les modèles à spectre de relaxation discret, c'est le modèle de Maxwell généralisé qui est souvent utilisé pour décrire le comportement VEL des EB. C'est un modèle composé d'un ressort en parallèle avec un nombre fini N de branches en parallèles comprenant un ressort et un amortisseur en série.

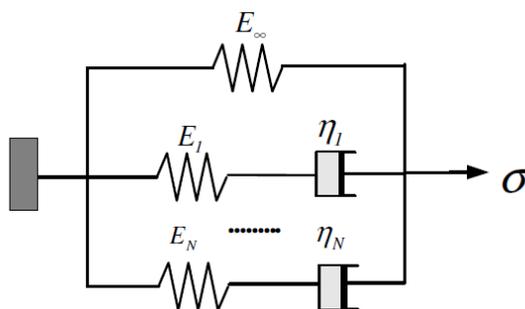


Figure 1.6 : Modèle de Maxwell généralisé.

Pour un nombre satisfaisant de branches, le modèle permet de retrouver le module complexe d'un EB à l'aide de l'expression ci-après:

$$E^*(i\omega) = E_\infty + \sum_{i=1}^N E_i \frac{i\omega\tau_i}{1 + i\omega\tau_i} \quad (1.6)$$

Avec $\tau_i = \frac{\eta_i}{E_i}$ le temps de relaxation caractéristique de la branche i .

En ce qui concerne les modèles à spectres de relaxation continu, trois principaux modèles sont utilisés pour les EB. Historiquement, il y a le modèle de Huet [15] provenant des travaux sur l'analogie avec les propriétés diélectriques. Ce modèle à 4 paramètres est constitué d'un montage en série entre un ressort et deux amortisseurs paraboliques (Figure 1.7).

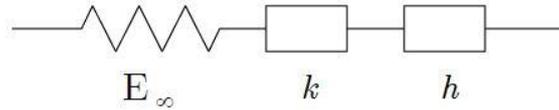


Figure 1.7 : Modèle de Huet.

Le module complexe s'exprime comme suit :

$$E^*(\omega, T) = \frac{E_\infty}{1 + \delta(i\omega a(T))^{-k} + (i\omega a(T))^{-h}} \quad (1.7)$$

Avec h, k, δ , les paramètres des éléments paraboliques du modèle vérifiant la relation $0 < k < h < 1$, E_∞ le module instantané du modèle lorsque $\omega a(T)$ tend vers l'infini, et T la température.

$a(T)$ est le coefficient traduisant l'équivalence temps température issu de l'équation d'Arrhenius s'exprimant comme suit:

$$a(T) = \exp(A_0 + A_1 T + A_2 T^2) \quad (1.8)$$

Le grand avantage du modèle réside dans sa capacité à modéliser le comportement des EB avec la prise en compte des variations de température. Toutefois, vers les températures relativement élevées et à basse fréquence, le modèle de Huet donne des valeurs de modules nulles ce qui n'est pas réaliste physiquement. Pour résoudre ce problème, Sayegh [16] a ajouté en parallèle avec le modèle de Huet un ressort de module E_0 négligeable devant le module E_∞ (Figure 1.8). C'est le modèle de Huet-Sayegh. Avec ce modèle, le module complexe s'exprime alors sous la forme [16]:

$$E^*(\omega, T) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega a(T))^{-k} + (i\omega a(T))^{-h}} \quad (1.9)$$

E_0 le module statique lorsque $\omega a(T)$ tend vers 0.

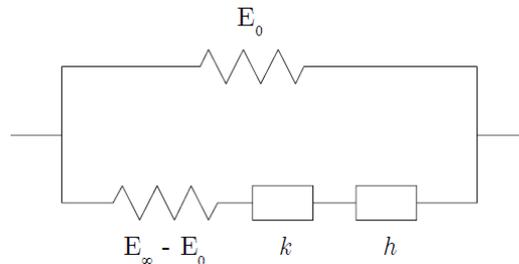


Figure 1.8 : Modèle de Huet-Sayegh.

1.3. Fatigue des enrobés bitumineux

Comme abordé précédemment, les méthodes de dimensionnement des structures de chaussées utilisent les résultats d'essais de résistance à la fatigue comme paramètres d'entrée dans les codes de calcul de structure. On distingue deux catégories d'essai : les essais de fatigue sur structures routières et les essais de fatigue de laboratoire sur éprouvettes.

Les essais de fatigue sur une structure routière consistent à reproduire le trafic sur une structure de chaussée en vraie grandeur ou sur une structure réduite. C'est l'exemple des essais AASHO [17] ou du manège de fatigue du L.C.P.C à Nantes [18]. Ils ne font pas directement partie du présent travail.

Les essais de fatigue en laboratoire consistent à solliciter cycliquement des éprouvettes de matériaux prélevées in-situ ou fabriquées en laboratoire. Dans les essais normalisés, on applique généralement une sollicitation cyclique avec une amplitude et une fréquence constantes. La question de l'influence de la nature des sollicitations sur les résultats des essais de fatigue se pose encore aujourd'hui. Certains auteurs pensaient que la nature de la sollicitation d'essai n'avait pas d'influence sur la durée de vie des échantillons [19] et d'autres au contraire qu'elle avait une grande influence sur les résultats [20]. Afin de se simplifier la tâche et maîtriser les autres paramètres des essais, ce sont des sollicitations sinusoïdales à amplitude et fréquence constantes qui sont adoptées avec ou sans temps de repos. La sollicitation imposée peut être une déformation ou une contrainte, on parle alors d'essai de fatigue à déformation imposée ou à contrainte imposée.

Il faut également noter qu'il existe des études qui visent à étudier les modes de fissurations (modes I [21], II [22], et modes mixtes I & II [23]).

On recense plusieurs types d'essais de fatigue de laboratoire sur diverses géométries d'éprouvette. Ils sont classés en trois catégories [24] :

- les essais de fatigue en flexion alternée,
- les essais de fatigue uni-axiaux en traction et ou compression,
- les essais de fatigue en scission ou en torsion

1.3.1. Types d'essais de fatigue en laboratoire

On s'intéresse par la suite aux essais normalisés de fatigue les plus utilisés dans le monde pour le dimensionnement des structures de chaussées.

1.3.1.1. Essai de fatigue sur poutre console trapézoïdale

C'est l'essai de fatigue sur lequel se base la méthode de dimensionnement française des structures de chaussées [1]. Il a été développé au LCPC en 1965 [15] et a été normalisé en France en 1993 (NF P 98-261-1). Cet essai s'est ensuite répandu puis normalisé en Europe (NF EN 12697-24). C'est l'essai de fatigue couramment utilisé dans certains pays européens, en Afrique (partie francophone) et dans les pays Sud-américains [25].

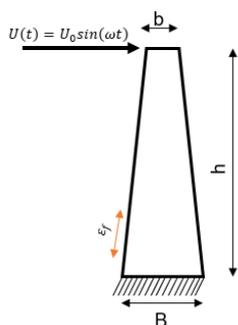
Cet essai de fatigue consiste à encastrier une éprouvette à géométrie trapézoïdale à sa grande base et à appliquer une sollicitation sinusoïdale à amplitude constante sur la petite base. La

géométrie de l'éprouvette est fonction de la taille maximale nominale (D) des granulats de l'EB (Tableau 1.1).

Tableau 1.1 : Géométries d'éprouvette trapézoïdale (NF EN 12697-24)

Dimensions	Catégorie d'enrobé bitumineux		
	$D \leq 14 \text{ mm}$	$14 < D \leq 20 \text{ mm}$	$20 < D \leq 40 \text{ mm}$
B (mm)	56 ± 1	70 ± 1	70 ± 1
b (mm)	25 ± 1	25 ± 1	25 ± 1
e (mm)	25 ± 1	25 ± 1	50 ± 1
h (mm)	250 ± 1	250 ± 1	250 ± 1

Sur ce type d'essai, on s'attend généralement à une rupture s'effectuant au voisinage d'une hauteur égale à $h/5$ de la grande base de l'éprouvette. Cette zone correspondant à la hauteur où les sollicitations sont maximales selon les hypothèses classiques de la résistance des matériaux. Une grande disparité expérimentale existe sur les valeurs de cette hauteur. Les travaux de De La Roche [26], montrent qu'elles sont comprises entre des hauteurs $h/10$ et $h/2$ compte tenu de l'hétérogénéité du matériau.



a) Principe de l'essai



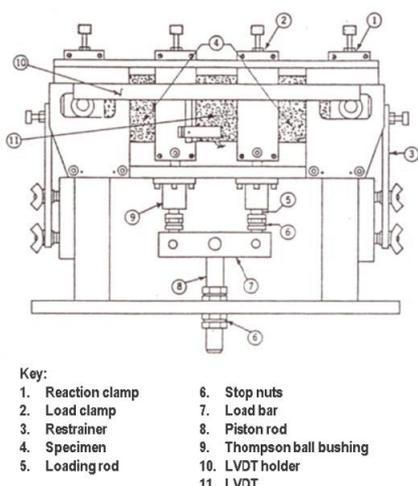
b) Machine de fatigue à l'IFSTTAR-Nantes

Figure 1.9 : Essai de fatigue sur poutre console sur éprouvette trapézoïdale.

1.3.1.2. Essai de fatigue en flexion 4 points

Initialement, développé aux USA, l'essai de fatigue flexion 4 points a été utilisé dans les travaux du Strategic Highway Research Program (SHRP) pour la caractérisation à la fatigue des EB [27]. Suite à ces travaux, il a ensuite été normalisé une première fois en 1994 USA (AASHTO TP8-94).

C'est un essai de fatigue sur une éprouvette prismatique horizontale fixée par 4 brides (d'où le nom 4 points). Les deux brides extérieures servent à bloquer le déplacement vertical de l'éprouvette alors que les deux brides internes servent à appliquer une sollicitation sinusoïdale à amplitude constante de direction verticale (Figure 1.10). La zone de sollicitation maximale est comprise entre les deux brides internes ce qui réduit la sensibilité à la présence de défaut dans le matériau et permet donc *a priori* d'avoir des résultats de fatigue moins dispersés [28].



a) Détails de l'essai [29]

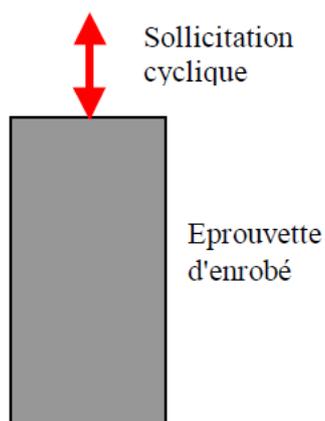
b) Machine de fatigue (Eurovia-Merignac).

Figure 1.10 : Essai de fatigue en flexion 4 points.

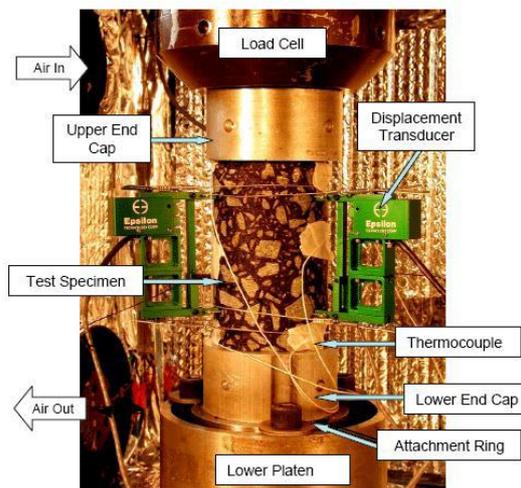
1.3.1.3. Essai de fatigue uni-axial sur éprouvette cylindrique

L'essai de fatigue uni-axial sur éprouvette cylindrique consiste à appliquer une sollicitation sinusoïdale sur une éprouvette cylindrique dans le sens longitudinal (Figure 1.11). C'est un essai développé dans les années 1970 à l'Université de Nottingham [30], [31].

En fonction de la sollicitation appliquée, on peut réaliser des essais de fatigue uni-axiaux en traction directe [32], [33],[34] ou traction-compression [35], [36]. Ces essais ont l'avantage d'avoir des contraintes et déformations homogènes dans l'éprouvette, ils sont appelés essais homogènes.



a) Schéma du principe d'essai [3]



b) Détails de l'essai de fatigue [36]

Figure 1.11 : Essai de fatigue axial traction compression.

1.3.1.4. Essai de fatigue en traction indirecte

L'essai de fatigue en traction indirecte a été développé dans le cadre du projet A-357 du SHRP à l'Université de Penn State [37]. La géométrie de l'éprouvette provient de l'essai par fendage Brésilien ; l'essai traction indirecte est aussi appelé essai de fatigue Brésilien.

L'essai de fatigue en traction indirecte consiste à solliciter une éprouvette cylindrique placée horizontalement entre deux bandes de chargement (Figure 1.12). La sollicitation est une compression verticale exercée sur la bande de chargement du haut. La rupture intervient dans cette configuration sous l'effet des tractions horizontales dans l'axe vertical.



a) Principe de l'essai (NF EN 12697)

b) Configuration réelle de l'essai [29]

Figure 1.12 : Essai de fatigue en traction indirecte.

1.3.1.5. Essai de fatigue torsion

L'essai de fatigue en torsion consiste à appliquer un couple de torsion sinusoïdal d'amplitude T_0 et une légère compression axiale N à une éprouvette cylindrique d'EB. La réponse à cette sollicitation est un angle de rotation de torsion sinusoïdal d'amplitude α_0 et de déphasage φ . C'est un essai utilisé principalement sur l'étude des interfaces de couches de chaussées[38], [39].

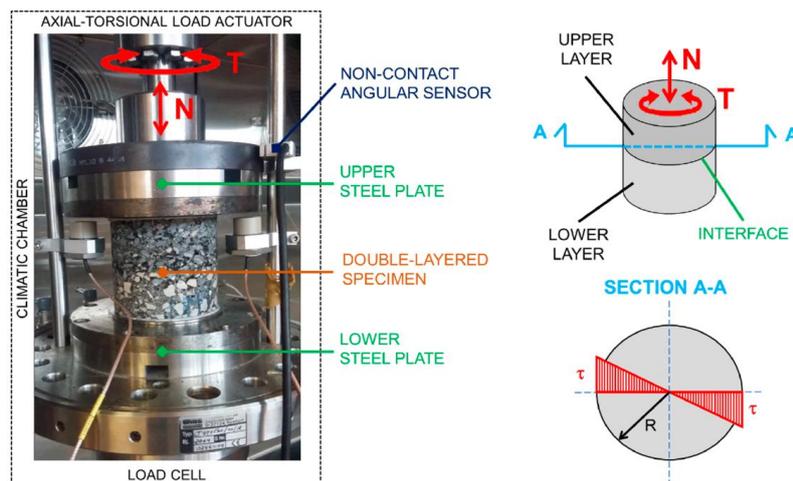


Figure 1.13 : Essai de fatigue en torsion [40].

1.3.2. Exploitation usuelle des essais de fatigue

Au cours d'un essai de fatigue, le cumul de dommage à chaque cycle conduit progressivement à la ruine de l'éprouvette testée. L'objectif est de déterminer sa durée de vie. Le principal

résultat d'un essai est donc la courbe qui traduit l'évolution de la force (pour un essai à déplacement imposé) ou du déplacement (pour un essai à force imposée) en fonction du nombre de cycle de sollicitation (Figure 1.14).

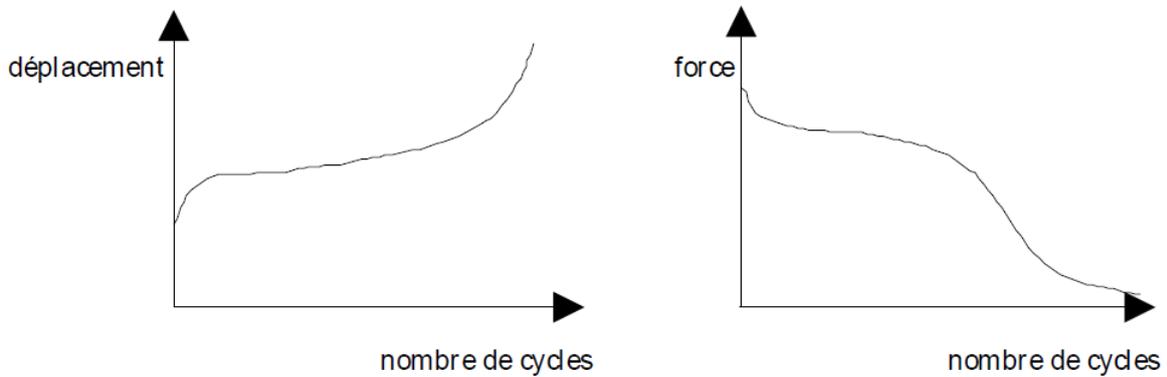


Figure 1.14 : Courbe de fatigue pour des essais de fatigue à force imposée (gauche) et à déplacement imposé (droite) [26].

La durée de vie est généralement déterminée pour un critère de réduction de 50 % de la raideur initiale. Pour des essais à déplacement imposé, le critère de fatigue définit la durée de vie (N_{50}) comme le nombre de cycle nécessaire à une chute de moitié de la force initiale de l'éprouvette en début d'essai. Pour des essais de fatigue à force imposée, la durée de vie est définie comme le nombre de cycles pour une atteindre le double du déplacement initial. Ce critère de fatigue semble arbitraire et est critiqué dans la littérature. Plusieurs auteurs ont proposé d'autres critères de fatigue discutés dans la section §1.3.5.

En réalisant plusieurs essais à différents niveaux d'amplitudes de sollicitation (ε pour des essais à déformation imposée), on peut tracer les durées de vie (N) en fonctions des niveaux de sollicitations (ε) dans un repère bi-logarithmique. La courbe de Wöhler ou droite de fatigue dans la méthode de dimensionnement (Figure 1.15) est obtenue par régression linéaire :

$$\log(N) = b \log(\varepsilon) + a \quad (1.10)$$

C'est cette loi qui est utilisée pour le dimensionnement des structures de chaussées dans la méthode française. Elle permet de calculer le niveau de sollicitation ε_6 pour obtenir une durée de vie $N_6 = 10^6$ cycles. Le dimensionnement se fait sur la base de la condition selon laquelle la déformation par traction à la base des couches d'EB doit être inférieure à la valeur limite ε_{adm} admissible calculée à partir de cette loi pour un trafic donné.

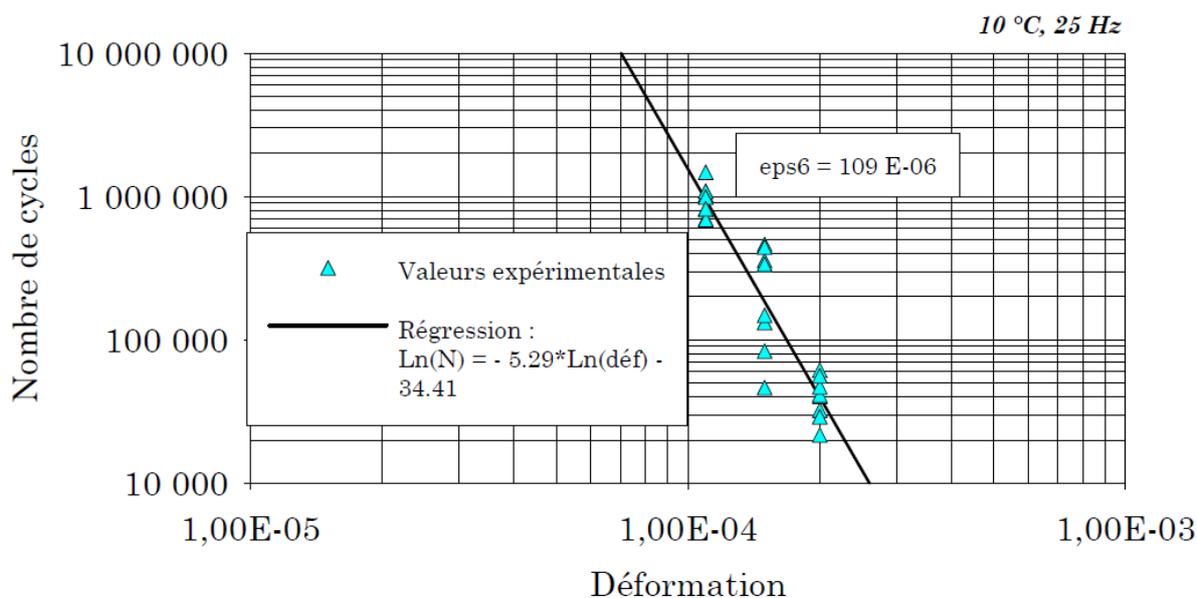


Figure 1.15 : Droite de fatigue d'un béton bitumineux 0/14, 10°C, 25 Hz [26].

1.3.3. Phénomènes observés durant les essais de fatigue

Pour un essai de fatigue à déformation imposée, la figure 1.16 montre une courbe type de fatigue. Elle peut être décrite selon trois phases bien distinctes [41].

La phase I ou phase d'adaptation : correspondant à une diminution rapide de la raideur. Cette rapide diminution s'explique par le couplage de trois phénomènes : l'échauffement, la thixotropie et l'endommagement par fatigue avec l'amorçage de fissures dans le matériau et le développement de microfissures.

La phase II ou phase quasi-stationnaire : correspondant à une diminution lente de la raideur. Durant cette phase, l'endommagement est prédominant. L'échauffement thermique et thixotropie sont stables avec des effets faibles.

La phase III ou phase de rupture : correspondant à une chute rapide de la raideur : une propagation locale d'une ou de plusieurs fissure(s) macroscopique(s) qui conduit à la rupture.

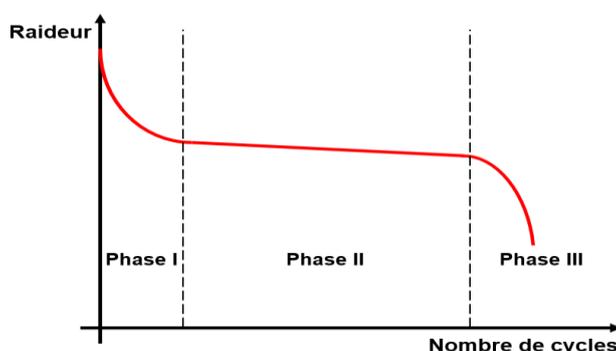


Figure 1.16 : Phases d'une courbe de fatigue d'un enrobé bitumineux.

1.3.3.1. Echauffement

Le caractère viscoélastique des EB conduit à une dissipation d'une partie de l'énergie de déformation durant un cycle de sollicitation. Cette dissipation visqueuse se transforme en chaleur dans le matériau qui s'échauffe [42]. Sur un cycle de chargement, l'échauffement est insignifiant et c'est donc le cumul de l'échauffement de cycle en cycle qui crée une augmentation sensible de la température de l'éprouvette. Grâce à la thermographie infrarouge, l'échauffement a pu être mesuré au cours d'essais de fatigue sur EB [43], [26], [44], [45]. Les mesures thermiques montrent des élévations de température entre 1 à 5 °C. Il faut également noter que ces élévations de température sont fonction du niveau de sollicitations, des conditions d'échanges thermiques de l'éprouvette avec son milieu, et de la composition du matériau. Les EB étant des matériaux thermosusceptibles, l'élévation de la température conduit à une chute du module (à une fréquence donnée). L'échauffement thermique des éprouvettes explique en grande partie la chute de raideur en phase I des courbes de fatigue.

1.3.3.2. Refroidissement

Le refroidissement est un phénomène apparaissant après l'échauffement dans éprouvettes dans certaines conditions. C'est un phénomène lié aux conditions de réalisation des essais dans des enceintes climatiques thermorégulées assurant une température imposée. Le phénomène de refroidissement est souvent observé dans les essais de fatigue à déformation imposé lors de la phase III dans les zones déchargées du fait de la propagation de la macrofissuration [26]. Il apparaît donc assez tard dans l'essai et n'a pas d'influence significative pour des essais continus.

En revanche, il n'est pas négligeable dans des essais de fatigue avec temps de repos. Le temps de repos entre chaque temps de chargement permet à l'éprouvette de se refroidir et récupérer une partie du module de rigidité [46].

1.3.3.3. Thixotropie

Pour un matériau visqueux dont la viscosité dépend de la sollicitation en cisaillement appliquée, la thixotropie est un phénomène de changement de viscosité d'un fluide dans le temps [47]. Le phénomène de thixotropie a été mis en évidence lors de la phase I [48]–[50]. Au cours des premiers cycles, la thixotropie du bitume induit un comportement non-linéaire avec la chute de la viscosité et donc de la rigidité de l'EB. Elle contribue à la chute de raideur observée en phase I [26]. Dans certains cas, l'effet de la thixotropie peut être supérieur à celui de l'échauffement [51].

1.3.3.4. L'auto-réparation

Au cours des essais de fatigue avec temps de repos, l'éprouvette d'EB ayant subi un endommagement peut récupérer toute ou une partie de sa raideur. Grâce à la propriété auto-réparatrice du bitume, les fissures se cicatrisent. Ce phénomène a été mis en évidence tout d'abord sur des essais en laboratoire [52]–[55] puis sur le manège de fatigue du LCPC [18]. Les essais de fatigue avec temps de repos donnent des durées de vie plus élevées comparativement aux essais de fatigue continus [26], [49].

1.3.3.5. Dilatation

Lors d'essais sur éprouvettes trapézoïdales, une augmentation de la hauteur des éprouvettes a été observée [56], [46], [9]. L'ordre de grandeur des dilatations mesurées est de 500 μm pour des essais sans temps de repos. Le phénomène est principalement observé en phase I. Lors d'essais de fatigue avec temps de repos, une réversibilité des dilatations des éprouvettes a été observée. La dilatation thermique des éprouvettes est insuffisante pour expliquer cet ordre de grandeur. Cette dilatation serait plutôt due à la différence de réaction en traction-compression qui engendre le déplacement de la fibre neutre [22]. Selon Lefeuvre [9], cette dilatation est due au comportement dissymétrique induit par l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité.

1.3.4. Variabilité des résultats des essais de fatigue

Les résultats des essais de fatigue varient en fonction des conditions d'essai, de la composition du matériau lui-même, des effets d'échelle d'éprouvette, et du type d'essai pratiqué.

1.3.4.1. Variabilité due aux conditions de d'essai

Plusieurs études ont montré l'influence des conditions d'essais sur les résultats de fatigue. Les facteurs prépondérants sont : la température d'essai, la fréquence et le type de sollicitation.

Plusieurs études sur l'influence de la température ont été menées à partir de l'essai à déplacement imposé sur poutre console [57], [26], et à partir de l'essai de la fatigue 4PB [58]. Elles montrent que dans une gamme de température positive avec un essai de fatigue à déformation imposée, la pente de la droite de fatigue augmente lorsque la température d'essai diminue. De plus, la valeur de ε_6 augmente avec la température d'essai. Moutier [57] a montré que la variation de ε_6 en fonction de la température est une fonction parabolique de degré 2 avec un minimum mesuré à une température de 3 °C. Par contre, pour des essais de fatigue à contrainte imposée, la durée de vie en fatigue diminue lorsque la température augmente [59].

L'influence de la fréquence d'essai a été étudiée par Doan [60]. Une diminution de la durée de vie avec la fréquence a été observée pour les essais à déformation imposée. Inversement, une augmentation de la durée de vie avec la fréquence a été observée pour les essais à contrainte imposée. De la Roche [61], [26] a montré que la fréquence n'influe pas directement sur les résultats mais plutôt indirectement au travers de la dépendance du module complexe vis-à-vis de la fréquence de sollicitation.

Les résultats d'essai sont également fonction du type de sollicitation. En effet les durées de vie et les dispersions des résultats sont faibles pour les essais à contrainte imposée et fortes pour les essais à déformation imposée [20], [60]. Les essais à contrainte imposée ont des durées de propagation très courtes par rapport aux essais à déformation imposée.

1.3.4.2. Influence de la composition du matériau

La composition du matériau au regard du bitume, des granulats, de la compacité (vide), a une influence sur les résultats à la fatigue des EB.

Plusieurs études ont été menées sur l'influence du bitume sur la résistance à la fatigue. La classe du bitume, la nature du bitume et la teneur en bitume de l'EB influencent les résultats à la fatigue. Une campagne d'essai à contrainte imposée montre que la pente de la droite de fatigue

diminue pour les bitumes de plus en plus durs [20], [52]. Les durées de vies ε_6 peuvent varier également pour une même classe de bitume mais d'origine différente [62].

En ce qui concerne l'influence de la compacité, les études concluent que la résistance en fatigue est généralement meilleur et les valeurs obtenues sont moins dispersés lorsque la compacité augmente [52], [60]. Concernant l'essai de fatigue à déformation imposée, l'augmentation de la compacité entraîne une augmentation de la durée de vie en fatigue pour des EB. Dans l'essai à contrainte imposée, la durée de vie en fatigue augmente lorsque la compacité augmente.

Les granulats influencent la résistance à la fatigue des EB au travers de leur rigidité et leurs propriétés d'adhérence avec le mastic [63]. La teneur en fines joue également un rôle indirect sur la fatigue du fait que le mastic remplit les vides et augmente ainsi la compacité du matériau [64].

1.3.4.3. Effet d'échelle de la géométrie d'éprouvette

Des études ont été menées par Bodin [65] sur les effets d'échelle de la géométrie trapézoïdale de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console. L'étude a été réalisée sur 3 tailles avec des facteurs d'échelle de 0,5 ; 1 et 2 par rapport à la géométrie normalisée (NF EN 12697-24). Les résultats de l'étude montrent que la pente de la droite de fatigue semble ne pas dépendre des facteurs d'échelle de la géométrie. En revanche, les durées de vies ε_6 diminuent avec l'augmentation de la taille de l'éprouvette.

1.3.4.4. Variabilité des résultats des essais de fatigue en fonction du type d'essai pratiqué

Plusieurs études ont été menées sur un même matériau pour différents types d'essais de fatigue. En 1981, une étude comparative a été menée entre les essais sur poutre console et les essais uni-axiaux en traction-compression [66]. Les résultats montrent que les durées de vie en traction-compression sont plus faibles qu'en flexion, pour des essais à déformation imposée. Une autre étude comparative a été menée pour des essais en flexion sur poutre console et en flexion 3 points sur trois matériaux [67]. Cette étude montre que les durées de vie sont plus importantes en flexion trois points qu'en flexion sur poutre console. Les essais menés dans le cadre de la RILEM [58] en 1994 montrent que les résultats en fatigue sont semblables en flexion sur poutre console et en flexion 4 points, contrairement aux conclusions des travaux de Poulidakos [68] en 2014.

En 2004 dans le cadre de la RILEM [41], une étude comparative sur une même formule d'EB a été menée avec des essais sur poutre console, flexion 3 points (3PB), flexion 4 points (4PB), uni-axial en traction-compression et traction indirecte. L'étude montre que les valeurs de durée de vie varient en fonction du type d'essai pratiqué. Les durées de vie sont plus courtes en traction indirecte qu'en flexion sur poutre console [69].

1.3.5. Critères de fatigue

La durée de vie est un résultat important pour le dimensionnement des structures de chaussées. Sa détermination est cruciale pour le dimensionnement. Elle est définie par le nombre de cycles à partir duquel débutent l'initiation et la propagation d'une macro-fissure dans le matériau. Si sa définition est acceptée au sein de la communauté scientifique, sa détermination pour les EB

reste néanmoins problématique. En effet, le critère conventionnel de rupture utilisé dans les normes (critère à 50% de chute de raideur) semble arbitraire et ne traduit pas la vraie rupture par fatigue du matériau [26], [70]. Ce critère est de plus en plus remis en question et plusieurs auteurs en ont proposé d'autres.

Pour un matériau VEL sollicité cycliquement, l'énergie dissipée sur un cycle a pour expression :

$$W_i = \pi \sigma_i \varepsilon_i \sin \varphi_i \quad (1.11)$$

Avec W_i l'énergie dissipée au cycle i , σ_i l'amplitude de la contrainte, ε_i l'amplitude de la déformation, φ_i l'angle de phase.

Cette énergie correspond à l'aire du cycle d'hystérésis. L'analyse des variations de cette hystérésis au cours des essais a permis d'avancer une relation entre la durée de vie et l'énergie dissipée [71]. Cette approche a conduit à la proposition de critères de fatigue dit énergétiques.

L'un des concepts proposé est celui d'« Energy Ratio » ou de ratio d'énergie en français [72]. Hopman et al [72] expriment ce ratio sous la forme :

$$ER = \frac{nW_1}{W_n} \quad (1.12)$$

Avec n le nombre de cycle, W_1 l'énergie dissipée au premier cycle et W_n l'énergie dissipée au cycle n . En traçant l'évolution du ratio d'énergie en fonction du nombre de cycles, la durée de vie peut être obtenue en déterminant le nombre de cycles correspondant à une divergence entre la courbe du ratio d'énergie et sa tangente définie au début de l'essai (Figure 1.17).

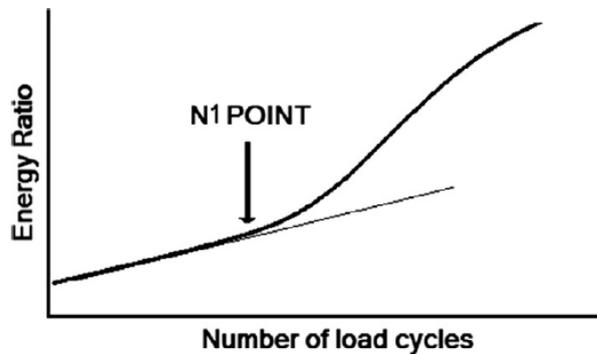


Figure 1.17 : Approche du ratio d'énergie [72].

Suivant la même idée, Rowe [73] propose une modification de l'expression du ratio d'énergie qu'il renomme R_ε pour des essais à déformation imposée sous la forme :

$$R_\varepsilon = \frac{n}{|E_n^*| \sin \varphi_n} \simeq \frac{n}{|E_n^*|} \quad (1.13)$$

Avec n le nombre de cycles et E_n^* le module complexe au cycle n .

La détermination du critère de fatigue reste identique à celle proposée par Hopman et al [72] (Figure 1.17).

Pour des essais à contraintes imposée, Rowe [73], [74] propose une autre méthode basée sur un ratio d'énergie sous la forme :

$$R_\sigma \simeq n|E_n^*| \quad (1.14)$$

En traçant ce ratio d'énergie R_σ en fonction du nombre de cycles, on peut déterminer la durée de vie qui correspond au maximum de la courbe (Figure 1.18).

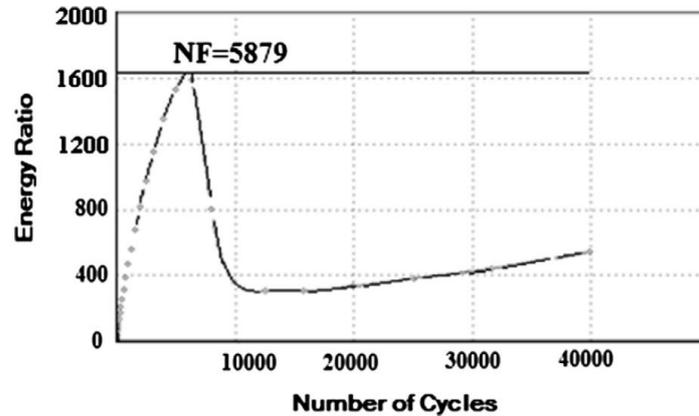


Figure 1.18 : Approche du ratio d'énergie R_σ [75].

Pronk et Hopman [76] proposent aussi un critère suivant la même approche que Hopman et al [72] mais avec une autre forme d'expression du ratio d'énergie. Cette forme nommée *DER* (Dissipated Energy Ratio) s'exprime sous la forme :

$$DER = \frac{\sum_{i=1}^n W_i}{W_n} \quad (1.15)$$

La détermination de la durée de vie se fait suivant la procédure expliquée pour la Figure 1.17.

Un autre critère, le RDEC (Rate of Dissipated Energy Change), a été proposé par Ghuzlan et Carpenter [77], [78]. Il représente la variation de l'énergie dissipée entre deux cycles et s'exprime sous la forme.

$$RDEC = \frac{W_{n+1} - W_n}{W_n} \quad (1.16)$$

En traçant le RDEC en fonction du nombre de cycle, on obtient une courbe en forme de « U » avec un large plateau horizontal. La durée de vie est définie comme le nombre du cycle à partir duquel les valeurs du RDEC augmentent rapidement pour s'éloigner du plateau (Figure 1.19).

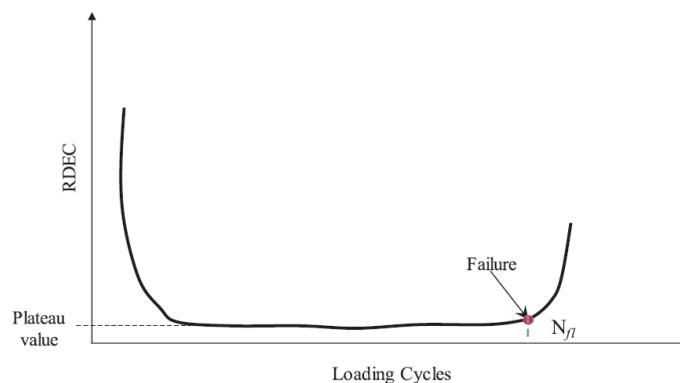


Figure 1.19 : Evolution du critère "Rate of Dissipated Energy Change (RDEC)" [79].

Plusieurs études ont été menées sur l'étude des durées de vie avec ces critères de fatigue sur des essais de fatigue en cisaillement sur bitume [79] ; des essais de fatigue sur EB en flexion 4points [75], [80], [81]; des essais de fatigue en flexion sur poutre console [82]; des essais de fatigue en traction-compression [83]. Ils arrivent tous à la conclusion que le critère usuel à 50% de chute de raideur n'est pas pertinent et qu'il est arbitraire. Toutefois, tous ces critères de fatigue ne donnent pas la même durée de vie pour un même essai [81].

Les critères de fatigue proposés sont basés sur l'énergie de dissipation mais cette énergie est dissipée en chaleur [9], [26], [28], [42]. Cette énergie issue de la dissipation visqueuse n'est pas alors censée entrer en jeu dans les mécanismes de rupture dans le matériau. C'est la raison pour laquelle l'utilisation de ces critères énergétiques ne semble pas pertinente [84].

La définition de la durée de vie étant définie à partir de l'initiation d'une macro-fissure, il faudrait effectuer des mesures locales la fissuration au cours de l'essai de fatigue pour avoir un bon critère de fatigue basé sur l'expérimentation.

1.4. Modélisation de la fatigue des enrobés bitumineux

D'autres travaux se sont concentrés sur la modélisation des essais de fatigue des EB. Les développements de modèles se classent selon deux approches : l'une utilisant la mécanique linéaire de la rupture et l'autre les lois d'endommagement.

1.4.1. Approche par l'endommagement

En 1958, Kachanov [85] introduit la théorie de la mécanique continue de l'endommagement. Il propose de décrire les détériorations discrètes (microfissures) dans un matériau endommagé par une variable de champ continue. Sur la base des travaux de Kachanov, d'autres auteurs ont modélisé les processus d'endommagement irréversibles dans les matériaux [86]–[88].

L'état de détérioration du matériau est alors caractérisé par une variable de champ scalaire continue sans dimension d . Cette variable d varie en 0 et 1. Elle vaut 0 pour un état sain du matériau et vaut 1 pour un état complètement détérioré du matériau. Dans une configuration uni-axiale de traction avec une force F sur un cylindre de surface de base S , la contrainte effective $\bar{\sigma}$ s'écrit :

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{S(1-d)} = \frac{\sigma}{1-d} \quad (1.17)$$

De manière analogue, la loi de comportement du matériau endommagé devient :

$$\sigma = (1-d)E\varepsilon \quad (1.18)$$

La mécanique continue de l'endommagement est l'approche la plus utilisée pour la modélisation des essais de fatigue. Parmi les nombreuses études menées [57], on peut citer le modèle d'endommagement uni-axial proposé en 1983 par Piau et Rousset [89]. La loi d'évolution de l'endommagement proposée s'écrit sous la forme :

$$\frac{\delta d}{\delta N} = B(\varepsilon_{xx}^0)^\beta \quad (1.19)$$

Avec B , β des réels positifs, $d < 1$, ε_{xx}^0 l'amplitude de déformation.

Le modèle proposé par Piau et Rousset a été ensuite généralisé au cas multiaxial avec une hypothèse d'endommagement isotrope [42], [90]. Sur la base de cette généralisation du modèle, des simulations thermomécaniques ont été effectuées sur des essais de fatigue en flexion sur poutre console [42], [90], [9], [28], en flexion 4 points 4PB [28], en scission [91], [92], [28], en traction-compression [28]. Une variante du modèle basée sur une loi de densité d'énergie de déformation est utilisée pour la simulation d'essai de fatigue en flexion 4 points [93].

Louati [94] propose une loi d'évolution de l'endommagement uni-axial prenant en compte les trois phases de la courbe de fatigue sous la forme :

$$d = (\varepsilon_{xx}^0, T, t) = d_{II}(d_I + d_{III}) \quad (1.20)$$

avec d_I , d_{II} et d_{III} l'endommagement respectivement dans les phases I, II et III.

Di Benedetto [44] utilise la même approche en admettant une évolution linéaire en phase II. Cette loi d'évolution linéaire est ensuite modifiée pour une nouvelle loi d'évolution par intervalle [95], [96], puis par une loi d'évolution non linéaire [3].

Dans les années 60, l'approche en mécanique des milieux continus avec endommagement a été étendue aux matériaux viscoélastiques par Schapery [97]–[101]. Cette approche est basée sur deux principes [101] : le principe de correspondance élastique-viscoélastique (Eq (1.22)) et le principe des pseudo-quantités en utilisant le principe de correspondance (Eq (1.21)). Le pseudo-déplacement s'exprime sous la forme [101] :

$$u_i^R = E_R^{-1} \int_0^t E(t - \tau, t) \frac{\partial u_i}{\partial \tau} d\tau \quad (1.21)$$

Avec $u_i = u_i(x_j, \tau)$ le déplacement physique en terme de variable temporelle d'intégration τ , $E(t - \tau, t)$ le module de relaxation et E_R le module de référence.

La loi de comportement s'exprime comme suit :

$$\sigma = \frac{\partial W^R}{\partial \varepsilon^R} = C(s)\varepsilon^R \quad (1.22)$$

avec W^R la pseudo-densité d'énergie de déformation, ε^R la pseudo-déformation, C le pseudo-module sécant et s la variable d'endommagement.

La loi d'évolution de l'endommagement est une loi puissance similaire à celle de la loi de Paris sous la forme :

$$\dot{s} = \left(-\frac{\partial W^R}{\partial s} \right)^\alpha \quad (1.23)$$

Sur la base de cette loi d'évolution de l'endommagement, plusieurs auteurs ont simulé des essais de fatigue sur EB [102]–[107].

1.4.2. Approche par la mécanique linéaire de la rupture

En 1920, Griffith [108] proposa une théorie de la rupture des matériaux fragiles. Cette théorie stipule qu'un défaut devient instable et mène à la rupture lorsque la variation de l'énergie liée à une propagation de défaut atteint l'énergie spécifique du matériau. Plus tard en 1939, Westergaard [109] propose des expressions aux champs mécaniques au voisinage d'une fissure

en élasticité. En 1957, Irwin [110] poussa les travaux de Westergaard en montrant que ces champs mécaniques au voisinage d'une fissure pouvaient être décrit à l'aide d'un seul paramètre appelé facteur d'intensité de contrainte (FIC).

Dans les années 60, sur la base des travaux d'Irwin, Paris et Erdogan [111] proposent une relation entre le taux d'accroissement de fissure et le facteur d'intensité de contrainte sous la forme :

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^\eta \quad (1.24)$$

Avec a la longueur de la fissure, N le nombre de cycle de sollicitation, K le facteur d'intensité de contrainte, C et η les paramètres de la loi de Paris déterminés expérimentalement.

Cette loi de Paris a été utilisée dans le cadre de ce travail pour la modélisation des essais de fatigue sur EB en considérant le matériau élastique, homogène et isotrope avec une propagation de fissure en mode I. Cette loi a été également utilisée pour la simulation des essais de fatigue des EB par plusieurs auteurs [112]–[114]. Si les modélisations par MLR reproduisent bien les phases II et III des courbes de fatigue des EB, elles sont incapables de rendre compte de l'évolution rapide de la phase I. Le matériau étant supposé élastique, cette modélisation ne peut simuler l'échauffement thermique de la phase I par dissipation visqueuse. De plus, cette modélisation doit nécessairement prendre en compte une fissure initiale dans le matériau. Cela nécessite de faire des essais de fatigue avec des éprouvettes pré-entaillées ou admettre numériquement une fissure initiale.

Concernant l'évolution de l'endommagement durant phases II et III, Dowling et Begley [115] ont suggéré de remplacer dans la loi de Paris la fonctionnelle ΔK par ΔJ pour décrire le taux de croissance des fissures de fatigue en présence de déformations plastiques. La loi de Paris est alors modifiée et s'écrit comme suit:

$$\frac{da}{dN} = A_J \Delta J^{n_J} \quad (1.25)$$

Avec A_J et n_J les paramètres du matériau. Le concept d'intégrale J a été introduit par Cherepanov [116] et Rice [117] pour représenter le taux de restitution de l'énergie de déformation par unité de surface de fissure. Cette approche a été utilisée pour simuler la propagation de fissure par fatigue des EB en viscoélasticité [118]–[120] et en élastoplasticité [121].

Sur la base des principes de correspondance élastique-viscoélastique et du principe des pseudo-quantités pour l'application du principe de correspondance proposés par Schapery [101], l'on peut prédire l'évolution de la fissure par un taux de libération de l'énergie pseudo J-intégrale nommé J_R . La loi de Paris modifiée devient :

$$\frac{da}{dN} = A \Delta J_R^n \quad (1.26)$$

La loi de Paris est formulée pour décrire la propagation d'une fissure unique dans le matériau. Pour des essais uni-axiaux en compression ou en traction, on n'est pas en présence d'une seule fissure mais en présence de plusieurs fissures. La loi de Paris classique n'est plus applicable.

En 2013, Luo [122] propose une nouvelle modification de la loi de Paris pour décrire l'évolution non pas d'une fissure de longueur a mais d'une densité de dommage ϕ sous la forme :

$$\frac{d\phi}{dN} = A' \Delta J_R^{n'} \quad (1.27)$$

Avec A' et n' les paramètres du matériau. C'est l'approche couplant la loi de Paris et l'endommagement pour la modélisation des essais de fatigue uni-axiaux.

1.4.3. Conclusion sur les approches

Les deux approches de modélisation des essais de fatigue des EB permettent de bien simuler un type d'essai à la fois mais elles restent incapables de simuler les réponses à la fatigue sur différents types d'essais sur la base de paramètres intrinsèques au matériau. La fatigue des EB est un phénomène complexe d'autant plus que l'EB est un matériau hétérogène. La présence d'hétérogénéités dans le matériau (granulats, vides) engendre des variations locales des champs mécaniques et des trajets de fissuration qui ne sont pas prises en compte dans la modélisation actuelle faute de mesures fines de ces champs. Les simulations sont faites avec des hypothèses simplificatrices qui ne reflètent pas toujours la réalité des phénomènes physiques. Pour une bonne simulation des essais, il faut nécessairement faire des mesures des champs cinématiques au cours d'essai de fatigue pour guider une modélisation plus réaliste de la fatigue des EB.

1.5. Mesures de plein champ sans contact : DIC + thermographie

Durant les dernières décennies, les techniques de mesures de champs sans contact ont été considérablement améliorées avec l'évolution de la technologie [123]. Ces techniques sont la corrélation d'images numériques (CIN) [124], l'interférométrie de moiré [125], l'interférométrie par mouchetis [126], la méthode de grille (GM), [127] ou la thermographie infrarouge (TIR) [128]. Ces techniques fournissent des champs de déplacement, de déformation ou de température permettant l'étude des phénomènes locaux et des hétérogénéités. Elles permettent également de valider les hypothèses expérimentales et les simulations numériques d'essais.

Pour l'étude des champs de déplacement ou de déformation la CIN et la GM sont les plus utilisées [6]. En fonction de la résolution et de la précision requises, on peut adopter l'une ou l'autre de ces deux techniques [129]. Dans le domaine des matériaux de chaussées, la CIN est plus utilisée que la GM. Dans le cadre de cette thèse, la CIN a été choisie pour obtenir les champs cinématiques au cours d'un essai de fatigue. D'une manière complémentaire, la thermographie par infrarouge est la méthode adoptée pour mesurer les champs de température des éprouvettes au cours des essais.

1.5.1. Corrélation d'image numérique (CIN)

1.5.1.1. Principe de la corrélation d'images numériques [130]

La technique de Corrélation d'Images Numériques consiste à mettre en correspondance deux images de la surface étudiée à deux états mécaniques différents : l'un dit « de référence » et l'autre dit « déformé » [124], [131]–[133]. La correspondance entre les deux images s'effectue sur des sous-domaines (appelés en anglais « subsets »), de forme carrée, rectangulaire ou

circulaire, dont les positions sont définies par une grille virtuelle de points de mesure régulièrement espacés établie à l'état de référence.

La corrélation permet pour chaque sous-domaine D , de position $\underline{X}(X, Y)$ dans l'image initiale, de retrouver la position $\underline{x}(x, y)$ de son homologue dans l'image déformée en évaluant le degré de ressemblance des niveaux de gris de chaque subset.

L'évaluation du degré de ressemblance s'effectue sur le motif présent à la surface de l'échantillon au cours de sa déformation. Ce motif doit être unique pour chaque sous-domaine. Il faut donc que la surface de l'échantillon présente des variations spatiales de niveaux de gris. Si la texture naturelle de la surface de l'échantillon ne présente pas assez de variation, il faut alors y déposer des motifs artificiels. On définit alors les grandeurs $f(\underline{X})$ et $g(\underline{x})$ qui sont les niveaux de gris d'un même sous-domaine respectivement à l'état de référence et à l'état déformé.

Afin de déterminer la meilleure correspondance entre deux états de déformation, la procédure de CIN autorise chaque sous-domaine à se déplacer et également à se déformer. La CIN fournit donc les composantes du vecteur déplacement \underline{U} de chaque sous-domaine représentant ainsi le mouvement entre les deux images, modélisé par la transformation matérielle ϕ :

$$\underline{x} = \underline{\phi}(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}) \quad (1.28)$$

L'ensemble des valeurs de \underline{U} pour tous les sous-domaines forme le champ discret de déplacement mesuré à la surface de l'échantillon. Cependant, dans l'expression (1.28) la transformation matérielle $\underline{\phi}$ est inconnue mais elle peut être approchée localement sur chaque sous-domaine. Sur le domaine D centré sur le point $\underline{X}_0(X, Y)$ à l'état de référence, la transformation matérielle est approchée par le développement limité du déplacement \underline{U} :

$$\begin{aligned} \underline{\phi}_0(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}_0) + \frac{\partial \underline{U}}{\partial \underline{X}}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0) + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \underline{U}}{\partial \underline{X}^2}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0)^2 + \dots \\ + \frac{1}{(n-1)!} \frac{\partial^{(n)} \underline{U}}{\partial \underline{X}^{(n)}}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0)^{(n)} + 0 \left((\underline{X} - \underline{X}_0)^{(n)} \right) \end{aligned} \quad (1.29)$$

Le choix de l'ordre de l'approximation doit être adapté aux mécanismes de déformation mis en jeu. Par exemple, un développement d'ordre 0 correspond à un déplacement de solide rigide tandis qu'à l'ordre 1 la transformation matérielle correspond une translation et un gradient local homogène sur le domaine. Un développement à l'ordre 2 correspond à des transformations matérielles non linéaires.

La mise en correspondance des sous-domaines entre les deux images par la procédure de corrélation suppose la conservation du flux optique (intensité des niveaux de gris) durant tout le chargement. Il devrait donc y avoir égalité entre les grandeurs $f(\underline{X})$ et $g(\underline{x})$:

$$f(\underline{X}) = g(\underline{x}) = g(\underline{\phi}(\underline{X})) \quad (1.30)$$

Cette relation pourrait conduire à la détermination du vecteur déplacement \underline{U} mais l'égalité ne peut pas être vérifiée parfaitement. La détermination du déplacement \underline{U} nécessite donc la minimisation de la quantité C appelée coefficient de corrélation.

$$c = \sum_{\underline{X} \in D} \left(f(\underline{X}) - g(\phi(\underline{X})) \right) \quad (1.31)$$

La minimisation du coefficient de corrélation C s'effectue par deux principales approches : l'approche locale [134], [131], [135] et l'approche globale [135]–[137].

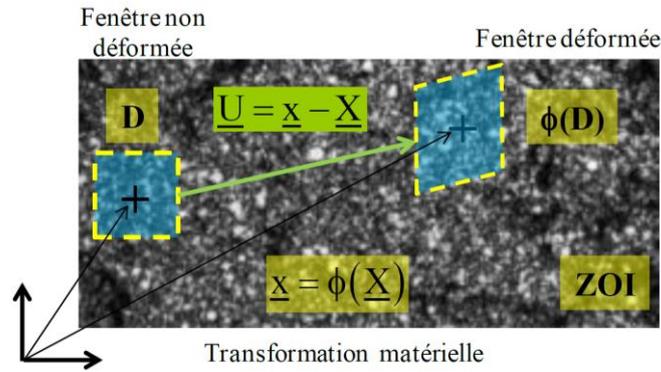


Figure 1.20 : Principe de la corrélation d'images numériques [138].

1.5.1.2. Application à l'étude des enrobés bitumineux

La CIN est utilisée pour l'étude du comportement mécanique des EB sur des essais quasi-statiques [139]. Trois types d'utilisation peuvent être distingués [139] :

- la caractérisation des propriétés mécaniques de la microstructure des EB [140]–[142] ;
- l'étude des fissures et de la distribution des dommages dans les EB lors d'essais irréversibles [143]–[146], [138], [147], [148] ;
- les validations de modèles numériques [149], [150].

Bien que la technique CIN soit de plus en plus utilisée pour l'étude des EB, elle est rarement utilisée pour les essais de fatigue. Cela est principalement dû aux limitations matérielles telles que les faibles vitesses d'acquisition des images par des caméras hautes résolutions, les vitesses d'écriture des données dans le stockage, etc. Actuellement, ces problèmes ont été résolus grâce à l'évolution de la technologie. La CIN est aujourd'hui applicable pour les phénomènes dynamiques rapides [151]. La CIN a été appliquée à l'étude de la fissuration par fatigue des enrobés bitumineux au cours d'essais de fatigue en traction indirecte [152], [153]. Elle a permis de suivre la fissuration dans l'EB au cours de l'essai tout en confirmant le caractère local des champs cinématiques.

1.5.2. Thermographie infrarouge

La thermographie infrarouge est une technique de mesure sans contact permettant d'obtenir la température à la surface d'un corps par analyse du rayonnement infrarouge émis par ce corps.

1.5.2.1. Principe de la thermographie infrarouge [128]

Tout corps dont la température est supérieure au zéro absolu (0 K) émet un rayonnement électromagnétique dans le domaine des rayons infrarouges (longueurs d'ondes comprises entre $0,78 \mu\text{m}$ et $1000 \mu\text{m}$). Le rayonnement émis par le corps est proportionnel à sa température et permet de caractériser la température du corps. La loi de Planck permet de quantifier l'énergie

spectrale (M_b) émise par la surface d'un corps noir en fonction de la longueur d'onde émise (λ) et de la température (T) du corps noir. Elle s'exprime sous la forme :

$$M_b(\lambda, T) = \frac{2\pi hc^2}{\lambda^5 \left(e^{\frac{hc}{\lambda kT}} - 1 \right)} \quad (1.32)$$

Avec h la constante de Planck, c la vitesse de la lumière dans le vide et k la constante de Boltzmann.

Par intégration de la loi de Planck sur toutes les longueurs d'ondes, l'énergie totale du rayonnement émis par un corps noir est donnée par la loi de Stefan-Boltzmann :

$$M_b = \sigma_0 T^4 \quad (1.33)$$

Avec σ_0 la constante de Stefan-Boltzmann.

Le corps noir est un corps physique abstrait qui absorbe intégralement tout rayonnement émis dans sa direction sans réflexion ni transmission. Il émet le maximum d'énergie pour chaque longueur d'onde. En réalité, un corps noir n'existe pas et tout corps n'émet qu'une partie de l'énergie possible théoriquement. Cette propriété permet de définir l'émissivité monochromatique (ε_λ) d'un corps sur une longueur d'onde comme le ratio entre l'énergie réelle émise (M) et l'énergie émise (M_b) par le corps noir :

$$\varepsilon_\lambda = \frac{M(\lambda, T)}{M_b(\lambda, T)} \quad (1.34)$$

Pour un corps réel, la loi de Stefan-Boltzmann devient :

$$M = \varepsilon \sigma_0 T^4 \quad (1.35)$$

Avec ε l'émissivité du corps réel.

La mesure de l'énergie rayonnée par des détecteurs générant un signal électronique proportionnel au rayonnement reçu et la connaissance de l'émissivité du corps permettent de connaître la température du corps.

1.5.2.2. Application aux essais de fatigue sur les enrobés bitumineux

La thermographie infrarouge est une technique de mesure sans contact bien connue pour l'étude de la fatigue des enrobés bitumineux. Cette technique a été utilisée depuis 1980 pour la caractérisation de l'échauffement lors des essais de fatigue [26], [43], [154], [44], [45] (§1.3.3.1).

1.6. Conclusion

La méthode française de dimensionnement des structures de chaussées est basée sur l'essai de fatigue sur enrobés bitumineux. Si la caractérisation du comportement mécanique des enrobés bitumineux est intrinsèque au matériau, le comportement à la fatigue des enrobés bitumineux reste une problématique complexe à décrire. Déjà, d'un point de vue expérimental, la multitude des phénomènes qui interagissent au cours d'un essai de fatigue rendent sa caractérisation très complexe. Les facteurs influençant les résultats à la fatigue sont nombreux et assez difficiles à

maitriser. La nature hétérogène du matériau rajoute aussi de la complexité à l'étude. En effet, l'hétérogénéité du matériau crée des variations locales dans les champs cinématiques. Les résultats obtenus ne sont pas intrinsèques au matériau et sont fonction du type d'essai pratiqué. Ensuite, le critère de fatigue normalisé actuel pour déterminer la durée de vie des EB est arbitraire. Plusieurs études ont proposé d'autres critères de fatigue mais faute de moyens de mesures de l'initiation de la fissuration dans le matériau au cours de l'essai de fatigue, il est difficile de traduire mécaniquement la durée de vie de l'échantillon de matériau testé vis-à-vis de la fatigue. Enfin, les approches visant à modéliser les essais de fatigue sont appréciables pour simuler globalement un type d'essai mais restent inefficaces pour passer d'un essai à l'autre sur la base des paramètres intrinsèques. L'interprétation des essais de fatigue à partir des paramètres intrinsèques du matériau nécessite de passer à une modélisation prenant compte des phénomènes observés durant l'expérimentation. Afin de développer une modélisation plus poussée prenant en compte des phénomènes observés, il est nécessaire d'obtenir des mesures fines de champs cinématiques afin de cerner la cinétique de développement des fissures au cours de l'essai.

La présente thèse exploite ces techniques de mesures pour cerner les phénomènes locaux qui se produisent dans un échantillon au cours d'un essai de fatigue. D'une manière complémentaire, on exploitera les résultats issus de la campagne expérimentale pour proposer une modélisation avec des améliorations pour tenir compte de l'échauffement thermique et du développement de la fissuration.

Chapitre 2 : Préparation de la campagne expérimentale

Le précédent chapitre a montré que les interprétations actuelles des essais de fatigue des enrobés bitumineux (EB) sont basées sur des données macroscopiques. Les modélisations sont faites avec des hypothèses simplificatrices faute de connaissance du comportement local en cours d'essai. Cependant, l'hétérogénéité du matériau, induit des variations locales des champs mécaniques dans les éprouvettes. Grâce aux techniques de mesures de champs sans contact, il est maintenant possible d'obtenir l'évolution de ces champs cinématiques et thermique en cours d'essai sans interagir avec l'éprouvette. La démarche adoptée dans le cadre de cette thèse est donc de mettre à profit ce nouveau type de données expérimentales pour améliorer la compréhension des phénomènes locaux et de leurs impacts afin de proposer des modélisations plus pertinentes.

L'objectif du présent chapitre est de présenter le protocole expérimental retenu pour acquérir, pour un même matériau, des mesures des champs cinématiques et thermiques sur d'une part des essais de fatigue en flexion sur poutre console, et d'autre part des essais en flexion 4 points pour un même matériau de référence.

Le matériau de référence retenu pour cette étude sera présenté dans la section 2.1, avec les détails de sa formulation et de ses caractéristiques mécaniques. Les configurations des essais, le matériel utilisé et le dispositif expérimental seront ensuite décrits dans la section 2.2. La section 2.3 présentera une évaluation de la qualité métrologique des mesures cinématiques par corrélation d'images numériques (CIN) et thermiques par thermographie infrarouge (TIR). Enfin, dans la section 2.4 la méthode de détection de fissure à partir des champs cinématiques obtenus par CIN sera présentée ainsi qu'une première application de faisabilité à l'essai de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes d'enrobés bitumineux de différentes classes granulaires.

2.1. Matériaux

Le matériau de référence retenu est un sable bitume 0/2 (Figure 2.1). Bien qu'il soit peu utilisé dans les structures de chaussées, ce matériau a l'avantage d'être plus homogène qu'un matériau classique à l'échelle de l'éprouvette. Le sable bitume 0/2 présente un rapport entre l'éprouvette et la taille maximale du grain de 12,5 et 25 respectivement sur une éprouvette trapézoïdale d'un essai en flexion sur poutre console et sur une éprouvette prismatique d'un essai en flexion 4 points. Le sable bitume constitue un bon compromis pour faciliter la modélisation en milieu homogène tout en gardant les caractéristiques propres des matériaux bitumineux (viscoélasticité, structure granulaire, etc..)

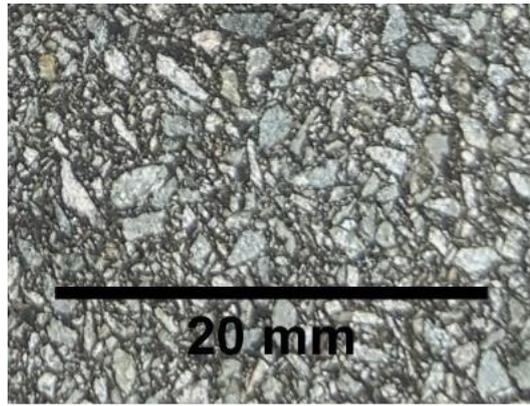


Figure 2.1 : Aspect du sable bitume 0/2.

2.1.1. Formulation

Le sable bitume est fabriqué à partir des granulats utilisés dans les formulations de référence à l'IFSTTAR. Ce sont des granulats provenant de roches massives (diorite) concassées de la carrière de la Noubleau. Les proportions de granulats entrant dans la composition du sable bitume sont présentées dans le Tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Proportions de granulats dans le sable bitume 0/2.

Fractions	10/14	6/10	4/6	2/4	0/2	Fines calcaires
Pourcentage (%)	0,00	0,00	0,00	0,00	82,6	6,7
Masse volumique réelle (g/cm^3)	2,890	2,888	2,910	2,863	2,859	2,671

La figure 2.2 montre la courbe granulométrique du matériau. Le module de richesse est de 6,3.

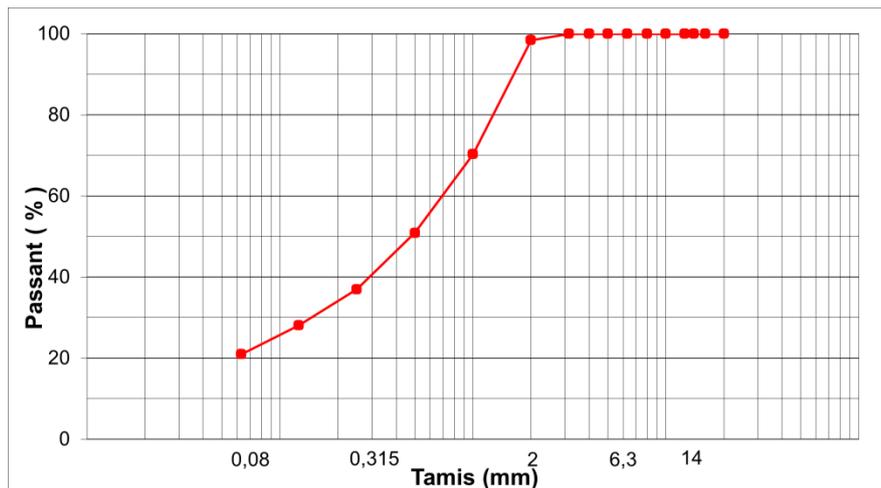


Figure 2.2 : Courbe granulométrique du sable bitume 0/2.

Le bitume utilisé dans la fabrication du sable bitume est un bitume pur de classe 50/70 dosé à 10,7% dans le matériau.

Le sable bitume est fabriqué en laboratoire à chaud dans un malaxeur (type 3 BB max 80) à 150 °C selon la norme NF EN 12697-35. Il est ensuite compacté en plaques de dimensions $600 \times 400 \times 150 \text{ mm}^3$ au moyen d'un compacteur linéaire à pneu selon la norme NF EN 12697-33.

2.1.2. Géométrie des éprouvettes

Les essais de fatigue étant pratiqués en flexion sur poutre console et en flexion 4 points, deux géométries d'éprouvettes sont nécessaires, trapézoïdale et prismatique. Les éprouvettes sont confectionnées par sciage à partir des plaques (Figure 2.3). Leur masse volumique réelle moyenne est de $2,393 \text{ g/cm}^3$ ce qui correspond à une compacité moyenne de 97 %.

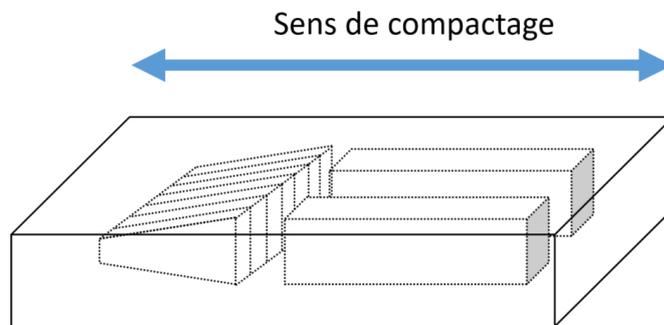


Figure 2.3 : Schéma de débitage des éprouvettes dans les plaques de sable bitume.

Les éprouvettes trapézoïdales ont pour dimensions : grande base $B = 56 \text{ mm}$, petite base $b = 25 \text{ mm}$, épaisseur $e = 25 \text{ mm}$, hauteur $H = 250 \text{ mm}$. Les éprouvettes prismatiques ont pour dimensions : longueur $L = 385 \pm 5 \text{ mm}$, hauteur $h = 50 \text{ mm}$, épaisseur $e = 50 \text{ mm}$. Dans la norme des essais de fatigue (NF EN 12967-24), les éprouvettes sont sans entailles (vierges). Dans le cadre de cette thèse, nous avons choisi, en plus des essais sur éprouvettes vierges classiques, de réaliser des essais de fatigue sur des éprouvettes entaillées. Pour les éprouvettes trapézoïdales, une entaille horizontale est effectuée sur chacune des faces latérales de l'éprouvette, à une hauteur de $6H/31$ de la grande base de l'éprouvette (Figure 2.4-a). Cette hauteur correspond à la hauteur où, suivant le calcul de résistance des matériaux, les sollicitations sont maximales sur éprouvette vierge. En ce qui concerne les éprouvettes prismatiques, une entaille est réalisée sur chacune des faces horizontales de l'éprouvette au milieu de l'éprouvette (Figure 2.4-b). Les calculs de résistance des matériaux montrent que les sollicitations maximales sont constantes dans cette zone située entre les deux brides d'application des déplacements. On choisit de mettre l'entaille au milieu de l'éprouvette pour garder la symétrie de l'essai. La figure 2.4 présente les positions et les dimensions des entailles réalisées pour les deux types de géométrie.

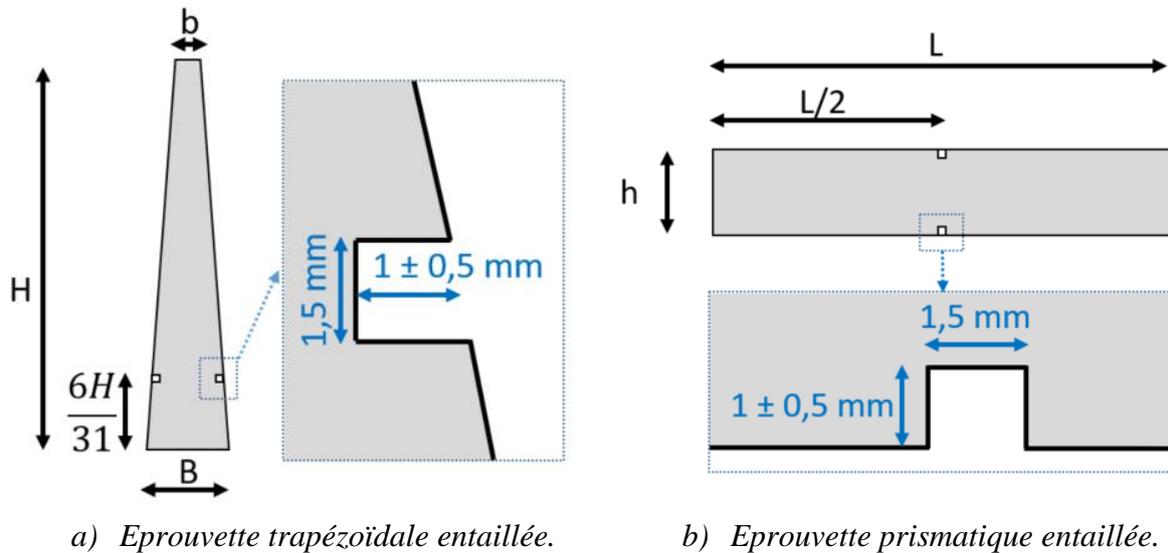


Figure 2.4 : Géométries d'éprouvettes sciées dans les plaques et détails des entailles.

2.1.3. Caractéristique mécanique : module complexe

Le module complexe du matériau de référence a été déterminé en flexion sur poutre console selon la norme NF EN 12697-26. La figure 2.5 présente la courbe maitresse du sable bitume. La température de référence (T_R) retenue est de $15 \text{ }^\circ\text{C}$.

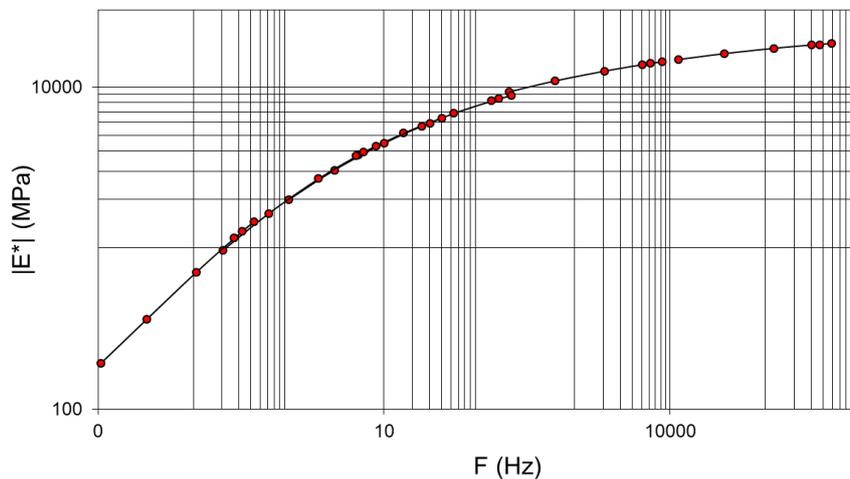


Figure 2.5 : Courbe maitresse du sable bitume 0/2.

La figure 2.6 présente les points expérimentaux du module complexe dans le plan Cole-Cole et la courbe du modèle de Huet. Le plan Cole-Cole est un plan dont l'abscisse représente la partie réelle (E_1) du module complexe, et l'ordonnée représente la partie imaginaire (E_2) du module complexe.

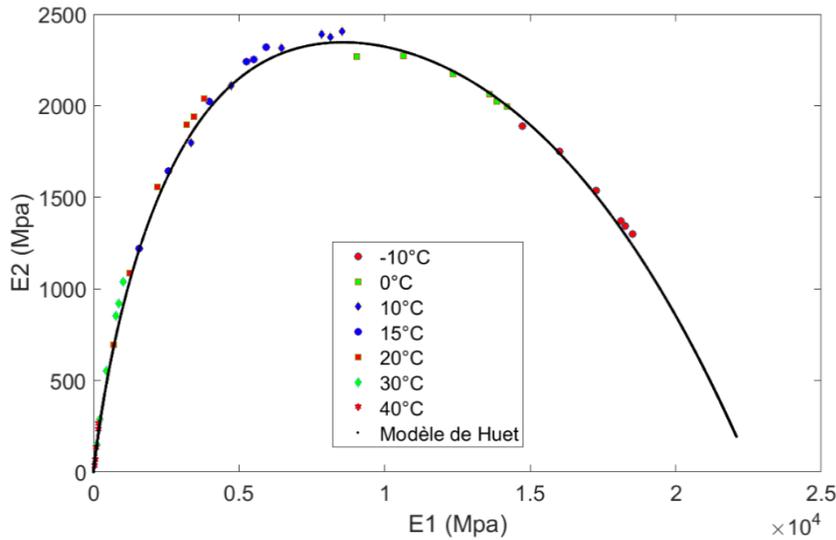


Figure 2.6 : Courbe de module complexe dans le plan Cole-Cole du sable bitume 0/2.

Les paramètres du modèle de Huet calés sur les données expérimentales de module complexe du matériau de référence sont présentés dans le Tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Paramètres du modèle de Huet.

E_{∞} (Mpa)	δ	k	h	$\tau(T_R)$	A_0	A_1	A_2
22618,2	2,5243	0,22679	0,63217	0,05589	0,79636	-0,38417	0,00164

2.2. Protocole expérimental

La campagne expérimentale a consisté à effectuer, sur le même matériau de référence, des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur éprouvettes entaillées ou non. Une acquisition simultanée d'images numériques et thermiques est effectuée pour suivre l'évolution des champs cinématiques (par CIN) et des champs thermiques (par thermographie infrarouge) à la surface des éprouvettes tout au long de l'essai.

2.2.1. Paramètres et configurations des essais de fatigue

Au total, 50 éprouvettes ont été testées en fatigue à déformation imposée (ϵ_f). Sur le matériau de référence, deux types d'essai ont été réalisés à 10 °C et 25 Hz :

- l'essai de fatigue en flexion sur poutre console (PC) sur des éprouvettes vierges ou entaillées,
- l'essai de fatigue en flexion 4 points (4PB) sur des éprouvettes entaillées.

Des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette vierge ont également été réalisés à 5 et 15 °C à une fréquence de 25 Hz sur un sable bitume de même formulation que notre matériau de référence mais avec un bitume d'origine différente. Nous choisissons d'identifier notre matériau de référence par « SB ». Le second sable bitume est identifier sous le nom « SB₁ ».

Les essais de fatigue en flexion sur poutre console sont réalisés sur le banc de fatigue de l'université Gustave Eiffel-Campus de Nantes. Les essais de fatigue en flexion 4 points sont réalisés sur le banc de fatigue du centre de recherche d'Eurovia à Mérignac.

La déformation imposée (ε_f) à une éprouvette d'EB lors d'un essai de fatigue se calcule selon la norme NF EN 12697-24 par la formule :

$$\varepsilon_f = K_s Z \quad (2.1)$$

Pour l'essai de fatigue en flexion sur poutre console, Z est l'amplitude de déplacement imposé en tête d'éprouvette, et K_s un facteur de forme qui s'exprime sous la forme :

$$K_s = \frac{B^2(B-b)^2}{4bh^2 \left((b-B)(3B-b) + 2B^2 \ln\left(\frac{B}{b}\right) \right)} \quad (2.2)$$

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

Pour l'essai de fatigue en flexion 4 points, Z est l'amplitude de déplacement mesurée au milieu des deux brides intérieures, et le facteur de forme K_s s'exprime sous la forme :

$$K_s = \frac{3H}{3LX - 3X^2 - A^2} \quad (2.3)$$

avec X la moitié de la distance entre les deux brides intérieures, A la distance entre les brides intérieure et extérieure de gauche, H la hauteur de l'éprouvette, et L la distance entre les deux brides extérieures.

Le Tableau 2.3 récapitule les paramètres et les conditions des essais réalisés. Les essais préliminaires de faisabilité n'ont pas été pris en compte dans ce bilan.

Tableau 2.3 : Conditions des essais de fatigue réalisés.

Matériau	Essai	Entaille	T (°C)	ε_f ($\mu\text{m/m}$)	Répétition	f (Hz)
Sable bitume (SB_1)	PC	Non	5	300	2	25
				360	2	
				420	2	
			15	300	1	
				400	2	
				450	2	
Sable bitume de référence (SB)	PC	Non	10	300	4	
				350	5	
				400	6	
		Oui	10	300	5	
				350	4	
				400	3	
	4PB	Oui	10	300	4	
				350	4	
					400	4
Total					50	

Les paramètres mesurés au cours d'un essai de fatigue sont : le déplacement imposé en tête de l'éprouvette, la force de réaction en tête de l'éprouvette et l'angle de phase. En plus de ces paramètres classiques, les mesures sans contact donnent les évolutions des champs cinématiques et thermique à la surface de l'éprouvette.

Le principal avantage du protocole expérimental mis en place est de pouvoir réaliser des essais de fatigue conformément à la norme de fatigue (NF EN 12697-24) tout en suivant l'évolution des champs cinématiques et thermique à la surface des éprouvettes au cours des essais, sans interagir physiquement avec les éprouvettes. Les dispositifs de mesures sans contact sont présentés dans la section suivante.

2.2.2. Matériels d'acquisition sans contact

Deux types d'acquisition sont réalisés simultanément au cours d'un essai : une acquisition d'images dans le domaine du visible (pour la CIN) et une acquisition d'images thermique par thermographie infrarouge.

2.2.2.1. Matériels d'acquisition d'images pour la corrélation d'images numériques

Le matériel d'acquisition est constitué d'une caméra haute résolution de capteur CMOS de 25 mégapixels (5120×5120 pixels²), de codage 8 bits en niveaux de gris. Le mode d'acquisition se fait en « global shutter » plus adapté à l'acquisition de scène dynamique avec une vitesse maximale d'acquisition en « full resolution » de 80 *fps*. La taille réelle du pixel de la caméra est de $4,5 \times 4,5 \mu\text{m}^2$.

Compte tenu de l'espace disponible dans les enceintes climatiques des essais, deux objectifs ont été utilisés : un objectif de focal 50 mm pour l'essai de fatigue en flexion sur poutre console et un objectif de focal de focal 25 mm pour l'essai de fatigue en flexion 4 points.

Pour l'éclairage, deux lampes LED froides à hautes fréquences sont utilisées. Elles ont l'avantage d'éviter les effets de variations de luminosité à la surface de l'éprouvette par effet stroboscopique.

Pour la synchronisation entre la caméra et la machine de fatigue, deux dispositifs de synchronisation ont été utilisés compte tenu du mode d'asservissement de chaque type d'essai : un tachymètre optique pour l'essai de fatigue sur poutre console et un capteur laser de proximité avec détection de plage pour l'essai de fatigue en flexion 4 points.

2.2.2.2. Matériels pour la thermographie thermique

Le matériel d'acquisition d'images thermiques est composé d'une caméra infrarouge de résolution 382×288 pixels² avec une vitesse d'acquisition maximale de 80 *fps*. La caméra couvre une plage spectrale comprise entre 8 et $14 \mu\text{m}$ avec une sensibilité thermique de 40 mK. Sa plage de température va de $-20 \text{ }^\circ\text{C}$ à $900 \text{ }^\circ\text{C}$.

2.2.3. Dispositif expérimental d'acquisition d'images sans contact

Le dispositif expérimental d'acquisition en cours d'essai de fatigue est spécifique à chaque type d'essai. Nous présentons donc ici chaque dispositif.

2.2.3.1. Essai de fatigue en flexion sur poutre console

Au cours de l'essai, une acquisition d'images thermiques et une acquisition d'images dans le domaine du visible sont réalisées simultanément. Pour les deux techniques de mesures (CIN et TIR), il est nécessaire que l'axe optique de la caméra d'acquisition soit normal à la surface de l'éprouvette. Cette condition ne pouvant être réalisée sur la double acquisition, l'axe optique de la caméra d'acquisition d'images pour la CIN est normale à la surface de l'échantillon alors que la caméra thermique est placée dans le même plan que l'axe optique de la caméra de la CIN mais avec la caméra thermique placée plus bas (Figure 2.7). L'axe optique de la caméra thermique forme ainsi un angle de 14° avec la normale de la surface. Les études de faisabilités réalisées avec une caméra placée avec un angle de 14° par rapport à la normale de la surface de l'éprouvette et avec une caméra thermique normale à la surface de l'éprouvette, donnent très sensiblement les mêmes résultats de température.

Les études préliminaires de faisabilité ont également servi à préciser la zone de mesure des champs (« Region of Interest » ou ROI). Cette zone de mesure se situe à partir du bas de l'éprouvette sur une hauteur de 120 mm. Au cours de l'essai, c'est dans cette zone que les phénomènes (échauffement, fissuration, endommagement diffus, etc) sont les plus importants.

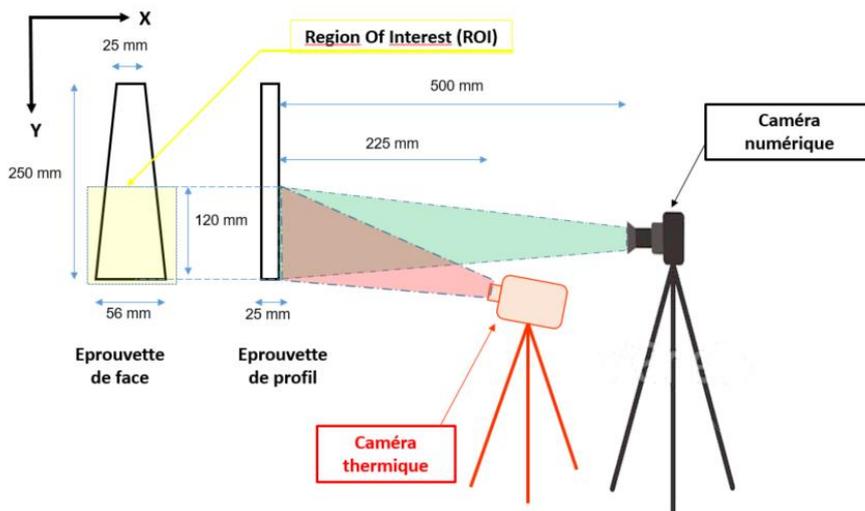


Figure 2.7 : Schéma du dispositif d'acquisition sur l'essai de fatigue sur poutre console.

Le déplacement sinusoïdal imposé à l'éprouvette conduit à deux positions de déplacement maximal (U_{max} et U_{min}). C'est sur ces deux positions que les efforts internes atteignent leurs valeurs maximales dans l'éprouvette. On choisit donc de faire l'acquisition sur ces deux positions du cycle de sollicitation. Le déclenchement de la caméra doit être alors synchronisé sur ces deux positions. Pour réaliser cette synchronisation, deux cibles (marqueurs optiques) sont placées sur le rotor de l'excentrique de la machine de fatigue (Figure 2.8). Le capteur optique du tachymètre permet de détecter le passage de chaque cible lors de la rotation du rotor. A chaque détection de cible, un signal est envoyé par le tachymètre à la caméra pour son déclenchement sur les fronts montants (Figure 2.8). L'essai de fatigue étant réalisé à 25 Hz, la vitesse d'acquisition d'images de la caméra est alors de 50 fps. Les essais étant relativement longs, l'espace sur le disque de stockage ne permet pas de sauvegarder toutes les images. Les études de faisabilité préliminaires ont montré que l'évolution des dommages est lente. Il est

donc possible de faire des sauts d'un certain nombre de cycle entre chaque acquisition d'image tout en gardant une bonne qualité de suivi de l'évolution des dommages au cours de l'essai. Le saut d'acquisition choisi est égal à 500 cycles pour des essais qui durent moins de 100000 cycles, et 1000 cycles pour des essais de plus de 100000 cycles.

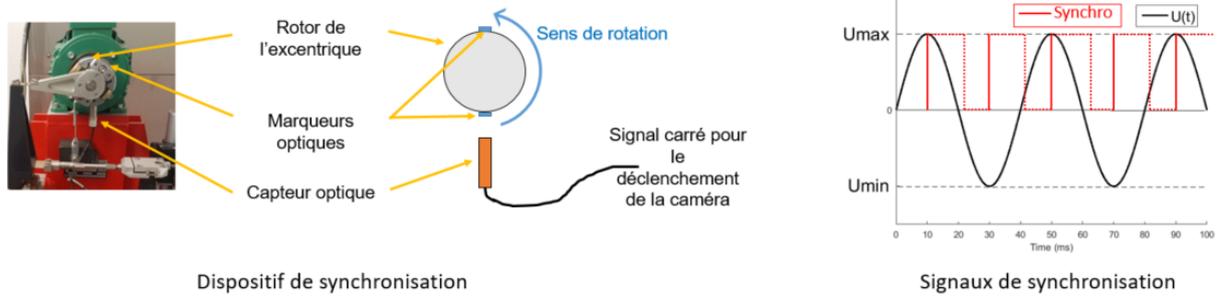


Figure 2.8 : Dispositif de synchronisation entre l'acquisition d'images et l'essai de fatigue sur poutre console.

La caméra thermique n'est synchronisée que sur le début de l'essai. La vitesse d'acquisition est de 25 fps avec des sauts d'acquisition identiques à ceux de la CIN.

La figure 2.9 montre la configuration réelle du dispositif expérimental de mesure sans contact des champs cinématiques et thermique lors d'un essai de fatigue sur poutre console.

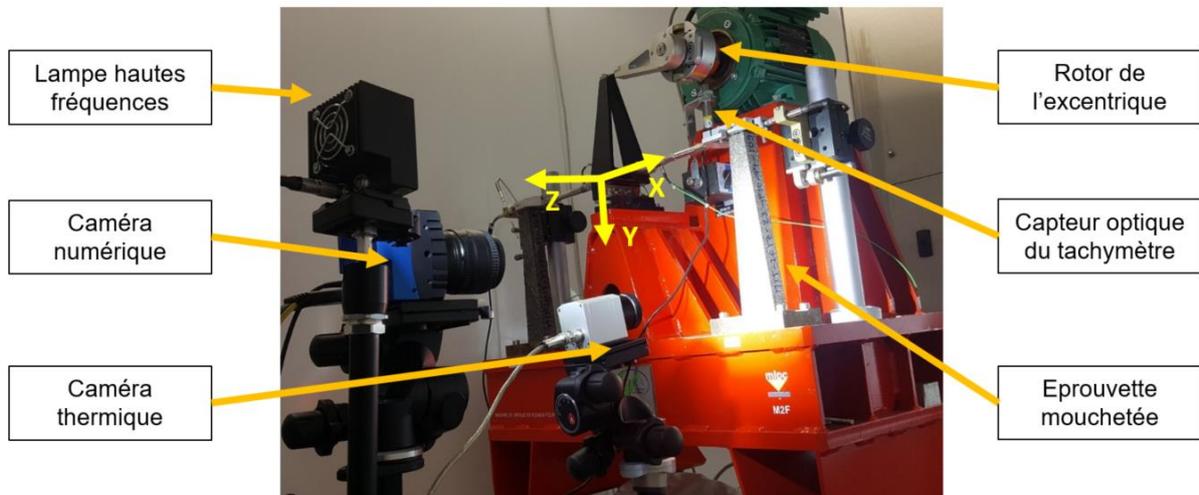


Figure 2.9 : Dispositif expérimental de l'essai de fatigue sur poutre console avec mesures sans contact.

2.2.3.2. Essai de fatigue en flexion 4 points

En ce qui concerne l'essai de fatigue en flexion 4 points, l'acquisition en simultanée d'images thermiques et visibles était impossible. Compte tenu des dimensions de l'enceinte climatique (Figure 2.10-b), les lampes étaient trop proches de l'éprouvette qui réfléchissait les rayons lumineux directement sur la caméra thermique. Les mesures thermiques étaient perturbées par ce rayonnement réfléchi. De plus, il était fastidieux, voire impossible de bien disposer les deux caméras pour effectuer des mesures satisfaisantes. Par conséquent, un seul type d'acquisition était possible avec ce type essai.

Pour l'acquisition d'images pour la CIN, la synchronisation sur les deux positions maximales a été réalisée grâce à un capteur laser de proximité disposé sous le vérin d'asservissement de la machine (Figure 2.10-a). Les seuils de détections de plage du capteur sont définis manuellement avant chaque essai en fonction du niveau de déplacement à imposer (Figure 2.10-c). L'acquisition s'effectue de manière identique à celle de l'essai sur poutre console à 50 fps avec des sauts d'acquisition. La zone de mesure est comprise entre les deux brides d'application du déplacement. La zone de l'éprouvette mesurée est de $80 \times 50 \text{ mm}^2$ (Figure 2.10-a).

L'acquisition thermique est basée sur le même protocole expérimental que celui de l'essai sur poutre console.

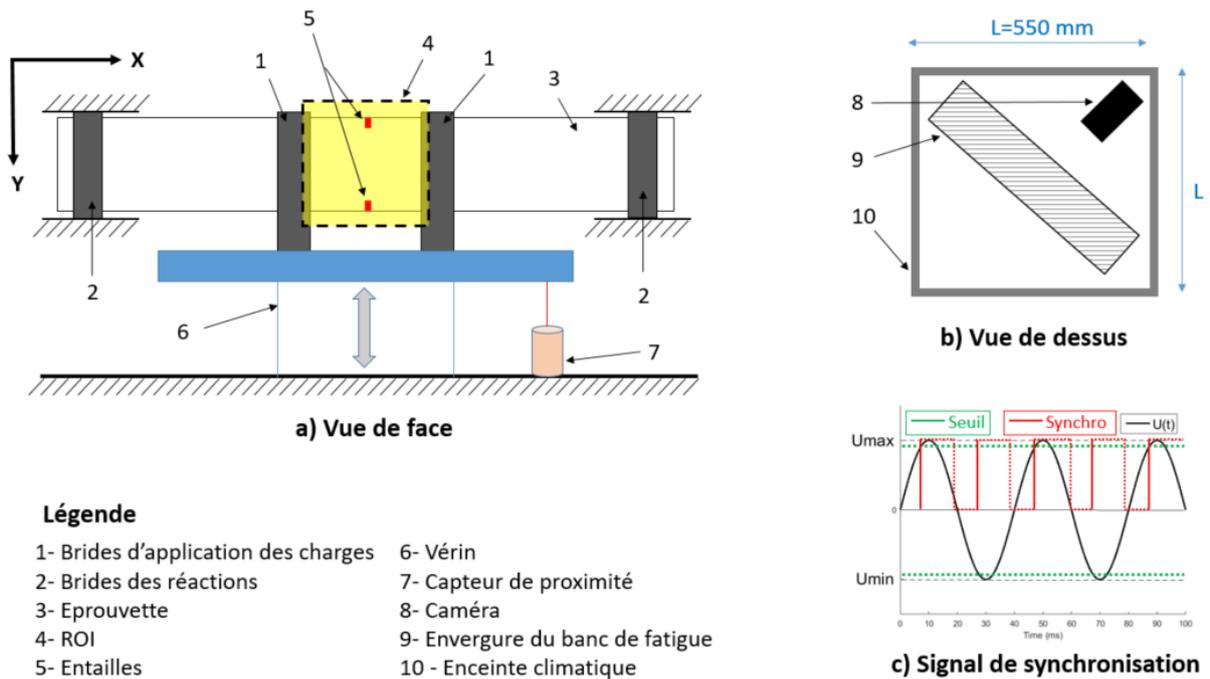


Figure 2.10 : Schéma du dispositif d'acquisition sur l'essai de fatigue en flexion 4 points.

La figure 2.11 montre la configuration du dispositif expérimental de mesure sans contact des champs thermiques et cinématique lors d'un essai de fatigue en flexion 4 points.

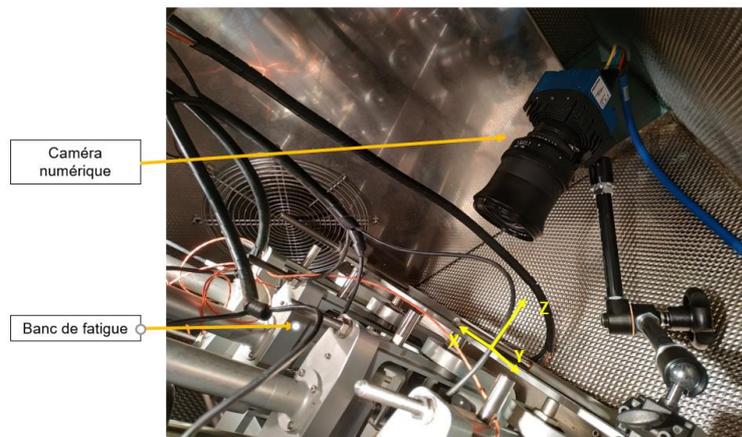


Figure 2.11 : Dispositif expérimental de l'essai de fatigue en flexion 4 points avec mesures sans contact.

2.2.3.3. Caractéristiques du protocole expérimental pour la CIN

2.2.3.3.1. Choix du temps d'exposition

La valeur d'intensité (nuance de gris) de chaque pixel est en fait la moyenne de toutes les intensités durant le temps d'exposition du capteur. Dans le cas de mesures optiques sur des structures sollicitées à fréquences élevées telle que la fatigue, la durée d'exposition du capteur caméra est un paramètre important pour éviter les flous cinétiques (ou flous de mouvement) [124].

Le choix du temps d'exposition est couplé au choix de l'ouverture de l'objectif pour une bonne illumination du capteur et donc un bon contraste d'image. Le temps d'exposition a été fixé à $500 \mu s$ et une ouverture d'objectif comprise en $F8$ et $F5,6$. Ces paramètres garantissent un contraste d'image suffisant pour la CIN.

L'essai de fatigue impose à l'éprouvette un déplacement sinusoïdal $U(t) = U_0 \sin(\omega t)$. La synchronisation s'effectuant sur les positions de déplacement imposé $U(t) = \pm U_0$, il est nécessaire d'estimer le déplacement moyen (ΔU) de l'éprouvette au cours de la durée d'exposition Δt . Ce déplacement moyen de l'image (pixel) s'exprime par la formule :

$$\Delta U = \frac{1}{G} |U(t_i) - U(t_i + \Delta t)| \quad (2.4)$$

Avec G le grandissement de l'ordre de $40 \mu m/pixel$ pour nos essais, t_i le temps de début d'exposition du capteur, $\Delta t = 500 \mu s$ le temps d'exposition du capteur et U_0 l'amplitude de déplacement imposé. Avec des amplitudes maximales de l'ordre de $250 \mu m$ mesurées expérimentalement par CIN dans les ROI, le déplacement moyen est de l'ordre de 0,02 pixel. Ce qui est une valeur acceptable pour nos mesures en terme de flous cinétiques.

2.2.3.3.2. Caractéristiques des mouchetis

Une bonne mesure par CIN est directement liée à une bonne qualité de mouchetis à la surface de l'éprouvette. La figure 2.12-a et la figure 2.12-c présentent respectivement le mouchetis naturel à la surface d'une éprouvette de sable bitume et son histogramme. Les principales propriétés d'un mouchetis sont [155] : la taille des grains, le contraste (niveau de gris), la netteté et la densité. L'estimation de la taille des grains du mouchetis s'est faite par les deux principales méthodes :

- les méthodes d'autocorrélation [124],
- les méthodes « blob » [155], plus précisément la méthode de la longueur d'interception par échantillonnage ponctuel utilisée par Lehto [156].

Les deux méthodes donnent une taille moyenne des grains de l'ordre de 18 à 19 pixels sur le mouchetis naturel avec un grandissement de $37,32 \mu m/pixel$. L'analyse de l'histogramme des nuances de gris montre aussi que le contraste du mouchetis naturel est faible. Une meilleure mesure par CIN implique donc l'application d'un mouchetis artificiel sur l'éprouvette. Le mouchetis artificiel est obtenu par application d'une peinture noire suivie d'une peinture blanche pour réaliser les grains du mouchetis. Le mouchetis artificiel ainsi obtenu (figure 2.12-b), présente un meilleur contraste (figure 2.12-d) et une meilleure netteté des grains du mouchetis. La taille moyenne des grains du mouchetis artificiel est de l'ordre de 4 à 5 pixels.

Cette taille de grains se situe dans l'intervalle de tailles optimales comprises entre 3 et 5 pixels d'après certains auteurs [124], [157], [158]. Une taille de grain inférieure à 3 pixels crée l'effet d'escalier ou « aliasing » en anglais [158]. De plus, pour éviter que la peinture appliquée ne durcisse trop et ne puisse plus suivre les déplacements et déformations de l'éprouvette, les éprouvettes mouchetés sont testées en fatigue dans les 24 à 48 heures suivant l'application de la peinture comme recommandé par Reu [159].

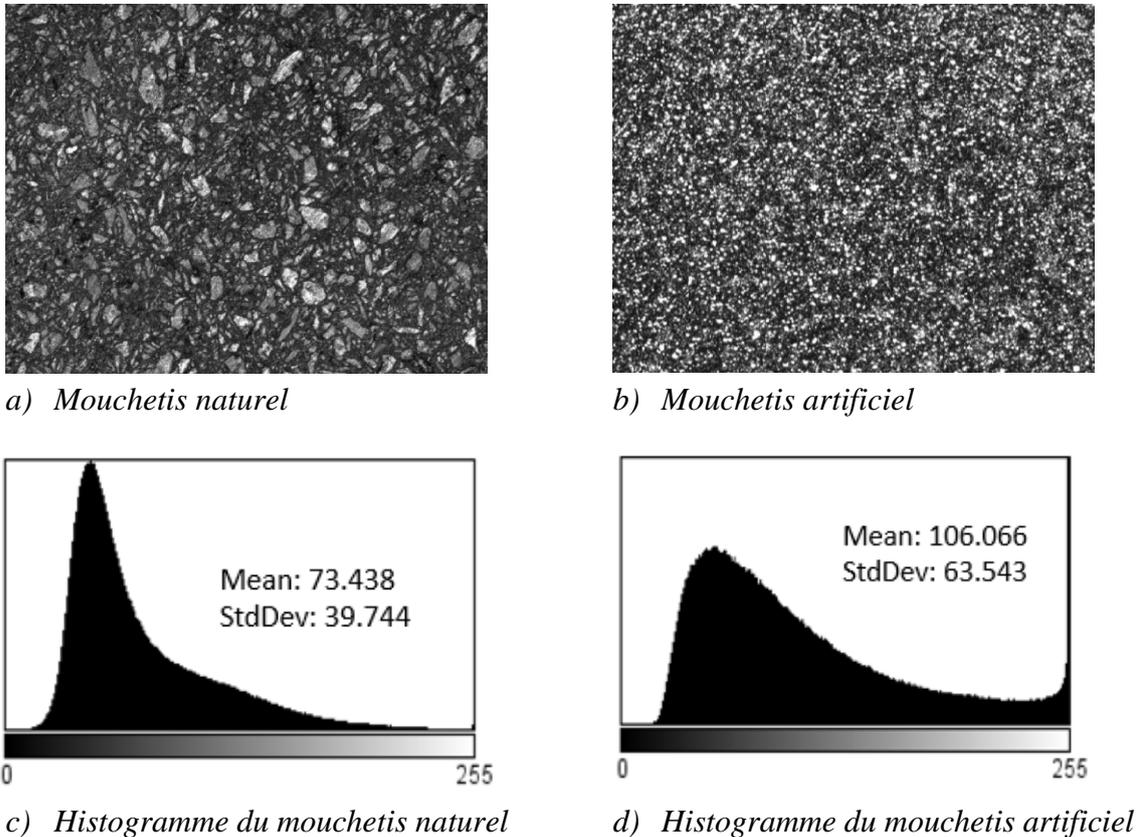


Figure 2.12 : Détails du mouchetis des éprouvettes pour la CIN.

2.2.3.3.3. Logiciel de CIN

Les images enregistrées lors des essais de fatigue sont traitées par le logiciel Ncorr v1.2 pour obtenir les champs cinématiques. Le logiciel Ncorr [160] est un programme « open source » pour la corrélation d'images numériques 2D développé sous l'environnement Matlab. Ce programme a la particularité d'utiliser des sous-domaines circulaires et contigus contrairement aux autres logiciels qui utilisent des sous-domaines rectangulaires. Il a été comparé au logiciel commercial VIC-2D largement utilisé dans le domaine de la CIN [161]. Les deux logiciels donnent des résultats similaires. Dans la suite de ce document, la taille des sous-domaines de CIN sera le rayon des sous-domaines circulaires. Il faut noter que le diamètre des sous-domaines circulaires équivaut à la taille des sous-domaines d'un logiciel classique de CIN.

2.3. Evaluation de la qualité des mesures sans contact

Les techniques de mesures de champs sans contact doivent faire l'objet d'une évaluation rigoureuse des incertitudes de mesures avant toute exploitation des résultats. Cette section vise à évaluer les précisions de mesures de champs cinématiques et thermiques au cours des essais.

2.3.1. Mesures de champs cinématiques par corrélation d'images numériques

D'après le guide international de l'expression de l'incertitude de mesure (ou GUM), les incertitudes de mesures sont de deux types : les incertitudes de types A et les incertitudes de type B. En ce qui concerne les mesures de champs cinématiques par CIN, les sources d'incertitudes de types A comprennent le bruit de l'image, le contraste, la qualité du mouchetis, la turbulence de l'air (conditions environnementales), les mouvements hors-plan, etc [162]. Les sources d'incertitude de type B sont investiguées par les études d'images synthétiques, les études de paramètres de CIN, etc.

Les incertitudes de type B ont été investiguées sur le logiciel Ncorr par Blaber et al [160] sur la base des données d'images synthétiques de la Society for Experimental Mechanics (SEM) [163]. On s'intéresse dans la suite à l'estimation des incertitudes de types A par des mesures expérimentales des incertitudes issues du bruit, du déplacement d'un corps rigide et des mouvements hors-plan.

2.3.1.1. Paramètres d'évaluation de la qualité de mesures

La quantification de la qualité de mesure est réalisée sur la base de 3 paramètres : l'erreur systématique (E_{sys}), la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne ($RMSE$), et l'erreur aléatoire σ_α . Ce sont trois paramètres largement utilisés dans l'évaluation de la qualité de mesure par CIN [157], [164], [165]. Ces trois paramètres peuvent être évalués en local ou en global. On parle de paramètre local pour une mesure donnée et de paramètre global pour l'ensemble des mesures effectuées.

Soit $U_{imposé}(k)$ et $U_{mesuré}(k)$ respectivement le déplacement imposé (ou attendu) et le déplacement mesuré par CIN au centre des sous-domaines de coordonnées (i, j) . L'erreur systématique locale ($E_{sys\ local}$) s'exprime sous la forme :

$$E_{sys\ local} = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N U_{mesuré}(k) - U_{imposé}(k) \quad (2.5)$$

Avec N le nombre de sous-domaines du champ mesuré.

La racine carrée de l'erreur quadratique moyenne locale ($RMSE_{local}$) s'exprime comme suit :

$$RMSE_{local} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \left(U_{mesuré}(k) - U_{imposé}(k) \right)^2} \quad (2.6)$$

L'erreur aléatoire locale ($\sigma_{\alpha\ local}$) s'exprime sous la forme :

$$\sigma_{\alpha\ local} = \sqrt{\frac{1}{N} \left[\sum_{k=1}^N \left(\left(U_{mesuré}(k) - U_{imposé}(k) \right) - E_{sys\ local} \right)^2 \right]} \quad (2.7)$$

L'incertitude de mesure locale ($\Delta_{\alpha\ local}$) avec un intervalle de confiance de 95 % s'écrit :

$$\Delta_{\alpha\ local} = 2\sigma_{\alpha\ local} \quad (2.8)$$

De manière analogue, l'erreur systématique globale ($E_{sys\ global}$) s'exprime sous la forme :

$$E_{sys\ global} = \frac{1}{M} \sum_{l=1}^M \left(\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N U_{mesuré}(k) - U_{imposé}(k) \right)_l \quad (2.9)$$

Avec M le nombre d'images mesurées.

La racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale ($RMSE_{global}$) s'exprime comme suit :

$$RMSE_{global} = \frac{1}{M} \sum_{l=1}^M \left(\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \left(U_{mesuré}(k) - U_{imposé}(k) \right)^2} \right)_l \quad (2.10)$$

L'erreur aléatoire locale ($\sigma_{\alpha\ global}$) s'exprime sous la forme :

$$\sigma_{\alpha\ global} = \frac{1}{M} \sum_{l=1}^M \left(\sqrt{\frac{1}{N} \left[\sum_{k=1}^N \left(\left(U_{mesuré}(k) - U_{imposé}(k) \right) - E_{sys} \right)^2 \right]} \right)_l \quad (2.11)$$

L'incertitude de mesure locale ($\Delta_{\alpha\ global}$) avec un intervalle de confiance de 95 % s'écrit :

$$\Delta_{\alpha\ global} = 2\sigma_{\alpha\ global} \quad (2.12)$$

2.3.1.2. Estimation de l'incertitude : bruit de fond

Le protocole expérimental d'évaluation de l'incertitude du bruit de fond consiste à prendre des images stationnaires [162]. Plus précisément, plusieurs images d'une éprouvette mouchetée et supposée rigide (bloc de métal) sont prises à différents instants. La caméra ainsi que l'éprouvette ne subissent aucun déplacement et restent dans un état stationnaire. Les conditions environnementales (éclairage, température du local d'essai, etc.) sont identiques à celles d'un essai de fatigue sur poutre console. Le traitement des images par CIN s'effectue avec différents rayons de sous-domaines allant de 5 à 64 pixels. Le grandissement est de $37,28\ \mu\text{m}/\text{pixel}$. La figure 2.13 montre l'évolution de la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale ($RMSE_{global}$) des déplacements en fonction du rayon des sous-domaines. La $RMSE_{global}$ chute avec l'augmentation de la taille des sous-domaines. Toutefois un large sous-domaine fait perdre en résolution spatiale. Sur la base de la figure 2.13, un rayon de sous-domaine de 15 pixels serait un bon compromis entre précision de mesure et résolution spatiale.

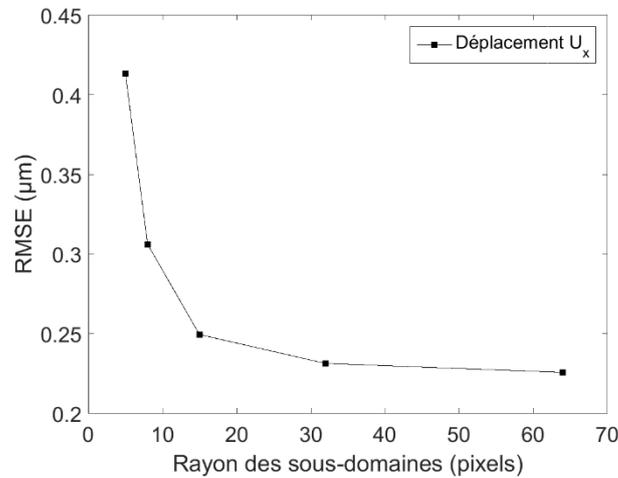


Figure 2.13 : Evolution de la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale ($RMSE_{global}$) des déplacements en fonction du rayon des sous-domaines.

Le tableau 2.4 présente les résultats d'estimation de la précision de mesure sur le bruit de fond pour un choix de rayon de sous-domaine de 15 pixels (cf annexe A1 pour les résultats complémentaires).

Tableau 2.4 : Précision de mesure pour une estimation du bruit de fond.

Rayon du sous-domaine (pixels)	$E_{sys\ global}$	$RMSE_{global}$	$\sigma_{\alpha\ global}$	$\Delta\alpha_{global}$
15	-0,1522 μm	0,2496 μm	0,1979 μm	0,3958 μm

2.3.1.3. Estimation de l'incertitude de mesure : translation de corps rigide

Le dispositif expérimental consiste à effectuer une translation suivant l'axe X du corps rigide (Figure 2.14). Le corps rigide est posé sur une table de déplacement micrométrique qui permet d'appliquer les déplacements de translation suivant l'axe choisi. Un comparateur permet de vérifier la valeur du déplacement imposé. Les déplacements imposés sont : 10; 50; 80; 100; 150; 200; 300; 400; 500; 600; 700 et 800 μm . Les conditions environnementales sont identiques à celles d'un essai de fatigue sur poutre console. Le grandissement est de 37,17 $\mu m/pixel$. La figure 2.14 présente le dispositif expérimental utilisé.

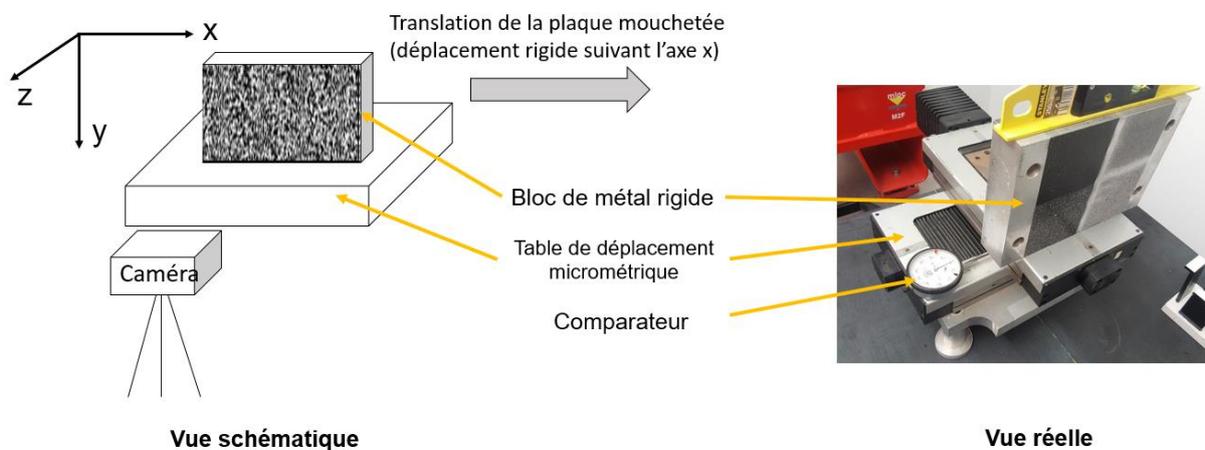


Figure 2.14 : Dispositif expérimental de mesure de champs cinématiques d'un corps rigide en translation.

Le traitement des images par CIN s'effectue avec différents rayons de sous-domaines allant de 5 à 64 pixels. La figure 2.15 présente l'évolution de la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale des déplacements en fonction du rayon des sous-domaines. De la même manière que sur la mesure du bruit de fond, l'erreur diminue avec l'augmentation des rayons des sous-domaines. Une taille de sous-domaine de 15 pixels reste un bon compromis entre précision de mesure et résolution spatiale.

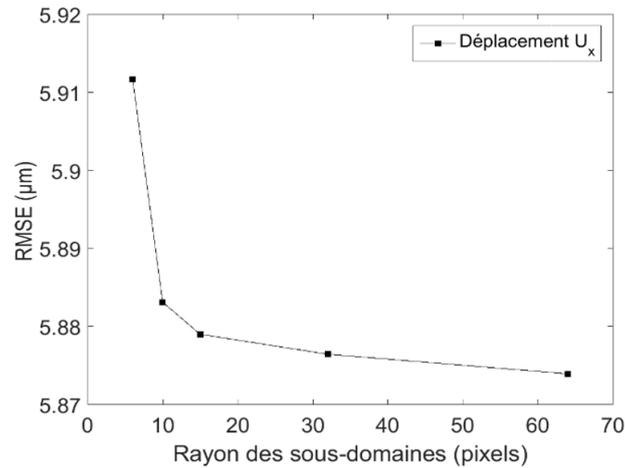


Figure 2.15 : Evolution de la racine carrée de l'erreur quadratique moyenne globale ($RMSE_{global}$) des déplacements en fonction du rayon des sous-domaines.

Le tableau 2.5 présente les résultats d'estimation de la précision de mesure sur le bruit de fond pour un choix de rayon de sous-domaine de 15 pixels (cf annexe A2 pour les résultats complémentaires).

Tableau 2.5 : Précision de mesure pour une estimation de déplacement de corps rigide.

Rayon du sous-domaine (pixels)	$E_{sys\ global}$	$RMSE_{global}$	$\sigma_{\alpha\ global}$	$\Delta\alpha_{global}$
15	2,51 μm	5,88 μm	1,74 μm	3,48 μm

2.3.1.4. Estimation du mouvement hors-plan

Les mouvements hors-plan peuvent être des mouvements de translation et/ou de rotation [166]. Ces mouvements hors-plan sont dus à l'effet de Poisson, la flexion de l'éprouvette, etc. De plus lorsque l'axe optique de la caméra n'est pas normal à la surface de l'éprouvette mesurée, un déplacement optique hors-plan est mesuré. Les essais de fatigue se déroulent théoriquement dans un plan donné, mais ils peuvent être sujets à des mouvements hors-plan, d'où la nécessité d'estimer l'incertitude de mesure due aux mouvements hors-plan.

Dans le cadre de la présente étude, seul l'évaluation de l'incertitude de mesure des mouvements hors-plan de translation a été effectuée faute de dispositif pouvant effectuer la rotation du bloc rigide.

Le dispositif expérimental est identique au cas précédent de translation de corps rigide. Cette fois, la translation appliquée est dans le sens d'axe Z (Figure 2.16). Un comparateur permet de vérifier la valeur du déplacement imposé. Les déplacements imposés sont : 50; 100; 200; 300; 400; 500; 750 et 1000 μm . Les déplacements sont imposés dans les deux sens (positif ou négatif) suivant l'axe Z. Les conditions environnementales sont identiques à celles d'un essai de fatigue sur poutre console. Le grandissement est de 37,17 $\mu\text{m}/\text{pixel}$.

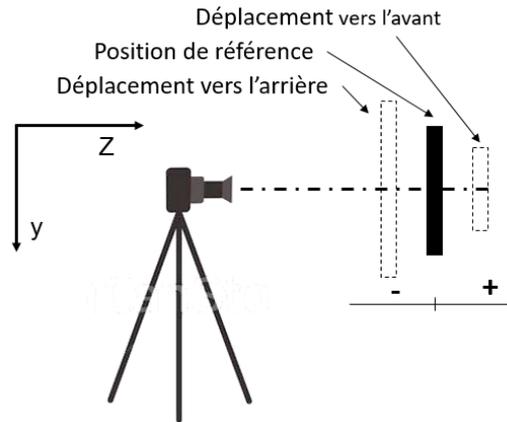


Figure 2.16 : Dispositif expérimental de mesure de champs cinématique de translation hors-plan du corps rigide.

Le tableau 2.6 présente les résultats d'estimation de la précision de mesure des mouvements hors-plan pour un choix de rayon de sous-domaine de 15 pixels (cf annexe A3 pour les résultats complémentaires). Pour le rayon de sous-domaine choisi, l'erreur induit par le mouvement hors-plan reste dans des ordres de grandeur acceptable pour nos mesures.

Tableau 2.6 : Précision de mesure pour une estimation de déplacement hors-plan de corps rigide avec un rayon de sous-domaine de 15 pixels.

Déplacement imposé	$E_{sys\ local}$	$RMSE_{local}$	$\sigma_{\alpha\ local}$	$\Delta_{\alpha\ local}$
1000 μm	1,2753 μm	6,2462 μm	6,0975 μm	12,1950 μm
-1000 μm	-0,0807 μm	5,8001 μm	5,8001 μm	11,6002 μm

2.3.2. Mesures du champ thermique par thermographie infrarouge

Le paramètre important lors d'une mesure par thermographie infrarouge est l'émissivité car elle permet de convertir l'énergie rayonnée mesurée par la caméra en température. Dans la littérature [128], [167], les valeurs de l'émissivité des EB varient entre 0,93 et 0,98. Le but de cette thèse n'est pas de mesurer précisément l'émissivité des EB, la méthode de mesure a consisté à ajuster manuellement la valeur de l'émissivité dans le logiciel d'acquisition thermique, pour obtenir une valeur de champ thermique égale à la valeur donnée par une thermosonde mesurant la température de l'éprouvette. Ces mesures sont réalisées après 4 heures de mise en température de l'éprouvette dans les enceintes climatiques. Avec cette méthode, les écarts entre les valeurs de température de la caméra et celles de la thermosonde sont de l'ordre de 0,1 °C. Lors du post traitement, cet écart est compensé dans les champs thermiques.

Des mesures ont été effectuées pour vérifier si la peinture (pour le mouchetis artificiel) affectait la température à la surface de l'éprouvette. Deux mesures ont été réalisées avec la même valeur fixée d'émissivité sur une éprouvette avec mouchetis artificiel et une éprouvette à l'état naturel. L'écart entre les deux mesures était de 0,014 °C. Ce faible écart montre que la peinture n'affecte pas la mesure de la température à la surface de l'objet car généralement les peintures ont souvent une bonne conductivité thermique et une émissivité élevée du même ordre que celle des EB (0,97) [128], [167].

2.4. Détection de fissure par corrélation d'images numériques

D'un point de vue mécanique, une fissure est identifiée comme une discontinuité dans le champ cinématique. La technique de CIN classique fonctionne avec des champs continus. Les travaux de Reu [163] sur l'analyse par CIN d'images synthétiques discontinues (fissurées) montrent que les fissures apparaissent dans les champs cinématiques de déplacement comme un saut de déplacement, et dans les champs de déformations comme un pic de déformation en fonction du mode de fissuration. Détecter une fissure par CIN revient donc à localiser ces sauts de déplacement et des pics de déformation dans les champs cinématiques.

2.4.1. Localisation de la fissure

Une première étude de faisabilité de mesure de champ cinématique au cours d'un essai de fatigue sur poutre console a été réalisée sur le sable bitume à une température de 10 °C, une fréquence de 25 Hz, et un niveau de déformation imposé de 300 $\mu\text{m}/\text{m}$. La figure 2.17 présente les champs cinématiques obtenus après traitement par CIN à 271000 cycles de sollicitation. L'orientation du repère d'analyse par CIN est présentée sur la figure 2.17-a. L'origine du repère d'analyse par CIN est située dans le coin supérieur gauche de l'image comme le montre la figure 2.17-a. La résolution de l'image est de 2176×3146 pixels² avec un grandissement de 41,34 $\mu\text{m}/\text{pixel}$. Le rayon du sous-domaine choisi pour l'analyse par CIN est de 15 pixels.

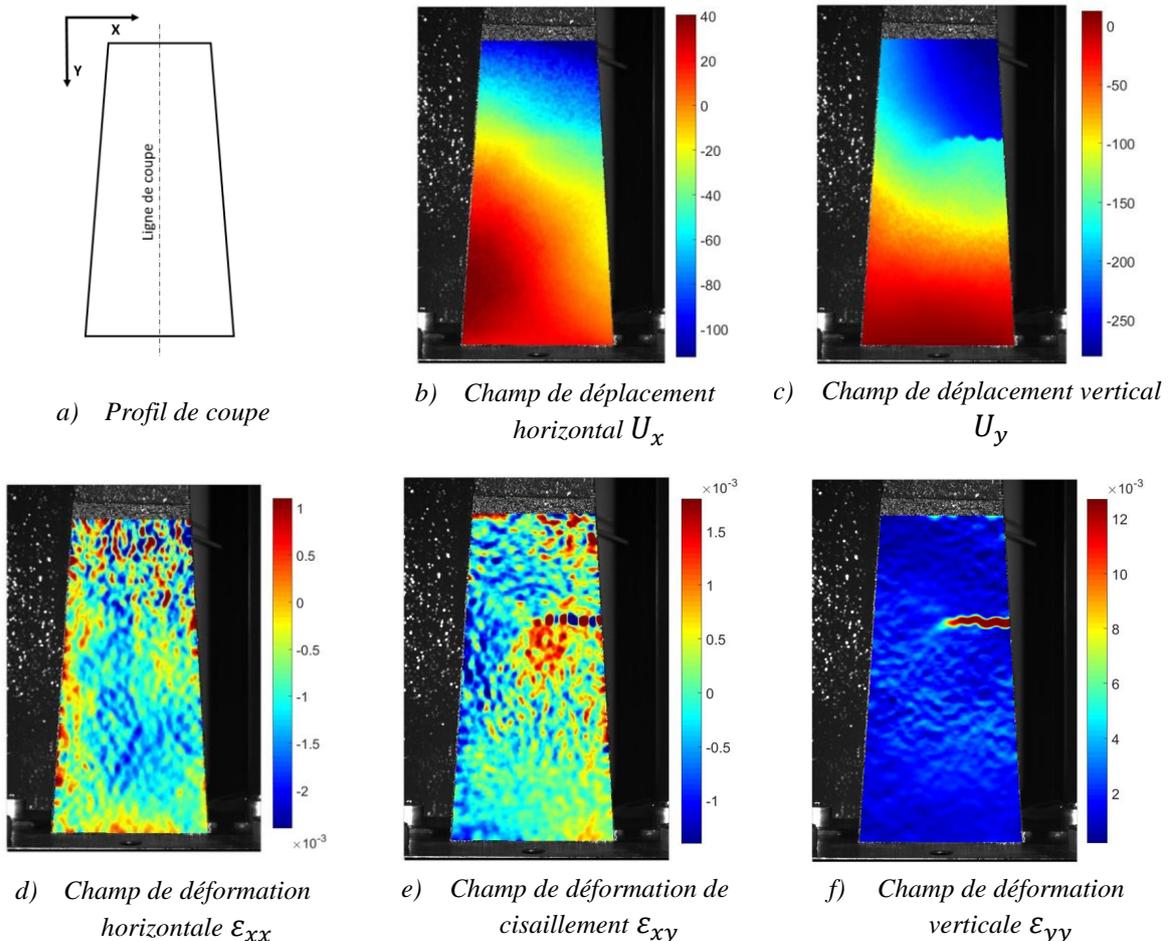


Figure 2.17 : Champs cinématiques à 271000 cycles obtenues par CIN lors d'un essai de fatigue sur poutre console sur le sable bitume à 10°C, 25 Hz, et 300 $\mu\text{m}/\text{m}$.

Afin de mieux analyser les données collectées, les valeurs sont tracées suivant un profil vertical (Figure 2.17-a). Ces valeurs des profils des champs cinématiques sont présentées sur la figure 2.18. Les pixels de coordonnée verticale (Y) 0 pixel correspondent au sommet de l'image et les pixels de coordonnée verticale 3146 pixels correspondent au bas de l'image. La figure 2.18-a montre que la courbe du profil de déplacement horizontal est relativement lisse. Il en est de même pour le profil de déplacement vertical sauf entre les coordonnées verticales de 1179 pixels et 1205 pixels où un saut est observé. Le saut de déplacement dans le profil de déplacement vertical révèle une fissure. Les lèvres de la fissure sont donc localisées aux coordonnées verticales de 1179 pixels et 1205 pixels. La largeur de la fissure est alors de 26 pixels ($1075 \mu m$).

La figure 2.18-b présente les profils de déformations horizontale (ϵ_{xx}), de cisaillement (ϵ_{xy}), et verticale (ϵ_{yy}) de notre ligne de coupe. L'on remarque que le champ de déformation verticale est le seul à présenter un pic de déformation par rapport aux deux autres champs (ϵ_{xx} et ϵ_{xy}). Ce pic de déformation verticale a un maximum de $42300 \mu m/m$. La déformation moyenne dans le reste du profil de déformation verticale est d'environ $1500 \mu m/m$. L'analyse de la limite entre le pic et le reste du profil de déformation verticale relativement homogène localise les lèvres entre les coordonnées verticales de 1137 pixels et 1238 pixels. La largeur de la fissure est donc de 101 pixels ($4175 \mu m$) selon l'analyse du champ de déformation verticale.

D'après la figure 2.18, seuls les champs cinématiques verticaux (U_y et ϵ_{yy}) sont directement affectés par la fissuration. Cela montre que le mode de fissuration pendant un essai de fatigue sur poutre console est uniquement le mode I suivant un axe d'ouverture vertical. La même analyse faite sur l'essai de fatigue en flexion 4 points montre que le mode de fissuration sur cet essai est uniquement le mode I suivant un axe d'ouverture horizontal.

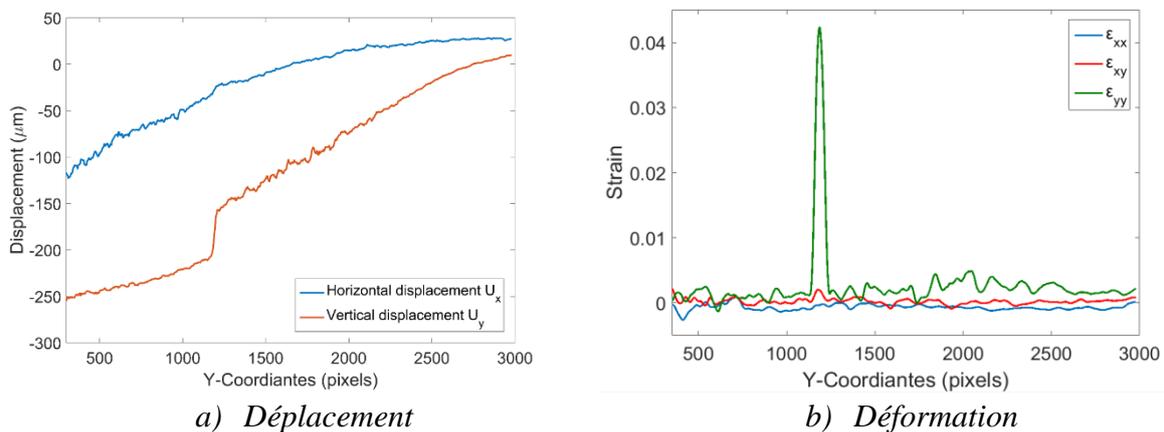


Figure 2.18 : Profils verticaux des champs cinématiques à 271000 cycles obtenues par CIN lors d'un essai de fatigue sur poutre console sur le sable bitume à $10^{\circ}C$, 25 Hz, et $300 \mu m/m$.

2.4.2. Critères de détection de fissuration

Sur la base des résultats précédents, la détection des fissures dans un champ cinématique obtenue par CIN se fait par la détection des positions des lèvres de fissures dans le champ. Il y a deux façons d'effectuer cette détection. La première consiste à détecter la position d'un saut

de déplacement dans le champ de déplacement vertical (ou horizontal) pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console (ou en flexion 4 points). La seconde consiste à détecter les positions des pics de déformation dans le champ de déformation verticale (ou horizontale) pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console (ou 4 points). Ces deux approches conduisent à l'élaboration de deux critères de détections de fissuration dans cette thèse :

- le critère de détection de saut de déplacement,
- le critère de détection de pic de déformation.

Le premier critère de détection de fissuration consiste à considérer comme zone fissurée, une zone où le déplacement ΔU entre deux sous-domaines voisins (de CIN) de la zone, est supérieur à un déplacement seuil ΔU_{seuil} . L'analyse du profil sans saut de déplacement (pas de fissuration) montre que les déplacement ΔU entre sous-domaines voisins est de l'ordre de 5 à 6 μm . Le déplacement ΔU_{seuil} est alors fixé à 10 μm . Sur la base de ce critère, l'analyse de tous les profils de déplacement d'une image permet d'obtenir toutes les coordonnées fissurées et donc le trajet et les longueurs de la fissure dans le matériau matérialisé par l'image analysée. On rappelle que compte tenu du mode d'ouverture, le critère est appliqué sur des déplacements verticaux et horizontaux respectivement pour l'analyse des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points.

Le second critère consiste à considérer une zone fissurée, toute zone dont la déformation (ε) est supérieure à une déformation seuil ε_{seuil} dans le champ de déformation. On analysera le champ de déformation verticale (ε_{yy}) pour les essais sur poutre console, et le champ de déformation horizontale (ε_{xx}) pour les essais en flexion 4 points. La valeur seuil est fixée à 7000 $\mu m/m$. Cette valeur de ε_{seuil} correspond à la déformation au niveau de deux sous-domaines voisins dont $\Delta U_{seuil} = 10 \mu m$ et donc fissuré.

Les champs de déformation sont calculés avec des jauges virtuelles locales sur la base des champs de déplacement qui sont eux-mêmes interpolés. Le champ de déformation est plus sensible aux bruits de mesure et varie fortement en fonction de la taille du sous-domaine choisi pour le calcul des déformations. Pour ces raisons, les champs de déformation ont tendance à surestimer la largeur de la fissure. Le critère de détection sur les déplacements est à privilégier pour la détection de fissure car elle est plus précise. C'est le critère de détection utilisé pour analyser la cinétique de fissuration des éprouvettes lors des essais de fatigue sur les enrobés bitumineux au prochain chapitre. Cependant, la fissuration est plus visible sur les champs de déformation que sur les champs de déplacement. Pour exemple, sur la figure 2.17-f, la fissure est identifiable par une couleur rouge et le matériau sain par une couleur bleue. Dans la suite de cette thèse, les trajets de fissurations seront observables sur les champs de déformation par ce code couleur.

2.4.3. Trajet de fissuration

La figure 2.19 présente les trajets de fissuration (ligne jaune) obtenus en fin d'essai de fatigue en flexion sur poutre console sur le sable bitume 0/2 (Figure 2.19-a) et sur un béton bitumineux semi grenu 0/14 (Figure 2.19-b). Le trajet de fissuration est globalement horizontal avec quelques sinuosités pour le sable bitume. L'analyse d'une telle fissure peut se résumer

uniquement à sa composante horizontale. La fissure est assimilable à une fissure de longueur exclusivement horizontale. Ce type de fissure est plus facile à introduire dans les modélisations et simulations numériques.

Le trajet de fissuration dans le béton bitumineux semi grenu (BBSG 0/14) est quant à lui plus sinueux et beaucoup plus tortueux. L'analyse d'une telle fissure doit se faire forcément par la prise en compte de ses composantes cinétiques horizontale et verticale. Une telle fissure est fastidieuse à intégrer dans les simulations numériques.

L'objet de cette thèse est d'effectuer des modélisations et simulations numériques des essais de fatigue guidées par les résultats expérimentaux obtenus par mesures de champ des trajets et cinétiques de fissuration issus de la CIN. Le choix du sable bitume 0/2 comme matériau de référence de cette thèse se justifie par le fait qu'il s'y développe des trajets de fissuration facilement exploitables dans les simulations et numériques qui seront réalisés dans la seconde partie de cette thèse. De plus, bien que très peu utilisé dans les structures de chaussées, le sable bitume garde globalement les mêmes types de caractéristiques mécaniques et de comportement à la fatigue qu'un BBSG 0/14 plus utilisé dans les structures de chaussées.

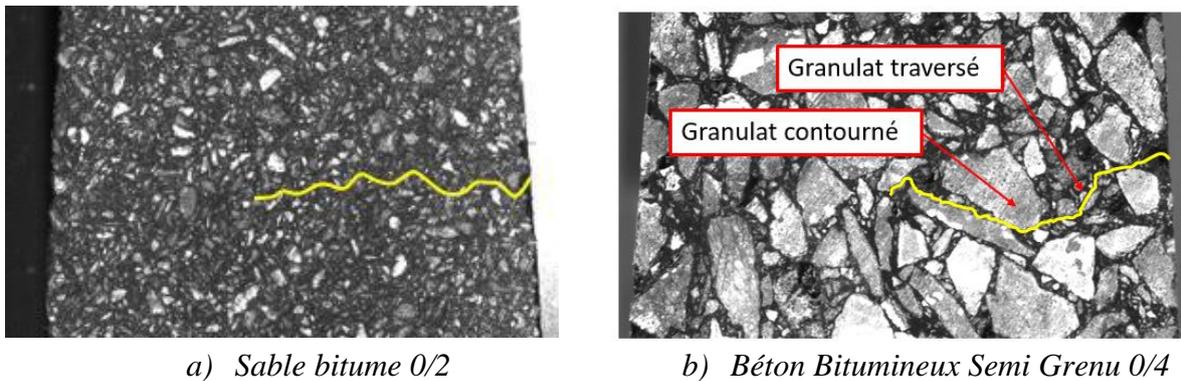


Figure 2.19 : Trajet de fissuration dans des éprouvettes d'enrobés bitumineux en fin d'essai de fatigue sur poutre console.

Les fissures se propagent dans les zones faibles des EB. Ces zones faibles se situent dans :

- le bitume (ou mastic), on parle de rupture cohésive quand la fissure se développe dans le mastic [168],
- aux interfaces entre granulats et mastic, on parle de rupture adhésive quand la fissure se développe aux interfaces [168].

Les sinuosités dans les trajectoires de fissuration indiquent que les granulats sont contournés. En effet, des granulats sont parfois sur la trajectoire de fissuration. En règle générale, la fissure contourne alors le granulat même s'il est possible qu'elle le traverse (Figure 2.19-b). La fissure se produit dans la zone faible du matériau où l'énergie requise pour propager la fissure est faible [169]. L'énergie requise pour propager la fissure dans le mastic ou dans l'interface granulat-bitume est plus faible que celle requise dans un granulat. C'est la raison pour laquelle la fissuration se produit généralement dans le mastic ou à l'interface avec le contournement du granulat. La première idée qui explique pourquoi une fissure peut traverser certains granulats est que ces éléments granulaires présentent des défauts qui nécessitent moins d'énergie pour

propager la fissure. Cependant, la description précise des cas de figures (fissure qui traverse ou qui contourne les granulats) est plus complexe. Lebihain [169] explique que le mécanisme de contournement permet à la fissure d'éviter de traverser les granulats les plus durs (forte ténacité). Le mécanisme de contournement dépend de la ténacité du granulat, de la géométrie du granulat, de l'angle d'approche du granulat par la fissure [169]. En conclusion, l'hétérogénéité des EB a une influence significative sur les trajets et la cinétique de propagation des fissures dans l'échantillon.

2.4.4. Détection de l'initiation de la fissure

L'état de fissuration d'une éprouvette à un cycle donné est connu en appliquant le critère de détection des fissures sur tous les profils de déplacement. En appliquant ce critère à la séquence d'images acquises en cours d'essai, on obtient la cinétique de la fissure pendant l'essai de fatigue. L'exemple précédent d'essai de faisabilité sur le sable bitume détecte une fissure initiale de longueur 0,97 mm à 239500 cycles. Il est possible de détecter des fissures initiales de longueur plus faible que 0,97 mm mais ces détections sont parfois entachées d'erreur dues aux effets de bord de la CIN classique. Pour limiter les effets de bords, lors de la définition de la ROI, une marge d'environ 1 mm est laissée entre le bord physique de l'éprouvette et le bord de ROI. La longueur réelle de la fissure détectée à ce cycle est alors de 1,97 mm. Dans la suite de ce manuscrit, la longueur de fissure sera la longueur réelle effective dans la ROI et de la marge laissée.

2.5. Conclusion

La campagne expérimentale a consisté à réaliser des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur un même matériau de référence avec la mesure au cours des essais des champs cinématiques par CIN et des champs thermiques par thermographie infrarouge (TIR). Les géométries des éprouvettes testées en fatigue peuvent être entaillées ou non. Le choix du matériau de référence s'est porté sur le sable bitume 0/2. Le sable bitume est plus homogène à l'échelle de l'éprouvette et développe des fissurations à trajet globalement horizontal plus facilement pris en compte dans les simulations numériques.

Le dispositif expérimental d'acquisition d'images dans le domaine visible et d'images thermiques a été présenté. Durant l'essai de fatigue sur poutre console, une double acquisition d'images dans les domaines du visible et de l'infrarouge est effectuée. Faute d'espace dans l'enceinte climatique, un seul type d'acquisition est possible à la fois sur un essai de fatigue en flexion 4 points.

Des évaluations de la précision de mesure avec un tel dispositif ont été menées expérimentalement. Ces évaluations ont été réalisées en quantifiant les incertitudes de mesure issues du bruit de fond, des translations de corps rigide et des déplacements hors-plan de corps rigide. Ces évaluations de la précision de mesure du dispositif ont permis de fixer la taille d'analyse par CIN à un rayon de 15 pixels pour avoir un bon compromis entre résolution spatiale et erreur de mesure.

La méthode de détection de fissure dans les champs cinématiques obtenus par CIN a montré que le critère de détection basé sur les sauts de déplacement était plus précis que celui basé sur les pics de déformation.

Le protocole expérimental ainsi défini et évalué a été appliqué à une première étude de faisabilité d'un essai de fatigue sur poutre console. Cette étude de faisabilité a montré qu'on peut obtenir des trajets et des cinétiques de fissuration dans un EB au cours d'un essai de fatigue en plus des données sur les champs cinématiques. Les résultats de la campagne expérimentale sont présentés et discutés dans le chapitre suivant.

Chapitre 3 : Essais poutre console et flexion 4PB avec mesure de champs cinématiques par CIN et thermique par thermographie infrarouge

Dans le précédent chapitre, le protocole expérimental a été défini pour la réalisation des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes avec ou sans entailles. Durant les essais, des mesures de champs cinématiques et thermique ont été effectuées. Le but de ce chapitre est de présenter les résultats de la campagne expérimentale réalisée suivant ce protocole.

Les sections 3.1 ; 3.2 et 3.3 seront consacrées à la campagne respectivement pour les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes non entaillées, puis avec des éprouvettes entaillées et en flexion 4 points avec des éprouvettes entaillées. Les résultats classiques d'essai de fatigue seront complétés avec les nouveaux résultats issus des mesures de champs. Les évolutions des champs thermiques et cinématiques seront également fournies avec leurs analyses et interprétations. La section 3.4 abordera ensuite l'exploitation croisée des résultats des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes entaillées et non entaillées. L'influence de l'entaille sur les essais de fatigue sera présentée et discutée. La section 3.5 présente l'exploitation croisée des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées. On indiquera les différences retrouvées entre les deux types d'essai. La section 3.6 effectuera une analyse critique des critères de fatigue largement utilisés dans la littérature pour l'exploitation des essais de fatigue. Un nouveau critère de fatigue basé sur les données de la corrélation d'images numériques (CIN) servira à comparer les différents critères de fatigue.

3.1. Essai de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette vierge

Cette section présente les résultats des essais de fatigue sur poutre console avec des éprouvettes vierges (non entaillées). Deux matériaux ont été testés selon ce type d'essai :

- le matériau de référence : le sable bitume (SB) testé à une température de 10 °C et une fréquence de 25 Hz,
- le matériau dérivé : le sable bitume (SB_1) testé à deux températures différentes de 5 °C et 15 °C, et à une fréquence de 25 Hz.

3.1.1. Résultats classiques d'essai de fatigue

Les résultats classiques d'un essai de fatigue à déformation imposée sont composés des courbes de fatigue des éprouvettes (amplitude de force en fonction du nombre de cycles), de la droite de fatigue (durée de vie en fonction de l'amplitude de la déformation imposée) avec son équation (pente et ordonnée à l'origine) et de la valeur de la déformation interpolée pour une durée de vie de 1000000 cycles (ε_6). La durée de vie de chaque éprouvette est obtenue à l'aide

du critère de fatigue classique à 50 % de chute de raideur initiale. La droite de fatigue du matériau de référence (SB) obtenue par régression linéaire est présentée sur la figure 3.1-a. Les droites de fatigue du matériau dérivé (SB_1) à 5 et 15 °C sont présentées sur la figure 3.1-b.

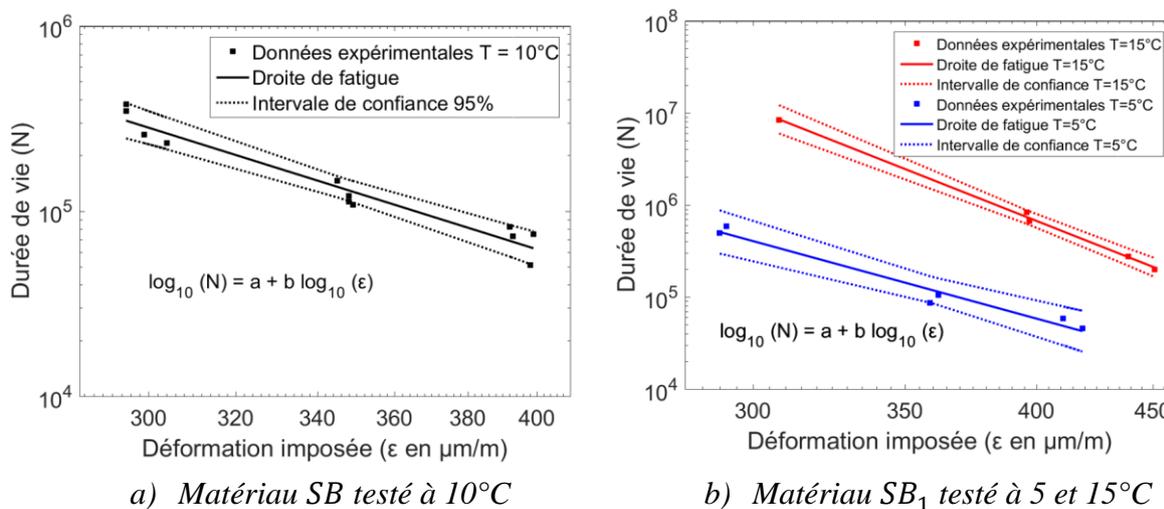


Figure 3.1 : Droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes non entaillées.

Les paramètres des droites de fatigue sont présentés dans le tableau 3.1. Les résultats des essais sont conformes aux observations faites dans la littérature sur l'influence de la température. En effet, le passage d'une température d'essai de 5 °C à 15 °C sur le même matériau (SB_1) fait passer la valeur de ϵ_6 de 262 à 384 μm/m. Pour un essai à déformation imposée, l'augmentation de la température d'essai augmente la valeur de ϵ_6 , comme l'avait déjà montré Moutier [57] et De La Roche [26].

Tableau 3.1 : Paramètres des droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes non entaillées.

Température d'essai (#matériau)	5 °C (SB_1)	10 °C (SB)	15 °C (SB_1)
Pente (b)	$-6,7 \pm 1,3$	$-5,3 \pm 0,7$	$-9,7 \pm 0,7$
Ordonné à l'origine (a)	$22,3 \pm 3,27$	$18,5 \pm 1,8$	$31,1 \pm 1,8$
ϵ_6 (μm/m)	$262,3 \pm 23,2$	$235,7 \pm 17,4$	$383,8 \pm 6,7$
Coefficient de corrélation R^2	0,9868	0,9684	0,9999

La figure 3.2 présente la courbe de fatigue d'un essai effectué sur le sable bitume de référence (SB) à 300 μm/mm, 25 Hz et 10 °C. On distingue sur cette courbe de fatigue les phases d'une courbe de fatigue classique d'enrobés bitumineux (EB) :

- une phase I lors des 50000 premiers cycles,
- une phase II comprise en 50000 et 237000 cycles,
- une phase III comprise entre 237000 et 271000 cycles à l'arrêt de l'essai.

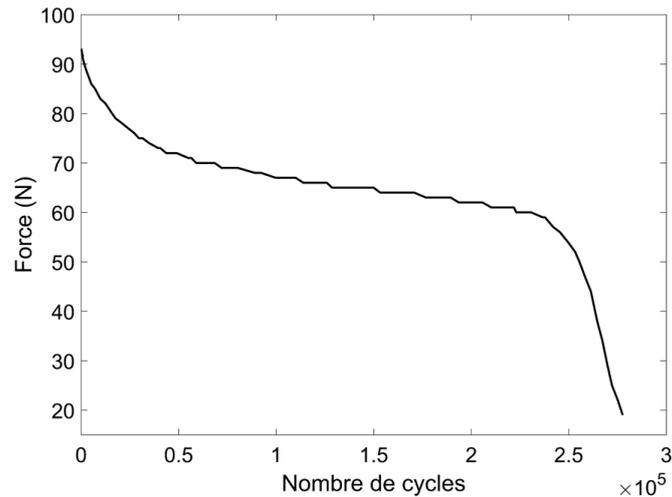


Figure 3.2 : Courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.

3.1.2. Champs cinématiques

En plus de ces résultats classiques, le post-traitement des images acquises permet par technique de CIN de fournir l'évolution des champs cinématiques et thermique au cours de l'essai.

3.1.2.1. Champ de déplacement vertical

La figure 3.3 présente l'évolution du champ de déplacement vertical (U_y) en cours d'essai sur l'une des positions d'acquisition (U_{max}) pour l'essai de fatigue présenté précédemment (Figure 3.2). Les champs cinématiques sont obtenus avec des images de taille 2176 x 3146 pixels² et avec un grandissement de 41,34 $\mu\text{m}/\text{pixel}$.

Il faut noter que lors d'un essai de fatigue sur poutre console, l'ensemble du banc de fatigue vibre malgré les amortisseurs placés en dessous du banc pour limiter ces vibrations. Au cours de l'essai, l'éprouvette subit donc des déplacements rigides dus à ces vibrations parasites surtout dans le sens vertical. C'est la raison pour laquelle on relève des valeurs non nulles (de l'ordre de 5 à 10 μm) sur les champs de déplacement (Figure 3.3) au niveau de l'encastrement de l'éprouvette.

Le champ de déplacement vertical au cycle 2 (Figure 3.3-a) est conforme à la théorie de la résistance des matériaux (RDM) avec une symétrie par rapport à un axe vertical Y passant par le milieu de l'éprouvette : le bord droit de l'éprouvette va vers le haut et le bord gauche de l'éprouvette vers le bas (déplacement positif). Il existe une zone neutre (déplacement nul) située au milieu de l'éprouvette. Au cours des 3000 premiers cycles de l'essai, cette zone neutre se déplace ensuite rapidement vers le côté gauche de l'éprouvette (Figure 3.3-b et c). Le champ de déplacement devient alors dissymétrique. Au cycle 12000 (Figure 3.3-d), la zone neutre se situe au voisinage de l'encastrement au bas de l'éprouvette. Le reste de l'éprouvette est en extension. Les isovaleurs de déplacement tendent de plus en plus à être horizontales (Figure 3.3-e et f), et l'extension s'accroît dans l'éprouvette. A partir du cycle 239500 (Figure 3.3-g), une discontinuité (saut de déplacement) dans le champ est observée à une hauteur de 77 mm de

la base de l'éprouvette et sur le bord droit de l'éprouvette. C'est l'initiation de la fissuration macroscopique qui se propage dans le matériau jusqu'à la fin de l'essai (Figure 3.3-h et Figure 3.3i).

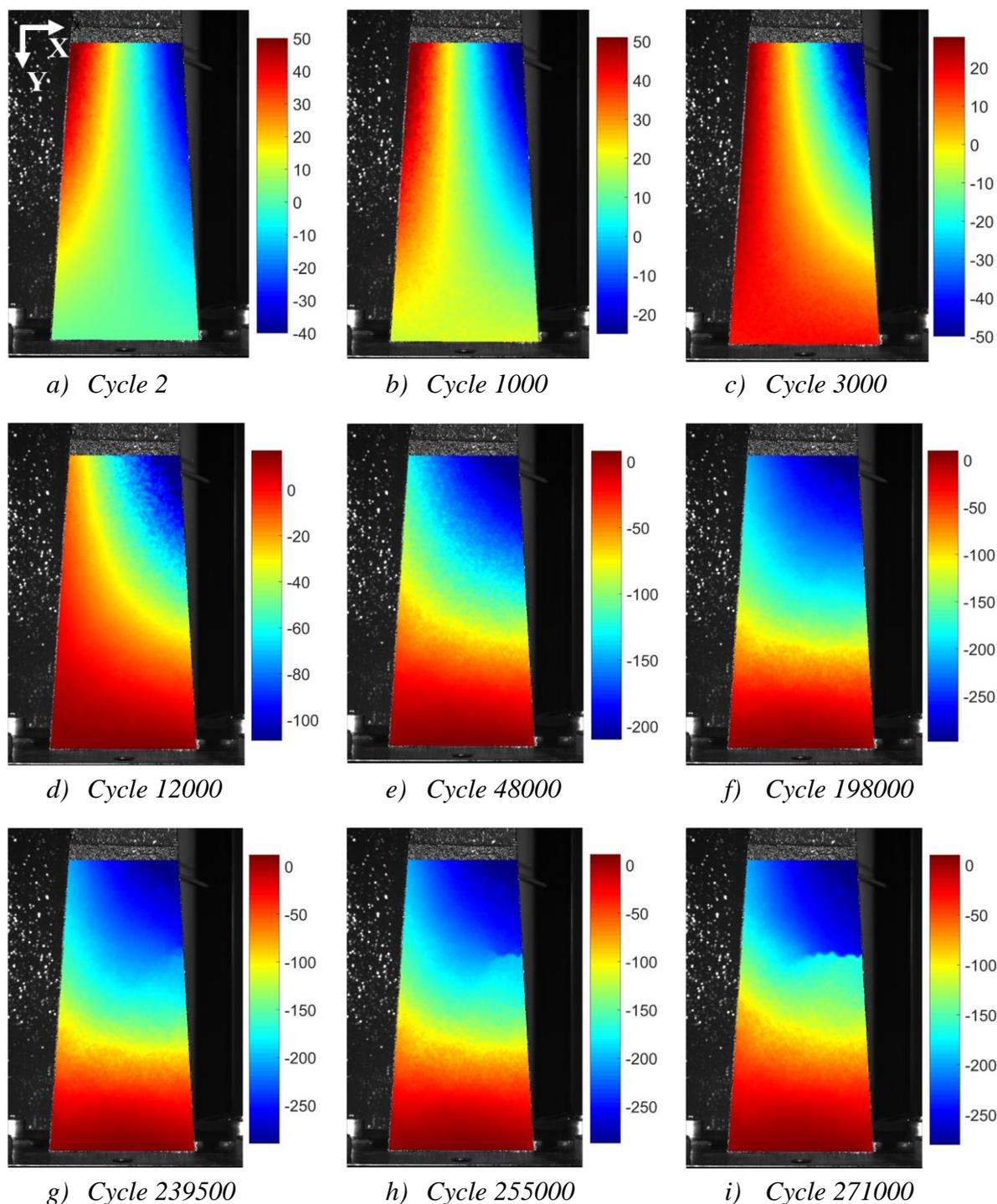


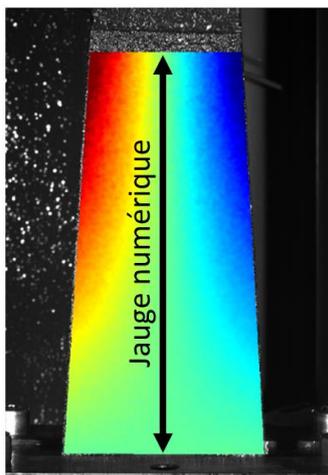
Figure 3.3 : Evolution du champs de déplacement vertical U_y en μm , d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $10 \text{ }^\circ\text{C}$.

3.1.2.2. Allongement de l'éprouvette en cours d'essai

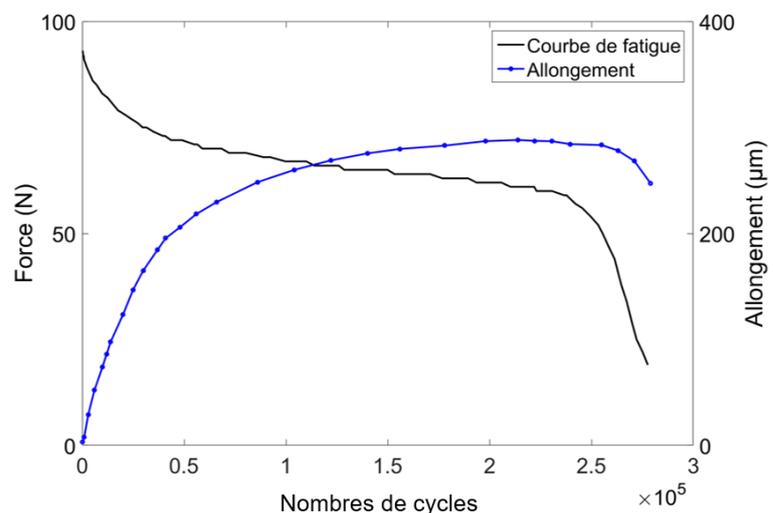
Afin de mieux interpréter l'extension de l'éprouvette en cours d'essai, une jauge numérique verticale est placée au milieu du champ de déplacement (Figure 3.4-a) pour suivre l'extension

de l'éprouvette entre le sommet et la base du champ (Figure 3.4-b). Cette figure montre que cette partie de l'éprouvette s'allonge rapidement durant les 48000 premiers cycles de l'essai correspondant à la phase I. Un allongement de $206 \mu\text{m}$ à 48000 cycles est constaté. Ensuite, l'allongement évolue plus lentement dans la phase II de la courbe de fatigue. L'allongement passe de 206 à $288 \mu\text{m}$ entre les cycles 48000 et 214000. L'allongement se stabilise entre $288 \mu\text{m}$ et $284 \mu\text{m}$ du cycle 214000 jusqu'à l'initiation de la fissuration au cycle 239500. Enfin, l'allongement diminue durant la phase III jusqu'à la fin de l'essai, passant de 284 à $247 \mu\text{m}$. L'allongement de l'éprouvette comporte donc 3 phases tout comme la courbe de fatigue. 70 % de l'allongement maximale est atteint durant la phase I. Ces résultats sont en accord avec les observations faites dans de précédents travaux [56], [46], [9]. Dans ces travaux, l'allongement total mesuré avec des jauges collées sur l'éprouvette était de l'ordre de grandeur du déplacement imposé. Le présent travail permet une observation spatiale plus complète du phénomène par l'analyse du champ de déplacement.

Lefeuvre [9] a aussi montré que si l'essai est arrêté en phase I après quelques cycles de sollicitation, l'éprouvette retrouve sa géométrie initiale : l'allongement de l'éprouvette est réversible. L'allongement de l'éprouvette en cours d'essai pourrait donc s'expliquer par le fait de l'auto-échauffement du matériau en raison de sa thermo-susceptibilité. Toutefois, les coefficients de dilation thermique des EB sont incapables d'expliquer des allongements de ces ordres de grandeurs. Lefeuvre [170], [171] montre que l'allongement de l'éprouvette est dû à un comportement dissymétrique induit par un endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau. Nos observations confirment cette explication du phénomène avec l'observation de l'évolution dissymétrique des champs de déplacement.



a) Position de la jauge numérique sur le champ de déplacement vertical



b) Courbe d'allongement de la jauge numérique

Figure 3.4 : Allongement de l'éprouvette lors d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $10 \text{ }^\circ\text{C}$.

3.1.2.3. Champ de déformation verticale

La figure 3.5 présente pour le même essai, l'évolution du champ de déformation verticale (ϵ_{yy}). Au cycle 2 (Figure 3.5-a), le bord gauche de l'éprouvette est en extension et le bord droit en contraction. Les maximums locaux de déformation sont de l'ordre de $1000 \mu\text{m}/\text{m}$ en extension et $-1000 \mu\text{m}/\text{m}$ en contraction. Le champ de déformation est symétrique par rapport à un axe vertical passant par le milieu de l'éprouvette.

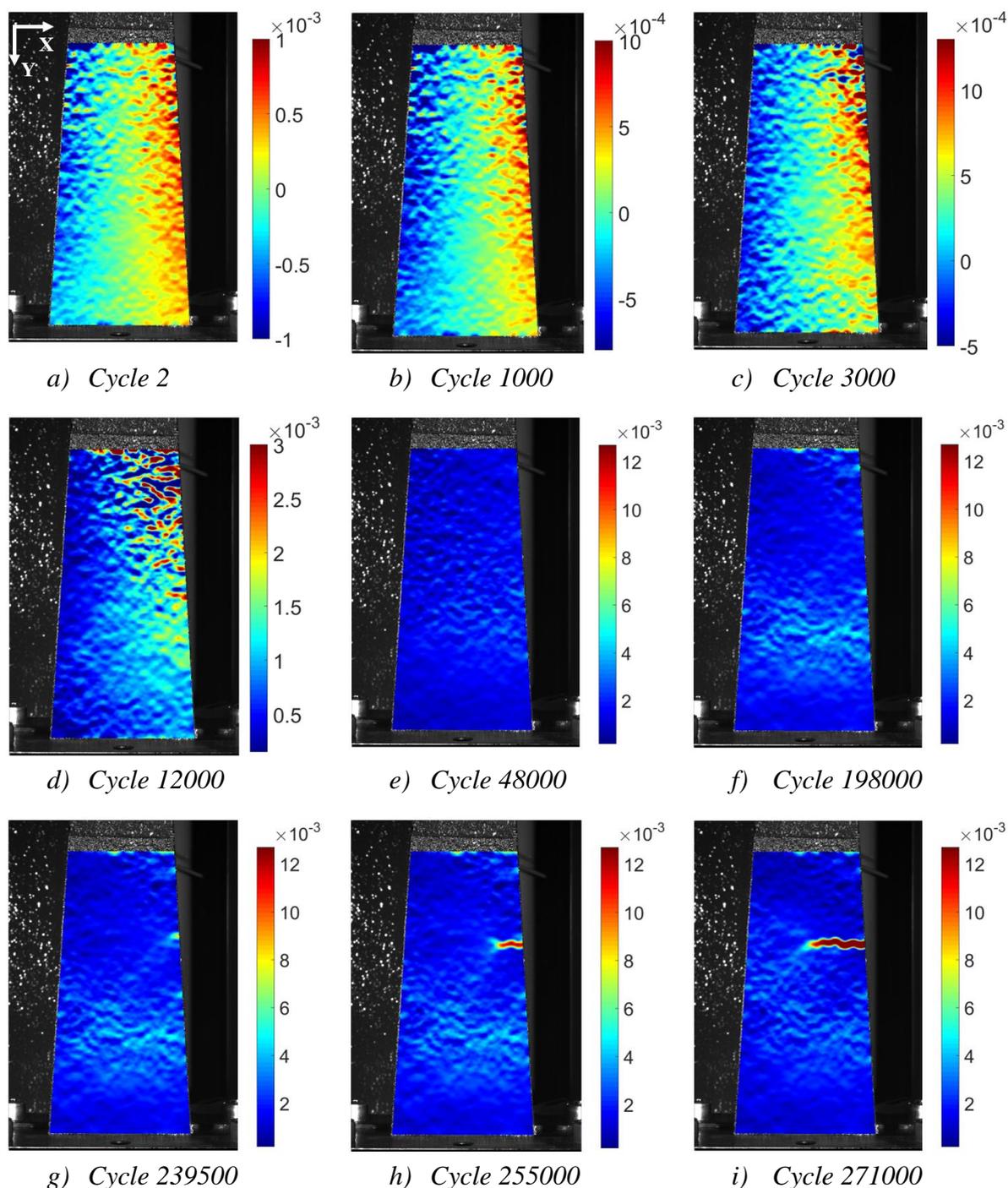


Figure 3.5 : Evolution du champ de déformation verticale ϵ_{yy} en μm , d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

Ce champ de déformation devient rapidement dissymétrique avec la zone en extension qui occupe, en plus du bord droit, le milieu de l'éprouvette (Figure 3.5-b). A 3000 cycles (Figure 3.5-c), la dissymétrie du champ de déformation s'accroît avec la zone initialement en compression qui diminue spatialement et en valeur. Les maximums locaux de déformation sont de l'ordre de $1300 \mu m/m$ en extension et $-500 \mu m/m$ en contraction. La zone de contraction sur le bord gauche de l'éprouvette tend à disparaître à 6000 cycles puisque le maximum local de la déformation de contraction n'est plus que de $-50 \mu m/m$ alors que la déformation d'extension sur le bord droit de l'éprouvette continue d'augmenter à $2000 \mu m/m$. A 12000 cycles de sollicitation (Figure 3.5-d), le bord gauche initialement en contraction présente des déformations d'extension de l'ordre de $150 \mu m/m$. La déformation d'extension sur le bord droit est de $3000 \mu m/m$. L'ensemble de l'éprouvette est donc en extension ce qui correspond à l'observation faite lors de l'analyse du champ de déplacement vertical. Cette mise en extension globale de l'éprouvette est donc la manifestation de l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau décrit par Lefeuvre [170], [171]. A partir du cycle 48000 (Figure 3.5-e), on observe une augmentation de la déformation dans une bande horizontale entre 24 mm et 47 mm de la base de l'éprouvette. La déformation dans cette bande atteint une moyenne haute de $5000 \mu m/m$ en extension. Dans cette bande, on associe la déformation à la manifestation de l'endommagement dans le matériau, responsable de la chute de raideur durant la phase II (Figure 3.5-f et g). Cette évolution de la déformation est visible jusqu'au cycle 263000. Elle s'atténue ensuite progressivement. À partir du cycle 239500 (Figure 3.5-g), on observe une augmentation locale soudaine de la déformation à $7000 \mu m/m$ dans une zone située sur le bord droit de l'éprouvette à une hauteur de 77 mm de la base de l'éprouvette. C'est l'initiation de la fissure macroscopique dans le matériau. Cette localisation de la déformation se développe vers l'intérieur de l'éprouvette, jusqu'à un pic de déformation à $18500 \mu m/m$. C'est la propagation de la fissuration macroscopique en cours d'essai de fatigue dans le matériau (Figure 3.5-h et i).

Il faut noter que la fissure s'initie à une hauteur de 77 mm de la base, ce qui est bien loin de la zone d'endommagement observée dans phase II comprise entre 24 mm et 47 mm de la base. L'endommagement ne semble avoir aucun rapport direct avec l'initiation et la propagation de la fissure à 77 mm. Cette dernière est apparue subitement dans le matériau et pas dans une zone qu'on pourrait prédire en analysant les champs cinématiques précédant son apparition.

3.1.2.4. Cinétique de fissuration

Sur la base du critère de détection de la fissure dans les champs cinématiques choisi au §2.4.2, il est possible de suivre la cinétique de la fissuration dans le matériau. La figure 3.6-a présente cette cinétique de fissuration et la courbe de fatigue associée pour l'essai étudié précédemment. Elle montre une première initiation de fissure à 239500 cycles. Cette initiation correspond également à la fin de l'allongement de l'éprouvette. A la fin de l'essai, la fissure atteint une longueur finale de 21,98 mm à 271000 cycles.

Le taux de propagation de la fissure dans le temps peut être calculé par différence finie de la cinétique de fissuration par rapport au cycle. La figure 3.6-b présente le taux de propagation et la cinétique de la fissure. On observe un taux de propagation initial de $0,49 \mu m/cycle$ qui augmente vers un maximum de $1,4 \mu m/cycle$ avant de diminuer momentanément pour

atteindre un minimum de $0,23 \mu\text{m}/\text{cycle}$. Il augmente à nouveau ensuite jusqu'à $0,84 \mu\text{m}/\text{cycle}$. Cette évolution montre un début d'une propagation rapide de la fissure entre 239500 et 243000 cycles. La propagation ralentit ensuite entre 243000 et 255000 cycles avant de réaccélérer jusqu'à la fin de l'essai à 271000 cycles mais avec un taux de progression plus faible.

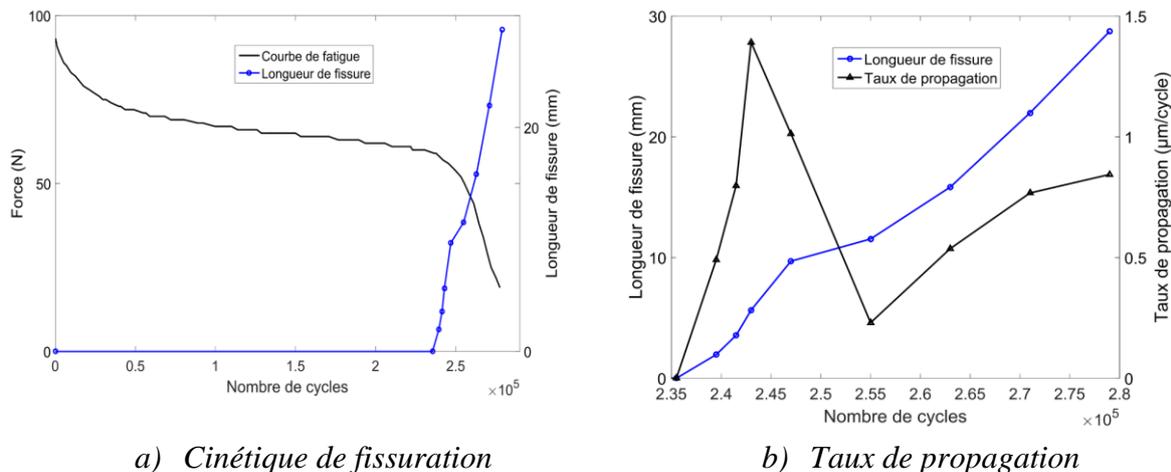


Figure 3.6 : Propagation de la fissure au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $10 \text{ }^\circ\text{C}$.

Une analyse plus minutieuse des champs cinématiques montre qu'entre 243000 et 255000 cycles, le trajet de fissuration a rencontré un granulat (Figure 3.7). Au lieu de le contourner ou de le traverser comme d'habitude, la fissure bifurque contourne le granulat de chaque côté. L'énergie de croissance de la fissure est alors divisée pour propager les deux fissures. Puis, après le cycle 255000, la fissure initiale continue sur une seule branche (principale) de la bifurcation pour se propager et retrouve toute son énergie de création de surface et donc le taux de propagation augmente à nouveau. La branche secondaire de la fissure ne se propage plus et se répare pour disparaître plus tard. La tentative de bifurcation de la fissure explique la réduction momentanée de sa vitesse de propagation [169].

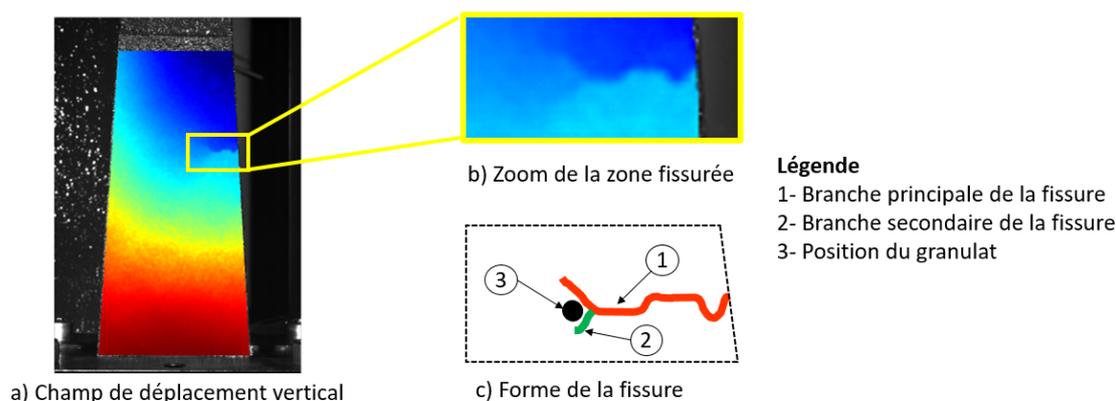
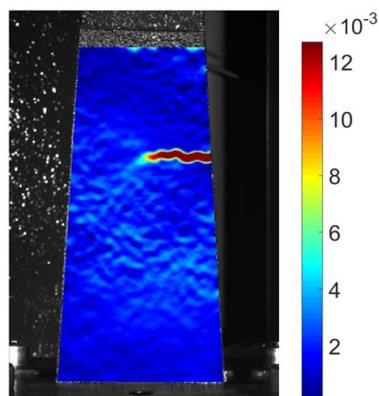


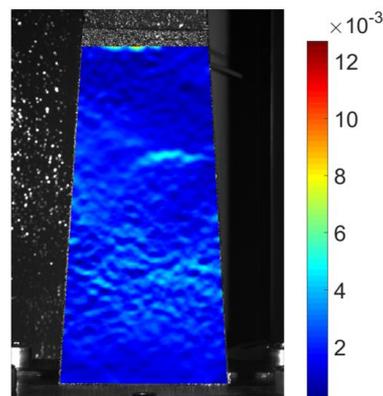
Figure 3.7 : Trajet de fissuration à 255000 cycles au cours de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $10 \text{ }^\circ\text{C}$.

3.1.2.5. Ouverture/fermeture de la fissure

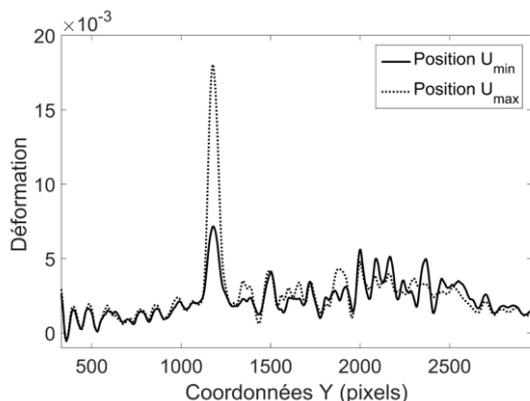
L'acquisition d'images se fait aux deux positions de déplacement maximum à chaque cycle de sollicitation (U_{max} et U_{min}). L'étude de la fissure au cours d'un cycle de sollicitation peut donc s'effectuer sur ces deux positions d'acquisition. Les champs de déformation verticale sont présentés pour la position U_{max} (Figure 3.8-a) et pour la position U_{min} (Figure 3.8-b) à 271000 cycles pour le même essai que précédemment. Nous nous intéressons aux phénomènes d'ouverture et de fermeture des fissures. La figure 3.8-a montre une zone localisée de forte déformation correspondant à la fissure. La fissure est donc en phase d'ouverture à la position U_{max} . La figure 3.8-b montre quant à elle la quasi disparition de cette zone sur la position U_{min} . Cette position correspond à une fissure refermée comme on pouvait s'y attendre. Cependant, il reste une déformation résiduelle sur les dernières portions du trajet de la fissure observée sur la phase d'ouverture. Afin de mieux voir cette déformation résiduelle, la figure 3.8-c présente les valeurs de déformation verticale sur un profil vertical passant dans la zone de déformation résiduelle. On peut voir que dans la position U_{min} de fermeture de la fissure, le pic ne disparaît pas complètement. Il reste une déformation résiduelle de $7200 \mu\text{m}/\text{m}$. Cette déformation résiduelle est supérieure au seuil du critère de fissuration : en position U_{min} de fermeture, la fissure reste en fait partiellement fermée. Le début du trajet de fissuration est bien fermé mais seulement à la fin du trajet de fissuration, il y a une fissuration résiduelle qui s'étale sur 4,8 mm de longueur. En position de fermeture, nous nous attendions à une fermeture complète de la fissure comme décrit par Borrego [172].



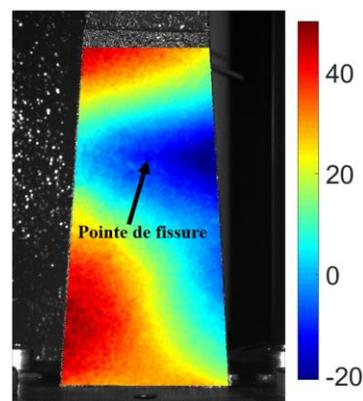
a) Déformation verticale position U_{max}



b) Déformation verticale position U_{min}



c) Profil vertical du champ de déformation verticale



d) Déplacement horizontal en μm position U_{min}

Figure 3.8 : Ouverture et fermeture de fissure à 271000 cycles au cours de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectué à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.

Pour expliquer cette fermeture incomplète en pointe de la fissure, on peut penser dans un premier temps à la rugosité des lèvres de la fissure. La rugosité des lèvres de fissure peut provoquer des contacts entre les deux lèvres lors de la phase de fermeture qui empêchent l'interpénétration des lèvres et donc la bonne fermeture [173]. Cependant, cette explication ne peut être appliquée dans le cas présent car, les phénomènes de contact des lèvres de fissure dus à la rugosité sont observables par CIN. Ils ont en effet été observés sur certains de nos essais de fatigue par CIN. De plus, si le phénomène observé était dû à la rugosité des lèvres, il ne devrait pas varier spatialement. Or nos observations montrent qu'il se déplace avec la pointe de fissure. En effet, la fermeture incomplète de la fissure n'est observable qu'au voisinage immédiat de la pointe de la fissure ; une portion ouverte à un endroit donné sera fermée plus tard lorsque la pointe de la fissure sera plus éloignée.

Pour comprendre ce phénomène, nous avons considéré une deuxième interprétation proposée dans la littérature : les effets de la zone d'élaboration plastique en pointe de la fissure. Il existe une zone plastique localisée à la pointe de la fissure, dont la taille augmente avec la charge : c'est ce qu'on appelle la zone d'élaboration de la fissure [173]. À chaque avancée de la fissure, un sillage plastique est laissé sur les lèvres de la fissure. Ce sillage plastique est obtenu par un ajout de matière provenant directement de la zone plastique à la pointe de la fissure. À chaque avancée de la fissure, ce matériau est déplacé sur les lèvres, ce qui entraîne des contraintes de compression lors du déchargement [174].

En contrainte plane, la matière ajoutée à la zone plastique provient du rétrécissement hors-plan (réduction de l'épaisseur au voisinage de la fissure) [174]. En déformation plane, la matière provient du déplacement de l'amont vers l'aval de la fissure en pointe de fissure. La figure 3.8-d montre le champ de déplacement horizontal de l'éprouvette à 271000 cycles à la position U_{min} . On peut voir le déplacement du matériau de chaque côté de la fissure vers la pointe de la fissure correspondant à un déplacement de matière en déformation plane.

En déformation plane, il arrive que dans le sillage plastique de la fissure, on peut rencontrer des zones de surcharge plastique créant des bosses sur les lèvres de fissure [174], [175]. Ces bosses sur les lèvres de fissures peuvent empêcher la fermeture complète au niveau de la pointe de fissure sur une position U_{min} (cf annexe B1). C'est l'explication la plus probable du phénomène observé sur nos essais.

Il faut également noter que l'extension globale de l'éprouvette dans le sens vertical peut expliquer, par couplage avec les effets de la zone plastique, la fermeture incomplète de la fissure. En effet, l'éprouvette s'allonge en phase de compression comme en phase de traction ; la charge de compression sur les lèvres ne serait pas suffisante pour outrepasser l'allongement vertical et donc fermer complètement la fissure.

3.1.2.6. Autoréparation de fissure

La figure 3.9 présente les cinétiques et trajets de fissuration d'un essai de fatigue sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume SB_1 . L'essai a été effectué à une déformation imposée de 400 $\mu\text{m}/\text{mm}$, une fréquence de 25 Hz et une température de 15 °C.

Les résultats de cet essai montrent que si on s'intéresse uniquement au trajet final de la fissure en fin d'essai (Figure 3.9-e), on dira que deux fissures horizontales se sont développées dans le matériau. Toutefois en analysant l'évolution de la fissuration dans le matériau il y eu 3 fissures distinctes en cours d'essai (Figure 3.9-a). Une fissure s'est développée à 43000 cycles à une hauteur de 78 mm sur le bord gauche de l'éprouvette simultanément à une autre sur le bord droit de l'éprouvette à une hauteur de 84 mm (Figure 3.9-b). Les deux fissures se développent normalement jusqu'à 46000 cycles. Une seconde fissure se développe alors sur le bord droit de l'éprouvette à une hauteur de 78 mm. De là, la fissure du bord gauche et la seconde fissure apparue sur le bord droit se développent normalement. La première fissure apparue sur le bord droit se résorbe jusqu'à disparaître. Cette fissure se retrouve dans une zone moins sollicitée voire déchargée. On peut supposer que cette zone rencontre les conditions pour initier une autoréparation locale de la fissure. Ailleurs, dans une zone sollicitée, on constate le développement de la seconde fissure du bord droit qui prend le pas pour dissiper l'énergie de déformation. Il faut noter que même si la première fissure commence à se réparer, l'éprouvette ne récupère aucune raideur de ce processus qui demande du temps. De plus, la propagation de la deuxième fissure contribue à faire baisser la raideur de l'éprouvette. Cette notion d'autoréparation de fissure localisée spatialement dans l'éprouvette est différente du phénomène d'autoréparation qui est un phénomène observable sur des essais avec temps de repos lorsque l'éprouvette récupère une partie de sa raideur durant ces temps de repos. Ici on parle uniquement d'autoréparation de fissure car l'éprouvette ne récupère pas une partie de sa raideur.

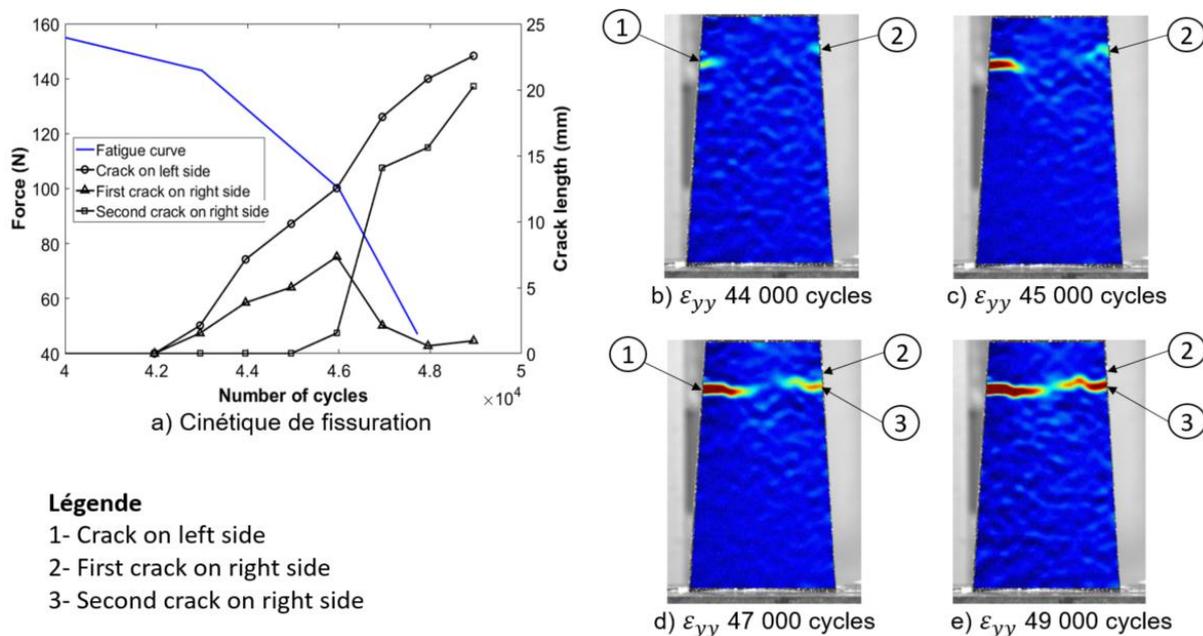


Figure 3.9 : Etude des cinétiques et trajets de fissuration au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB_1) effectué à $400 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et $15 \text{ }^\circ\text{C}$.

3.1.3. Champ thermique

En plus des champs cinématiques obtenus par CIN, les champs thermiques en cours d'un essai de fatigue sont obtenus par thermographie infrarouge. La figure 3.10 présente la courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur un sable bitume *SB* effectué à $350 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C . On peut distinguer les 3 phases d'une courbe de fatigue d'EB. La phase I au cours des 30000 premiers cycles, la phase II entre 30000 et 110000 cycles, et la phase III entre 110000 cycles et la fin d'essai à 134500 cycles.

L'évolution du champ de température au cours de cet essai est présentée sur la figure 3.11. L'échauffement de l'éprouvette est assez rapide en début d'essai. Dès 2000 cycles de sollicitation, les bords de l'éprouvette chauffent pour atteindre 11°C (Figure 3.11-a). Le champ de température est symétrique par rapport à un plan passant par l'axe vertical de l'éprouvette. L'échauffement de l'éprouvette s'accroît au cours de l'essai.

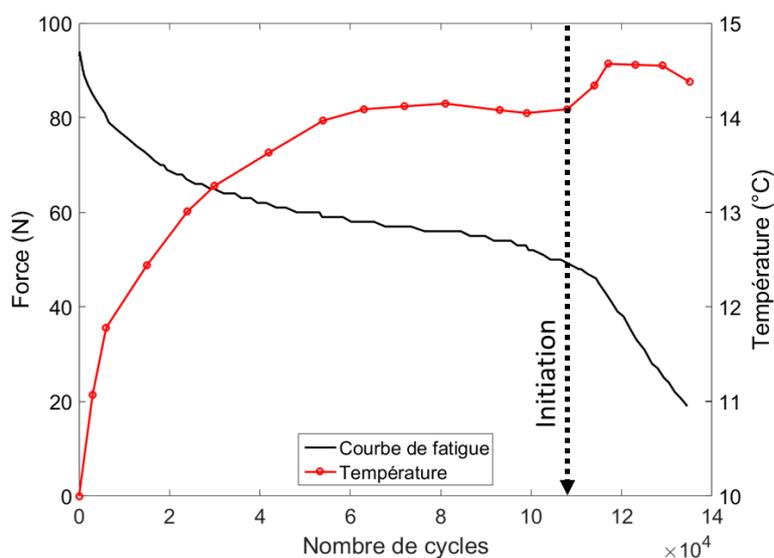


Figure 3.10 : Courbe de fatigue et température maximale au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume *SB* effectué $350 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

A 30000 cycles les zones les plus chaudes se situent toujours sur les bords de l'éprouvette avec une température de $13,3^\circ\text{C}$ (Figure 3.11-b). L'évolution de l'échauffement, qui était rapide jusque-là, entre dans un régime pseudo-permanent à partir de 60000 cycles de sollicitation (Figure 3.11-c). La température maximale dans le champ est de 14°C . Le champ de température reste dans cet état pseudo-permanent jusqu'à l'initiation de la fissure à 108500 cycles sur le bord gauche de l'éprouvette à une hauteur de 67 mm de la base (Figure 3.11-d). A partir de cet instant, le régime pseudo-permanent est perturbé par l'apparition d'une zone (disque) chaude qui se propage d'un bord vers l'intérieur du champ thermique (Figure 3.11-e et f). La

température de cette zone chaude est de $14,3\text{ }^{\circ}\text{C}$. En croisant les données des champs thermiques et cinématiques (Figure 3.12), on constate que la zone chaude qui se propage correspond à l'échauffement en pointe de fissure qui se déplace avec la propagation de cette dernière.

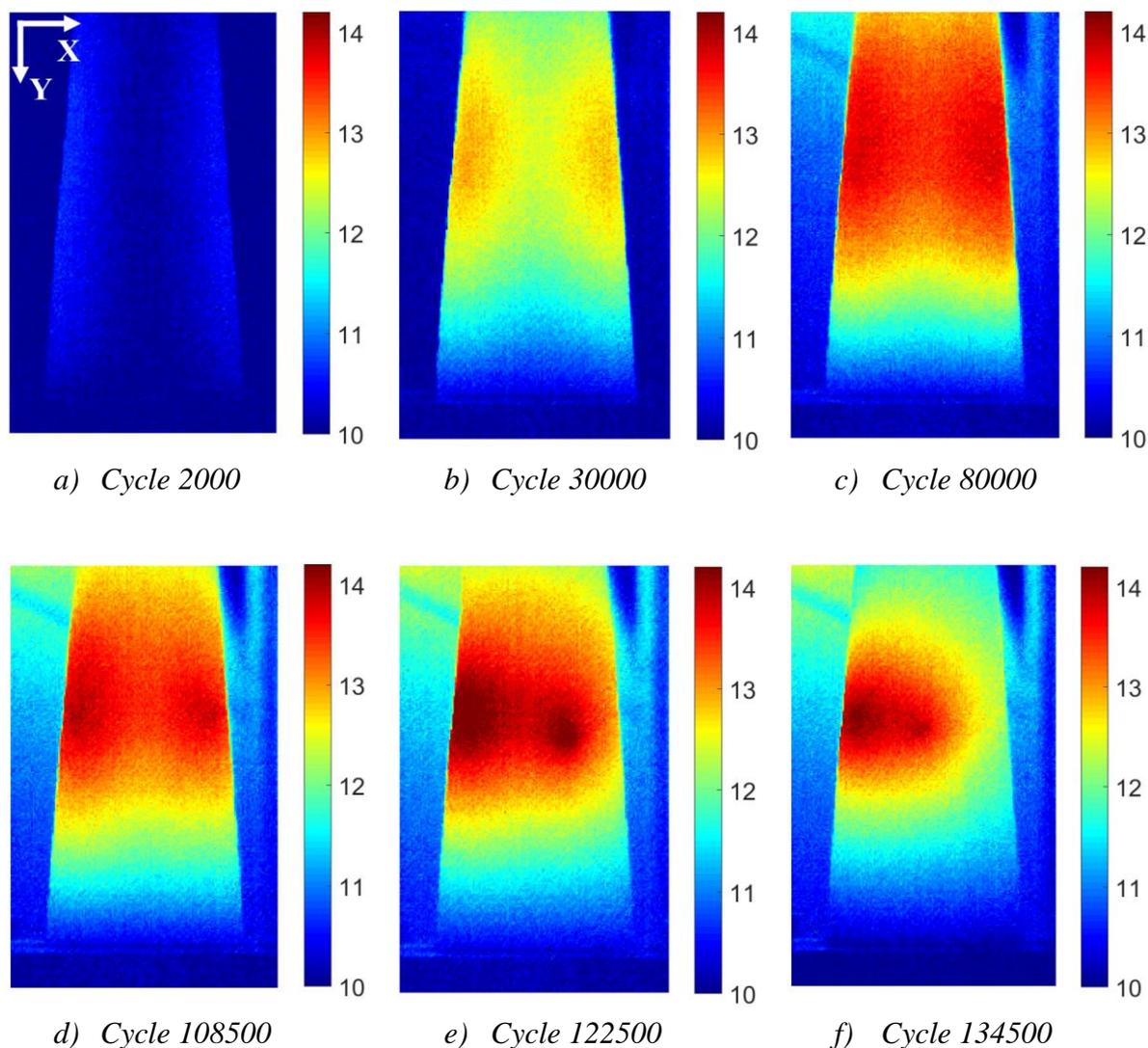
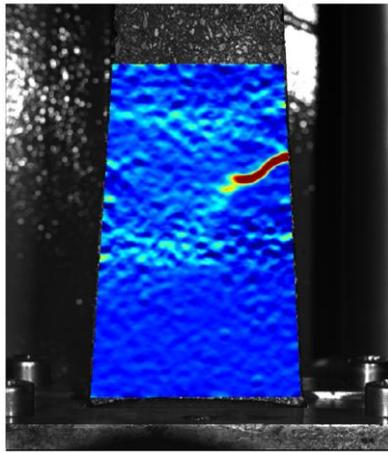
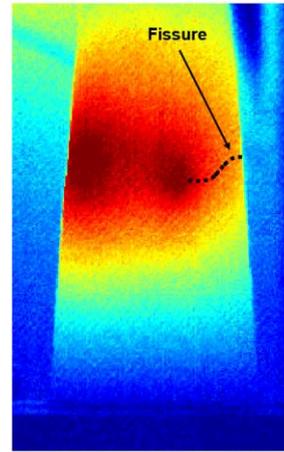


Figure 3.11 : Evolution du champ de température ($^{\circ}\text{C}$) à la surface d'une éprouvette de sable bitume SB testée en essai de fatigue en flexion sur poutre console à $350\text{ }\mu\text{m/m}$, 25 Hz et $10\text{ }^{\circ}\text{C}$.

En suivant l'évolution de la température maximale à chaque cycle au cours d'essai (Figure 3.10), on constate que l'échauffement est un phénomène prépondérant à la phase I de la courbe de fatigue. En effet, près de 75 % de l'échauffement maximal de l'essai ($4,3\text{ }^{\circ}\text{C}$) est atteint en fin de phase I. Le régime pseudo-permanent qui s'est établi au cours d'essai est perturbé par l'apparition de la fissure macroscopique à 108500 cycles causant localement une augmentation de $0,3\text{ }^{\circ}\text{C}$ par rapport au pseudo-régime permanent.



a) *Trajet de fissuration sur un champ de déformation verticale*



b) *Trajet de fissuration matérialisé sur le champ de température*

Figure 3.12 : Localisation du trajet de fissuration sur le champ thermique grâce aux données issues de la CIN à 125000 cycles.

3.1.4. Analyses des résultats de champs

3.1.4.1. Phénoménologie et courbe de fatigue

Sur la base des observations réalisées grâce aux données des champs cinématiques et thermique, les phénomènes se produisant durant les 3 phases de la courbe de fatigue d'un EB sont précisés.

La phase I correspondant à une diminution rapide de la raideur en début d'essai. Dans la littérature [41], cette diminution est expliquée par le couplage de trois phénomènes : l'échauffement, la thixotropie et l'endommagement par fatigue. Nos observations confirment ces explications sauf pour la thixotropie qui n'a pas été et ne peut être étudiée par les mesures des champs. L'effet de l'échauffement fait chuter la raideur de l'éprouvette car les EB sont des matériaux thermosusceptibles. Cette chute de raideur est accentuée par l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau décrit par Lefeuvre [170], [171].

La phase II ou phase quasi-stationnaire correspondant à une diminution lente de la raideur de l'éprouvette. L'explication qui en est faite dans la littérature [41] est que seul l'endommagement par fatigue est responsable de cette perte de raideur lente car l'échauffement et la thixotropie sont stables durant cette phase. Nos observations confirment cette explication. Les résultats ont montré plus haut (§3.1.3) que durant la phase II, l'échauffement entre dans une phase pseudo-permanente qui n'est perturbée que par la propagation d'une fissure macroscopique. L'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau décrit par Lefeuvre [170], [171] est surtout observé en phase I sur tout le champ cinématique avec l'allongement rapide global de l'éprouvette. Les effets de l'endommagement unilatéral de Lefeuvre sont relativement stabilisés durant la phase II avec une forte localisation de la déformation dans une zone donnée. L'allongement globale de l'éprouvette est plus lent qu'en phase I. La perte de raideur est également lente durant cette phase II.

La phase III ou phase de rupture correspond à une autre phase de chute rapide de la raideur. Selon la littérature, durant les phases I et II, un processus d'endommagement par fatigue s'amorce dans le matériau avec le développement de microfissures. La phase III correspond à une propagation locale des macrofissures qui conduit à la rupture. Nos observations confirment le fait que durant

la phase III s'initie et se propage une fissure macroscopique dans le matériau qui conduit à la ruine du matériau. Toutefois, l'initiation de la macrofissure est localisée dans une zone sur les bords de l'éprouvette non affectée par l'endommagement par fatigue de la phase II. Cette zone d'initiation de la macrofissure doit plutôt correspondre à défaut dans le matériau. De plus, la propagation dans le matériau s'effectue par propagation de fissures longues plutôt que de fissures courtes.

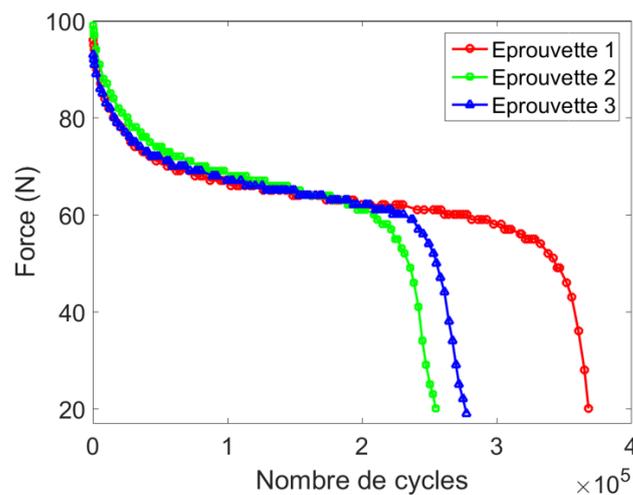
3.1.4.2. Trajets de fissuration et dispersion des courbes de fatigue

Sur l'ensemble de la campagne expérimentale réalisée, trois principaux types de trajet de fissuration ont été observés.

Le premier type est une unique fissure se propageant jusqu'à ruine du matériau (Figure 3.13-d). Sur la figure 3.13-d, la fissure s'est initiée à une hauteur de 77 mm de la base de l'éprouvette sur son bord droit.

Le second type est un couple de fissures dont chacune s'initie simultanément ou presque sur un bord différent et se propagent vers l'intérieur de l'éprouvette (Figure 3.13-b). La figure 3.13-b présente un exemple de couple de fissures. L'une des deux fissures s'est initiée sur le bord droit de l'éprouvette à une hauteur de 62,2 mm et l'autre sur le bord gauche de l'éprouvette à une hauteur de 49,8 mm.

Le troisième type de trajet de fissure est constitué de deux fissures. Une première fissure principale s'initie et se propage dans l'éprouvette. Vers la fin de l'essai, une deuxième fissure secondaire s'initie sur le bord opposé (Figure 3.13-c). La figure 3.13-c présente un exemple sur lequel la fissure principale s'est initiée sur le bord droit de l'éprouvette à une hauteur de 50,1 mm. La fissure secondaire s'est développée en fin d'essai sur le bord gauche à une hauteur de 56 mm.



a) Courbe de fatigue

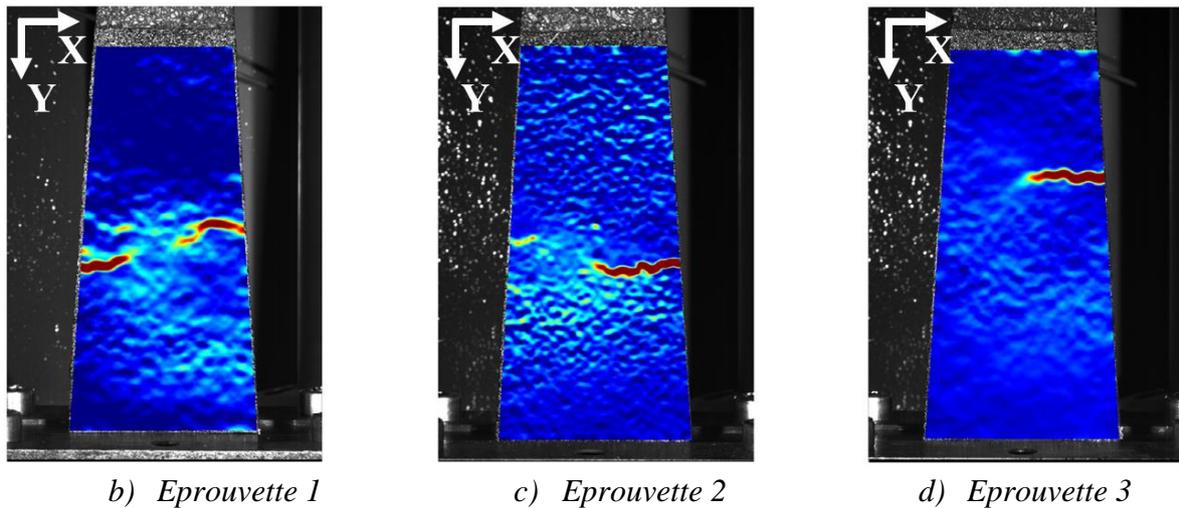


Figure 3.13 : Essais de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) effectués à $300 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C .

De plus, il a été observé que le trajet de fissuration est propre à chaque éprouvette. En effet, dans les mêmes conditions d'essai de fatigue, le même trajet de fissuration n'est jamais observé. L'unicité du trajet de fissuration est directement liée à l'hétérogénéité du matériau. Les défauts sont de tous types et répartis aléatoirement dans l'éprouvette : interfaces agrégats/bitume, vides, rugosité des bords résultant du sciage des plaques d'EB, etc. Toutefois, même si le trajet est propre à chaque éprouvette, tous les trajets de fissuration observés dans la présente étude se situent dans une zone comprise entre des hauteurs 40 et 100 mm de la base de l'éprouvette. La figure 3.14 présente les sollicitations verticales et la position de la section de sollicitation maximale calculées par RDM sur un bord libre de l'éprouvette ainsi que la zone de fissuration observée. Cette figure montre que compte tenu de la géométrie de l'éprouvette, le profil de sollicitation sur la moitié basse de l'éprouvette présente un plateau où les sollicitations sont du même ordre de grandeur. La sollicitation maximale est obtenue pour une hauteur de 48,39 mm. Entre les bornes de la zone de fissuration, la sollicitation reste supérieure à 98 % de la sollicitation maximale. Pour cette raison, le moindre défaut dans cette zone est suffisant pour initier la fissure.

Des études exploratoires ont montré qu'une pré-entaille de seulement 1 mm à n'importe qu'elle hauteur dans cette zone suffit pour localiser l'initiation de la fissure à cette hauteur. Une pré-entaille sur un bord initie une seule fissure et une pré-entaille sur chacun des bords initie un couple de fissure. Si la pré-entaille de 1 mm est réalisée hors de cette zone, elle n'initie plus la fissure qui se produit toujours dans la zone de fissure (cf annexe B2).

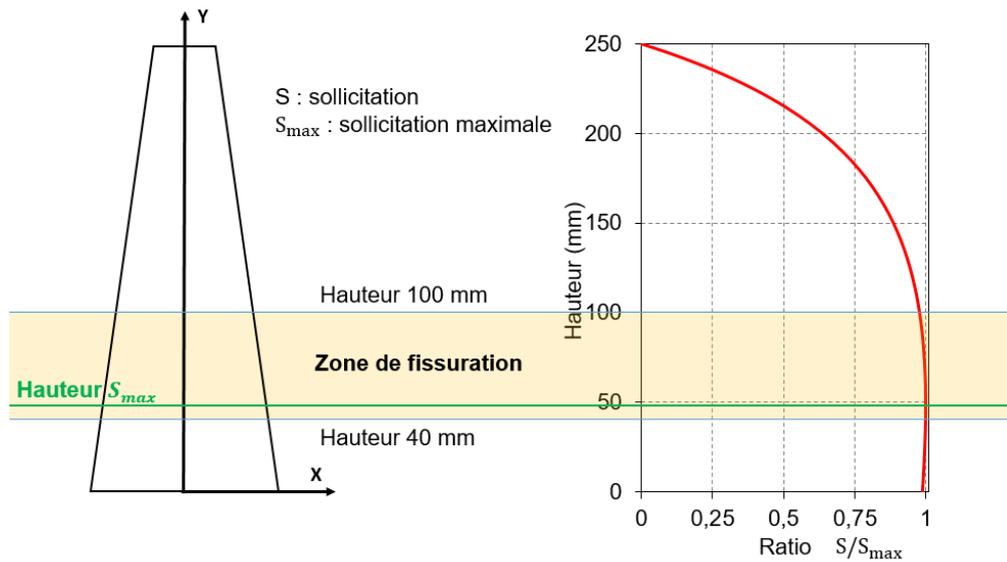


Figure 3.14 : Sollicitation verticale calculé par RDM sur un bord libre de l'éprouvette trapézoïdale et zone de fissuration observée par CIN.

Pour des essais sur le même matériau dans les mêmes conditions d'essai, les courbes de fatigue sont dispersées (Figure 3.13-a). Même si les essais sont réalisés dans les mêmes conditions, la courbe de fatigue est propre à chaque éprouvette comme le trajet de fissuration. Le lien entre courbe de fatigue et trajet de fissuration semble indéniable. On formule donc l'hypothèse que la dispersion des courbes de fatigue est due aux différents trajets de fissuration dans le matériau pour chaque essai de fatigue. Cette hypothèse est testée sur les données expérimentales d'essai de fatigue à trajet de fissuration imposé (§3.4.3) et par des simulations numériques (§5.3.2).

3.2. Essai de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée

Cette section présente les résultats des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes entaillées. Le matériau testé est le sable bitume de référence (SB) à une température de 10 °C et une fréquence de 25 Hz.

3.2.1. Résultats classiques d'essai de fatigue

La droite de fatigue obtenue par régression linéaire est présentée sur la figure 3.15.

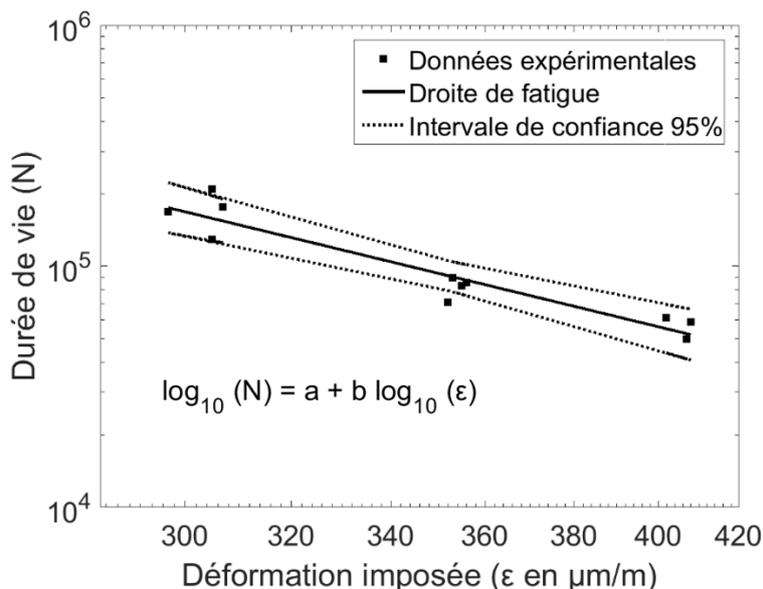


Figure 3.15 : Droite de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes de sable bitume (SB) entaillées à 25 Hz et 10 °C.

Les paramètres de la droite de fatigue sont présentés dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2 : Paramètres de la droite de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées.

Température d'essai (#matériau)	10 °C (SB)
Pente (<i>b</i>)	-3,8 ± 0,8
Ordonné à l'origine (<i>a</i>)	14,7 ± 2
ϵ_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)	188,5 ± 17
Coefficient de corrélation R ²	0,9243

La figure 3.16 présente la courbe de fatigue d'un essai de fatigue effectué sur une éprouvette entaillée de sable bitume de référence (SB) à 400 $\mu\text{m}/\text{mm}$, 25 Hz et 10 °C. On distingue trois phases d'une courbe de fatigue classique d'EB :

- une phase I lors des 10000 premiers cycles,
- une phase II comprise en 10000 et 50000 cycles,
- une phase III comprise entre 50000 et 62000 cycles à l'arrêt de l'essai.

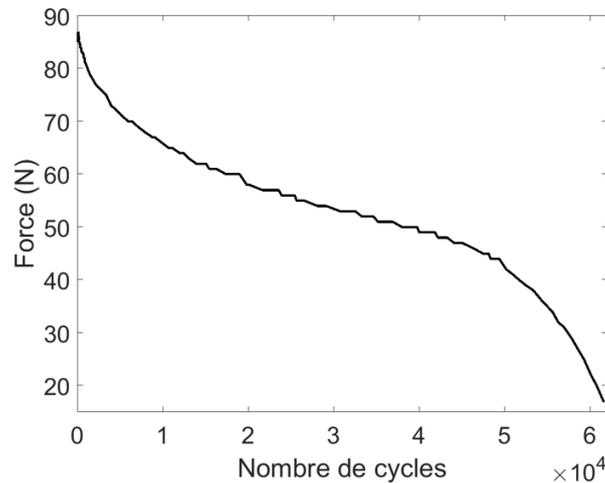


Figure 3.16 : Courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à $400 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C .

3.2.2. Champs cinématiques

Les champs cinématiques de cet essai sont ensuite étudiés dans la suite de cette section.

3.2.2.1. Champ de déplacement vertical

L'évolution du champ de déplacement vertical (U_y) au cours de l'essai de fatigue (Figure 3.16) est présenté sur la figure 3.17. Les champs cinématiques sont obtenus avec des images de taille 2944×4631 pixels² avec un grandissement de $32,75 \mu\text{m}/\text{pixel}$. On rappelle qu'au cours de l'essai de fatigue sur poutre console, l'ensemble du banc de fatigue vibre causant des déplacements rigides de l'éprouvette. Les champs de déplacements n'ont pas été corrigés avec l'encastrement à déplacement nul. Les positions des deux entailles sont indiquées sur les champs par des flèches blanches horizontales.

L'évolution du champ de déplacement vertical est identique à celle décrite plus tôt en section §3.2.2.1 pour des essais avec éprouvettes non entailées. C'est-à-dire, un champ de déplacement en tout début d'essai initialement symétrique par rapport à un axe vertical au milieu de l'éprouvette (Figure 3.17-a). Le champ devient rapidement dissymétrique dès 1500 cycles de sollicitation (Figure 3.17-b), avec toute l'éprouvette qui s'allonge verticalement de plus en plus (Figure 3.17-c). Une première initiation de fissure survient à 39000 cycles au niveau de l'entaille du bord droit de l'éprouvette. Une seconde fissure s'initie au niveau de l'entaille du bord gauche à 45500 cycles (Figure 3.17-d). Les deux fissures se propagent jusqu'en fin d'essai à 63000 cycles (Figure 3.17-e et f).

Les entailles ne semblent donc avoir aucune influence sur le champ de déplacement si ce n'est pour fixer la hauteur d'initiation de la fissure.

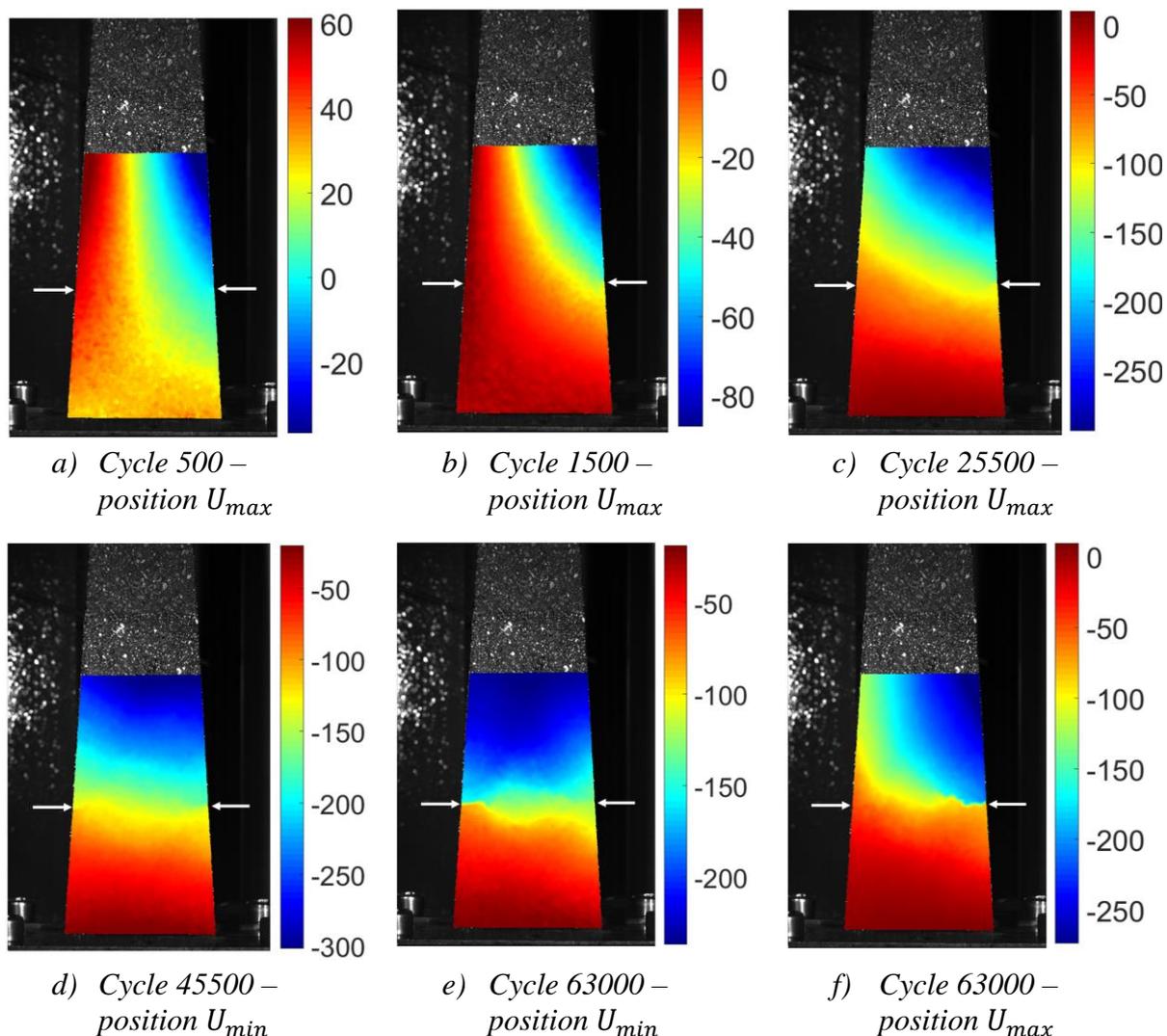


Figure 3.17 : Evolution des champs de déplacement vertical U_y en μm , d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à $400 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et $10 \text{ }^\circ\text{C}$.

3.2.2.2. Allongement de l'éprouvette en cours d'essai

De manière analogue à la section §3.1.2.2, l'évolution de l'allongement d'une jauge numérique placée au milieu du champ de déplacement (Figure 3.21-a) est suivi en cours d'essai. L'allongement de la moitié basse de l'éprouvette est représenté sur la figure 3.21-b. L'évolution de l'allongement d'une éprouvette entaillée est identique à celle d'une éprouvette non entaillée. En effet, on retrouve une évolution en 3 phases. La phase I au cours des 10000 premiers cycles correspond à une évolution rapide de l'allongement. A 10000 cycles, l'allongement est de $206 \mu\text{m}$ soit 72 % de l'allongement maximal observé au cours de l'essai. L'allongement se stabilise à une valeur maximale de $288 \mu\text{m}$ durant la phase II comprise entre 10000 et 50000 cycles. L'allongement diminue ensuite progressivement en phase III de 50000 cycle jusqu'en fin d'essai à 63000 cycles où il atteint $226 \mu\text{m}$. L'entaille ne semble pas avoir d'incidence sur l'allongement de l'éprouvette.

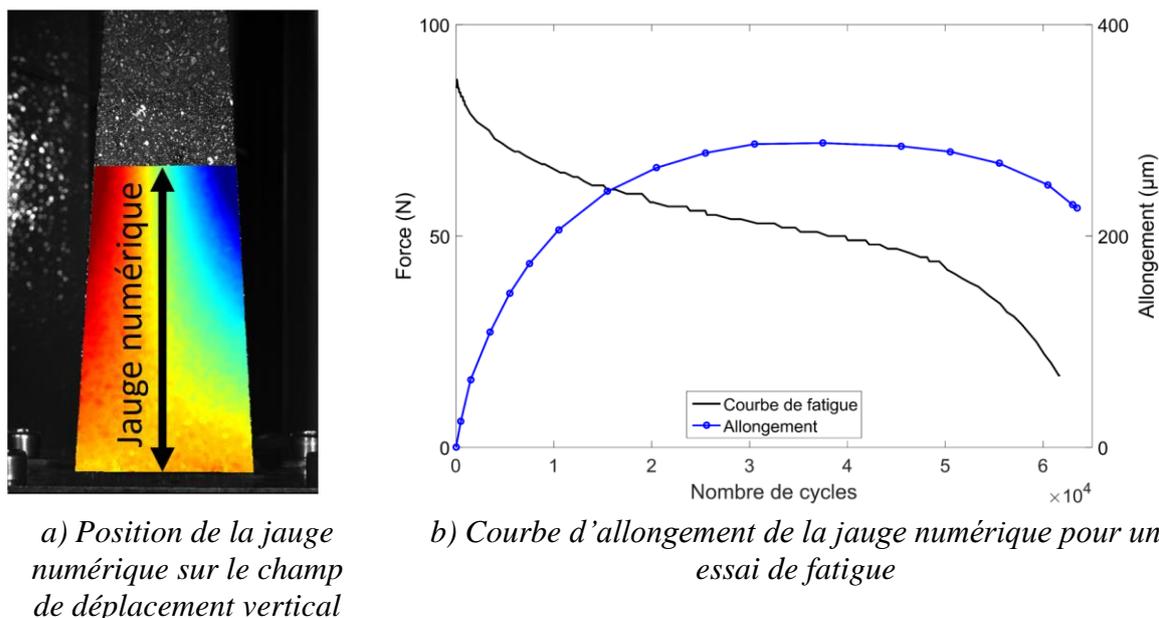


Figure 3.18 : Allongement d'une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console à 400 μm/m, 25 Hz et 10 °C.

3.2.2.3. Champ de déformation verticale

L'évolution du champ de déformation verticale (ε_{yy}) en cours d'essai est représentée sur la figure 3.19. Cette évolution est identique à celle d'une éprouvette non entaillée en 3 phases. Dans la première phase, durant les 10000 premiers cycles, l'endommagement unilatéral décrit par Lefeuvre [170], [171] mène à l'extension globale de l'éprouvette. Le champ de déformation vertical initialement symétrique par rapport à l'axe vertical de l'éprouvette (en accord avec la RDM) devient rapidement dissymétrique. A 3500 cycles en position U_{max} (Figure 3.19-a), l'extension sur le bord droit est de 2000 μm/m tandis que la contraction sur le bord gauche est de -600 μm/m. A partir de 7500 cycles, toute l'éprouvette est globalement en extension. La déformation verticale d'extension dans l'éprouvette est de 3600 μm/m à 10500 cycles en fin de phase I de courbe de fatigue. La seconde phase d'évolution débute après 10000 cycles où se développe dans l'ensemble du champ, des déformations locales d'extension atteignant des valeurs de 5500 μm/m. La première fissure apparaît à 39000 cycles (Figure 3.19-b) au niveau de l'entaille droite de l'éprouvette. C'est le début de la troisième phase d'évolution des déformations où l'on observe de fortes concentrations dues à la fissuration dans le matériau. A 45500 cycles (Figure 3.19-c et d), une seconde fissure s'initie au niveau de l'entaille droite. Les deux fissures se propagent jusqu'en fin d'essai à 63000 cycles (Figure 3.19-e et f).

Les deux fissures partent bien des entailles et se propagent vers l'intérieur du matériau. A 50500 cycles, la fissure du bord droit est globalement horizontale avec une longueur de 7,6 mm. A partir de 50500 cycles, sa trajectoire dévie vers le haut avec un angle de 26 ° par rapport à la direction de propagation initiale. Après investigation, ce changement de trajectoire est dû au contournement d'un granulat.

Le phénomène de fermeture incomplète des fissures précédemment observé (§3.1.2.5) se produit également sur cette éprouvette entaillée ; en position U_{min} pour la fissure de droite (Figure 3.19-e), en position U_{max} pour la fissure de gauche (Figure 3.19-f).

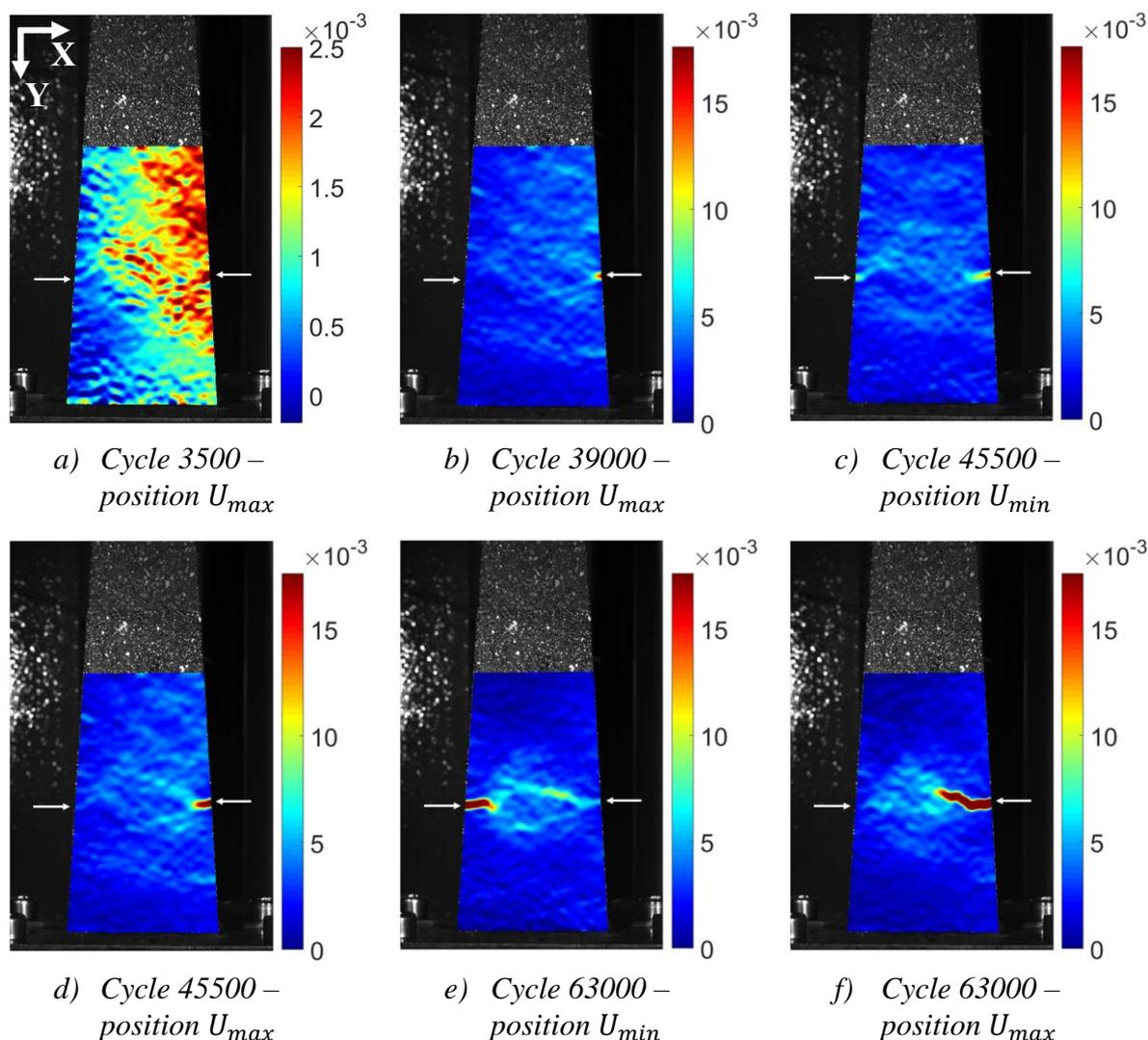


Figure 3.19 : Evolution du champ de déformation verticale ε_{yy} en $\mu\text{m}/\text{m}$, d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.

3.2.2.4. Cinétique de fissuration

La figure 3.20-a présente la cinétique de fissuration obtenue par application du critère de détection de fissure. Elle montre une première initiation de fissure sur le bord droit à 39000 cycles. Cette fissure se propage ensuite dans le matériau pour atteindre une longueur de 1,3 mm à 45500 cycles. Une seconde fissure s'initie à 45500 cycles sur le bord gauche. Les fissures de droite et de gauche se propagent alors dans le matériau pour atteindre des longueurs de 18,9 et 10,3 mm respectivement en fin d'essai à 63 000 cycles.

Sur la base de la cinétique de fissuration, les taux de propagation des fissures au cours de l'essai sont calculés (Figure 3.20-b). Les taux de propagation des deux fissures ne sont pas strictement à croissance monotone. Les fissures ralentissent et accélèrent au cours de l'essai. Le taux de propagation moyen durant l'essai pour les fissures des bords droit et gauche est de 0,72 et 0,59 $\mu\text{m}/\text{cycle}$ respectivement. Le taux de propagation maximal atteint en fin d'essai à 63000 cycles pour les fissures des bords droit et gauche sont respectivement de 1,04 et 0,83 $\mu\text{m}/\text{cycle}$. Les

ralentissements dans les taux de propagation des fissures sont toujours dus aux phénomènes de contournement des fissures comme expliqué plus haut (§3.1.2.4).

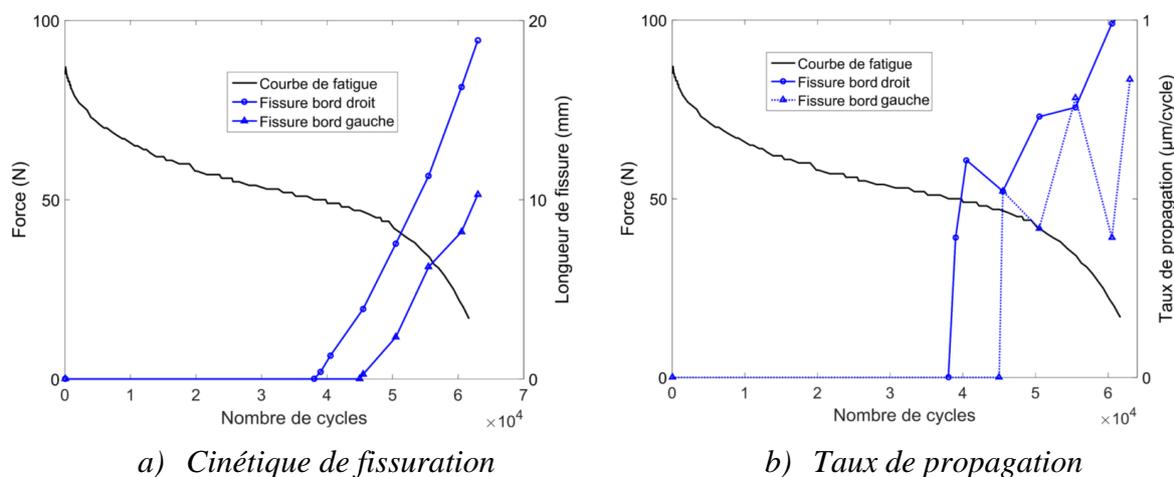


Figure 3.20 : Propagation de la fissure au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 400 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10 $^{\circ}\text{C}$.

3.2.3. Champ thermique

La figure 3.21 présente la courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec une éprouvette entaillée de sable bitume SB à 350 $\mu\text{m/mm}$, 25 Hz et 10 $^{\circ}\text{C}$. La phase I de la courbe de fatigue se déroule durant les 30000 premiers cycles. La phase II se situe entre les cycles 30000 et 80000, et la phase III entre 80000 cycles et la fin d'essai à 102000 cycles.

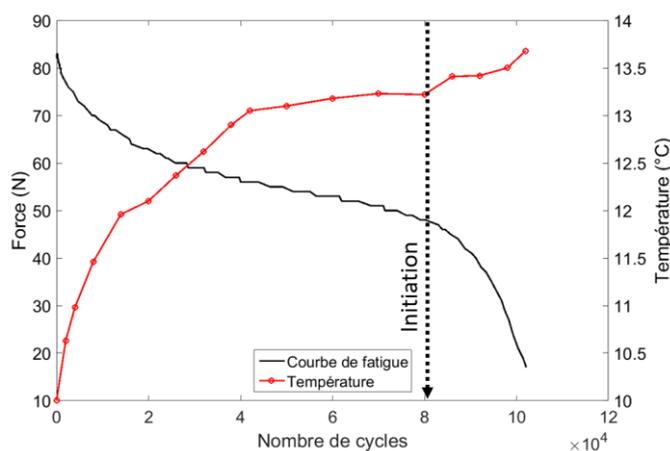


Figure 3.21 : Courbe de fatigue et température maximale au cours d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée de sable bitume SB à 350 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10 $^{\circ}\text{C}$.

L'évolution du champ de température au cours de cet essai est présentée sur la figure 3.22. Les positions des deux entailles sont représentées par des flèches blanches horizontales. Les trajets de fissuration observés par CIN sont matérialisés sur les champs thermiques par des traits noirs discontinus (Figure 3.22-e et f). De la même manière que lors d'un essai de fatigue sur une éprouvette non entaillée, l'échauffement de l'éprouvette est assez rapide au début d'essai. Dès

2000 cycles de sollicitation, la température sur les bords de l'éprouvette est de 10,63 °C (Figure 3.22-a). Le champ de température est symétrique par rapport à un plan passant par l'axe vertical de l'éprouvette. L'échauffement de l'éprouvette s'accroît au cours de l'essai. A 20000 cycles, les zones les plus chaudes se situent toujours sur les bords de l'éprouvette avec une température de 12,1 °C (Figure 3.22-b). A partir de 40000 cycles de sollicitation, l'évolution de l'échauffement, qui était rapide jusque-là, entre dans un régime pseudo-permanent (Figure 3.22-c). La température maximale dans le champ thermique au cours de ce régime pseudo-permanent varie entre 13,1 et 13,2 °C. Le champ de température reste dans cet état pseudo-permanent jusqu'à l'initiation de la fissure dans les entailles à 80500 cycles (Figure 3.22-d). A partir de cet instant, le régime pseudo-permanent est perturbé par l'apparition de deux zones (disques) chaudes qui se propagent chacune d'un bord vers l'intérieur (Figure 3.22-e et f). La température dans ces zones chaudes qui correspondent à l'échauffement aux pointes des fissures est de l'ordre de 13,5 °C. L'apparition des fissures augmente donc la température de 0,3 °C par rapport au régime pseudo-permanent.

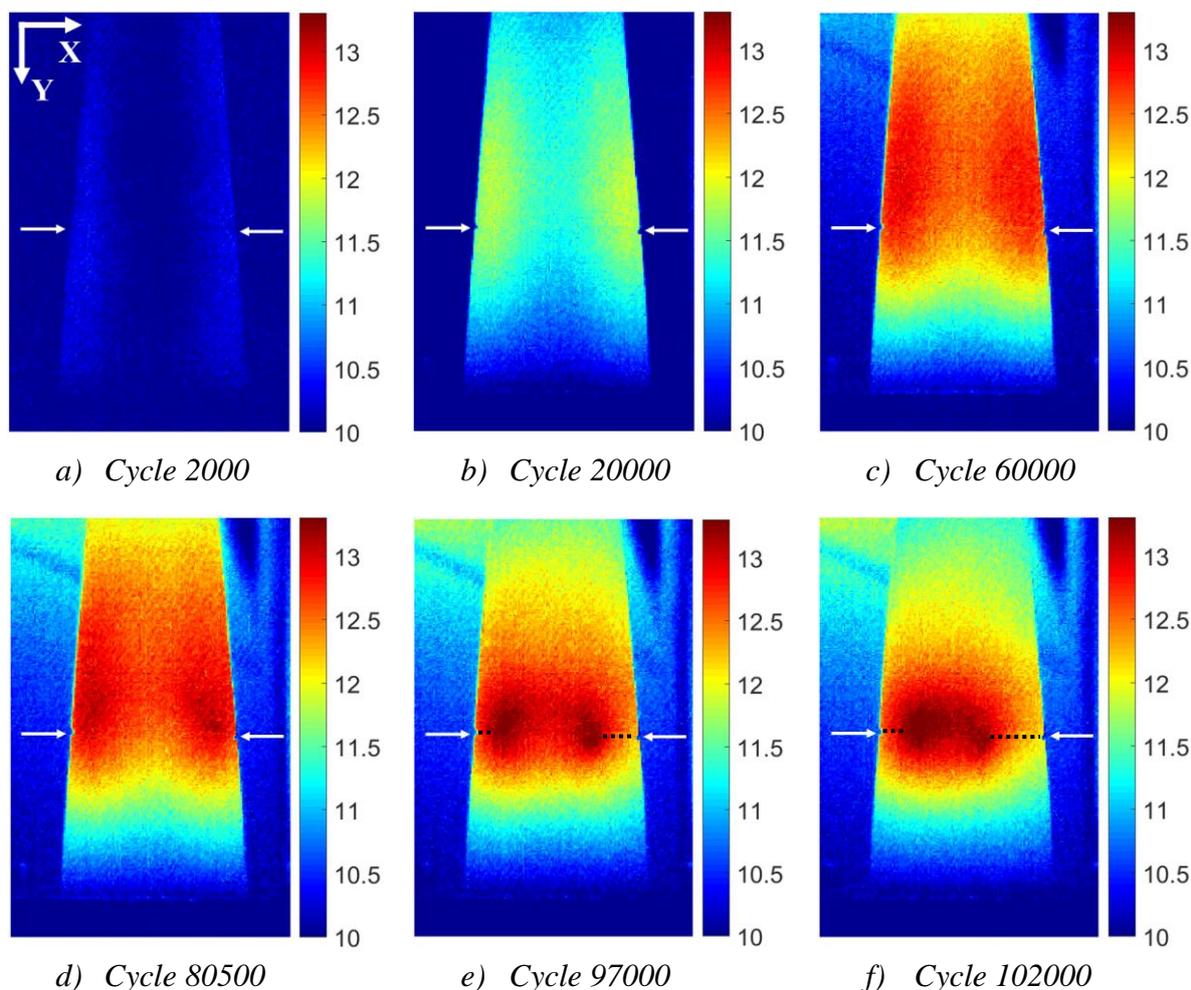


Figure 3.22 : Evolution du champ de température (°C) à la surface d'une éprouvette entaillée de sable bitume SB testée en essai de fatigue en flexion sur poutre console à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.

En suivant l'analyse des deux zones chaudes, on constate qu'elles n'ont pas la même propagation. En effet, même si les deux zones chaudes apparaissent simultanément, celle partant de l'entaille du bord droit de l'éprouvette se propage plus vite au cours de l'essai. Cela dénote que la fissure qui s'initie sur le bord droit se propage plus vite que celle s'initiant de l'entaille du bord gauche. L'analyse croisée des données thermiques et CIN montre qu'au cycle 102000 en fin d'essai, la fissure issue de l'entaille du bord droit de l'éprouvette a une longueur de 1,8 mm et celle du bord gauche, une longueur de 0,8 mm.

Il faut aussi noter que les effets des entailles sur les champs thermiques ne sont observables qu'à partir de l'apparition des fissures dans le matériau. Avant ces apparitions, les champs thermiques sont similaires à ceux des éprouvettes non entaillées. Les entailles sont donc suffisantes pour forcer le trajet de fissuration mais n'ont pas d'effet sur le champ thermique. En analysant l'échauffement du champ en cours d'essai (Figure 3.21), on constate que l'échauffement reste phénomène prépondérant à la phase I de la courbe de fatigue tout comme sur des essais de fatigue sur une éprouvette non entaillée. Ici, près de 70 % de l'échauffement maximal de l'essai (3,5 °C) est atteinte en fin de phase I.

3.2.4. Analyse des résultats de champs

Les résultats de champs cinématiques et thermique montrent que les essais de fatigue en flexion sur poutre console présentent la même phénoménologie que l'éprouvettes soit entaillée ou non. La phase I de la courbe de fatigue est toujours due à l'échauffement et la thermo-susceptibilité du matériau. Au cours de cette phase, l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau provoque un allongement rapide de l'éprouvette. Durant la phase II, l'endommagement est relativement stable. Durant la phase III, les fissures s'initient aux entailles pour se propager dans le matériau. Cette propagation conduit à la ruine du matériau.

Même si les fissures s'initient toujours aux entailles, le cycle d'initiation n'est pas forcément le même pour chaque entaille. Les cinétiques de fissuration ainsi que les taux de propagation toujours propres à chaque fissure et à chaque éprouvette compte tenu de l'hétérogénéité des EB. En effet, un granulats juste au bout d'une entaille peut retarder son initiation par rapport à l'autre entaille. C'est par exemple ce qui explique le retard de la fissure du bord gauche par rapport à celle du bord droit (Figure 3.20-a).

On remarque également que même si les trajets de fissuration réels sont ceux attendus avec les entailles, les trajets de fissuration peuvent toujours dévier légèrement compte tenu de la l'hétérogénéité du matériau. Cette hétérogénéité du matériau conduit également à des cinétiques de fissuration propre à chaque fissure et à chaque éprouvette. On peut relativement maîtriser le trajet d'une fissure mais pas sa cinétique.

3.3. Essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée

Cette section présente les résultats des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées. Le matériau testé est le sable bitume de référence (*SB*) à une température de 10 °C et une fréquence de 25 Hz.

3.3.1. Résultats classiques d'essai de fatigue

La droite de fatigue obtenue par régression linéaire est présentée sur la figure 3.23.

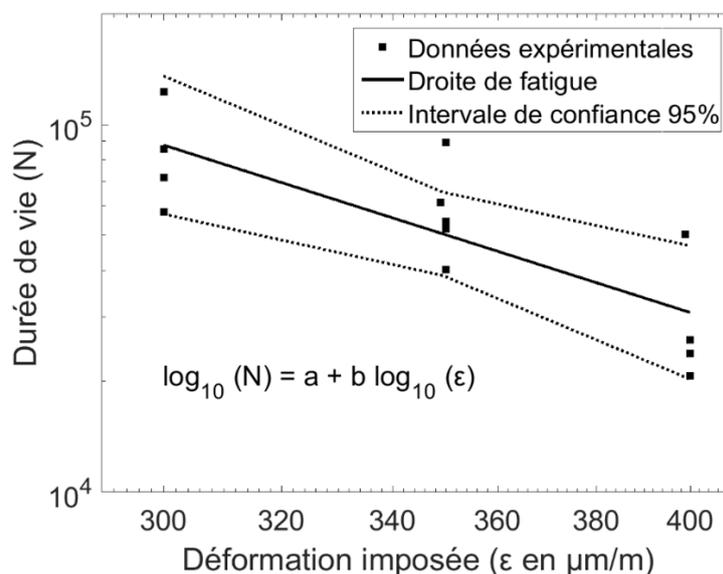


Figure 3.23 : Droite de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes de sable bitume (SB) entaillées à 25 Hz et 10 °C.

Les paramètres de la droite de fatigue sont présentés dans le tableau 3.3.

Tableau 3.3 : Paramètres des droites de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées à 25 Hz et 10 °C.

Température d'essai (#matériau)	10 °C (SB)
Pente (<i>b</i>)	-3,7 ± 1,5
Ordonné à l'origine (<i>a</i>)	14 ± 3,8
ϵ_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)	154,1 ± 58,6
Coefficient de corrélation R ²	0,742

La figure 3.24 présente la courbe de fatigue d'un essai effectué sur le sable bitume de référence (SB) à 400 $\mu\text{m}/\text{mm}$, 25 Hz et 10 °C. On distingue sur cette courbe de fatigue les trois phases d'une courbe de fatigue classique des EB :

- une phase I lors des 15000 premiers cycles,
- une phase II comprise en 15000 et 50000 cycles,
- une phase III comprise entre 50000 et 88000 cycles à l'arrêt de l'essai.

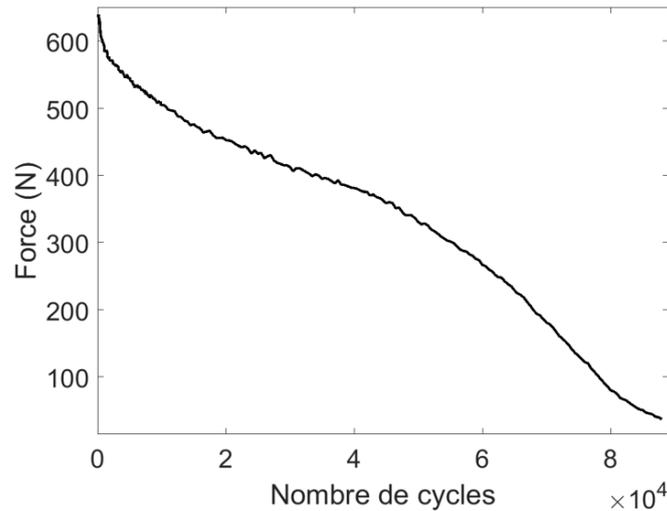


Figure 3.24 : Courbe de fatigue d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.

3.3.2. Champs cinématiques

3.3.2.1. Champ de déplacement horizontal

La figure 3.25 présente l'évolution du champ de déplacement horizontal (U_x) en cours d'essai sur une seule position d'acquisition (U_{max}). Les champs cinématiques sont obtenus avec des images de taille 3264 x 2302 pixels² avec un grandissement de 37,10 $\mu\text{m}/\text{pixel}$. Les positions des entailles sont localisées par les flèches blanches.

Le champ de déplacement horizontal au cycle 500 (Figure 3.25-a) présente un déplacement global du champ vers la droite de l'image (sens positif de l'axe X). Il est difficile d'identifier la zone neutre du champ de déplacement horizontal car il n'y a pas une référence dont le déplacement est nul. On suppose que le champ de déplacement est affecté par un déplacement rigide comme dans le cas de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console. Toutefois, sur l'essai de fatigue en flexion 4 points, l'origine de ce déplacement rigide peut être due soit au mouvement de la caméra ou au mouvement du banc de fatigue. Compte tenu du manque de place dans l'enceinte climatique, la caméra était placée près du ventilateur de régulation thermique. La caméra peut alors subir de très faibles vibrations. L'identification de la zone neutre aurait pu permettre d'obtenir des déplacements relatifs. On estime toutefois que sur les champs de déplacement horizontal (Figure 3.25) les zones de couleur bleue se déplacent relativement vers la gauche de l'image et les zones en rouge se déplacent relativement vers la droite de l'image. Des simulations EF du champ de déplacement d'une éprouvette en flexion 4 points (cf annexe B.3) montrent que le champ de déplacement horizontal est symétrique par rapport à un point au centre de l'éprouvette. Les zones supérieures et inférieures près de chaque bride se déplacent dans des sens opposés. Sur le champ expérimental à 500 cycles (Figure 3.25-a), seules les parties inférieures près des brides se déplacent conformément aux simulations EF. Le déplacement à 500 cycles est dissymétrique. A 3000 cycles (Figure 3.25-b), les bords près des brides s'éloignent l'un de l'autre. Le comportement dissymétrique s'accroît (Figure 3.25-c). A 40500 cycles (Figure 3.25-d), une fissure s'initie au niveau de l'entaille en haut de l'éprouvette. A partir de ce nombre de cycles, on remarque sur les bords que seules les parties

supérieure et inférieure s'éloignent du centre de l'éprouvette. Il se développe progressivement dans toute la longueur du champ, une bande horizontale de déplacement relatif nul comprise entre ces parties supérieure et inférieure des bords. A 45500 cycles une autre fissure s'initie au niveau de l'entaille en bas de l'éprouvette. Ces deux fissures se propagent dans le matériau (Figure 3.25-e) jusqu'en fin d'essai à 86000 cycles (Figure 3.25-f).

La dissymétrie dans l'évolution du champ de déplacement horizontal en début d'essai ressemble à celle rencontrée sur les champs de déplacement vertical de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console. L'interprétation est alors la même. C'est l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau décrit par Lefeuvre [170], [171] qui se manifeste ici sur l'essai de fatigue en flexion 4 points par une extension généralisée suivant l'axe X .

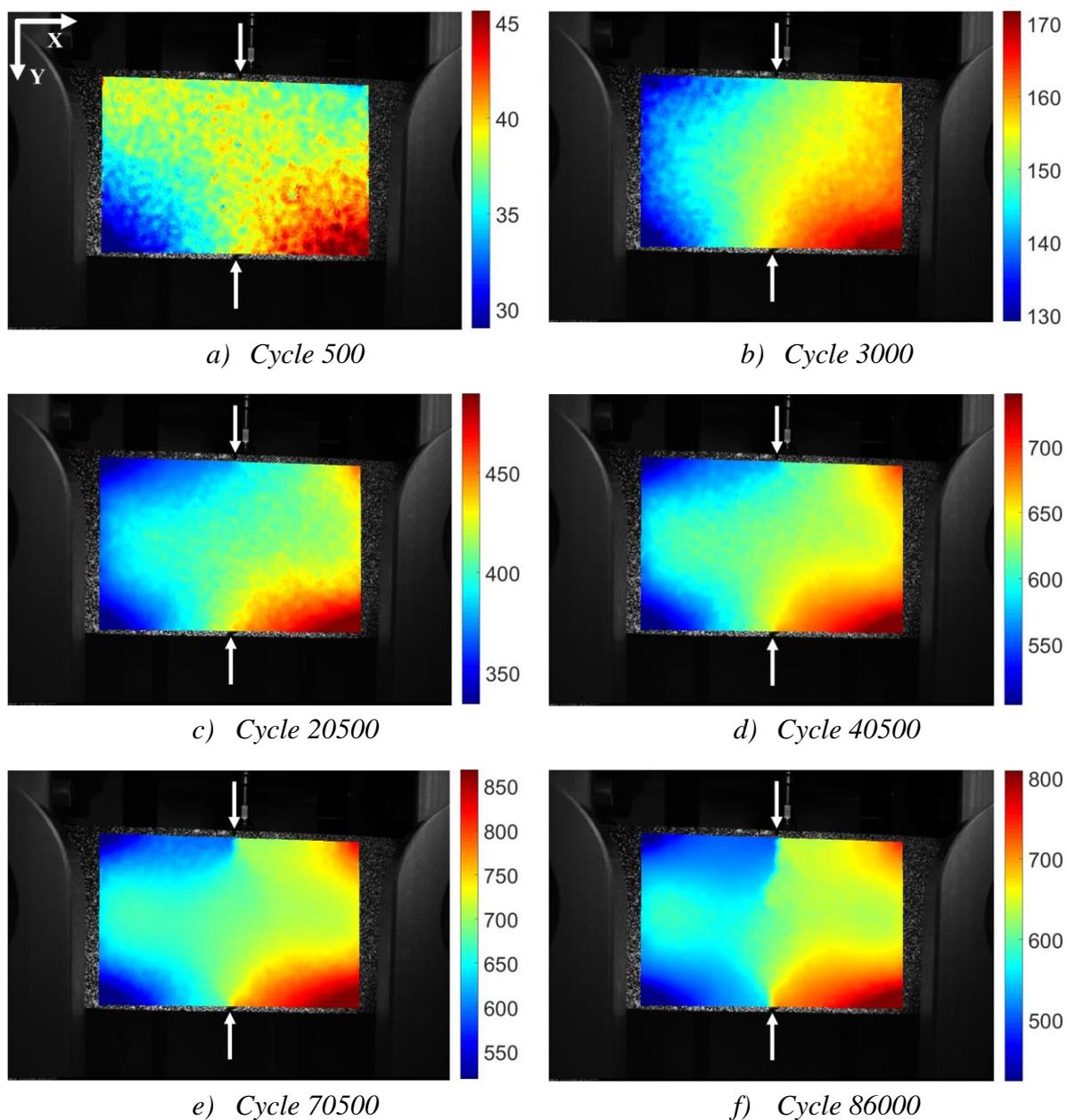


Figure 3.25 : Evolution des champs de déplacement horizontal U_x en μm , d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à $350 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et $10 \text{ }^\circ\text{C}$.

3.3.2.2. Allongement horizontal de l'éprouvette

Afin de suivre l'évolution de l'allongement horizontal issu de l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau de la zone entre les brides internes, une jauge numérique est placée horizontalement au milieu de l'éprouvette (Figure 3.26-a). L'évolution de l'allongement de la jauge numérique au cours de l'essai est présentée sur la figure 3.26-b.

La courbe d'allongement horizontal montre une évolution en deux phases. Une première phase d'évolution rapide de l'allongement au cours des 30000 premiers cycles d'essai. L'allongement à 30000 cycles est de $80 \mu\text{m}$. La seconde phase d'évolution est moins rapide. L'allongement ralentit pour atteindre une valeur maximale de $98 \mu\text{m}$ à 86000 cycles en fin d'essai.

L'allongement reste un phénomène de la phase I de la courbe de fatigue. En fin de phase I à 15000 cycles, l'allongement horizontal est de $57 \mu\text{m}$ soit 58 % de l'allongement maximal atteint au cours de l'essai.

L'évolution de l'allongement présente donc 3 phases sur poutre console mais seulement 2 phases en flexion 4 points.

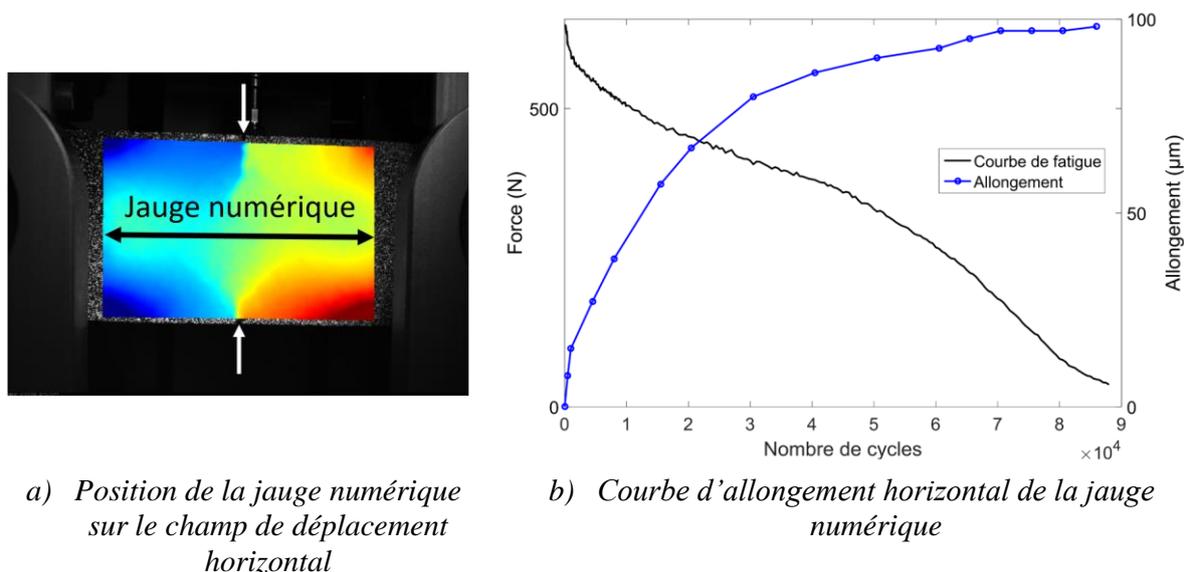
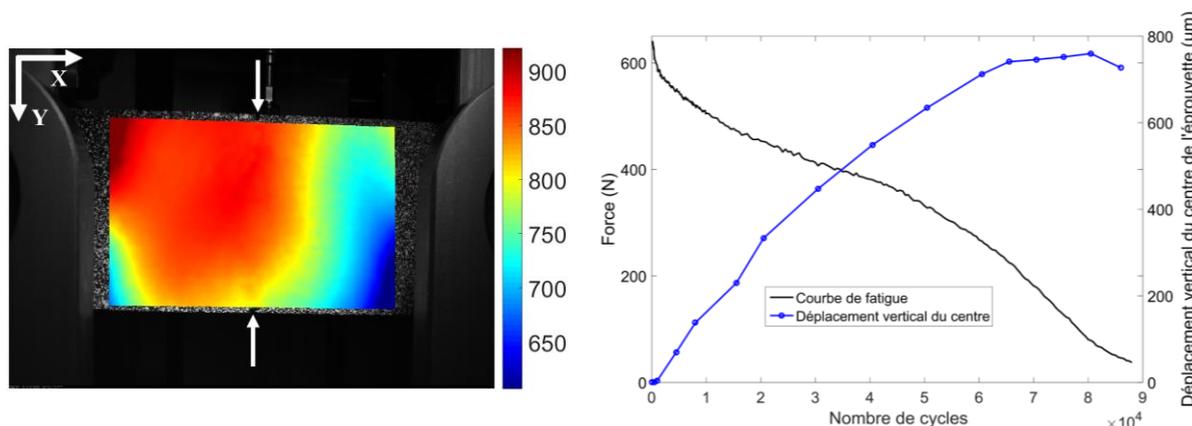


Figure 3.26 : Allongement horizontal de l'éprouvette lors d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) à $350 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C .

3.3.2.3. Fluage de l'éprouvette

La figure 3.27-a présente le champ de déplacement vertical U_y à 86000 cycles. En suivant l'évolution du champ de déplacement vertical en cours d'essai, il a été observé que la forme des courbes de niveau ne change pas mais que leurs valeurs moyennes augmentent au cours de l'essai. Sachant que l'essai est à déplacement imposé au niveau des brides internes, cette observation révèle un fluage de l'éprouvette en cours d'essai. Pour suivre ce fluage, la figure 3.27-b présente le déplacement du centre de l'éprouvette par rapport à sa valeur initiale sur le premier cycle de sollicitation. Il ressort de cette courbe que le fluage de l'éprouvette à une évolution quasi-linéaire jusqu'à 65000 cycles ou il se stabilise jusqu'en fin d'essai. Ce fluage est probablement dû à la viscoélasticité de l'EB qui se déforme sous son poids propre.



a) Champ de déplacement vertical U_y en μm à 86000 cycles

b) Déplacement vertical du centre de l'éprouvette par rapport à sa position initiale au cours de l'essai

Figure 3.27 : Essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à $350 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

3.3.2.4. Champ de déformation horizontale

La figure 3.28 présente l'évolution des champs de déformation horizontale (ε_{xx}) en cours d'essai. Le champ de déformation horizontale a une évolution en trois phases. Une première phase au cours des 10000 premiers avec une faible valeur des déformations. Au cycle 500 (Figure 3.28-a), les maximums locaux de déformations sont de $900 \mu\text{m}/\text{m}$ en extension et $-800 \mu\text{m}/\text{m}$ en contraction. A 10500 cycles, les maximums locaux de déformations sont de $3600 \mu\text{m}/\text{m}$ en extension et $-200 \mu\text{m}/\text{m}$ en contraction. La seconde phase d'évolution débute à partir de 10500 cycles, avec l'apparition de déformations d'extension plus importantes sur les bords supérieur et inférieur de l'éprouvette. A 30500 cycles (Figure 3.28-b), ces déformations d'extension sur les bords sont de l'ordre de $7200 \mu\text{m}/\text{m}$. La seconde phase s'achève à 40500 cycles avec l'initiation de la fissure au niveau de l'entaille supérieure. Cette initiation de fissure correspond au début de la troisième phase qui s'achève en fin d'essai à 86000 cycles. A 45500 cycles (Figure 3.28-c), la seconde fissure s'initie au niveau de l'entaille inférieure. Les deux fissures se propagent dans le matériau (Figure 3.28-d), jusqu'en fin d'essai à 86000 cycles (Figure 3.28-f).

Les phases d'évolution des déformations en cours d'essai sont semblables à celles observées sur l'essai de fatigue en flexion sur poutre console. La première phase correspond à l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau qui conduit à l'allongement horizontal de l'éprouvette. La seconde phase correspond à une relative stabilisation de par localisation dans des zones de cet l'endommagement. La troisième quant à elle correspond à l'initiation et à la propagation de la fissure.

Les deux fissures partent bien des entailles et se propagent vers l'intérieur de l'éprouvette. Le trajet de fissuration est globalement vertical. A 75500 cycles, la fissure du bord supérieur est à trajet strictement vertical avec une longueur de 10,4 mm. A partir de 75500 cycles (Figure 3.28-d), cette fissure dévie de sa trajectoire initiale vers la gauche avec un angle de 30° par rapport à la verticale. La fissure poursuit sur cette trajectoire déviée jusqu'au cycle 80500 où elle atteint une longueur de 14,1 mm. A partir de 80500 cycles, la fissure retrouve un trajet vertical. Ce

phénomène est dû au contournement d'un granulats qui amène la fissure à prendre une autre trajectoire que sa trajectoire verticale initiale.

Les champs de déformation horizontale à 86000 cycles sur les positions U_{min} (Figure 3.28-e) et U_{max} (Figure 3.28-f) montrent que les fissures sont toujours ouvertes sur les deux positions maximales de sollicitation.

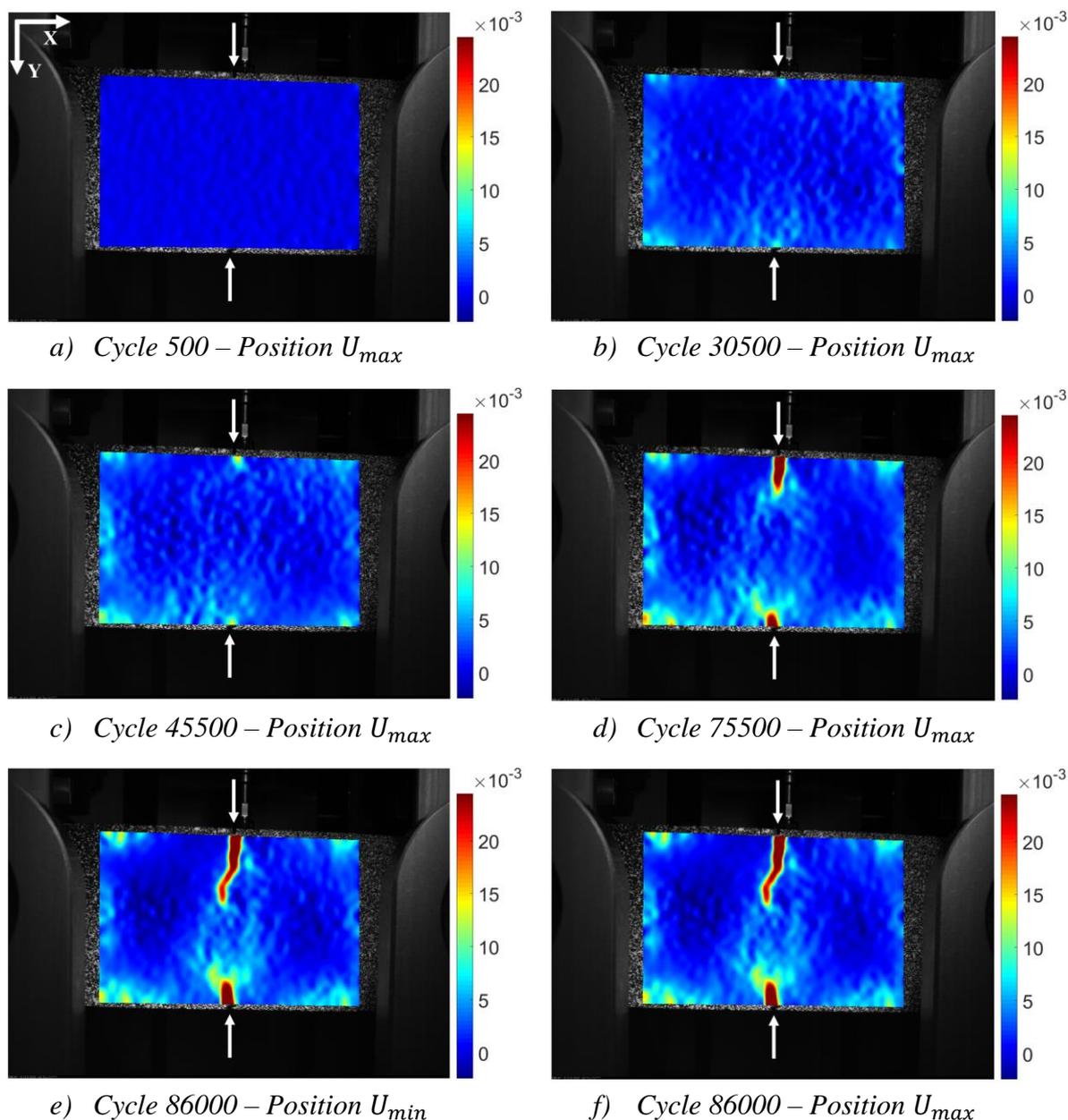


Figure 3.28 : Evolution du champ de déformation horizontale ε_{xx} en $\mu\text{m}/\text{m}$, d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à $350 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

3.3.2.5. Cinétique de fissure

La figure 3.29-a présente la cinétique de fissuration obtenue. Elle montre une première initiation de fissure dans l'entaille sur le bord supérieur à 40500 cycles. Cette fissure se propage dans le matériau. Elle atteint une longueur de 1,7 mm à 45500 cycles. Une seconde fissure s'initie à

45500 cycles sur le bord inférieur de l'éprouvette à l'entaille. Les deux fissures se propagent alors dans le matériau pour atteindre des longueurs de 19 et 7,3 mm respectivement pour les fissures des bords haut et bas.

Sur la base de la cinétique de fissuration, les taux de propagation des fissures au cours de l'essai sont calculés (Figure 3.29-b). Les taux de propagation des deux fissures ne sont pas strictement monotones croissantes. Les fissures ralentissent et accélèrent au cours de l'essai. Le taux de propagation moyen durant l'essai pour les fissures des bords haut et droit sont respectivement de 0,37 et 0,21 $\mu\text{m}/\text{cycle}$. Les taux de propagation maximaux atteints en fin d'essai à 86000 cycles sont de 0,99 et 0,68 $\mu\text{m}/\text{cycle}$ respectivement pour les fissures des bords haut et bas. Les ralentissements des taux de propagation des fissures sont toujours dus aux phénomènes de contournement des granulats comme expliqué plus haut (§3.1.2.4).

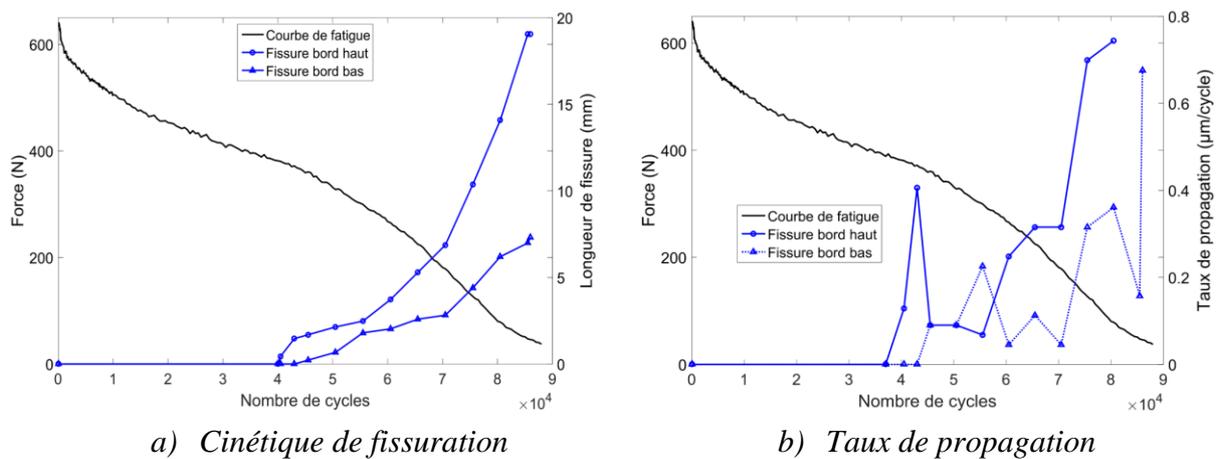


Figure 3.29 : Propagation de la fissure au cours d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume (SB) effectué à 350 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10 °C.

3.3.3. Champ thermique

La figure 3.30 présente la courbe de fatigue d'un essai en flexion 4 points sur une éprouvette entaillée de sable bitume SB à 400 $\mu\text{m}/\text{mm}$, 25 Hz et 10 °C. La phase I de la courbe de fatigue se déroule durant les 10000 premiers cycles. La phase II se situe entre 10000 et 47000 cycles, et la phase III entre 47000 cycles et la fin d'essai à 61000 cycles.

L'évolution des champs de température au cours de cet essai est représentée sur la figure 3.31. Les positions des deux entailles sont localisées par les flèches blanches verticales. Les trajets de fissuration sont matérialisés sur les champs thermiques par des traits noirs discontinus (Figure 3.31-e et f). L'échauffement se produit tout d'abord sur les bords horizontaux de l'éprouvette. L'échauffement de l'éprouvette est assez rapide en début d'essai. Dès 1000 cycles de sollicitation, la température sur les bords de l'éprouvette atteint 11,5 °C (Figure 3.31-a). Le champ de température est symétrique par rapport à un plan passant par l'axe horizontal de l'éprouvette. L'échauffement de l'éprouvette s'accroît au cours de l'essai. A 10000 cycles les zones les plus chaudes se situent toujours sur les bords horizontaux de l'éprouvette avec une

température de 12,1 °C (Figure 3.31-b). L'évolution de l'échauffement se stabilise dans un régime pseudo-permanent à partir de 25000 cycles de sollicitation (Figure 3.31-c). La température maximale dans le champ thermique au cours de ce régime pseudo-permanent est de 13,1 °C. A partir de 41000 cycles, l'on observe la formation de deux zones chaudes au niveau des entailles (Figure 3.31-d). Ces deux zones chaudes se propagent ensuite verticalement vers l'intérieur de l'éprouvette jusqu'en fin d'essai (Figure 3.31-e et f). C'est la propagation des fissures dans le matériau.

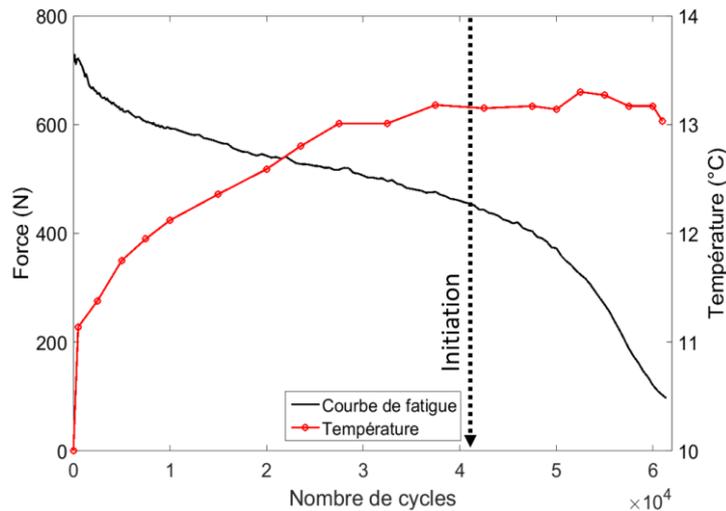


Figure 3.30 : Courbe de fatigue et température maximale au cours d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée de sable bitume SB à 400 µm/m, 25 Hz et 10 °C.

Il faut noter que pour les essais de fatigue en flexion 4 points, il n'y a pas eu de mesures croisées (CIN + thermique). Le cycle d'initiation de la fissure n'est pas obtenu de manière précise avec les données CIN mais par une estimation subjective avec la détection des zones chaudes en pointe de fissure. Dans l'exemple présenté, les fissures sont symétriques. Elles apparaissent simultanément et ont sensiblement les mêmes vitesses de propagation.

De la même manière que sur les essais de fatigue sur poutre console, les entailles n'ont aucun effet sur les champs thermiques. En analysant l'échauffement du champ en cours d'essai (Figure 3.30), on constate qu'il est toujours prépondérant à la phase I de la courbe de fatigue tout comme sur les essais de fatigue sur poutre console. Ici, près de 68 % de l'échauffement maximal de l'essai (3,3 °C) est atteint en fin de phase I.

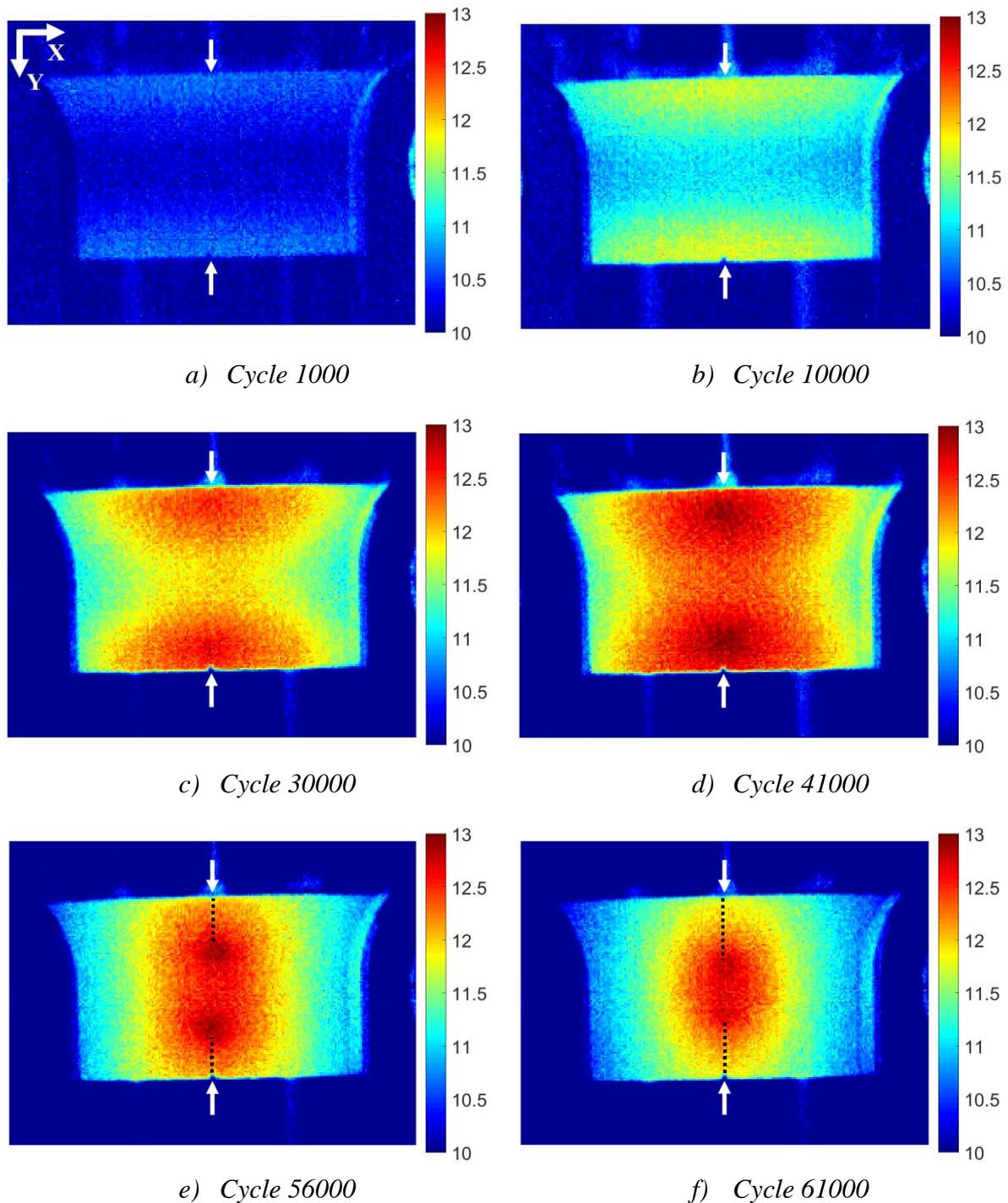


Figure 3.31 : Evolution du champ de température ($^{\circ}\text{C}$) à la surface d'une éprouvette entaillée de sable bitume SB testée en essai de fatigue en flexion 4 points à $400 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C .

3.3.4. Analyse des résultats de champs

Les résultats de champs cinématiques et thermiques montrent que les essais de fatigue en flexion 4 points avec des éprouvettes entaillées présentent les mêmes phénoménologies qu'avec des essais sur poutre console. La phase I de la courbe de fatigue est toujours due à l'échauffement du matériau à cause de sa thermo-susceptibilité. Au cours de la phase I,

l'éprouvette s'allonge horizontalement à cause de l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau. En phase II, cet endommagement se stabilise avec la localisation des déformations dans certaines zones. En phase III, les fissures s'initient aux entailles pour se propager dans le matériau. Cette propagation conduit à la ruine de l'éprouvette.

L'hétérogénéité du matériau joue une part importante sur l'initiation et la cinétique de la fissure au cours de l'essai. Les cinétiques de fissuration ainsi que les taux de propagation des fissures sont toujours propres à chaque fissure et à chaque matériau. Le trajet qui est globalement vertical peut être également affecté par l'hétérogénéité du matériau.

3.4. Comparaison des essais sur poutre console sur des éprouvettes entaillées et non entaillées

3.4.1. Raideur des éprouvettes et droite de fatigue

Le passage d'un essai sur une éprouvette non entaillée à une éprouvette entaillée conduit à une perte de raideur initiale de 25 %. Les deux entailles placées sur chaque bord à hauteur de la sollicitation maximale (RDM) doivent alors, par effet structurel, réduire la raideur de l'éprouvette.

La figure 3.32 présente les résultats de droite de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console effectués à 25 Hz et 10 °C sur des éprouvettes entaillées ou non. Elle montre que le passage d'une série d'essai sur éprouvette non entaillée à une éprouvette entaillée conduit à une rotation antihoraire de la droite de fatigue. La pente passe alors de -5,3 à -3,8. De plus, la valeur de ϵ_6 passe de 236 à 189 $\mu\text{m}/\text{m}$ ce qui correspond à une chute 20 %. Les entailles réduisent donc la durée de vie de l'éprouvette en fatigue.

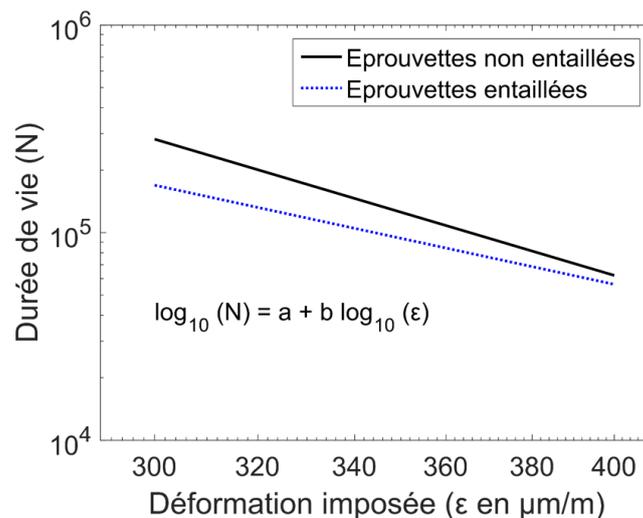


Figure 3.32 : Droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées ou non de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.

3.4.2. Phénoménologie des essais

L'étude de la phénoménologie des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées ou non a déjà été réalisée (§3.2.4). Elle a montré que la phénoménologie est identique.

La figure 3.33 présente les valeurs des températures maximales atteintes au cours des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées ou non. Tous les essais ont été réalisés à 25 Hz et à une température de 10 °C. L'évolution des températures en fonction du niveau de déformation imposée est linéaire sur chaque type d'éprouvette. On remarque toutefois que les essais sur des éprouvettes non entaillées conduisent à des températures supérieures à celles obtenues avec des essais sur éprouvettes entaillées. L'écart de température est de l'ordre 0,9 °C. La chute de raideur de l'ordre de 25 % doit expliquer cet écart observé.

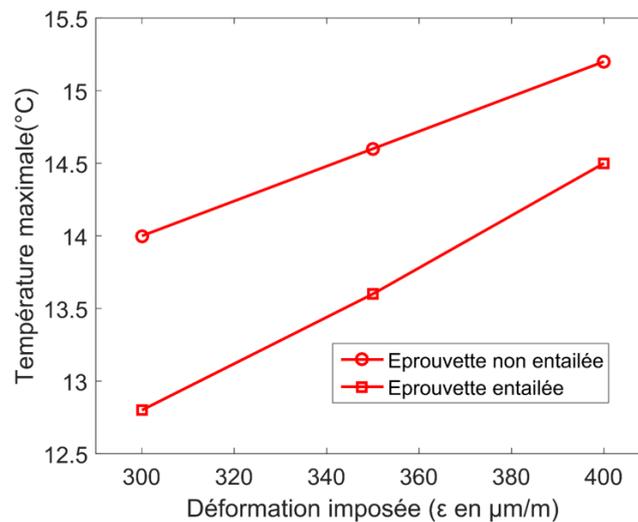
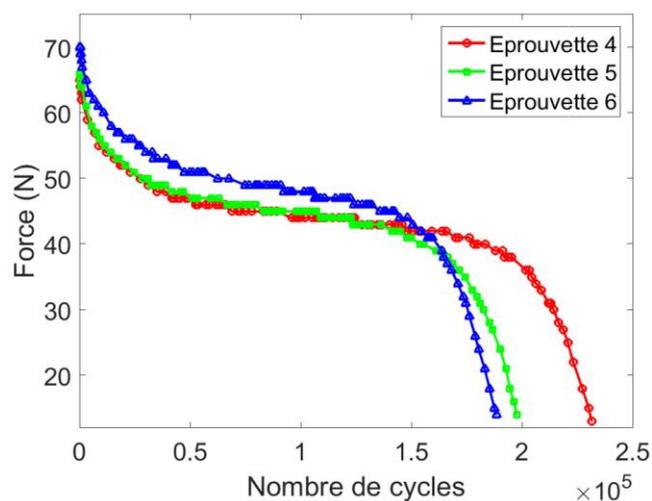


Figure 3.33 : Température maximale atteinte en cours d'essais de fatigue en flexion sur poutre console avec des éprouvettes de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.

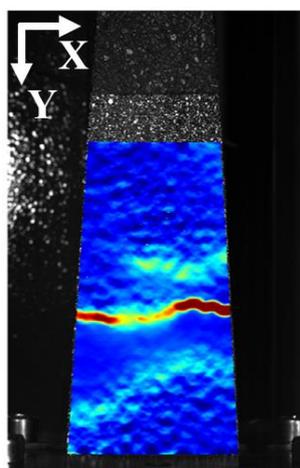
3.4.3. Dispersion des courbes de fatigue

L'hypothèse selon laquelle les différents trajets de fissuration dans l'éprouvette conduisent à des dispersions des courbes de fatigue pour des essais de fatigue réalisés dans les mêmes conditions de sollicitation, a été émise plus tôt (§3.1.4.2). Afin de tester cette hypothèse, nous étudions ici, les courbes et trajets de fissuration d'essais de fatigue réalisés dans les mêmes conditions que les données qui ont servi à formuler l'hypothèse. La figure 3.34-a présente les courbes de fatigue des essais réalisés sur des éprouvettes de sable bitume (SB) à 300 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10 °C. Les trajets de fissuration de chaque éprouvette sont présentés sur les figure 3.34-b, c et d. On remarque de ces figures que les trajets de fissure sont les mêmes pour chaque éprouvette entaillée : un couple de fissures globalement horizontales dont chacune est initiée à une entaille. Les cinétiques de fissuration restent toutefois uniques à chaque éprouvette. Les courbes de fatigue obtenues avec des essais sur éprouvettes entaillées sont toujours dispersées (Figure 3.34-a). Toutefois, en comparant les courbes de fatigue obtenues avec des essais sur éprouvettes entaillées (Figure 3.34-a) et non entaillées (Figure 3.13-a), on constate que le fait d'imposer un trajet de fissure réduit la dispersion des courbes de fatigue.

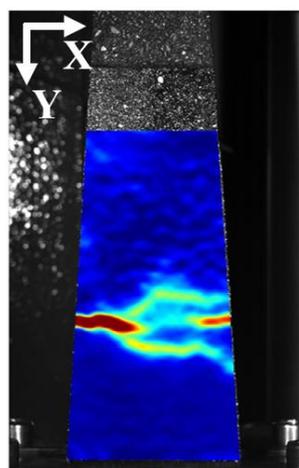
Afin de mieux apprécier cette réduction, les données de durées de vie de chaque éprouvette testée sont présentées dans le tableau 3.4. On rappelle que les trajets de fissuration des éprouvettes non entaillées 1 ; 2 et 3 sont présentés sur la figure 3.13. La durée de vie moyenne est de 280023 cycles pour des essais avec éprouvettes non entaillées et de 185705 cycles pour des essais avec éprouvettes entaillées à $300 \mu\text{m}/\text{m}$. L'écart-type des durées de vie est de 59597 cycles pour des essais avec éprouvettes non entaillées et de 21256 cycles pour des essais avec éprouvettes entaillées. Le coefficient de variation des durées de vie est de 21,3 pour des essais avec éprouvettes non entaillées et de 11,4 pour des essais avec éprouvettes entaillées. Imposer un trajet de fissuration réduit de moitié la dispersion des courbes de fatigue.



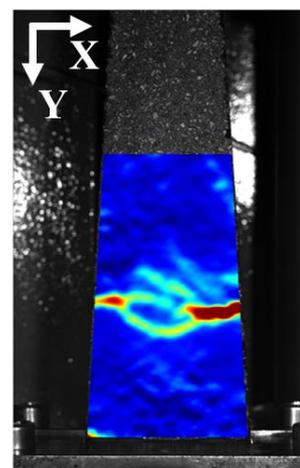
a) Courbes de fatigue



b) Epreuve 4



c) Epreuve 5



d) Epreuve 6

Figure 3.34 : Trajets de fissuration en fin d'essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

L'hypothèse émise n'est que partiellement vérifiée car imposer le trajet de fissuration ne fait que réduire la dispersion sans l'éliminer complètement. Le trajet de fissuration n'explique pas

en totalité cette dispersion. L'hypothèse est également étudiée plus loin par des simulations numériques (§5.3.2).

Les dispersions de courbes de fatigue observées avec les essais de fatigue à trajet imposé s'expliquent par le manque de maîtrise des autres paramètres de fissuration : l'initiation, les cinétiques et les taux de propagation des fissures. Ces paramètres sont propres à chaque éprouvette compte tenu de l'hétérogénéité du matériau. Ils ne peuvent être maîtrisés expérimentalement. On peut seulement réduire les dispersions des courbes de fatigue en imposant des trajets de fissuration au moyen d'entailles.

Tableau 3.4 : Durées de vie obtenues pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console effectués à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

Essais	Eprouvettes non entaillées			Eprouvettes entaillées			
	# éprouvette	1	2	3	4	5	6
Durées de vie (N_{50})	347306	233867	258897	209810	177659	169647	
Moyenne ($\overline{N_{50}}$)		280023			185705		
Ecart type ($\sigma_{N_{50}}$)		59597			21256		
Coefficient de variation C_v		21,3			11,4		

3.5. Exploitation croisée des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points

3.5.1. Module apparent des éprouvettes et droite de fatigue

Les éprouvettes étant entaillées, nous parlerons dans cette section de module apparent. Les modules apparents du sable bitume au cours des essais de fatigue sont de 4190 et 5350 MPa respectivement pour la flexion sur poutre console et la flexion 4 points. Le module apparent est plus élevé sur l'essai de fatigue en flexion 4 points.

La figure 3.35 présente les résultats de droite de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points. Les essais ont été effectués à 25 Hz et 10°C sur des éprouvettes entaillées. La pente de la droite de fatigue est de -3,82 sur l'essai de fatigue en flexion sur poutre console, et de -3,65 sur l'essai de fatigue en flexion 4 points. Les deux pentes sont semblables et les droites sont donc presque parallèle (Figure 3.35). La valeur de ε_6 est de $189 \mu\text{m}/\text{m}$ sur l'essai de fatigue en flexion sur poutre console, et de $154 \mu\text{m}/\text{m}$ sur l'essai de fatigue en flexion 4 points. Il est difficile de comparer ces résultats aux tendances de la littérature sachant que contrairement à la littérature [41], [68], nos résultats sont obtenus sur des éprouvettes entaillées.

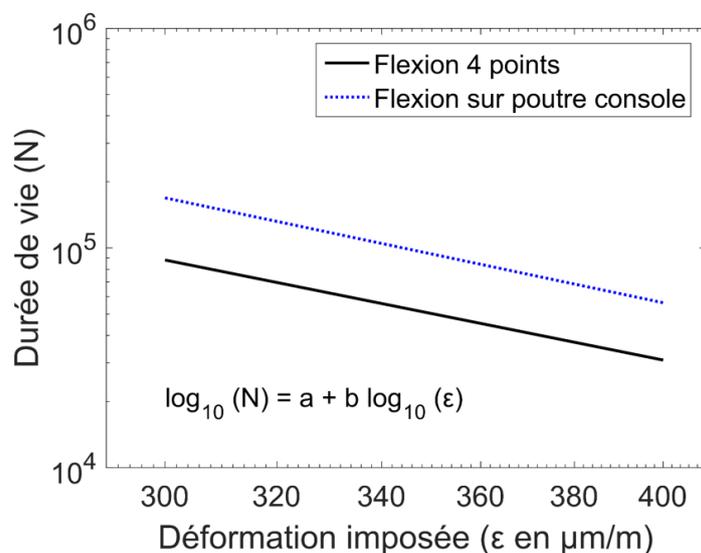


Figure 3.35 : Droites de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.

3.5.2. Phénoménologie des essais

L'étude de la phénoménologie des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées (§3.3.4) a montré que la phénoménologie était identique.

La figure 3.36 présente les valeurs des températures maximales atteintes au cours des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) réalisés à 25 Hz et 10 °C. L'évolution des températures en fonction du niveau de déformation imposée est linéaire sur chaque type d'essai. Les essais de fatigue en flexion sur poutre console conduisent à des valeurs de températures plus élevées que sur des essais de fatigue en flexion 4 points. L'écart de température observé est de l'ordre 1,1 °C. Il est toutefois difficile de tirer des conclusions de ces résultats sans une analyse thermique approfondie. Les conditions de régulations thermiques ne sont pas les mêmes pour chaque type d'essai. Même si la température dans l'enceinte est maintenue à 10 °C dans les deux types d'essais, les coefficients de convection entre l'éprouvette et son environnement sont différents.

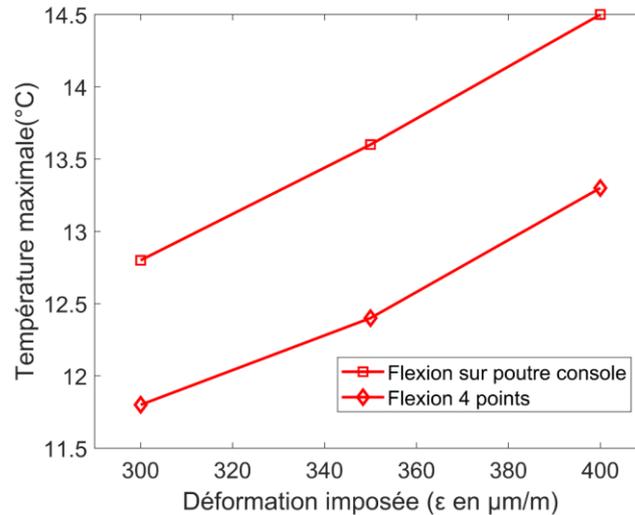


Figure 3.36 : Température maximale atteinte en cours d'essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées de sable bitume (SB) effectués à 25 Hz et 10 °C.

3.5.3. Dispersion des courbes de fatigue

L'analyse des courbes de fatigue des deux types d'essai de fatigue a montré que les courbes de fatigue de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console présentaient moins de dispersion que celles de l'essai de fatigue en flexion 4 points. A titre d'exemple, pour des essais de fatigue réalisés à 300 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10 °C, le coefficient de variation des durées de vies obtenues pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points est respectivement de 11,4 et 28,7.

3.6. Analyse des critères de fatigue des enrobés bitumineux sur la base des données de CIN

Le choix du critère de détermination de durée de vie des éprouvettes d'EB testées en fatigue reste difficile dans le domaine de la mécanique des chaussées. Le critère classique utilisé dans la norme EN 12697-24 est remis en cause dans la littérature. Plusieurs critères ont été proposés par divers auteurs. La définition de la durée de vie généralement acceptée dans la littérature est le nombre de cycle nécessaire à l'apparition d'une fissure macroscopique dans le matériau menant à sa ruine. Cette information sur l'initiation de la fissure a toujours été difficile à obtenir faute de moyens de mesures assez fiables. La CIN permet d'obtenir cette information. Le but de cette présente section est donc de présenter un critère de fatigue basé sur les données d'initiation de fissure issues de la CIN et de comparer les résultats obtenus à ceux obtenus avec les différents critères de fatigue usuels de la littérature. Cette analyse a été effectuée uniquement sur les données sur éprouvettes non entaillées afin de respecter les hypothèses de chaque critère.

3.6.1. Proposition d'un nouveau critère de fatigue basé sur les données de la CIN

Nous proposons de retenir comme critère de fatigue la détection de l'initiation de la fissure par CIN défini en §2.4.2. La durée de vie de l'éprouvette est donnée par le nombre de cycle à l'initiation de la fissure macroscopique. Cette durée de vie est notée N_{CIN} . Ce critère de fatigue est plus pertinent car il traduit la réalité du phénomène menant à la ruine du matériau comme observé expérimentalement par CIN.

La figure 3.37 présente, la courbe de fatigue et la cinétique de fissuration obtenue par CIN d'un essai de fatigue sur poutre console avec une éprouvette non entaillée testée à $300 \mu m/m$, 25 Hz et $10^\circ C$. La durée vie (N_{50}) obtenue par le critère classique à 50 % de chute de raideur est indiqué sur cette figure ainsi que la durée de vie (N_{CIN}) obtenue par notre critère. La durée de vie obtenue par notre critère est de 239500 cycles et celle obtenue par le critère classique est de 259000 cycles. On note une différence de 19500 cycles entre la durée de vie obtenue par le critère classique et notre critère. Sur cet exemple, le critère classique surestime la durée de vie.

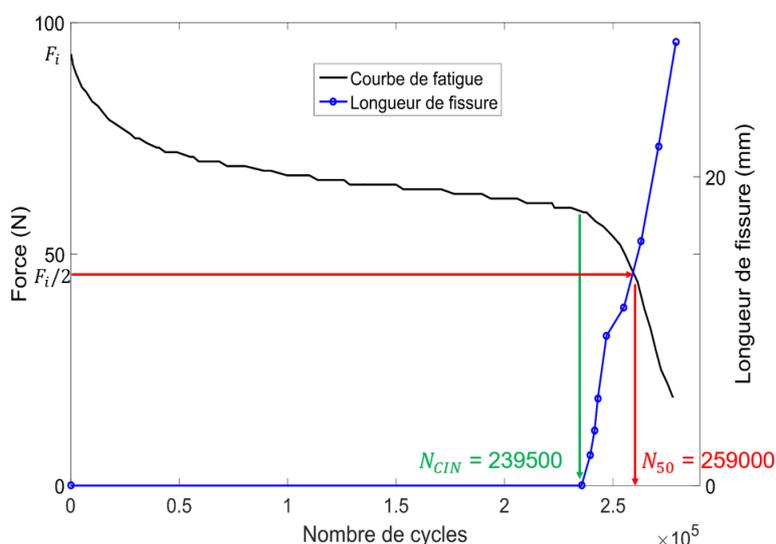


Figure 3.37 : Courbe de fatigue et cinétique de fissuration d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur sable bitume (SB) à $300 \mu m/m$, 25 Hz et $10^\circ C$: critère de fatigue.

La figure 3.38 présente la droite de fatigue obtenue avec l'application de notre critère de fatigue basé sur les données de la CIN. Les paramètres de la droite de fatigue sont présentés dans le tableau 3.5. Les données expérimentales proviennent des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes non entaillées de sable bitume (SB) à $10^\circ C$ et 25 Hz. On remarque déjà que les données de durées de vie obtenues avec notre critère sont moins corrélées ($R^2 = 0,937$) qu'avec un critère classique ($R^2 = 0,967$). Cela s'explique par le fait que, comme montré dans les sections précédentes, l'initiation de la fissure macroscopique est propre à chaque éprouvette au vue de la répartition des défauts dans le matériau et compte tenu de son

hétérogénéité. Le coefficient de corrélation ne peut être considéré comme un moyen de comparaison fiable entre les différents critères de fatigue.

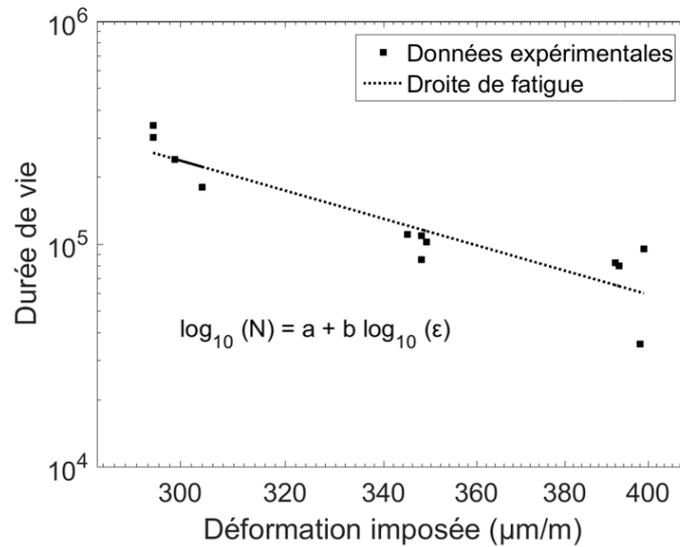


Figure 3.38 : Droite de fatigue obtenue par critère de fatigue basé sur les données de la CIN pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume (SB) à 25 Hz et 10 °C.

3.6.2. Comparaison aux critères de fatigue de la littérature

Les résultats obtenus peuvent être comparés à ceux obtenus à partir des différents critères proposés dans la littérature. Nous avons choisi pour cette étude, les 6 critères de fatigue présentés à la section §1.3.5 :

- le critère classique à 50 % de chute de raideur, identifier par N_{50} ,
- le critère de Hompan et al [72], identifier par N_{ER} ,
- le critère de Rowe [73], identifier par N_{R_e} ,
- le critère de Rowe et Bouldin [74], identifier par N_{R_σ} ,
- le critère de Pronk et Hopman [76], identifier par N_{DER} ,
- le critère de Ghuzlan et Carpenter [77], identifier par N_{RDEC} .

Les 7 critères ont été appliqués aux courbes de fatigue des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur le sable bitume (SB) à 10 °C, et le sable bitume (SB₁) à 5 et 15 °C.

3.6.2.1. Application des critères de fatigue aux essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume (SB) testées à 10 °C

La figure 3.39 présente une courbe de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB) testée à 300 μm/m, 25 Hz et 10 °C. Les champs cinématiques de cet essai ont été étudiés en section §3.2. Les durées de vie obtenues par application des 7 critères de fatigue sont également présentées sur cette figure. On remarque que les durées de vies sont réparties en 2 groupes et un point isolé.

Le premier groupe est constitué du critère de Hompan et al (N_{ER}), du critère de Rowe ($N_{R\epsilon}$), et du critère de Pronk et Hopman (N_{DER}), donnant des durées de vie respectives de 214000, 221900 et 222000 cycles. Ces durées de vie sont toutes situées juste avant l'initiation de la fissure à 239500 cycles.

Le second groupe est constitué du critère proposé (N_{CIN}), du critère de Rowe et Bouldin ($N_{R\sigma}$), du critère de Ghuzlan et Carpenter (N_{RDEC}), donnant des durées de vie respectives de 239500, 237800 et 241000 cycles. Ces durées de vie se situent à l'initiation de la fissure.

Le seul point isolé est celui du critère classique (N_{50}) qui donne une durée de vie de 259000 cycles située bien après l'initiation de la fissure.

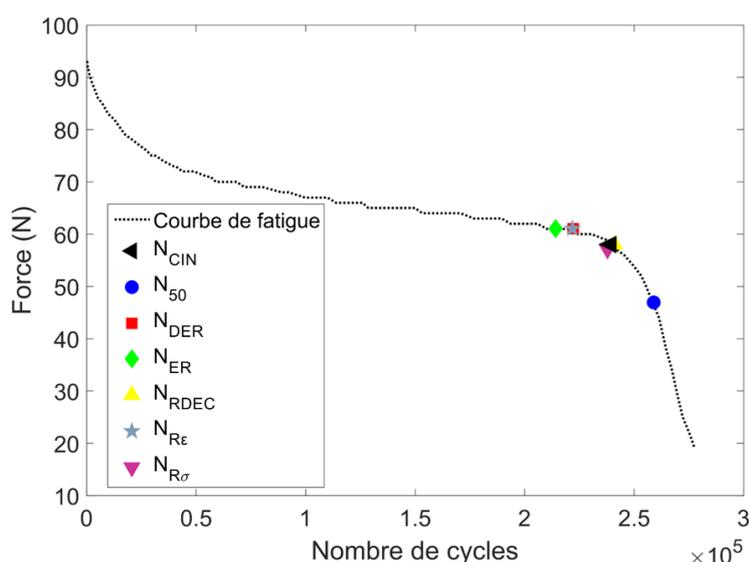


Figure 3.39 : Durées de vie obtenues par différents critères sur une même courbe de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB) testée à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 10°C .

Il ressort de l'analyse de la figure 3.39 que le critère classique à 50 % de chute de raideur donne des résultats peu pertinents au regard de la définition théorique de la durée de vie d'une éprouvette d'EB testée en fatigue. Les 7 critères ont été appliqués à l'ensemble des données de courbes de fatigue disponibles pour tracer les droites de fatigue correspondant à chaque critère (Figure 3.40).

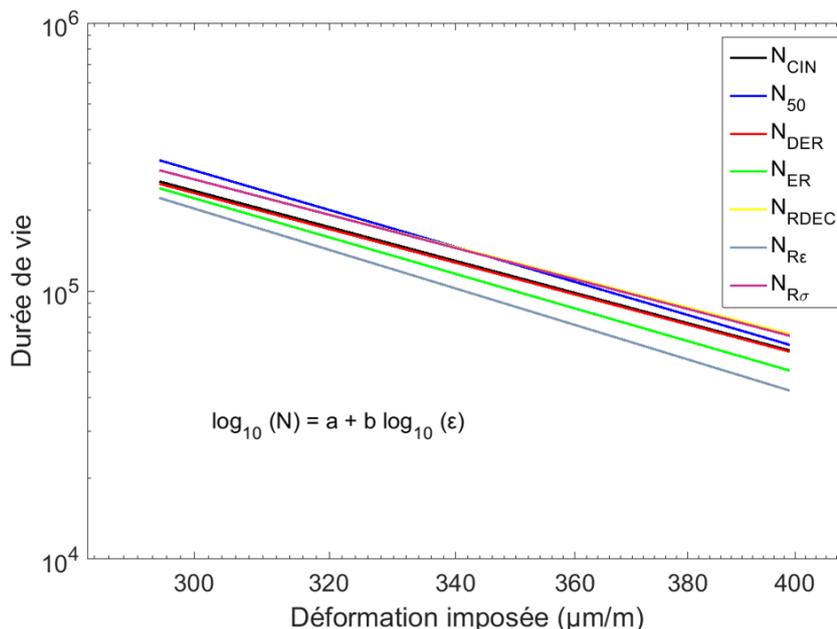


Figure 3.40 : Droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB testées à 25Hz et 10 °C.

Les paramètres des droites de fatigue obtenues sont présentés dans le tableau 3.5. Les critères de Hompan et al (N_{ER}), de Rowe ($N_{R\epsilon}$), classique (N_{50}) donnent des pentes de droite de fatigue comprises entre -5,2 et -5,5. Les critères de Rowe et Bouldin ($N_{R\sigma}$), de Ghuzlan et Carpenter (N_{RDEC}), de Pronk et Hopman (N_{DER}), et le critère d'initiation de fissure proposé (N_{CIN}) donnent des pentes comprises entre -4,6 et -4,8. Les déformations à 1000000 cycles (ϵ_6) estimées par tous les critères sont comprises entre 221 et 226 $\mu m/m$ à l'exception du critère classique (N_{50}) qui donne une valeur de 236 $\mu m/m$.

Tableau 3.5 : Paramètres des droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB testées à 25Hz et 10 °C.

Critères	ϵ_6 ($\mu m/m$)	b	a	R ²
N_{CIN}	222,3 ± 33	- 4,8 ± 1,3	17,3 ± 3,4	0,937
N_{50}	235,7 ± 17	-5,3 ± 0,7	18,5 ± 1,8	0,968
N_{DER}	221,0 ± 22	-4,8 ± 0,8	17,2 ± 1,9	0,977
N_{ER}	224,4 ± 23	-5,2 ± 0,9	18,2 ± 2,3	0,976
N_{RDEC}	224,8 ± 29	-4,7 ± 1,1	17,0 ± 2,8	0,929
$N_{R\epsilon}$	224,3 ± 20	-5,5 ± 0,8	18,9 ± 2,1	0,964
$N_{R\sigma}$	225,6 ± 27	-4,7 ± 1,0	17,1 ± 2,6	0,945

3.6.2.2. Application des critères de fatigue aux essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume (SB_1) testées à 5 °C

La figure 3.41 présente un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB_1) testée à 370 $\mu m/m$, 25 Hz et 5 °C. Les durées de vie obtenues par

application des 7 critères de fatigue sont également présentées sur cette figure. On remarque ici que les durées de vies sont réparties en 2 groupes et 2 points isolés.

Le premier point isolé est constitué du critère Rowe ($N_{R\epsilon}$) donnant une durée de vie de 67000 cycles. Cette durée de vie est bien inférieure au nombre de cycles d'initiation de la fissure qui vaut 94905.

Le premier groupe est constitué des critères de Hompan et al (N_{ER}), et du critère de Pronk et Hopman (N_{DER}) donnant respectivement des durée de vie de 85000 et 83000 cycles. Elles sont moins éloignées du cycle d'initiation de la fissure.

Le second groupe est constitué des critères de Rowe et Bouldin ($N_{R\sigma}$), de Ghuzlan et Carpenter (N_{RDEC}) et du critère d'initiation de fissure proposé (N_{CIN}) donnant respectivement des durées de vie de 95540, 97000 et 94905 cycles.

Le second point isolé est constitué uniquement du critère classique (N_{50}) qui donne une durée de vie de 105108 cycles située bien après l'initiation de la fissure.

Il ressort de l'exemple présenté que le critère classique et le critère de Rowe ($N_{R\epsilon}$) donnent des résultats moins pertinents au regard de la définition théorique de la durée de vie.

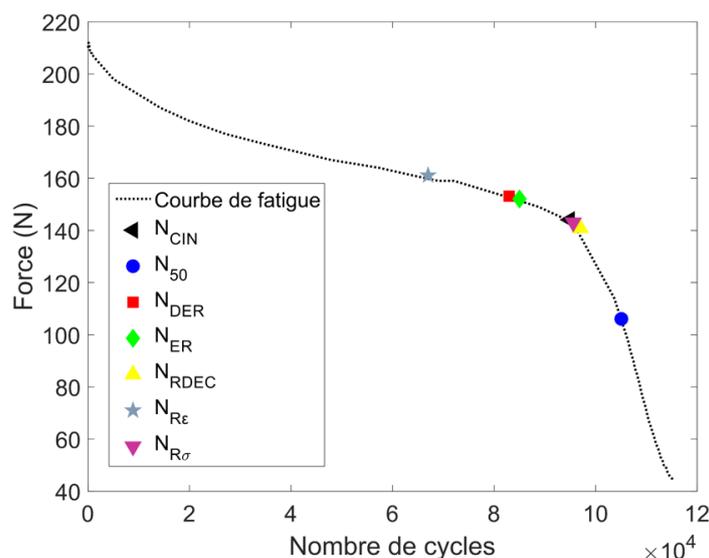


Figure 3.41 : Durées de vie obtenues par différents critères de fatigue sur un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB_1) testée à 300 $\mu\text{m/m}$, 25 Hz et 5 °C.

Les 7 critères ont été appliqués à l'ensemble des données de courbes de fatigue disponibles pour tracer les droites de fatigue correspondantes (Figure 3.42). Les paramètres des droites de fatigue obtenues sont présentés dans le tableau 3.6.

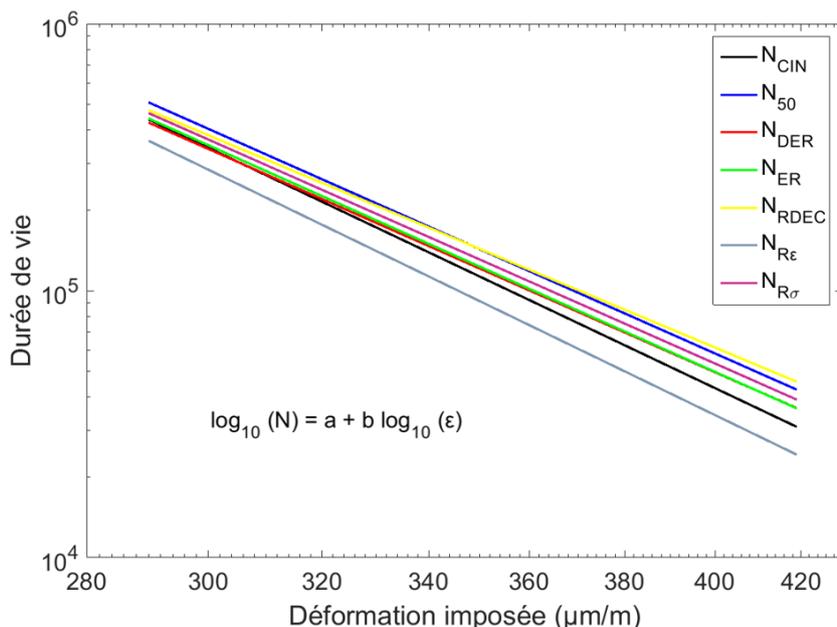


Figure 3.42 : Droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB_1 testées à 5 °C.

Tous les critères donnent des valeurs de pente comprises entre -6,4 et -6,8 sauf le critère classique (N_{50}) valant -7,2 et le critère de Rowe ($N_{R\epsilon}$) valant -7,4. Il en est de même de pour les valeurs de ϵ_6 . Tous les critères de fatigue donnent des valeurs de ϵ_6 comprises entre 255 et 262 $\mu\text{m}/\text{m}$ à l'exception du critère classique (N_{50}) qui donne une valeur surestimée de 262 $\mu\text{m}/\text{m}$, et un critère de Rowe ($N_{R\epsilon}$) donnant une valeur sous-estimée de 253 $\mu\text{m}/\text{m}$.

Tableau 3.6 : Paramètres des droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB_1 testées à 25 Hz et 5 °C.

Critères	ϵ_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)	b	a	R ²
N_{CIN}	258,6 ± 30	-7,2 ± 1,9	23,4 ± 4,8	0,951
N_{50}	262,3 ± 23	-6,7 ± 1,3	22,3 ± 3,3	0,987
N_{DER}	255,3 ± 28	-6,7 ± 1,6	22,1 ± 3,9	0,971
N_{ER}	257,2 ± 27	-6,8 ± 1,5	22,4 ± 3,9	0,978
N_{RDEC}	258,0 ± 32	-6,4 ± 1,8	21,4 ± 4,5	0,984
$N_{R\epsilon}$	252,9 ± 23	-7,4 ± 1,3	23,7 ± 3,2	0,981
$N_{R\sigma}$	258,6 ± 27	-6,7 ± 1,5	22,2 ± 3,9	0,985

3.6.2.3. Application des critères de fatigue aux essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume (SB_1) testées à 15 °C

La figure 3.43 présente un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB_1) testée à 450 $\mu\text{m}/\text{m}$, 25 Hz et 15 °C. Les durées de vie obtenues par application des 7 critères de fatigue sont également présentées sur cette figure. On remarque que les durées de vies sont réparties en 2 groupes et un point isolé.

Le premier groupe est constitué du critère de Rowe (N_{R_ϵ}) et du critère de Ghuzlan et Carpenter (N_{RDEC}) donnant des durée de vie respectives de 585000 et 600000 cycles. Ces durées de vie sont toutes situées avant l'initiation de la fissure à 666500 cycles.

Le second groupe est constitué du critère de Hompan et al (N_{ER}), du critère de Pronk et Hopman (N_{DER}), du critère proposé (N_{CIN}), du critère de Rowe et Bouldin (N_{R_σ}), donnant des durées de vie respectives de 636000, 636000, 666500, et 647600 cycles. Ces durées de vie se situent au voisinage du cycle d'initiation de la fissure.

Le point isolé est le critère classique (N_{50}) qui donne une durée de vie de 274101 cycles. La durée vie obtenue est située bien avant l'initiation de la fissure macroscopique en pleine phase II. Cette durée de vie est fortement sous-estimée.

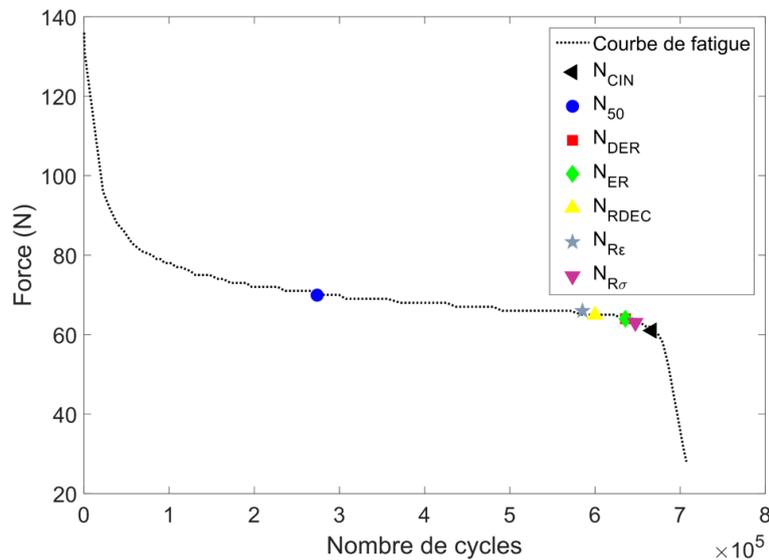


Figure 3.43 : Durées de vie obtenues par différents critères de fatigue sur un essai de fatigue en flexion sur poutre console sur une éprouvette de sable bitume (SB_1) testée à $300 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 15°C .

Les 7 critères ont été appliqués à l'ensemble des données de courbes de fatigue disponibles pour tracer les droites de fatigue de chaque critère de fatigue (Figure 3.44). Les paramètres de chaque droite de fatigue obtenue sont présentés dans le tableau 3.7.

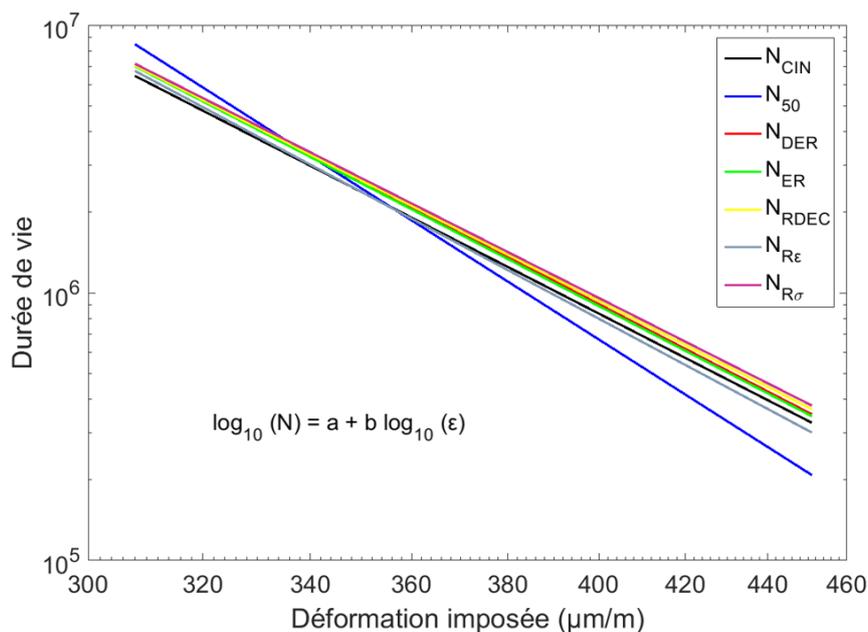


Figure 3.44 : Droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB_1 testées à 15 °C .

L'ensemble des critères donne des valeurs de pente comprise entre $-7,7$ et $-8,2$ sauf le critère classique (N_{50}) valant $-9,7$. Il en est de même pour les valeurs de ϵ_6 . Tous les critères de fatigue donnent des valeurs de ϵ_6 comprises entre 389 et $396\ \mu\text{m}/\text{m}$ à l'exception du critère classique (N_{50}) qui donne une valeur sous-estimée de $384\ \mu\text{m}/\text{m}$.

Tableau 3.7 : Paramètres des droites de fatigue obtenues par les critères de fatigue pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes de sable bitume SB_1 testées à 25Hz et 15 °C .

Critères	ϵ_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)	b	a	R^2
N_{CIN}	$391,0 \pm 76$	$-7,8 \pm 3,5$	$26,3 \pm 9,0$	0,9962
N_{50}	$383,8 \pm 7$	$-9,7 \pm 0,7$	$31,1 \pm 1,8$	0,9999
N_{DER}	$395,1 \pm 42$	$-7,9 \pm 2,5$	$26,5 \pm 6,6$	0,9979
N_{ER}	$394,3 \pm 44$	$-7,9 \pm 2,6$	$26,5 \pm 6,8$	0,9978
N_{RDEC}	$396,4 \pm 33$	$-7,8 \pm 2,1$	$26,1 \pm 5,4$	0,9983
$N_{R\epsilon}$	$389,2 \pm 52$	$-8,2 \pm 3,2$	$27,1 \pm 8,2$	0,9974
$N_{R\sigma}$	$397,7 \pm 40$	$-7,7 \pm 2,3$	$26,0 \pm 6,1$	0,9979

3.6.3. Analyses et conclusions

Il ressort des résultats présentés que le critère classique à 50 % de chute de raideur est arbitraire et n'est pas pertinent. En effet, en fonction de l'importance de chute de raideur en phase I due à l'échauffement du matériau, ce critère arbitraire surestime ou sous-estime la durée de vie de l'éprouvette testée en fatigue. Ce constat n'est pas nouveau puisque c'est la raison pour laquelle d'autres critères ont été proposés. Une solution serait de redéfinir la chute de raideur (50 %) du critère classique en utilisant la chute de raideur correspondant à une durée de vie obtenue par

application du critère basé sur les données CIN (Tableau 3.8). Une telle approche mènerait donc à définir un critère à 28 et 48 % de chute de raideur pour l'essai sur le sable bitume (SB_1) pour des températures d'essai respectives de 5 et 15 °C. Une telle approche ne serait pas plus pertinente en ce sens où la chute de raideur correspondant à l'initiation de la fissure est affectée par l'échauffement en phase I. Il faudrait redéfinir cette chute de raideur pour chaque matériau sachant que des bitumes de même classe ne s'auto-échauffent pas de la même manière au cours d'un essai de fatigue. La phase I qui joue énormément sur la chute de raideur initiale, ne serait pas la même si on change de matériau et de température d'essai. Il faut alors se tourner vers d'autres critères de fatigue.

Tableau 3.8 : Pourcentage de raideur correspondant à la durée de vie (N_{CIN}) obtenue par critère de fatigue basé sur les données CIN.

	Matériau SB		Matériau SB_1	
Température d'essai (°C)	10	5	15	
Moyenne (%)	56,18	71,83	52,15	
Ecart-type (%)	6,14	5,87	6,68	

Parmi tous les critères de fatigue utilisés dans le cadre de cette étude, les critères de fatigue basés sur le concept de ratio d'énergie (N_{R_e} , N_{ER} , N_{DER}) se sont révélés éloignés des résultats basés sur la CIN (N_{CIN}). La méthode de détermination de la durée de vie avec le concept de ratio d'énergie (§1.3.5) dépend fortement de l'opérateur. En effet, la détermination du point de divergence entre la courbe de ratio d'énergie et sa tangente est assez compliqué et varie en fonction de la méthode utilisée (manuel ou numérique). De plus, ce critère est difficile à utiliser sur des courbes de fatigue dont les transitions entre phases ne sont pas assez prononcées (Figure 3.41).

Les critères de fatigue de Ghuzlan et Carpenter (N_{RDEC}) et de Rowe et Boulin (N_{R_σ}) sont plus proches des résultats du critère proposé. Ce sont les meilleurs critères de tous ceux qui ont été utilisés. En terme d'utilisation, le critère de Rowe et Boulin (N_{R_σ}) est plus facile à définir. Notre critère de fatigue étant assez difficile à mettre en œuvre (logistique, temps et charge de travail), on pourra se tourner vers les critères de Ghuzlan et Carpenter (N_{RDEC}) et de Rowe et Boulin (N_{R_σ}) pour déterminer des durées de vies plus réalistes des EB testés en fatigue.

Il faut également remarquer que même si les critères de fatigue donnent des pentes variées (Figure 3.46), les droites de fatigue donnent des valeurs du même ordre de ε_ϵ (Figure 3.45). On peut alors comprendre le fait que le critère de fatigue classique à 50 % de chute de raideur continue à être utilisé dans le domaine du dimensionnement des structures de chaussées car l'erreur commise avec un tel critère est encore tolérable surtout avec l'application des coefficients de calage avec le terrain lors du dimensionnement des chaussées. Cependant, le choix d'un bon critère de fatigue paraît essentiel dans une étude comparative entre différentes formules en laboratoire.

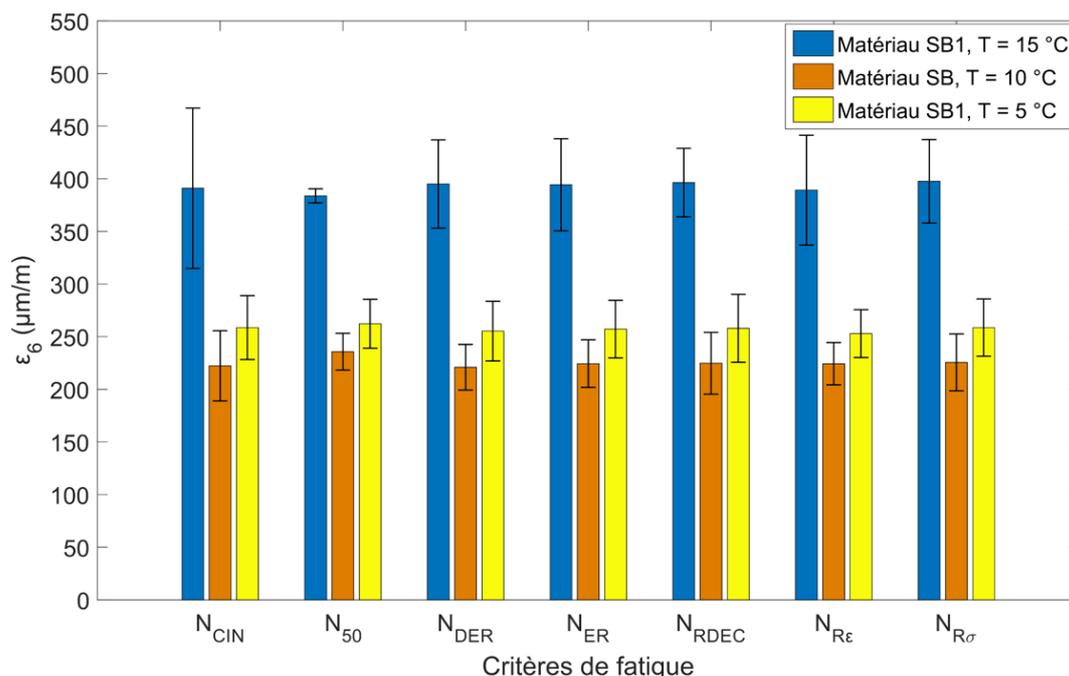


Figure 3.45 : Valeurs de ε_6 estimées par les critères de fatigue sur des essais de fatigue en flexion sur poutre console à 25 Hz.

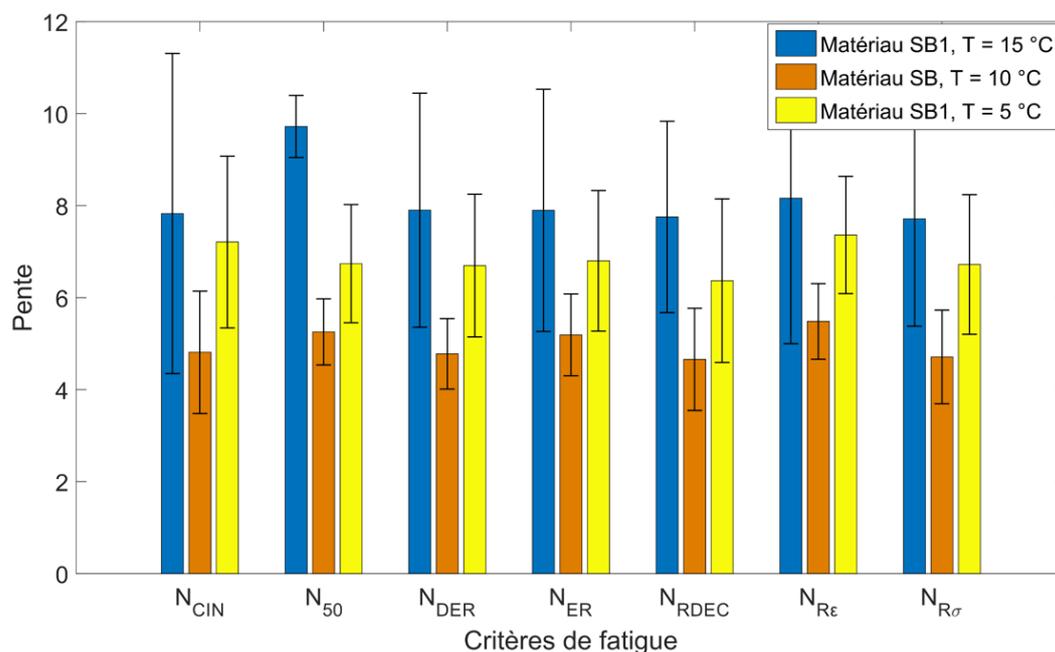


Figure 3.46 : Valeurs de pente estimées par les critères de fatigue sur des essais de fatigue en flexion sur poutre console à 25 Hz.

3.7. Conclusion

Le présent chapitre a présenté les résultats de la campagne expérimentale réalisée. Dans un premier temps, on s'est intéressé aux données de champs cinématiques et thermique au cours d'essai de fatigue en flexion sur poutre console. Les résultats ont permis d'observer les

phénomènes se produisant en cours d'essai. Des phénomènes tels que l'auto-échauffement, l'allongement de l'éprouvette, l'endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau, et la fissuration ont été observés. L'initiation et la propagation de la fissure conduisent au début de la phase III et à la ruine du matériau. Les phénomènes de fermeture partielle des fissures et d'« autoréparation » de fissure ont été mis en exergue. Les données thermiques ont permis de mettre en évidence un phénomène d'échauffement en pointe de fissure.

Dans un second temps, les données de champs thermiques et cinématiques des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée ont été analysées. Les analyses montrent que la phénoménologie de l'essai n'est pas influencée par les entailles réalisées. Ces entailles servent à fixer le trajet de fissure.

Dans un troisième temps, les données de champs cinématiques et thermique des essais de fatigue en flexion 4 points avec éprouvette entaillée ont été analysées. Les analyses montrent que la phénoménologie de l'essai de fatigue reste la même que sur des essais en flexion sur poutre console. Sur cet essai en flexion 4 points, l'allongement est horizontal et les fissures sont verticales.

La comparaison des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur des éprouvettes entaillées ou non a montré que le fait de réaliser des essais de fatigue à trajet de fissuration imposé réduisait la dispersion des courbes de fatigue. Les trajets de fissuration ont une influence sur la dispersion des courbes de fatigue.

Les données de champs cinématiques ont servi à retenir un critère de fatigue (critère CIN) basé sur l'initiation de la fissure au cours de l'essai obtenue par CIN. Ce critère de fatigue est plus pertinent par rapport à la définition de la durée de vie. Les critères de fatigue les plus utilisés dans la littérature ont été comparés au critère proposé. Il ressort de cette étude que le critère de fatigue à 50 % de chute de raideur est moins proche du critère CIN. Les critères plus proches du critère retenu étaient le critère de Ghuzlan et Carpenter, et le critère de Rowe et Boulin ($N_{R\sigma}$). Toutefois, tous les critères de fatigue étudiés donnent presque les mêmes valeurs de ε_6 intervenant dans le dimensionnement des chaussées.

L'exploitation croisée des données des essais de fatigue sur des éprouvettes entaillées en flexion sur poutre console et en flexion 4 points conduit à des performances en fatigue différentes. Les données expérimentales ont montré que la phénoménologie de fatigue était identique aux deux types d'essai. Une modélisation plus réaliste des essais pour le passage d'un essai à l'autre sur la base de paramètres intrinsèques au matériau devra intégrer les principaux phénomènes de fatigue observés par les mesures de champs. Le développement d'une fissure revêt une importance capitale dans la fatigue des EB. Une modélisation réaliste devra se baser sur des modèles de fissuration par fatigue avec un couplage thermique. Ces aspects de la modélisation sont développés dans le chapitre suivant.

Chapitre 4 : Modélisation thermomécanique des essais de fatigue

Les résultats de la campagne expérimentale ont confirmé les différences d'évaluation des performances à la fatigue d'un même matériau sur deux types d'essais de fatigue différents. Au cours de cette campagne expérimentale, les mesures de champs cinématiques par CIN et les mesures thermiques par thermographie infrarouge ont permis une meilleure analyse des essais de fatigue. Parmi les principaux apports, on peut souligner la mise en évidence du rôle central joué par la fissure dans l'essai de fatigue quel que soit le type d'essai pratiqué. En effet, c'est l'initiation de la fissure qui déclenche la phase III et conduit à la ruine de l'éprouvette. Un autre paramètre important durant l'essai de fatigue est l'auto-échauffement du matériau qui est thermo-susceptible et viscoélastique. Ces résultats expérimentaux vont être ici utilisés pour proposer une modélisation thermomécanique des essais de fatigue sur EB. Le caractère intrinsèque du modèle sera évalué dans le chapitre 5 par comparaison entre essais de fatigue en flexion 2 points et flexion 4 points.

Dans ce chapitre, les hypothèses générales de la modélisation seront présentées en section 4.1. Deux études préliminaires indépendantes seront menées en section 4.2 sur (i) la simulation isotherme de l'essai de fatigue en flexion 2 points par loi de Paris et sur (ii) la simulation thermique de l'auto-échauffement de l'éprouvette au cours du même essai en supposant celui-ci sans endommagement ni fissuration. Les aspects théoriques et techniques du couplage entre fissuration et dissipation thermique seront ensuite présentés dans la section 4.3. La section 4.4 reviendra sur le calcul de la température en pointe de fissure qui met en jeu une densité localement infinie de la dissipation d'énergie visqueuse. Le calcul direct par éléments finis (EF) sera comparé à une méthode de calcul mixte intégrant sous forme analytique la singularité en pointe de fissure et traitant par EF la partie régulière du problème. La section 4.5 présentera des résultats types de simulations couplées thermomécaniques, l'étude de l'influence du maillage sur les résultats.

4.1. Hypothèses générales de modélisation

Les hypothèses générales de modélisation des essais de fatigue sont présentées ci-après. On considérera les enrobés bitumineux (EB) comme des matériaux homogènes et isotropes. Les modélisations seront effectuées en contraintes planes et en hypothèse des petites perturbations.

4.1.1. Homogénéité et isotropie

Bien que les EB soient des matériaux hétérogènes, ils sont souvent modélisés dans la littérature en considérant l'hypothèse d'homogénéité [42], [9], [28], [114]. Dans ce cas, on s'assure en général que le rapport entre la plus petite dimension de l'éprouvette et la taille maximale du granulat dans le matériau est d'au moins 10. Le matériau de la présente étude est un sable bitume 0/2. Pour l'éprouvette trapézoïdale de l'essai de fatigue sur poutre console, cela correspond à un rapport de 12,5 et pour l'éprouvette prismatique de l'essai de fatigue en flexion 4 points à un rapport de 25.

Le mode de fabrication par compactage des EB aussi bien sur chantier qu'en laboratoire peut conduire à des anisotropies dans le comportement mécanique des EB [176]. Il sera néanmoins considéré ici comme isotrope, hypothèse souvent faite.

4.1.2. Contraintes planes et l'hypothèse des petites perturbations

Pour les géométries et conditions limites des essais considérés par la suite, le problème peut être traité en 2D avec hypothèse de contraintes ou déformations planes. Choisir des hypothèses de déformations planes ou de contraintes planes est fonction de l'épaisseur de l'éprouvette étudiée et du problème considéré. En mécanique linéaire de la rupture (MLR), pour le calcul des facteurs d'intensité de contrainte, Ewalds and Wanhill [177] montrent que pour des épaisseurs d'éprouvettes inférieures à 10 mm il faut privilégier les hypothèses de contraintes planes. Pour des épaisseurs supérieures à 50 mm il faut utiliser les hypothèses de déformations planes. Entre ces deux épaisseurs, les deux hypothèses peuvent être utilisées. Des études préliminaires durant cette thèse ont montré que l'hypothèse de contraintes planes donnait de meilleurs résultats en MLR et est donc adoptée ici.

On fera également l'hypothèse des petites perturbations (HPP) justifiée par les faibles niveaux de déplacement et de déformation atteints dans les essais. Si on considère u le vecteur déplacement de composantes u_i , le tenseur de déformation (ε) s'écrit en HPP comme suit :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (4.1)$$

4.2. Etudes préliminaires découplées entre fissuration et température

Les résultats de la campagne expérimentale ont montré qu'une simulation réaliste doit intégrer simultanément un modèle de fissuration par fatigue ainsi que l'auto-échauffement de l'EB au cours de l'essai. Deux premières études sont réalisées séparément sur chacun de ces deux problèmes. La première étude porte sur la modélisation et la simulation de la fatigue des EB par loi de Paris et MLR en élasticité. La seconde étude porte sur la modélisation et la simulation de l'auto-échauffement sous sollicitation cyclique pour les conditions de l'essai de fatigue supposé sans fissuration.

4.2.1. Modélisation des essais de fatigue sur EB par la mécanique linéaire de la rupture et loi de Paris

Cette approche a été utilisée récemment en 2019 par Nguyen [114] pour la simulation d'essais de fatigue en flexion sur poutre console des EB et d'essais structurels à chargements répétés en vraie grandeur (essais FABAC).

4.2.1.1. Equations du modèle

Pour un solide élastique soumis à des sollicitations cycliques en fatigue, la loi de Paris permet de décrire le taux d'accroissement d'une fissure de longueur a se propageant en mode I (ouverture de fissure) dans le matériau en fonction du facteur d'intensité des contraintes (K_I). La loi de Paris s'exprime comme suit :

$$\frac{da}{dN} = \bar{C} K_I^\eta(a) \quad (4.2)$$

avec N le nombre de cycles de sollicitation et K_I la valeur maximale du facteur d'intensité des contraintes sur un cycle. Sous sa forme intégrale, cette relation devient :

$$N - N(a_0, \varepsilon_f) = \int_{a_0}^a \frac{da}{\bar{C} K_I^\eta(a)} \quad (4.3)$$

où \bar{C} et η sont les paramètres de la loi de Paris. A ceux-ci, il faut ajouter les paramètres a_0 et $N_0(\varepsilon_f)$. Le paramètre a_0 représente la longueur de fissure initiale à partir de laquelle on considère que la loi de Paris peut être appliquée et $N(a_0, \varepsilon_f)$ est le nombre de cycles pour atteindre cet état de fissuration. Celui-ci peut être considéré comme une fonction de l'état de déformation de l'éprouvette sans dommage. Le facteur d'intensité de contrainte en hypothèse de contraintes planes peut être calculé à partir de la relation :

$$K_I = \sqrt{EG} \quad (4.4)$$

où E est le module de Young du matériau et G la valeur maximale du taux de restitution d'énergie sur un cycle de chargement. Le calcul du taux de restitution peut être obtenu sur la base d'une approche énergétique pour un essai à déplacement imposé par la relation :

$$G = -\frac{1}{2} \frac{dW_{ext}}{dA} \Big|_u \quad (4.5)$$

avec W_{ext} le travail des efforts extérieurs et A l'aire de la fissure de longueur a . Le calcul de G peut être approximé numériquement par différences finies sur la base de deux calculs de W_{ext} effectués à mêmes déplacements imposés pour deux aires de fissure voisines, A et $A + \delta A$. Les calculs de W_{ext} sont effectués ici par éléments finis en supposant connu le trajet de fissure.

Dans l'objectif de donner un sens physique au paramètre \bar{C} , la loi de Paris est normalisée suivant la relation :

$$\frac{da}{dN} = \bar{C} K_I^\eta(a) = C \left(\frac{K_I(a)}{K_{I0}} \right)^\eta \quad (4.6)$$

avec K_{I0} est une constante arbitraire de même unité que $K_I(a)$. Dans le cadre de cette thèse, le choix est fait de donner la valeur $K_I(a_0)$ au paramètre K_{I0} . Le paramètre C ($m/cycle$) devient alors le taux de propagation initiale en début de propagation de la fissure.

La simulation d'un incrément d'accroissement de fissure da s'effectue en deux étapes. La première consiste à calculer, pour la longueur de fissure a du début d'incrément, les valeurs de $G(a)$ et $K_I(a)$. La seconde étape consiste alors à intégrer la loi de Paris sur l'incrément. Cette technique est utilisée dans les algorithmes de résolution détaillés en section §0.

4.2.1.2. Application à l'essai de fatigue en flexion sur poutre console

Soit le domaine Ω (Figure 4.1) de contour $\partial\Omega$ représentant l'éprouvette supposée élastique de module de Young E et de coefficient de Poisson ν . Le contour $\partial\Omega$ inclut en particulier le contour $\partial\Omega_A = \partial\Omega_{A^+} \cup \partial\Omega_{A^-}$ des lèvres de fissure. Le corps d'épreuve est encastré sur la partie $\partial\Omega_e$ du contour. Un déplacement horizontal sinusoïdal est appliqué sur $\partial\Omega_u$. Il vaut $U(t) = U_0 \sin(\omega t)$, avec U_0 l'amplitude de déplacement imposé et ω la pulsation du chargement.

Le problème mécanique portant sur les amplitudes des différents champs s'écrit à longueur de fissure donnée sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{div } \sigma = 0 \text{ dans } \Omega \\ \sigma = \lambda \text{tr}(\varepsilon)I + 2\mu\varepsilon \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon = \frac{1}{2}(\nabla u + \nabla^T u) \text{ dans } \Omega \\ u = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \sigma \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.7)$$

Avec σ le tenseur des contraintes, et $\partial\Omega_T = \partial\Omega_A \cup \partial\Omega \setminus (\partial\Omega_u \cup \partial\Omega_e)$.

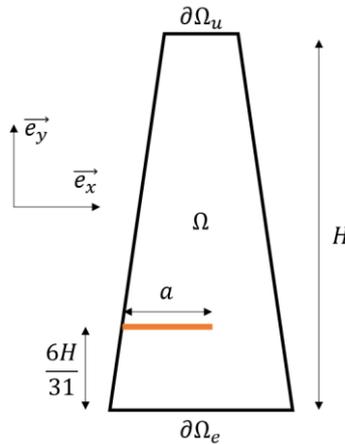


Figure 4.1 : Configuration de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console.

Les paramètres fixés arbitrairement pour la simulation sont présentés dans le tableau 4.1. Il faut noter que le module d'Young retenu est la norme du module complexe à 10 °C et 25 Hz correspondant aux conditions de l'essai de fatigue (Chapitre 2).

Tableau 4.1 : Paramètres de simulation.

Paramètres élastiques	Paramètres de la loi de Paris	
$E = 8,411 \times 10^9 \text{ Pa}$	$N(a_0, \varepsilon_f) = 0$	$C = 1 \times 10^{-8} \text{ m/cycle}$
$\nu = 0,35$	$a_0 = 0,005 \text{ m}$	$\eta = 4,5$
	$K_{I0} = 3,51 \times 10^5 \text{ Pa}\sqrt{\text{m}}$	

La figure 4.2 présente la courbe simulée pour un essai de fatigue à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10 °C et 25 Hz. La courbe ainsi obtenue simule bien les phases II et III des courbes de fatigue. Toutefois, elle ne simule pas la phase I due à l'auto-échauffement du matériau. Dans le présent modèle, la phase I se réduit à une chute initiale brusque de la raideur car le paramètre $N(a_0, \varepsilon_f)$ associé au nombre de cycle pour atteindre l'état de fissuration de longueur a_0 est nul. L'origine de cette chute n'est pas thermique. On peut alors améliorer une telle modélisation de l'essai en introduisant un couplage thermomécanique pour simuler l'auto-échauffement sous sollicitation cyclique et la thermo-susceptibilité du matériau viscoélastique. Ce travail de couplage est présenté dans la section suivante.

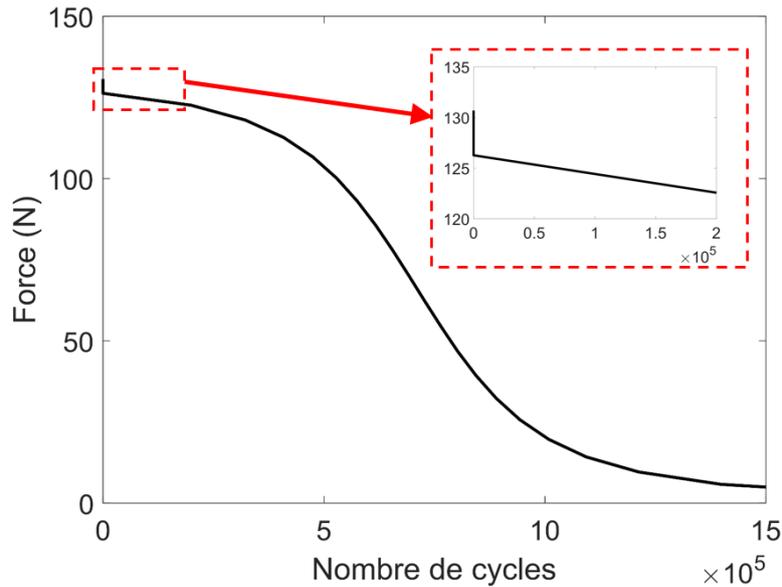


Figure 4.2 : Simulation d'une courbe de fatigue d'un essai en flexion sur poutre console à 10 °C, 25 Hz et 300 μm/m.

4.2.2. Modélisation de l'auto-échauffement dans les conditions de l'essai de fatigue

On s'intéresse ici à l'auto-échauffement des EB pour l'éprouvette vierge et les conditions de chargement correspondant à l'essai de fatigue. Les développements présentés ici sont basés sur des travaux de Piau [42] en 1989.

4.2.2.1. Equations du modèle (viscoélasticité cyclique + équation de la chaleur)

Les essais de fatigue consistent à appliquer des sollicitations sinusoïdales aux éprouvettes. Durant les essais de fatigue, les phénomènes se produisent suivant deux échelles de temps :

- une échelle de temps courte de l'ordre de la période T avec des réponses mécaniques sinusoïdales,
- et une échelle de temps longue avec la dérive lente des amplitudes des réponses mécaniques. Les variations de la température sont observables à cette échelle de temps.

Pour décrire l'évolution dans le temps de ces réponses mécaniques, on peut utiliser les fonctions de temps $X(t)$ sous la forme.

$$X(t) = \text{Re}(X^*(t)e^{i\omega t}) \quad (4.8)$$

Avec Re la partie réelle et X^* une variable complexe lentement variable par rapport à la période T et supposée constante sur une période. Avec cette considération, X^* est une amplitude complexe. L'évolution des déformation (ε) et contrainte (σ) s'écrit alors comme suit :

$$\begin{cases} \varepsilon(t) = \text{Re}(\varepsilon^*(t)e^{i\omega t}) \\ \sigma(t) = \text{Re}(\sigma^*(t)e^{i\omega t}) \end{cases} \quad (4.9)$$

La loi de comportement $\sigma^* - \varepsilon^*$ entre amplitudes complexes est prise sous la forme d'une loi élastique avec un module de Young et un coefficient de Poisson tous deux complexes.

$$\sigma_{ij}^* = E^* C_{ijkl}^{el} \varepsilon_{kl}^* \quad (4.10)$$

avec C_{ijkl}^{el} le tenseur de rigidité d'un solide élastique isotrope de module de Young unité et de coefficient de Poisson ν supposé ici réel.

De manière analogue, la température $\theta_t(x, y, z, t)$ peut se décomposer suivant ces deux échelles de temps (lente et rapide) comme suit :

$$\theta_t = \theta_r + \theta_l \quad (4.11)$$

θ_r est la composante rapide et sinusoïdale. θ_l est la composante lente qui est la moyenne de la température sur une période. La composante sinusoïdale étant négligeable par rapport à la composante moyenne, on s'intéressera uniquement à la composante moyenne en supposant $\theta_t \approx \theta_l$.

Sur la base des deux principes de la thermodynamique, l'équation de la chaleur s'exprime sous la forme [42] :

$$\rho c \dot{\theta}_l - \nabla \cdot (k \nabla \theta_l) = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \sigma : \dot{\varepsilon} d\tau \quad (4.12)$$

Avec ρ la masse volumique du matériau, c la chaleur massique du matériau, k le coefficient de conductivité thermique du matériau. On a :

$$\dot{\varepsilon}(\tau) = \text{Re}(\dot{\varepsilon}^*(\tau) e^{i\omega\tau} + i\omega \varepsilon^*(\tau) e^{i\omega\tau}) \quad (4.13)$$

On rappelle que ε^* est lentement variable par rapport à la période T et supposée constante sur une période donc $\dot{\varepsilon}^*$ est négligeable dans l'expression de $\dot{\varepsilon}$. Le terme source ψ_{dis} de l'équation de la chaleur (Eq (4.12)) devient alors :

$$\psi_{dis} = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \sigma : \dot{\varepsilon} d\tau = \frac{\omega}{T} \int_t^{t+T} \text{Re}(\sigma^*(\tau) e^{i\omega\tau}) : \text{Re}(i\varepsilon^*(\tau) e^{i\omega\tau}) d\tau \quad (4.14)$$

Expérimentalement, l'asservissement de la machine de fatigue impose des déplacements en phase. Le tenseur de déformation qui est une fonction linéaire du champ de déplacement en phase est lui-même en phase et donc $\varepsilon^* = \tilde{\varepsilon}$ avec $\tilde{\varepsilon}$ le tenseur de déformation élastique qui est réel.

L'amplitude de contrainte complexe s'exprime alors sous la forme :

$$\sigma^* = |E^*| e^{i\varphi} C^{el} : \varepsilon^* = \tilde{\sigma} e^{i\varphi} \quad (4.15)$$

avec $\tilde{\sigma}$ le tenseur de contrainte élastique d'un matériau de module de Young $|E^*|$. On rappelle que φ est l'angle de phase du module complexe traduisant le comportement visqueux du matériau viscoélastique.

Avec les deux dernières considérations, le terme source de dissipation devient :

$$\psi_{dis} = \frac{\omega |E^*| \varepsilon^* : C^{el} : \varepsilon^*}{4T} \int_t^{t+T} (ie^{i(2\omega\tau+\varphi)} - ie^{i\varphi} + ie^{-i\varphi} - ie^{-i(2\omega\tau+\varphi)}) d\tau \quad (4.16)$$

Après intégration, cette expression devient :

$$\psi_{dis} = \omega \sin \varphi \frac{|E^*| \varepsilon^* : C^{el} : \varepsilon^*}{2} = \omega \sin \varphi |E^*| \psi^{el} \quad (4.17)$$

Avec ψ^{el} la densité d'énergie de déformation élastique de module unité. Le terme source de l'équation est issu des effets visqueux du matériau. En effet, pour un matériau purement élastique, la phase est nulle et ψ_{dis} donc nul par conséquent.

Les échanges thermiques entre l'éprouvette et son environnement sont de deux types si on considère l'essai de fatigue sur poutre console :

- ceux provenant de la conduction au travers des plaques métalliques en haut et à la base de l'éprouvette,
- ceux s'effectuant entre les faces verticales et l'air conditionné de l'enceinte climatique d'essai, provenant essentiellement de la convection.

Ces échanges entre l'éprouvette et son environnement sont assimilés à des échanges linéaires sous la forme :

$$k\nabla\theta_l \cdot n = \lambda(\theta_{ext} - \theta_l) \quad (4.18)$$

avec n le vecteur normal extérieur à la face de l'éprouvette, θ_{ext} la température extérieure, et λ le coefficient d'échange dont la valeur dépend de la face considérée.

On se ramène à un problème plan en (x, y) pour la température en introduisant la température moyenne θ dans l'épaisseur e de l'éprouvette :

$$\theta(x, y, t) = \frac{1}{e} \int_{-\frac{e}{2}}^{\frac{e}{2}} \theta_l(x, y, z, t) dz \quad (4.19)$$

L'équation de la chaleur Eq. (4.12) devient par intégration suivant l'axe z et en supposant $\theta_l(x, y, z = \pm \frac{e}{2}, t) \approx \theta(x, y, t)$ étant donné la faible épaisseur de l'éprouvette :

$$\rho c \dot{\theta} - \nabla \cdot (k \nabla \theta) + 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta = \psi_{dis} + 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{ext} \quad (4.20)$$

avec λ_l le coefficient d'échange sur les grandes faces latérales. Les conditions d'échanges sur les faces horizontales sont données par :

$$k\nabla\theta \cdot n = \lambda_h(\theta_{ext} - \theta) \quad (4.21)$$

avec λ_h le coefficient d'échange sur les faces horizontales. Pour les côtés obliques les échanges sont jugés négligeables par rapport aux échanges sur les grandes faces.

Le terme source de l'équation de la chaleur dépend du module complexe du matériau ce qui introduit un couplage thermomécanique. L'algorithme de résolution de ce problème transitoire non linéaire revient à celui présenté en section 4.3.3 lorsqu'on omet la propagation de fissure.

4.2.2.2. Résultats de simulation thermique sans endommagement

L'exemple numérique est conduit pour les valeurs de paramètres arbitraires donnés dans le tableau 4.2. Les paramètres du module complexe sont ceux présentés au chapitre 2.

Tableau 4.2 : Paramètres de simulation.

Paramètres matériau et thermiques	
$\rho = 2340 \text{ kg/m}^3$	$\lambda_l = 23 \text{ J/(m}^2\text{s } ^\circ\text{C)}$
$c = 220 \text{ J/(kg } ^\circ\text{C)}$	$\lambda_h = 4400 \text{ J/(m}^2\text{s } ^\circ\text{C)}$
$k = 0,8 \text{ J/(ms } ^\circ\text{C)}$	$\theta_i = 10 \text{ } ^\circ\text{C}$

Les champs de températures obtenus par simulation numérique sont présentés pour différents instants sur la figure 4.3. L'échauffement rapide sur les faces latérales de l'éprouvette en début d'essai (Figure 4.3-a) s'accroît au cours de la simulation (Figure 4.3-b) jusqu'à l'établissement d'un régime permanent (Figure 4.3-c) pour lequel l'échauffement maximal est de l'ordre de 3,6 °C. Ces résultats reflètent assez bien les observations expérimentales en début d'essai avant développement de fissure de longueur significative.

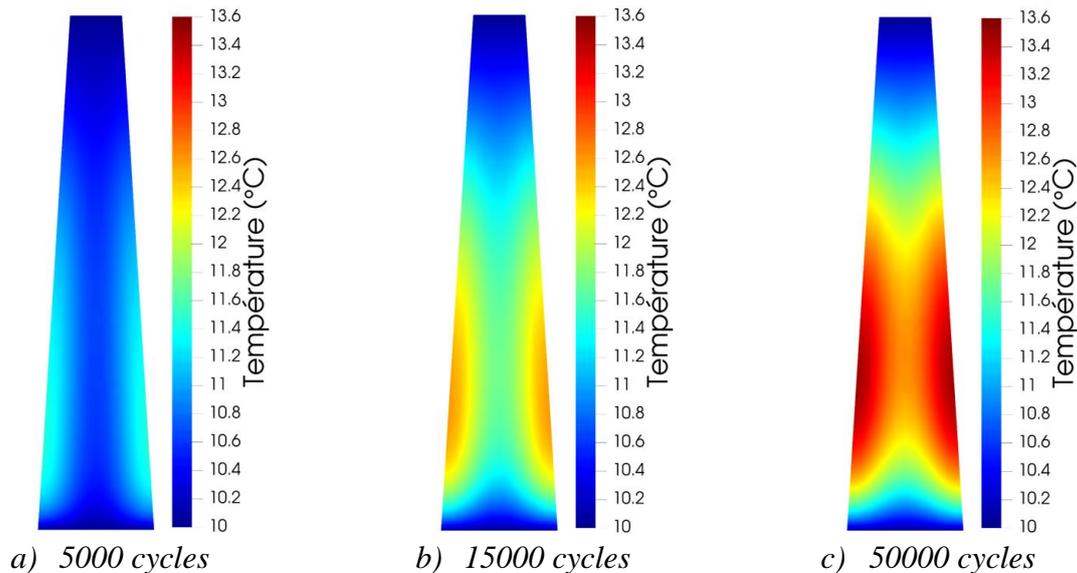


Figure 4.3 : Champs thermiques simulés pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console sans fissuration à 300 $\mu\text{m/m}$, 10 °C et 25 Hz.

La figure 4.4 présente les évolutions de l'amplitude de force et de la température maximale au cours de la simulation. On constate sur cette courbe une chute de raideur due à l'échauffement de l'ordre de 16 %. Expérimentalement, les chutes de raideur en phase I de courbe de fatigue étaient de l'ordre de 20 %. Pour les matériaux étudiés ici, l'auto-échauffement suffit quasiment à rendre compte de la chute de raideur en phase I. Cela ne n'empêche pas d'avoir des taux d'endommagement élevés en début d'essai mais sans forte conséquence sur la raideur en raison de leur caractère fortement localisé.

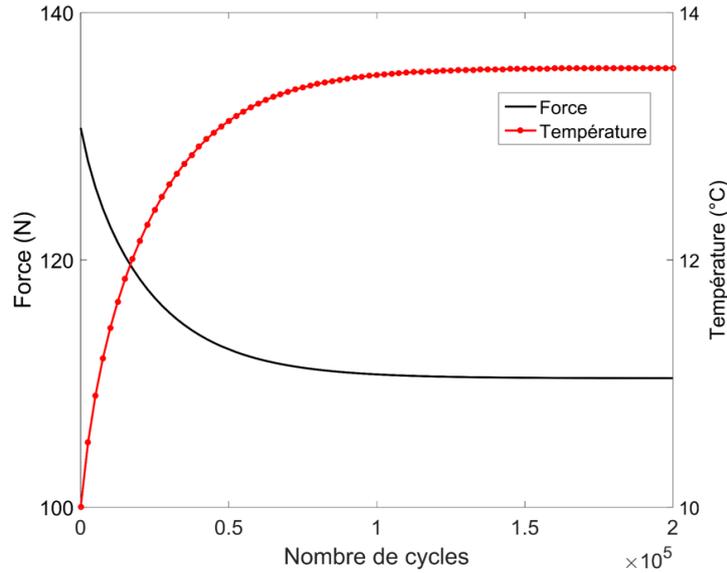


Figure 4.4 : Evolution de la force et de la température maximale simulées pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console sans fissuration à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

4.2.3. Pseudo-couplage thermomécanique par factorisation des deux effets

Les résultats de simulations sur la base de modélisation de l'essai de fatigue par MLN et loi de Paris (§4.2.1) représentent assez bien les phases II et III des courbes de fatigue. L'auto-échauffement marquant essentiellement la phase I manque à cette simulation et est obtenu par les développements de la section §4.2.2. Un procédé approximatif de couplage entre ces deux phénomènes peut être effectué par factorisation des pertes de rigidité produites par l'un et l'autre (Figure 4.2 et Figure 4.4). Une telle approche a été utilisée par Bodin [28] dans un contexte similaire. Pour utiliser cette approche, on définit les deux paramètres suivants R_T et R_F de perte de raideur en fonction du nombre de cycles. Le premier est lié à l'auto-échauffement et l'autre à la fissuration. A titre d'exemple, R_T est défini à partir de la courbe $F(N)$ de la figure 4.4 par :

$$R_T(N) = \frac{F(N)}{F_i} \quad (4.22)$$

avec F_i = force initiale en début de simulation. On peut alors définir le paramètre de raideur couplé (\bar{R}) prenant en compte les deux simulations par la relation :

$$\bar{R}(N) = R_T(N) R_F(N), \quad \bar{F}(N) = F_i \bar{R}(N) \quad (4.23)$$

La figure 4.5 présente les résultats de couplage avec une telle approche. On remarque que la courbe issue du couplage fait qualitativement état des 3 phases des courbes de fatigue expérimentales.

Cette approche ne tient toutefois pas compte des changements du champ de température liés à la propagation d'une fissure et visibles par thermographie lors des essais. Par conséquent, elle ne tient pas compte non plus des modifications des champs mécaniques induites en particulier en pointe de fissure dans le calcul du facteur d'intensité des contraintes qui pilote la loi de Paris. On va donc effectuer par la suite une véritable modélisation couplée thermomécanique qui nous permettra entre autres d'évaluer les biais de ce pseudo-couplage.

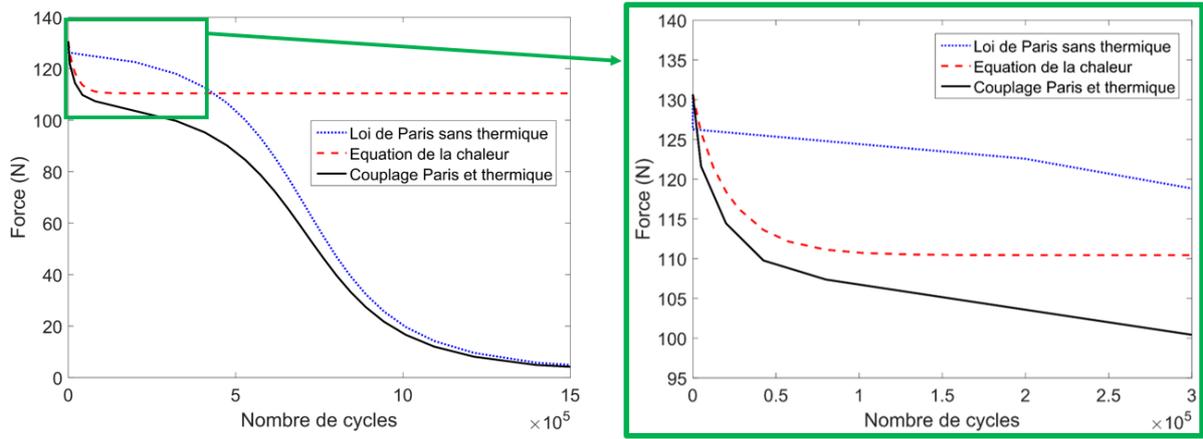


Figure 4.5 : Résultats de courbe fatigue obtenue par pseudo-couplage des résultats des simulations par loi de Paris et thermiques sans fissure.

4.3. Modélisation thermomécanique de la fatigue des EB avec loi de Paris, MLR, et équation de la chaleur

L'objectif de cette section est de présenter une modélisation thermomécanique de l'essai de fatigue des EB couplant MLR, loi de Paris et l'équation de la chaleur.

4.3.1. Equations du modèle

Le matériau étant thermo-susceptible, le module complexe est fonction de la température ($E^*(\theta)$) pour des essais de fatigue à fréquence fixée.

Le problème mécanique devrait donc être résolu entièrement en variables complexes. Toutefois, pour rester dans le domaine réel, nous allons simplifier la partie mécanique en considérant le problème pseudo-élastique pour lequel le champ $E^*(\theta)$ est remplacé par le champ de module de Young défini par $|E^*(\theta)|$. Cette approximation permet de garder l'effet de premier ordre qui est la perte de rigidité du matériau avec l'augmentation de la température. Elle néglige par contre sur le plan mécanique l'hétérogénéité de phase créée par les gradients de température.

Par contre les déphasages introduits par les variations spatiales de $E^*(\theta)$ jouent un rôle important dans la valeur de l'énergie de dissipation. Les déphasages sont conservés dans le calcul thermique.

Avec de telles considérations, la loi de Paris devient :

$$\frac{da}{dN} = c \left(\frac{\tilde{K}_I(a, \theta)}{K_{I0}} \right)^\eta \quad (4.24)$$

avec $\tilde{K}_I(a, \theta)$ le pseudo facteur d'intensité de contrainte est donné par la relation :

$$\tilde{K}_I(a, \theta) = \sqrt{|E_p^*(\theta)| \tilde{G}(a, \theta)} \quad (4.25)$$

E_p^* est le module complexe en pointe de fissure car le facteur d'intensité de contrainte est un paramètre décrivant le comportement local au voisinage de la pointe de fissure.

Le pseudo taux de restitution d'énergie $\tilde{G}(a, \theta)$ maximal sur un cycle de sollicitation s'effectue sur la base d'une approche énergétique pour un essai à déplacement imposé par la relation :

$$\tilde{G}(a, \theta) = -\frac{1}{2} \frac{\partial \tilde{W}_{ext}(a, \theta)}{\partial A} \Big|_{u, \theta} \quad (4.26)$$

Le calcul de \tilde{G} peut être approximé numériquement par différences finies sur la base de deux calculs de W_{ext} effectués à mêmes déplacements imposés et température donnée pour deux aires de fissure voisines, A et $A + \delta A$.

$$\tilde{G}(a, \theta) = -\frac{1}{2} \frac{\tilde{W}_{ext}(a + \delta a, \theta) - \tilde{W}_{ext}(a, \theta)}{\delta A} \quad (4.27)$$

Cette équation nécessite le calcul de \tilde{W}_{ext} aux états de fissuration a et $a + \delta a$ à par EF pour un état thermique θ donné. Pour un état de fissuration a , le calcul de \tilde{W}_{ext} est réalisé par EF en résolvant le problème mécanique pseudo-élastique en supposant connu le trajet de fissure et l'état thermique θ .

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{div}(\tilde{\sigma}(u(a), \theta)) = 0 \text{ dans } \Omega \\ \tilde{\sigma} = |E^*(\theta)| C^{el} : \varepsilon^* \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^* = \frac{1}{2} (\nabla u + \nabla^T u) \text{ dans } \Omega \\ u = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma} \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.28)$$

Le travail $W_{ext}(a, \theta)$ s'exprime sous la forme :

$$\tilde{W}_{ext}(a, \theta) = \tilde{F}(a, \theta) U_0 \quad (4.29)$$

Avec $\tilde{F}(a, \theta)$ la force restituée par l'éprouvette qui vaut :

$$\tilde{F}(a, \theta) = \int_{\partial\Omega_u} \tilde{\sigma}(u(a), \theta) \cdot n \, d\Gamma \quad (4.30)$$

La résolution du problème mécanique nécessite la prise en compte du champ thermique correspondant à l'état de fissuration a . Ce champ thermique est obtenu par résolution du problème thermique qui s'exprime comme suit avec une approximation par différence finie de θ :

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho c f \frac{\delta \theta}{\delta N} - \nabla \cdot (k \nabla \theta) + 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta = \psi_{dis}(u(a), \theta) + 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{ext} \text{ sur } \Omega \\ \theta(x, y, t = 0) = \theta_i \text{ sur } \Omega \\ k \nabla \theta \cdot n = \lambda_h (\theta_{ext} - \theta) \text{ sur } \Gamma = \partial\Omega_u \cup \partial\Omega_e \end{array} \right. \quad (4.31)$$

avec $\delta t = f \delta N$.

Le terme source de l'équation de la chaleur est fonction de l'état mécanique et thermique sous la forme :

$$\psi_{dis}(u(a), \theta) = \omega \sin \varphi(\theta) |E^*(\theta)| \psi^{el}(u(a)) \quad (4.32)$$

La simulation de l'essai de fatigue passe par la résolution en simultanée de la loi de Paris (4.24), du problème mécanique (4.28) et du problème thermique (4.31) pour un état $(u(a), \theta)$ correspondant à un temps donné N .

4.3.2. Discrétisation temporelle, formulation faible et algorithme de résolution

On présente ici les étapes menant à l'implémentation du modèle dans un logiciel EF. On présente la discrétisation temporelle, la formulation faible ainsi que l'algorithme de résolution adoptée.

4.3.2.1. Discrétisation temporelle

Pour la discrétisation temporelle d'une fonctionnelle Y de temps N , c'est le schéma d'Euler implicite qui est utilisé sous la forme :

$$\dot{Y} \simeq \frac{Y(N + \delta N) - Y(N)}{\delta N} = \frac{Y(N + \Delta N) - Y(N)}{\Delta N} \quad (4.33)$$

On retient la notation suivante pour alléger les expressions :

$$\dot{Y} \simeq \frac{Y_{N+\Delta N} - Y_N}{\Delta N} \quad (4.34)$$

La loi de Paris s'exprime maintenant sous forme incrémentale comme suit :

$$\frac{a_{N+\Delta N} - a_N}{\Delta N} = C \left(\frac{\tilde{K}_I(a_{N+\Delta N}, \theta_{N+\Delta N})}{K_{I0}} \right)^\eta \quad (4.35)$$

Le pseudo facteur d'intensité de contrainte est donné par la relation :

$$\tilde{K}_I(a_{N+\Delta N}, \theta_{N+\Delta N}) = \sqrt{|E_p^*(\theta_{N+\Delta N})| \tilde{G}(a_{N+\Delta N}, \theta_{N+\Delta N})} \quad (4.36)$$

Le pseudo taux de restitution d'énergie est approximée sous forme discrétisée :

$$\tilde{G}(a_{N+\Delta N}, \theta_{N+\Delta N}) = -\frac{1}{2} \frac{\tilde{W}_{ext}(a_{N+\Delta N}, \theta_{N+\Delta N}) - \tilde{W}_{ext}(a_N, \theta_{N+\Delta N})}{e \Delta a} \quad (4.37)$$

Le problème mécanique devient de la même manière pour un état de fissuration $a + \delta a$:

$$\left\{ \begin{array}{l} \operatorname{div}(\tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N})) = 0 \text{ dans } \Omega \\ \tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) = |E^*(\theta_{N+\Delta N})| C^{el} : \varepsilon^*(a_{N+\Delta N}) \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^*(a_{N+\Delta N}) = \frac{1}{2} (\nabla u(a_{N+\Delta N}) + \nabla^T u(a_{N+\Delta N})) \text{ dans } \Omega \\ u(a_{N+\Delta N}) = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u(a_{N+\Delta N}) = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.38)$$

Et pour un état de fissuration a :

$$\left\{ \begin{array}{l} \operatorname{div} (\tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N})) = 0 \text{ dans } \Omega \\ \tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N}) = |E^*(\theta_{N+\Delta N})| \mathcal{C}^{el} : \varepsilon^*(a_N) \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^*(a_N) = \frac{1}{2} (\nabla u(a_N) + \nabla^T u(a_N)) \text{ dans } \Omega \\ u(a_N) = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u(a_N) = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N}) \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.39)$$

Le problème thermique s'exprime comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho c f \frac{\theta_{N+\Delta N} - \theta_N}{\Delta N} - \nabla \cdot (k \nabla \theta_{N+\Delta N}) + 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{N+\Delta N} = \psi_{dis}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) + \\ \quad 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{ext} \text{ sur } \Omega \\ \theta_{N+\Delta N}(x, y, t = 0) = \theta_{ini} \text{ sur } \Omega \\ k \nabla \theta_{N+\Delta N} \cdot n = \lambda_h (\theta_{ext} - \theta_{N+\Delta N}) \text{ sur } \Gamma = \partial\Omega_u \cup \partial\Omega_e \end{array} \right. \quad (4.40)$$

4.3.2.2. Formulation faible

On définit C_u comme l'ensemble des champs de déplacement \hat{u} cinématiquement admissibles (CA) à zéro:

$$C_u = \{\hat{u} \mid \hat{u} \text{ continu et régulier sur } H^1(\Omega) \text{ et } \hat{u} = 0 \text{ sur } \Gamma = \partial\Omega_u \cup \partial\Omega_e\} \quad (4.41)$$

Avec $H^1(\Omega)$ l'espace de Sobolev.

La forme faible du problème mécanique à l'instant $N + \Delta N$ revient à chercher u CA tel que $\forall \hat{u} \in C_u$:

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) : \varepsilon(\hat{u}) \, d\Omega - \int_{\partial\Omega_T} \tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) \cdot n \cdot \hat{u} \, d\Gamma = 0 \\ \tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) = |E^*(\theta_{N+\Delta N})| \mathcal{C}^{el} : \varepsilon^*(a_{N+\Delta N}) \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^*(a_{N+\Delta N}) = \frac{1}{2} (\nabla u(a_{N+\Delta N}) + \nabla^T u(a_{N+\Delta N})) \text{ dans } \Omega \\ u(a_{N+\Delta N}) = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u(a_{N+\Delta N}) = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.42)$$

Et pour un état de fissuration a :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N}) : \varepsilon(\hat{u}) \, d\Omega - \int_{\partial\Omega_T} \tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N}) \cdot n \cdot \hat{u} \, d\Gamma = 0 \\ \tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N}) = |E^*(\theta_{N+\Delta N})| \mathcal{C}^{el} : \varepsilon^*(a_N) \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^*(a_N) = \frac{1}{2} (\nabla u(a_N) + \nabla^T u(a_N)) \text{ dans } \Omega \\ u(a_N) = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u(a_N) = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma}(u(a_N), \theta_{N+\Delta N}) \cdot \vec{n} = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.43)$$

On définit ensuite C_θ comme l'ensemble des champs de température thermiquement admissibles à zéro:

$$C_\theta = \{ \hat{\theta} \mid \hat{\theta} \text{ continu et régulier sur } H^1(\Omega) \text{ et } \hat{\theta} = 0 \text{ sur } \partial\Omega_\theta \} \quad (4.44)$$

La forme faible du problème mécanique à l'instant $N + \Delta N$ revient à chercher θ CA tel que $\forall \hat{\theta} \in C_\theta$:

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \rho c f \frac{\theta_{N+\Delta N} - \theta_N}{\Delta N} \hat{\theta} \, d\Omega + \int_{\Omega} k \nabla \theta_{N+\Delta N} \cdot \nabla \hat{\theta} \, d\Omega + \int_{\Omega} 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{N+\Delta N} \hat{\theta} \, d\Omega \\ + \int_{\Gamma} \lambda_h \theta_{N+\Delta N} \hat{\theta} \, d\Gamma = \int_{\Omega} \psi_{dis}(u(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}) \hat{\theta} \, d\Omega \\ + \int_{\Omega} 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{ext} \hat{\theta} \, d\Omega + \int_{\Gamma} \lambda_h \theta_{ext} \hat{\theta} \, d\Gamma \\ \theta_{N+\Delta N}(x, y, t = 0) = \theta_{ini} \text{ sur } \Omega \end{array} \right. \quad (4.45)$$

4.3.3. Algorithme de résolution et implémentation

Contrairement aux cas classiques de résolution qui sont pilotés par des incréments de temps (ΔN), nous exécuterons des simulations pilotées en incrément de longueur de fissure (Δa). Les incréments ΔN correspondant à ces incréments Δa seront calculés par la loi de Paris (4.35).

La simulation de l'essai de fatigue passe par la résolution en simultanée de la loi de Paris (4.35), du problème mécanique (4.43) et (4.42) et du problème thermique (4.45). Les quatre systèmes d'équation sont tous fonction à un temps $N + \Delta N$, l'incrément de temps ΔN , de l'état de fissuration mécanique $u(a_{N+\Delta N})$ et du champ thermique $\theta_{N+\Delta N}$. Ces systèmes d'équation sont alors non linéaires compte tenu du couplage des variables.

Pour un problème non linéaire, l'algorithme alterné consiste à résoudre une série de sous-problèmes linéaires de manière itérative jusqu'à convergence. Les sous-problèmes linéaires sont obtenus en déterminant une variable inconnue pour chaque sous problème en fixant les autres variables.

En application sur notre problème de fatigue, l'application de cet algorithme alterné à résoudre successivement sur une boucle itérative i , dans un premier temps l'équation de Paris en fixant les champs $u^{i-1}(a_{N+\Delta N})$ et $\theta_{N+\Delta N}^{i-1}$ sous la forme :

$$\Delta N^i = \frac{\Delta a}{C \left(\frac{\tilde{K}_I(u^{i-1}(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}^{i-1})}{K_{I0}} \right)^\eta} \quad (4.46)$$

Dans un second temps, le problème mécanique peut être résolu pour les états de fissuration $u^i(a_{N+\Delta N})$ en fixant ΔN^i et $\theta_{N+\Delta N}^{i-1}$ par la relation :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \tilde{\sigma}(u^i(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) : \varepsilon(\hat{u}) \, d\Omega - \int_{\partial\Omega_T} \tilde{\sigma}(u^i(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) \cdot n \cdot \hat{u} \, d\Gamma = 0 \\ \tilde{\sigma}(u^i(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) = |E^*(\theta_{N+\Delta N}^{i-1})| C^{el} : \varepsilon^*(a_{N+\Delta N}) \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^*(a_{N+\Delta N}) = \frac{1}{2} (\nabla u^i(a_{N+\Delta N}) + \nabla^T u^i(a_{N+\Delta N})) \text{ dans } \Omega \\ u^i(a_{N+\Delta N}) = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u^i(a_{N+\Delta N}) = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma}(u^i(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.47)$$

De même pour l'état de fissuration $u^i(a_N)$ par la relation :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \tilde{\sigma}(u^i(a_N), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) : \varepsilon(\hat{u}) \, d\Omega - \int_{\partial\Omega_T} \tilde{\sigma}(u^i(a_N), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) \cdot n \cdot \hat{u} \, d\Gamma = 0 \\ \tilde{\sigma}(u^i(a_N), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) = |E^*(\theta_{N+\Delta N}^{i-1})| C^{el} : \varepsilon^*(a_N) \text{ dans } \Omega \\ \varepsilon^*(a_N) = \frac{1}{2} (\nabla u^i(a_N) + \nabla^T u^i(a_N)) \text{ dans } \Omega \\ u^i(a_N) = U_0 e_x \text{ sur } \partial\Omega_u \\ u^i(a_N) = 0 \text{ sur } \partial\Omega_e \\ \tilde{\sigma}(u^i(a_N), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Omega_T \end{array} \right. \quad (4.48)$$

Enfin dans un troisième temps, l'état thermique $\theta_{N+\Delta N}^i$ peut être obtenu en résolvant le problème thermique en fixant l'incrément ΔN^i et l'état de fissuration $u^i(a_{N+\Delta N})$ par l'équation suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \rho c f \frac{\theta_{N+\Delta N}^i - \theta_N}{\Delta N^i} \hat{\theta} \, d\Omega + \int_{\Omega} k \nabla \theta_{N+\Delta N}^i \cdot \overrightarrow{\nabla \hat{\theta}} \, d\Omega + \int_{\Omega} 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{N+\Delta N}^i \hat{\theta} \, d\Omega \\ + \int_{\Gamma} \lambda_h \theta_{N+\Delta N}^i \hat{\theta} \, d\Gamma = \int_{\Omega} \psi_{dis}(u^i(a_{N+\Delta N}), \theta_{N+\Delta N}^{i-1}) \hat{\theta} \, d\Omega \\ + \int_{\Omega} 2 \frac{\lambda_l}{e} \theta_{ext} \hat{\theta} \, d\Omega + \int_{\Gamma} \lambda_h \theta_{ext} \hat{\theta} \, d\Gamma \\ \theta_{N+\Delta N}^i(x, y, t = 0) = \theta_{ini} \text{ sur } \Omega \end{array} \right. \quad (4.49)$$

Le critère de convergence pour l'arrêt de l'algorithme alterné est alors défini sur la convergence des prédictions d'incrément de cycle comme suit :

$$|\Delta N^i - \Delta N^{i-1}| < \xi \quad (4.50)$$

Avec ξ la tolérance en nombre de cycle.

Les principales étapes de l'algorithme de résolution sont présentées sur la figure 4.6. Cet algorithme est implémenté dans le logiciel *FreeFem ++* [178] avec des éléments *P2* de Lagrange de polynôme d'ordre 2. Les maillages utilisés sont triangulaires et réalisés dans le logiciel *Gmsh* [179], puis importés dans *FreeFem ++*.

On notera pour les pas de calculs numériques $\theta_{n+1} = \theta_{N+\Delta N}$ et $\theta_n = \theta_N$.

0. Calcul d'initialisation avec une fissure de longueur a_0 et champs thermomécaniques au cycle N_0 .

Calcul de $u(a_0)$, $\theta_0 = \theta_{ini}$, $\Psi(u(a_0), \theta_0)$

1. Incrément de fissuration (boucle n)

$$a_{n+1} = a_n + \Delta a$$

Initialisation $\theta_{n+1}^0 = \theta_n^i$

1.1. Calcul alterné sur boucle itérative i

1.1.1. Initialisation $E^*(\theta_{n+1}^{i-1})$, $|E_p^*(\theta_{n+1}^{i-1})|$

1.1.2. Problème mécanique

Calcul du champ $u^i(a_{n+1})$ en fixant θ_{n+1}^{i-1} par résolution des équations et

Calcul de $\tilde{W}_{ext}(u^i(a_{n+1}), \theta_{n+1}^{i-1})$ et $\tilde{W}_{ext}(u^i(a_n), \theta_{n+1}^{i-1})$, de $\tilde{G}(u^i(a_{n+1}), \theta_{n+1}^{i-1})$, $\tilde{K}_I(u^i(a_{n+1}), \theta_{n+1}^{i-1})$, $\psi_{dis}(u^i(a_{n+1}), \theta_{n+1}^{i-1})$

1.1.3. Loi de Paris

Calcul de ΔN^i en fixant $u^i(a_{n+1})$ et θ_{n+1}^{i-1} par résolution de l'équation

1.1.4. Problème thermique

Calcul de θ_{n+1}^i en fixant ΔN^i et $u^i(a_{n+1})$ par résolution de l'équation

1.1.5. Critère d'arrêt du calcul alterné

Si $|\Delta N^i - \Delta N^{i-1}| < \xi$ sortie de la boucle i et retour à 1. avec $n = n + 1$

Sinon retour à l'étape 1.1.1. avec $i = i + 1$

2. Fin du calcul

Figure 4.6 : Principales étapes de l'algorithme de résolution.

4.4. Retour sur le calcul de la température en pointe de fissure sur la base d'un problème stationnaire dans un milieu fissuré 2D

D'un point de vue théorique, la MLR conduit à des champs de contrainte et de déformation infinis en pointe de fissure et donc à une densité d'énergie dissipée ψ_{dis} infinie dans l'équation de la chaleur. Celle-ci reste toutefois intégrable ce qui assure le caractère borné de la quantité

totale d'énergie dissipée dans le milieu. En effet en 2D, la singularité de la l'énergie dissipée est en $1/r$ (r la distance à la pointe de fissure) résultant des singularités en $1/\sqrt{r}$ des contraintes et déformations ; ce facteur $1/r$ est alors neutralisé par la mesure $rdrd\theta$ de l'intégrale de surface. Il n'est toutefois pas évident à ce stade que la température en pointe de fissure soit définie et qui plus est que son calcul par EF standard envisagé dans les développements précédents soit correct.

L'objectif de la présente section va donc être de s'assurer de ce point. Pour cela, on va simplifier le problème en se plaçant en régime stationnaire et en considérant la densité d'énergie dissipée issue du produit $\sigma : \varepsilon$ d'un calcul élastique avec module de Young homogène autour de la pointe de fissure en négligeant l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du matériau. Le calcul est effectué par décomposition des champs mécaniques et de température en composantes analytiques et numériques. Les premières intègrent les solutions liées aux singularités. Les secondes permettent de calculer les écarts à ces solutions ; elles sont régulières par construction et peuvent être traitées par EF sans disposition particulière. La solution semi-analytique du problème est obtenue au final par superposition des deux composantes et constitue la solution de référence du problème thermique avec fissure. La solution directe par EF pourra alors être comparée à celle-ci.

4.4.1. Hypothèses du problème thermique à résoudre

On considère le domaine Φ de la figure 4.7, de contour $\partial\Phi$ contenant un solide élastique de module de Young E avec une fissure de longueur $2a$, soumis aux efforts de traction σ_∞ .

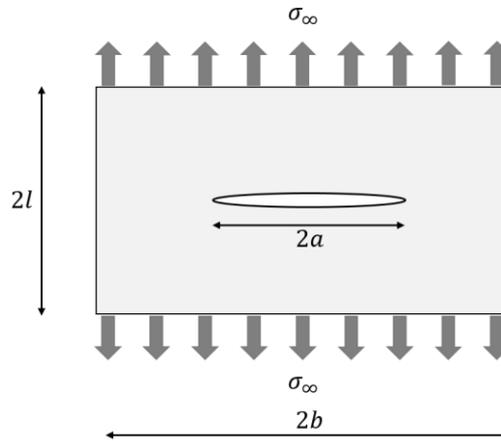


Figure 4.7 : Configuration de la géométrie.

Le problème mécanique élastique est décrit par les équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{div}(\sigma) = 0 \text{ dans } \Phi \\ \sigma = EC^{el} : \varepsilon \text{ dans } \Phi \\ \varepsilon = \frac{1}{2} (\nabla u + \nabla^T u) \text{ dans } \Phi \\ u = \bar{u} \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \\ \sigma \cdot n = \bar{q} \text{ sur } \partial\Phi_{Nm} \end{array} \right. \quad (4.51)$$

On cherche alors à résoudre l'équation de la chaleur en régime stationnaire en prenant comme terme source la densité d'énergie de déformation élastique $\psi = \frac{1}{2} \sigma : \varepsilon$ (voisine formellement de celle du problème viscoélastique). Le problème thermique sur Φ s'écrit donc :

$$\begin{cases} -k\Delta\theta = \psi \text{ sur } \Phi \\ \theta(x, y) = \theta_0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dt} \\ k\nabla\theta \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Nt} \end{cases} \quad (4.52)$$

Les champs analytiques de contraintes et déplacements au voisinage de la pointe de fissure dans système de coordonnées polaires (r, α) (Figure 4.8) sont donnés en hypothèse de contraintes planes par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\alpha}{2} \left(1 - \sin \frac{\alpha}{2} \sin \frac{3\alpha}{2} \right) \\ \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\alpha}{2} \left(1 + \sin \frac{\alpha}{2} \sin \frac{3\alpha}{2} \right) \\ \sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\alpha}{2} \sin \frac{\alpha}{2} \cos \frac{3\alpha}{2} \\ u_x = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \cos \frac{\alpha}{2} \left(\frac{1-\nu}{1+\nu} + \sin^2 \frac{\alpha}{2} \right) \\ u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \cos \frac{\alpha}{2} \left(\frac{2}{1+\nu} - \cos^2 \frac{\alpha}{2} \right) \end{cases} \quad (4.53)$$

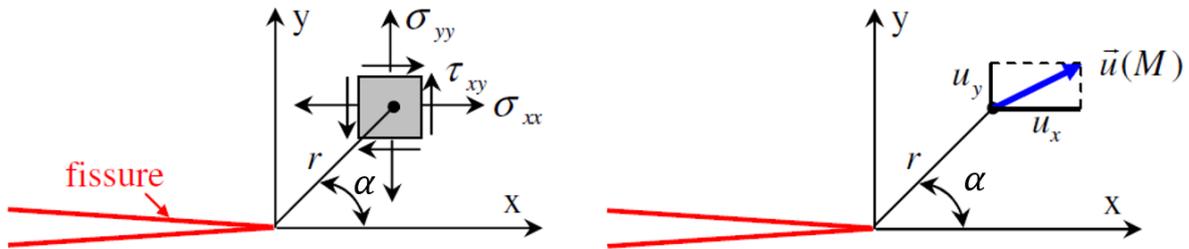


Figure 4.8 : Contraintes et déplacements au voisinage de la pointe de fissure.

4.4.2. Méthode de décomposition

4.4.2.1. Equations de la méthode : problème mécanique

Soit u le champ de déplacement solution du problème mécanique de l'équation (4.51).

On définit D_u comme l'ensemble des champs de déplacement \hat{u} CA à zéro

$$D_u = \{ \hat{u} \mid \hat{u} \text{ continu et régulier sur } H^1(\Phi) \text{ et } \hat{u} = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \} \quad (4.54)$$

La forme faible du problème mécanique de l'équation (4.51) revient à chercher u CA tel que $\forall \hat{u} \in D_u$:

$$\left\{ \begin{array}{l} E \int_{\Phi} \varepsilon(u):C^{el}:\varepsilon(\hat{u}) d\Phi - \int_{\partial\Phi_{Nm}} \bar{q} \cdot \hat{u} d\Gamma = 0 \\ \sigma = EC^{el}:\varepsilon \text{ dans } \Phi \\ \varepsilon = \frac{1}{2}(\nabla u + \nabla^T u) \text{ dans } \Phi \\ u = \bar{u} \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \\ \sigma \cdot n = \bar{q} \text{ sur } \partial\Phi_{Nm} \end{array} \right. \quad (4.55)$$

La méthode de décomposition consiste rechercher le champ vecteur déplacement solution u de l'équation sous la forme :

$$u = K_I u_{th} + u_{num} \quad (4.56)$$

avec u_{num} un champ régulier numérique EF et u_{th} un champ singulier déterminé analytiquement. De manière analogue, les tenseurs de déformation et de contrainte se décomposent comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon = K_I \varepsilon(u_{th}) + \varepsilon(u_{num}) = K_I \varepsilon_{th} + \varepsilon_{num} \\ \sigma = K_I \sigma(u_{th}) + \sigma(u_{num}) = K_I \sigma_{th} + \sigma_{num} \end{array} \right. \quad (4.57)$$

La forme faible du problème mécanique devient en prenant en compte l'équation (4.56) :

$$\left\{ \begin{array}{l} EK_I \int_{\Phi} \varepsilon(u_{th}):C^{el}:\varepsilon(\hat{u}) d\Phi + E \int_{\Phi} \varepsilon(u_{num}):C^{el}:\varepsilon(\hat{u}) d\Phi \\ = \int_{\partial\Phi_{Nm}} (K_I \sigma_{th} + \sigma_{num}) \cdot n \cdot \hat{u} d\Gamma \\ \sigma(u) = EC^{el}:\varepsilon(u) \text{ dans } \Phi \\ \varepsilon(u) = \frac{1}{2}(\nabla u + \nabla^T u) \text{ dans } \Phi \\ K_I u_{th} + u_{num} = \bar{u} \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \\ (K_I \sigma_{th} + \sigma_{num}) \cdot n = \bar{q} \text{ sur } \partial\Phi_{Nm} \end{array} \right. \quad (4.58)$$

En posant :

$$\left\{ \begin{array}{l} u_{num} = K_I u_{num}^{(2)} + u_{num}^{(1)} \\ \varepsilon_{num} = K_I \varepsilon_{num}^{(2)} + \varepsilon_{num}^{(1)} \\ \sigma_{num} = K_I \sigma_{num}^{(2)} + \sigma_{num}^{(1)} \end{array} \right. \quad (4.59)$$

Le problème mécanique devient :

$$\left\{ \begin{array}{l} EK_I \int_{\Phi} \varepsilon(u_{th}):C^{el}:\varepsilon(\hat{u}) d\Phi + EK_I \int_{\Phi} \varepsilon(u_{num}^{(2)}):C^{el}:\varepsilon(\hat{u}) d\Phi \\ + E \int_{\Phi} \varepsilon(u_{num}^{(1)}):C^{el}:\varepsilon(\hat{u}) d\Phi = \int_{\partial\Phi_{Nm}} (K_I \sigma_{th} + K_I \sigma_{num}^{(2)} + \sigma_{num}^{(1)}) \cdot n \cdot \hat{u} d\Gamma \\ \sigma(u) = EC^{el}:\varepsilon(u) \text{ dans } \Phi \\ \varepsilon(u) = \frac{1}{2}(\nabla u + \nabla^T u) \text{ dans } \Phi \\ K_I u_{th} + K_I u_{num}^{(2)} + u_{num}^{(1)} = \bar{u} \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \\ (K_I \sigma_{th} + K_I \sigma_{num}^{(2)} + \sigma_{num}^{(1)}) \cdot n = \bar{q} \text{ sur } \partial\Phi_{Nm} \end{array} \right. \quad (4.60)$$

Le problème mécanique ainsi posé peut se résoudre par EF en deux sous problèmes. Le premier s'exprime comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} E \int_{\Phi} \varepsilon(u_{num}^{(1)}) : C^{el} : \varepsilon(\hat{u}) d\Phi = \int_{\partial\Phi_{Nm}} \bar{q} \cdot \hat{u} d\Gamma \\ \sigma(u_{num}^{(1)}) = EC^{el} : \varepsilon(u_{num}^{(1)}) \text{ dans } \Phi \\ \varepsilon(u_{num}^{(1)}) = \frac{1}{2} (\nabla u_{num}^{(1)} + \nabla^T u_{num}^{(1)}) \text{ dans } \Phi \\ u_{num}^{(1)} = \bar{u} \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \\ \sigma_{num}^{(1)} \cdot n = \bar{q} \text{ sur } \partial\Phi_{Nm} \end{array} \right. \quad (4.61)$$

Le second problème s'exprime lui comme suit sachant que $div(\sigma_{th}) = 0$:

$$\left\{ \begin{array}{l} EK_I \int_{\Phi} \varepsilon(u_{num}^{(2)}) : C^{el} : \varepsilon(\hat{u}) d\Phi = -K_I \int_{\partial\Phi_{Nm}} \sigma_{th} \cdot n \cdot \hat{u} d\Gamma \\ \sigma(u_{num}^{(2)}) = EC^{el} : \varepsilon(u_{num}^{(2)}) \text{ dans } \Phi \\ \varepsilon(u_{num}^{(2)}) = \frac{1}{2} (\nabla u_{num}^{(2)} + \nabla^T u_{num}^{(2)}) \text{ dans } \Phi \\ u_{num}^{(2)} + u_{th} = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dm} \\ (K_I \sigma_{th} + K_I \sigma_{num}^{(2)}) \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Nm} \end{array} \right. \quad (4.62)$$

les deux solutions $u_{num}^{(1)}$ et $u_{num}^{(2)}$ sont singulières mais la somme $u_{num}^{(1)} + K_I u_{num}^{(2)}$ est régulière. Pour la solution régulière u_{num} nous avons $u_{y,num} = 0$ de part et d'autre (points P_1 et P_2) de la fissure à proximité de la pointe, $u_{y,num}$ étant la composante du déplacement verticale associée au mode d'ouverture d'une fissure horizontale. On peut alors réécrire :

$$u_{num}^{(1)}(P_1) + K_I u_{num}^{(2)}(P_1) = u_{num}^{(1)}(P_2) + K_I u_{num}^{(2)}(P_2) \quad (4.63)$$

D'où

$$K_{I_{num}} = - \frac{u_{y,num}^{(1)}(P_2) - u_{y,num}^{(1)}(P_1)}{u_{y,num}^{(2)}(P_2) - u_{y,num}^{(2)}(P_1)} \quad (4.64)$$

Le calcul numérique de facteur d'intensité de contrainte ($K_{I_{num}}$) peut s'effectuer par calcul EF des deux sous problèmes (4.61) et (4.62), puis à partir des valeurs locales du champ de déplacement (régulier) en déduire la valeur du facteur d'intensité de contrainte.

Le tenseur de contrainte analytique σ_{th} est défini par la relation :

$$\sigma_{th} = \frac{1}{K_I} (\sigma_{xx} e_x \otimes e_x + \sigma_{xy} e_x \otimes e_y + \sigma_{xy} e_y \otimes e_x + \sigma_{yy} e_y \otimes e_y) \quad (4.65)$$

Les expressions de σ_{xx} , σ_{xy} et σ_{yy} sont présentés à l'équation (4.53).

Pour la géométrie et les conditions de sollicitations, le facteur d'intensité de contrainte est obtenu analytiquement par la relation :

$$K_{Ith} \approx \sigma_{\infty} \sqrt{\pi a} \left(\frac{2b}{\pi a} \operatorname{tg} \frac{\pi a}{2b} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{0.752 + 2.02 \frac{a}{b} + 0.37 \left(1 - \sin \frac{\pi a}{2b} \right)^3}{\cos \frac{\pi a}{2b}} \quad (4.66)$$

En considérant l'expression ε de l'équation (4.57), la densité d'énergie de déformation élastique ψ est également décomposée sous la forme :

$$\psi(\varepsilon, \varepsilon) = K_I^2 \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) + \psi(\varepsilon_{num}, \varepsilon_{num}) + 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}) \quad (4.67)$$

On choisit de poser ensuite :

$$\varepsilon_{num} = \varepsilon_{num}^0 + \Delta \varepsilon_{num} \quad (4.68)$$

Avec ε_{num}^0 est un champ numérique EF uniformément constant ayant pour valeur, la valeur du champ ε_{num} en pointe de fissure. L'expression de l'énergie de déformation élastique ψ devient alors :

$$\psi(\varepsilon, \varepsilon) = K_I^2 \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) + \psi(\varepsilon_{num}, \varepsilon_{num}) + 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \Delta \varepsilon_{num}) + 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}^0) \quad (4.69)$$

Les expressions des parties analytiques de la densité d'énergie de déformation élastique sont données par :

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) = \frac{1}{16\pi r E} (5 - 3\nu + 4(1 - \nu) \cos \alpha - (1 + \nu) \cos 2\alpha) \\ \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}^0) = \frac{1}{8E\sqrt{2\pi r}} \begin{pmatrix} ((3 - 5\nu)\sigma_{xx}^{\circ} + (5 - 3\nu)\sigma_{yy}^{\circ}) \cos \frac{\alpha}{2} \\ -2(1 + \nu)\sigma_{xy}^{\circ} \sin \frac{\alpha}{2} \\ -(1 + \nu)(-\sigma_{xx}^{\circ} + \sigma_{yy}^{\circ}) \cos \frac{5\alpha}{2} \\ +2(1 + \nu)\sigma_{xy}^{\circ} \sin \frac{5\alpha}{2} \end{pmatrix} \end{array} \right. \quad (4.70)$$

Avec σ_{xx}° , σ_{xy}° et σ_{yy}° les composantes du tenseur contrainte (σ_{num}) en pointe de fissure.

4.4.2.2. Equations de la méthode : problème thermique

On définit D_{θ} comme l'ensemble des champs de déplacement \hat{u} CA à zéro

$$D_{\theta} = \{ \hat{\theta} \mid \hat{\theta} \text{ continu et régulier sur } H^1(\Phi) \text{ et } \hat{\theta} = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dt} \} \quad (4.71)$$

La forme faible du problème mécanique de l'équation (4.52) revient à chercher θ CA tel que $\forall \hat{\theta} \in D_{\theta}$:

$$\left\{ \begin{array}{l} \iint_{\Phi} k \nabla \theta \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi - \int_{\partial\Phi_{Nt}} k \nabla \theta \cdot n \hat{\theta} d\Gamma = \int_{\Phi} \psi \hat{\theta} d\Phi \\ \theta(x, y) = \theta_0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dt} \\ k \nabla \theta \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Nt} \end{array} \right. \quad (4.72)$$

Avec une telle expression décomposée (4.69) de $\psi(\varepsilon, \varepsilon)$, la forme faible (4.72) du problème thermique devient :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Phi} k \nabla \theta \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi - \int_{\partial\Phi_{Nt}} k \nabla \theta \cdot n \hat{\theta} d\Gamma = \\ \int_{\Phi} K_I^2 \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} \psi(\varepsilon_{num}, \varepsilon_{num}) \hat{\theta} d\Phi \\ + \int_{\Phi} 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \Delta\varepsilon_{num}) \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}^0) \hat{\theta} d\Phi \\ \theta = \theta_0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dt} \\ k \nabla \theta \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Nt} \end{array} \right. \quad (4.73)$$

On cherche la solution globale sous la forme décomposée suivante :

$$\theta = \theta_{num} + 2K_I \theta_{th}^{(1)} + K_I^2 \theta_{th}^{(2)} \quad (4.74)$$

L'équation (4.73) devient avec (4.74) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Phi} k \nabla \theta_{num} \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} 2k K_I \nabla \theta_{th}^{(1)} \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} k K_I^2 \nabla \theta_{th}^{(2)} \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi \\ - \int_{\partial\Phi_{Nt}} 2k K_I \nabla \theta_{th}^{(1)} \cdot n \hat{\theta} d\Gamma - \int_{\partial\Phi_{Nt}} k K_I^2 \nabla \theta_{th}^{(2)} \cdot n \hat{\theta} d\Gamma - \int_{\partial\Phi_{Nt}} k \nabla \theta_{num} \cdot n \hat{\theta} d\Gamma = \\ \int_{\Phi} K_I^2 \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} \psi(\varepsilon_{num}, \varepsilon_{num}) \hat{\theta} d\Phi \\ + \int_{\Phi} 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \Delta\varepsilon_{num}) \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}^0) \hat{\theta} d\Phi \\ \theta_{num} + 2K_I \theta_{th}^{(1)} + K_I^2 \theta_{th}^{(2)} = \theta_0 \text{ sur } \partial\Phi_{Dt} \\ 2k K_I \nabla \theta_{th}^{(1)} \cdot n + k K_I^2 \nabla \theta_{th}^{(2)} \cdot n + k \nabla \theta_{num} \cdot n = 0 \text{ sur } \partial\Phi_{Nt} \end{array} \right. \quad (4.75)$$

On considère $\theta_{th}^{(1)}$ et $\theta_{th}^{(2)}$ les solutions particulières analytiques des équations ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{l} -k \Delta \theta_{th}^{(2)} = \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) \\ -2k \Delta \theta_{th}^{(1)} = 2\psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}^0) \end{array} \right. \quad (4.76)$$

On choisit pour simplifier les expressions, de définir les flux thermiques associés comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} q_{th}^{(1)} = k \overline{\nabla \theta_{th}^{(1)}} \cdot n \\ q_{th}^{(2)} = k \overline{\nabla \theta_{th}^{(2)}} \cdot n \\ q_{num} = k \overline{\nabla \theta_{num}} \cdot n \end{array} \right. \quad (4.77)$$

Pour $q_{th}^{(1)}$ et $q_{th}^{(2)}$ l'équation (4.76) devient sous forme faible $\forall \delta\theta = 0$ sur $\partial\Phi_D$:

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Phi} k K_I^2 \nabla \theta_{th}^{(2)} \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi - \int_{\partial\Phi_N} K_I^2 q_{th}^{(2)} \hat{\theta} d\Gamma = \int_{\Phi} K_I^2 \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{th}) \hat{\theta} d\Phi \\ \int_{\Phi} 2k K_I \nabla \theta_{th}^{(1)} \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi - \int_{\partial\Phi_N} 2K_I q_{th}^{(1)} \hat{\theta} d\Gamma = \int_{\Phi} 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \varepsilon_{num}^0) \hat{\theta} d\Phi \end{array} \right. \quad (4.78)$$

L'équation (4.75) se réduit au système (4.79) à résoudre par EF avec connaissance des solutions analytiques.

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Phi} k \nabla \theta_{num} \cdot \nabla \hat{\theta} d\Phi - \int_{\partial\Phi_N} (-q_{th}^{(2)} - 2q_{th}^{(1)}) \hat{\theta} d\Gamma = \\ \int_{\Phi} \psi(\varepsilon_{num}, \varepsilon_{num}) \hat{\theta} d\Phi + \int_{\Phi} 2K_I \psi(\varepsilon_{th}, \Delta\varepsilon_{num}) \hat{\theta} d\Phi \\ \theta_{num} = \theta_0 - 2K_I \theta_{th}^{(1)} - K_I^2 \theta_{th}^{(2)} \text{ sur } \partial\Phi_D \\ q_{num} = -q_{th}^{(2)} - 2q_{th}^{(1)} \text{ sur } \partial\Phi_N \end{array} \right. \quad (4.79)$$

4.4.2.3. Solutions analytiques du problème thermique

Les solutions analytiques des équations (4.76) sont données par :

$$\left\{ \begin{array}{l} \theta_{th}^{(1)} = -\frac{1}{32 k E \sqrt{2\pi}} r^{3/2} \left(\begin{array}{l} ((3-5\nu)\sigma_{xx}^\circ + (5-3\nu)\sigma_{yy}^\circ) 2 \cos \frac{\alpha}{2} \\ -4(1+\nu) \sigma_{xy}^\circ \sin \frac{\alpha}{2} \\ +(1+\nu)(-\sigma_{xx}^\circ + \sigma_{yy}^\circ) \cos \frac{5\alpha}{2} \\ -2(1+\nu) \sigma_{xy}^\circ \sin \frac{5\alpha}{2} \end{array} \right) \\ k \frac{\partial \theta_{th}^{(1)}}{\partial r} = -\frac{3}{64 E \sqrt{2\pi}} r^{1/2} \left(\begin{array}{l} ((3-5\nu)\sigma_{xx}^\circ + (5-3\nu)\sigma_{yy}^\circ) 2 \cos \frac{\alpha}{2} \\ -4(1+\nu) \sigma_{xy}^\circ \sin \frac{\alpha}{2} \\ +(1+\nu)(-\sigma_{xx}^\circ + \sigma_{yy}^\circ) \cos \frac{5\alpha}{2} \\ -2(1+\nu) \sigma_{xy}^\circ \sin \frac{5\alpha}{2} \end{array} \right) \\ k \frac{\partial \theta_{th}^{(1)}}{r \partial \alpha} = \frac{1}{32 E \sqrt{2\pi}} r^{1/2} \left(\begin{array}{l} ((3-5\nu)\sigma_{xx}^\circ + (5-3\nu)\sigma_{yy}^\circ) \sin \frac{\alpha}{2} \\ +2(1+\nu) \sigma_{xy}^\circ \cos \frac{\alpha}{2} \\ +\frac{5}{2}(1+\nu)(-\sigma_{xx}^\circ + \sigma_{yy}^\circ) \sin \frac{5\alpha}{2} \\ +5(1+\nu) \sigma_{xy}^\circ \cos \frac{5\alpha}{2} \end{array} \right) \end{array} \right. \quad (4.80)$$

Et

$$\left\{ \begin{array}{l} \theta_{th}^{(2)} = -\frac{1}{48 \pi k E} r (15 - 9\nu + 6(1-\nu) \ln r \cos \alpha + (1+\nu) \cos 2\alpha) \\ k \frac{\partial \theta_{th}^{(2)}}{\partial r} = -\frac{1}{48 \pi E} (15 - 9\nu + 6(1-\nu)(1 + \ln r) \cos \alpha + (1+\nu) \cos 2\alpha) \\ k \frac{\partial \theta_{th}^{(2)}}{r \partial \alpha} = \frac{1}{24 \pi E} (3(1-\nu) \ln r \sin \alpha + (1+\nu) \sin 2\alpha) \end{array} \right. \quad (4.81)$$

On rappelle aussi l'expression du flux thermique :

$$q = k \nabla \theta \cdot n = k \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} e_r + \frac{1}{r} \frac{\partial \theta}{\partial \alpha} e_\alpha \right) \cdot (n_x e_x + n_y e_y) \quad (4.82)$$

4.4.3. Application et comparaison des résultats des deux méthodes

4.4.3.1. Application de la méthode à un problème

Pour des raisons de symétrie, les simulations ont été effectuées sur le quart de la plaque présentée sur la figure 4.9. La géométrie et les conditions limites de la simulation thermique sont présentées sur la figure 4.9-a. Le maillage associé est représenté sur la figure 4.9-b.

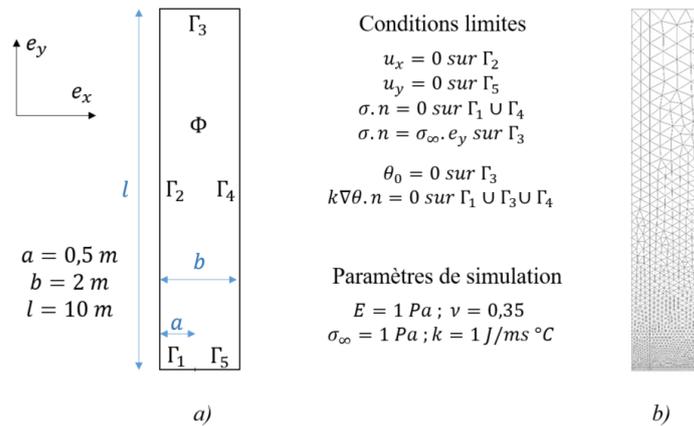


Figure 4.9 : a) Géométrie de quart de plaque et conditions limites, b) maillage associé.

La figure 4.10 présente la comparaison entre le calcul de $K_I(a)$ à partir de la solution analytique (K_{Ith}) et du calcul par EF (K_{Inum}). Le calcul numérique est validé.

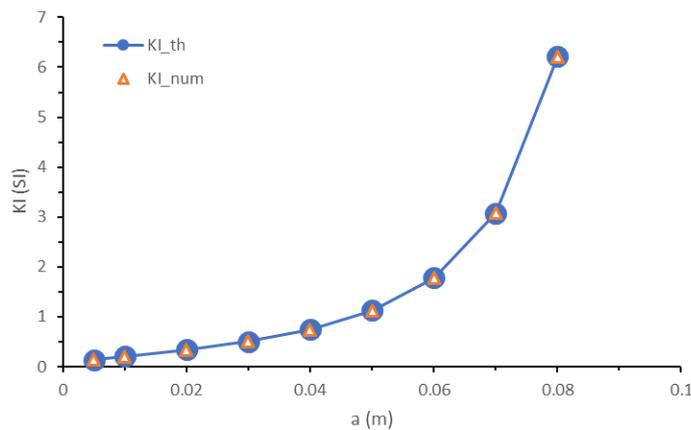


Figure 4.10 : Evolution de K_I en fonction de la longueur de fissure a .

La figure 4.11 présente les champs de température obtenus par la MEF (Figure 4.11-a) classique et la méthode par décomposition (Figure 4.11-b). La différence entre les deux champs de température est présentée sur la figure 4.11-c. En pointe de fissure, les températures sont de $26,04^\circ\text{C}$ et $25,99^\circ\text{C}$ respectivement pour la MEF directe et la méthode par décomposition. La différence de température est maximale en pointe de fissure où elle vaut $0,05^\circ\text{C}$. L'erreur relative est donc de l'ordre de $0,2\%$ en pointe de fissure et peut donc être considérée comme négligeable. Dans le cadre de ces calculs, la MEF classique donne de bons résultats. On va

supposer qu'il en est de même pour le calcul de la solution du problème non linéaire de l'essai de fatigue sur matériau viscoélastique.

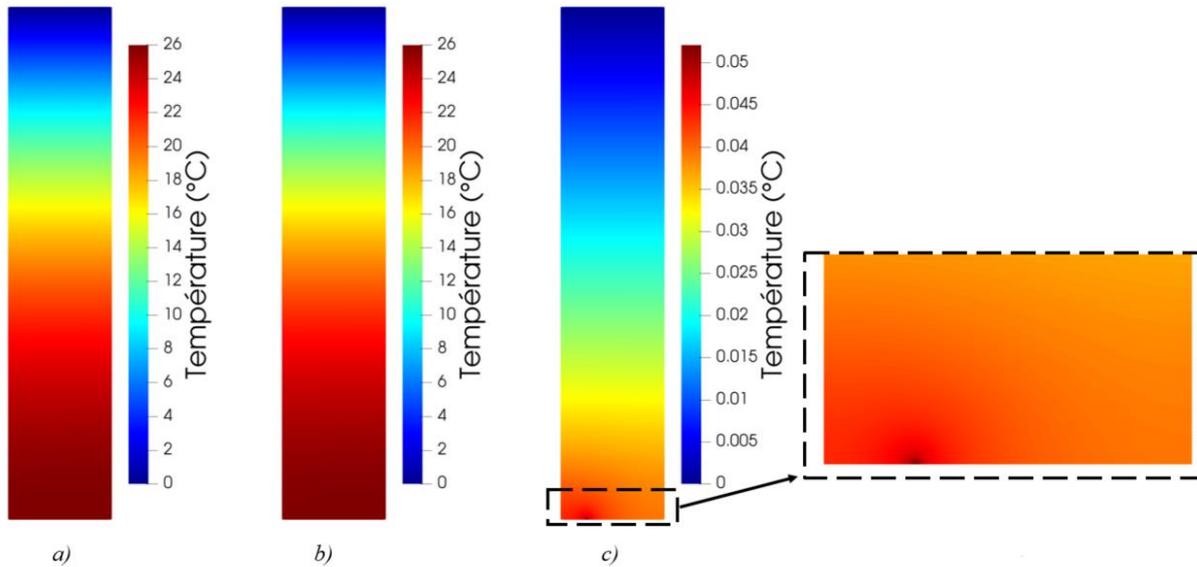


Figure 4.11 : Résultats de simulation thermique : champ de température obtenue avec la MEF classique (a) et par la méthode de décomposition (b). Différence de température entre les deux méthodes (c).

4.5. Réponse type du modèle complet de simulation de l'essai de fatigue sur EB en flexion sur poutre console

Cette section présente les réponses types mécanique et thermique issues du modèle complet (pseudo-élasticité à module d'Young thermosensible, terme source de dissipation visqueuse dans l'équation de la chaleur, et propagation de fissure par loi de Paris lié à la contrainte). Une étude sur l'influence du maillage est également réalisée.

4.5.1. Résultats de simulation

Les données sont celles des problèmes mécanique et thermique des paragraphes §4.2.1.2 et §4.2.2.2. La géométrie et le maillage de l'éprouvette sont présentés sur la figure 4.12.

Le calcul mécanique est effectué à trajet de fissuration donné avec une longueur initiale a_0 et un pas de « déboutonnage » Δa constant. La fissure est introduite dans le calcul numérique du problème mécanique par la méthode déboutonnage. Elle consiste à annuler le module de Young des nœuds contenus dans la zone de fissuration. Cette zone de fissuration est matérialisée dans le maillage par la zone du maillage de hauteur e_c et de longueur L_c . A chaque incrément de fissure Δa , correspond un déboutonnage d'une portion de longueur Δa . Le nombre total d'incrément de fissure ou déboutonnages est n_c . L'épaisseur e_c de la fissure matérialisée dans le maillage est de 1 mm et est divisée en deux éléments au-delà de a_0 . La taille des éléments du maillage au voisinage de la fissure est caractérisée par h_{min} . C'est un paramètre d'entrée du logiciel Gmsh pour effectuer le maillage. Il vaut ici 1 mm. Les valeurs de ces paramètres sont discutées plus loin (§4.5.2.2).

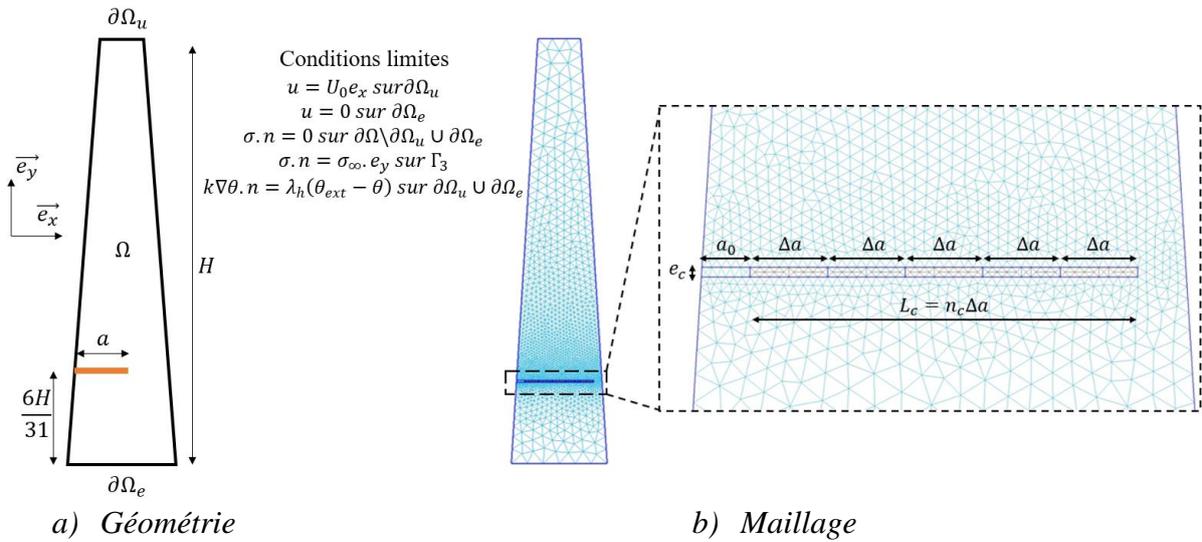


Figure 4.12 : Configuration de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console. Cas d'une unique fissure horizontale positionnée au max de la contrainte RDM

En ce qui concerne le calcul thermique, on considère un domaine non fissuré et donc un calcul sur le domaine Ω sans méthode de déboutonnage. On considère alors une continuité de température entre les deux lèvres de fissure avec une hypothèse de quasi contact des lèvres de fissure. Les observations expérimentales par thermographie infrarouge des champs thermiques confirment ces hypothèses. En effet, les champs thermiques expérimentaux (§3.1.3) ne montrent aucune discontinuité entre les lèvres de la fissure. La fissure n'est détectable indirectement par infrarouge que par les disques d'échauffement matérialisant la pointe de fissure.

Les paramètres de simulations sont regroupés dans le tableau 4.3. Les valeurs du module complexe (E^*) sont obtenues grâce aux paramètres du modèle de Huet présentés plus tôt (§2.1.3).

Tableau 4.3 : Paramètres de simulation.

Maillage	Loi de Paris	Sollicitation	Paramètres thermiques	Tolérance
$e_c = 1 \text{ mm}$	$N(a_0) = 0$	$\varepsilon_f = 300 \mu\text{m/m}$ $f = 25 \text{ Hz}$	$\rho = 2340 \text{ kg/m}^3$	$\xi = 100 \text{ cycle}$
$n_c = 20$	$a_0 = 0,005 \text{ m}$		$c = 220 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}$	
$\Delta a = 2 \text{ mm}$	$C = 9,5 \times 10^{-10}$		$k = 0,8 \text{ J/ms } ^\circ\text{C}$	
$h_{min} = 1 \text{ mm}$	$\eta = 4,5$		$\lambda_l = 20 \text{ J/m}^2\text{s } ^\circ\text{C}$	
			$\lambda_h = 4400 \text{ J/m}^2\text{s } ^\circ\text{C}$	

La figure 4.13 présente la courbe de fatigue obtenue par simulation avec le modèle proposé. Cette courbe présente les trois phases classiques d'une courbe de fatigue d'EB. On compare également sur la figure 4.13, la courbe de fatigue simulée avec celle issue du pseudo-couplage

proposé à la section §4.2.3 (Figure 4.5). On remarque une nette différence entre les deux courbes. La prise en compte du couplage à l'intérieur du modèle fournit une courbe de fatigue avec des durées de vie plus longues que celle obtenue par pseudo-couplage en raison de l'interaction entre les équations mécanique et thermique, en particulier en point de fissure où est prise la valeur du module pour le calcul de K_I .

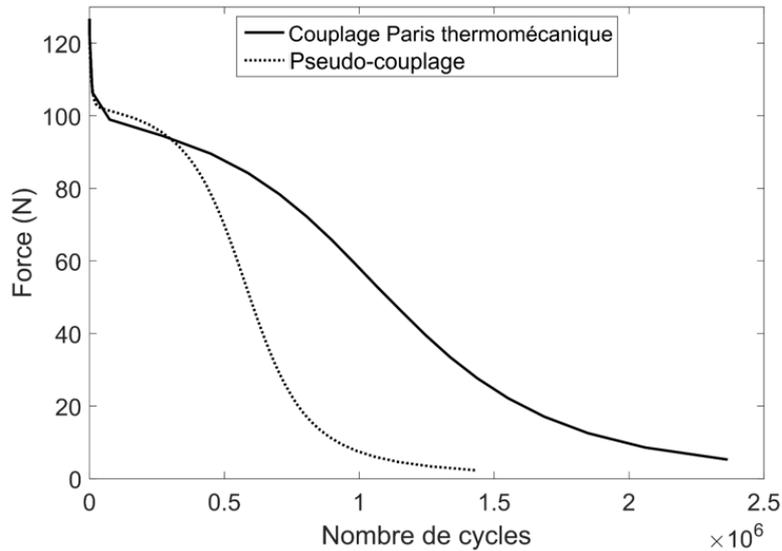


Figure 4.13 : Courbe de fatigue de simulation d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

L'évolution des champs de température au cours de la simulation est présentée sur la figure 4.14. Les trajets de fissuration simulés sont matérialisés sur les champs thermiques par des traits noirs discontinus. De manière générale, ces champs de température simulés sont en accord avec les observations expérimentales réalisées avec les données issues de la thermographie infrarouge (§3.1.3). Elle présente bien une augmentation de la température en début d'essai sur les bords inclinés (Figure 4.14-a). Même avec une fissure d'une longueur de 7 mm, le champ de température ressemble à celui de la modélisation d'un essai sans fissure (Figure 4.3). L'échauffement en pointe de fissure n'est observable qu'à partir d'une certaine longueur de fissure de l'ordre de 9 mm et se manifeste par un bulbe de température plus élevée autour de la pointe. La température maximale reste cependant atteinte sur le bord droit de l'éprouvette. A partir de ce moment-là le champ de température devient dissymétrique, les températures les plus élevées se situant toujours du côté opposé au départ de fissure. L'évolution du champ de température montre bien le déplacement de la pointe de fissure localisé par le bulbe d'échauffement local. On constate un refroidissement de l'éprouvette en fin d'essai avec la phase de décroissance rapide de la force en tête.

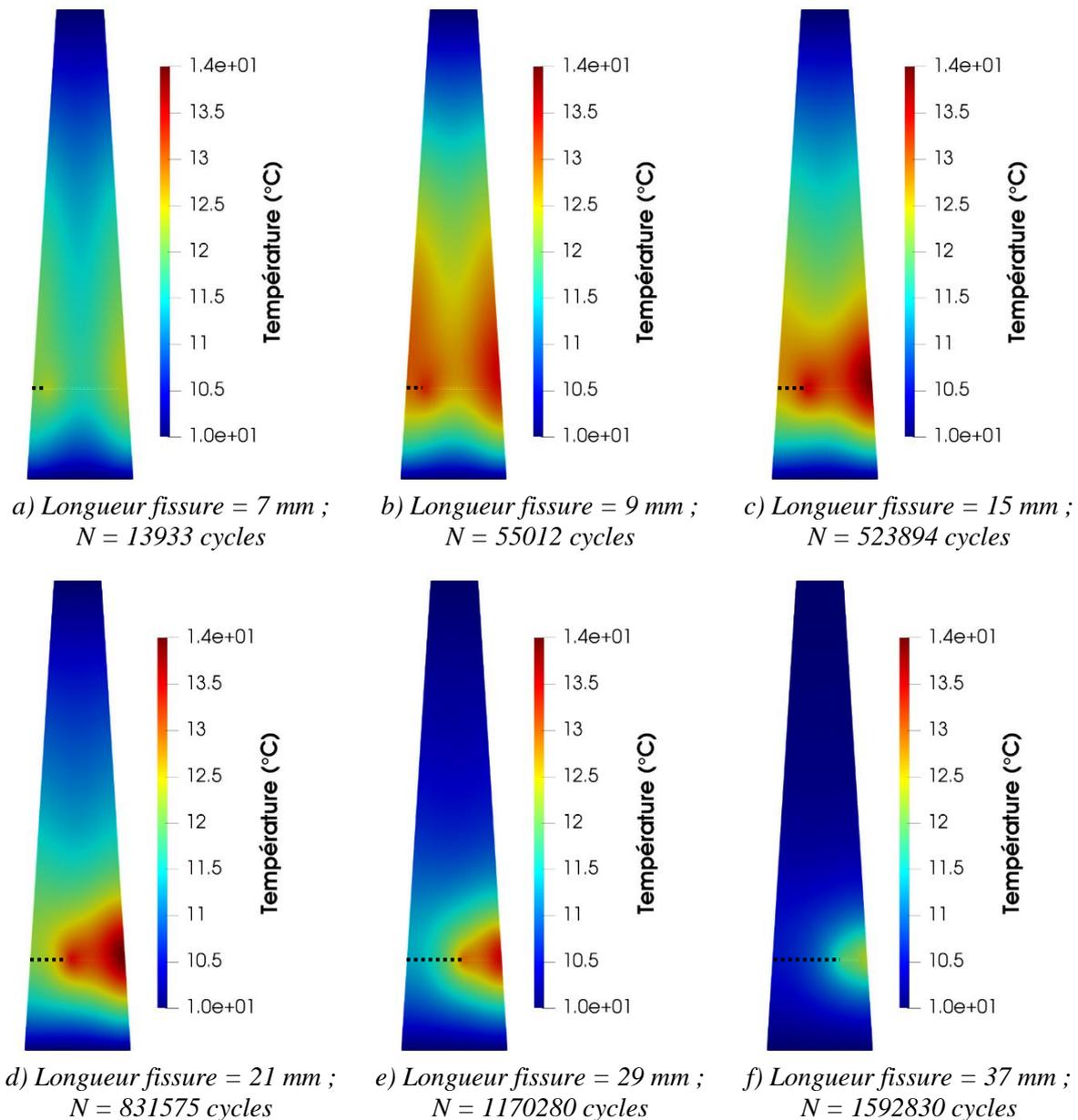


Figure 4.14 : Simulation de l'évolution du champ de température au cours de l'essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

La figure 4.15 présente l'évolution des températures maximales obtenues à partir des modélisations avec et sans fissure. La courbe avec fissure montre un maximum de l'ordre de 14°C autour de 900 000 cycles. Ce maximum correspond à une longueur de fissure de 21 mm et une force de 66 N. Au-delà, la température décroît (observation déjà faite dans [26] pour des essais de fatigue à déformation imposée) et ne présente donc pas de plateau comme la simulation sans fissure.

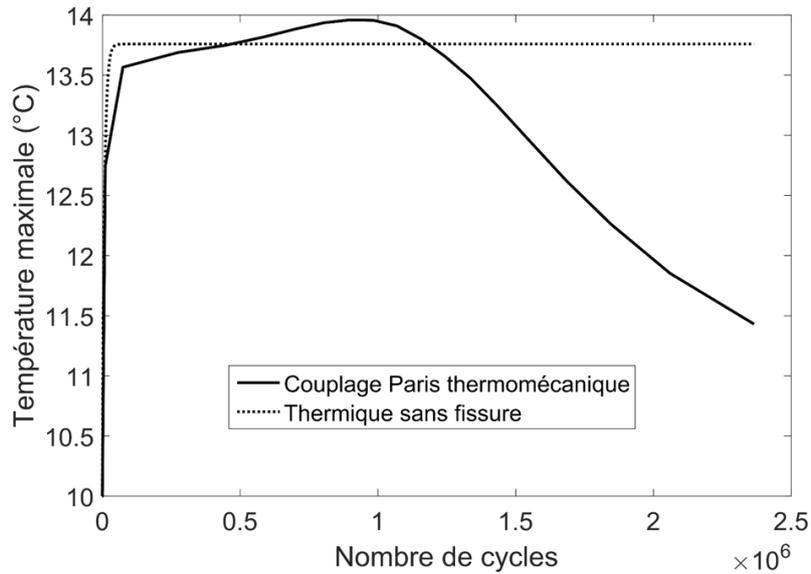


Figure 4.15 : Température maximale du champ de température simulé pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

4.5.2. Influence du maillage

Deux principaux paramètres du maillage sont étudiés : la taille de la maille au voisinage de la fissure (h_{min}) et l'épaisseur de la fissure (e_c).

4.5.2.1. Taille de la maille au voisinage de la fissure

La simulation présentée précédemment a été réalisée sur un maillage de référence avec une taille de maille (h_{min}) de 1 mm au voisinage de la fissure. Trois autres simulations ont été réalisées en raffinant la taille de la maille au voisinage de la fissure (Figure 4.16) comme indiqué dans le tableau 4.4. Les durées des simulations associées sont également présentées dans ce tableau. Le calcul est lancé sur un seul coeur de 2,40 GHz.

Tableau 4.4 : Influence de la taille de la maille sur les simulations.

Taille de la maille au voisinage de la fissure	Nombre de nœuds	Durée relative de la simulation
$h_{min} = 1 \text{ mm}$	6588	1
$h_{min} = 0,5 \text{ mm}$	13788	2
$h_{min} = 0,2 \text{ mm}$	37876	6
$h_{min} = 0,05 \text{ mm}$	207878	48

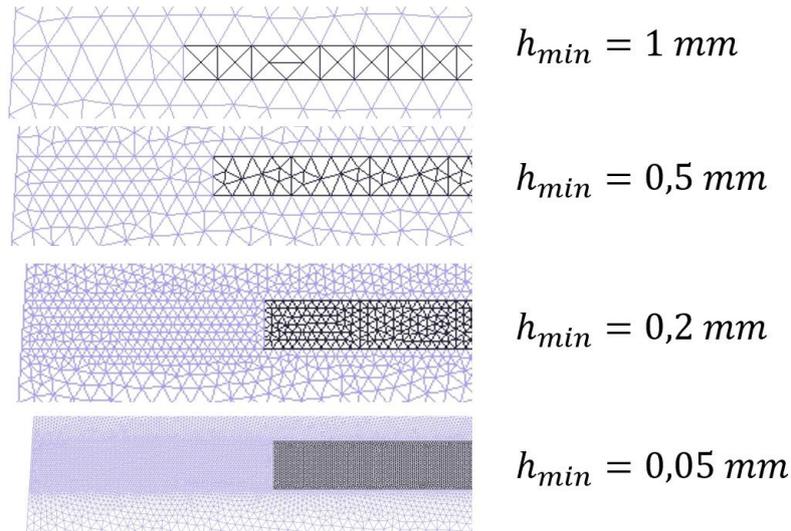
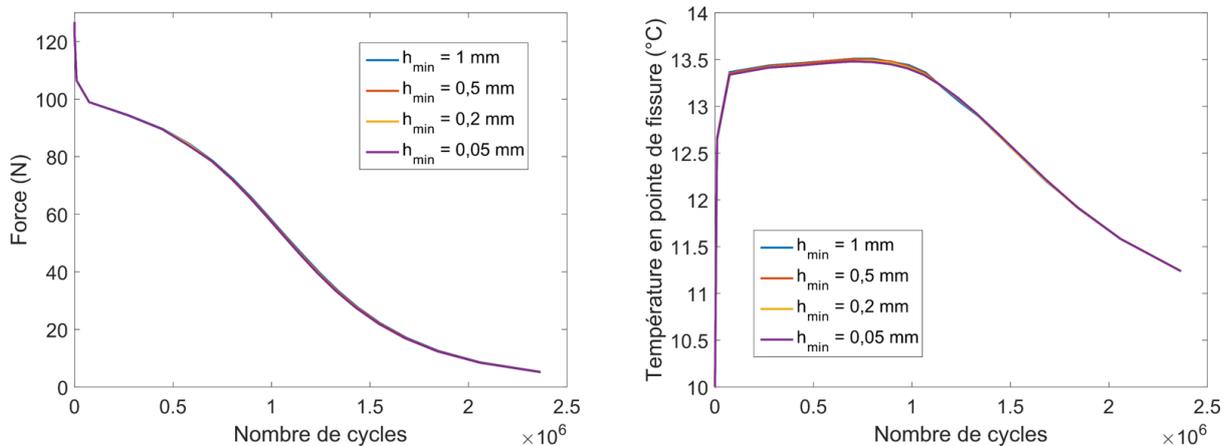


Figure 4.16 : Zoom du maillage de la fissure pour différentes tailles h_{min} .

La figure 4.17 présente respectivement les courbes de fatigue (Figure 4.17-a) et l'évolution de la température en pointe de fissure (Figure 4.17-b) issues des simulations avec les quatre tailles de maille. On constate que sur les deux figures, les courbes sont confondues, ce qui montre la stabilité de l'algorithme de résolution par EF du problème couplé. On retiendra donc par la suite la taille $h_{min} = 1 \text{ mm}$ qui conduit au temps de calcul (temps CPU) le plus court de 15 min.



a) Courbe de fatigue

b) Evolution de la température en pointe de fissure

Figure 4.17 : Influence de la taille des éléments du maillage sur les résultats de courbe de fatigue et de température en pointe de fissure pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

4.5.2.2. Effet de l'épaisseur de fissure du maillage

Pour étudier l'influence de l'épaisseur de la fissure du maillage (e_c) sur les résultats de simulation, des calculs ont été effectués pour les trois épaisseurs de fissure suivantes : 0,1 ; 0,5 et 1 mm. Dans les trois cas, la taille de la maille h_{min} au voisinage de la fissure a été fixée à 0,05 mm. Les courbe de fatigue (Figure 4.18-a) et d'évolution de la température en pointe de fissure (Figure 4.18-a) de ces simulations sont présentées sur la figure 4.18. On remarque que les trois courbes sont quasiment confondues, ce qui a dénote une faible influence de l'épaisseur

de fissure sur les simulations. L'épaisseur $e_c = 1 \text{ mm}$ sera retenue pour les simulations du prochain chapitre.

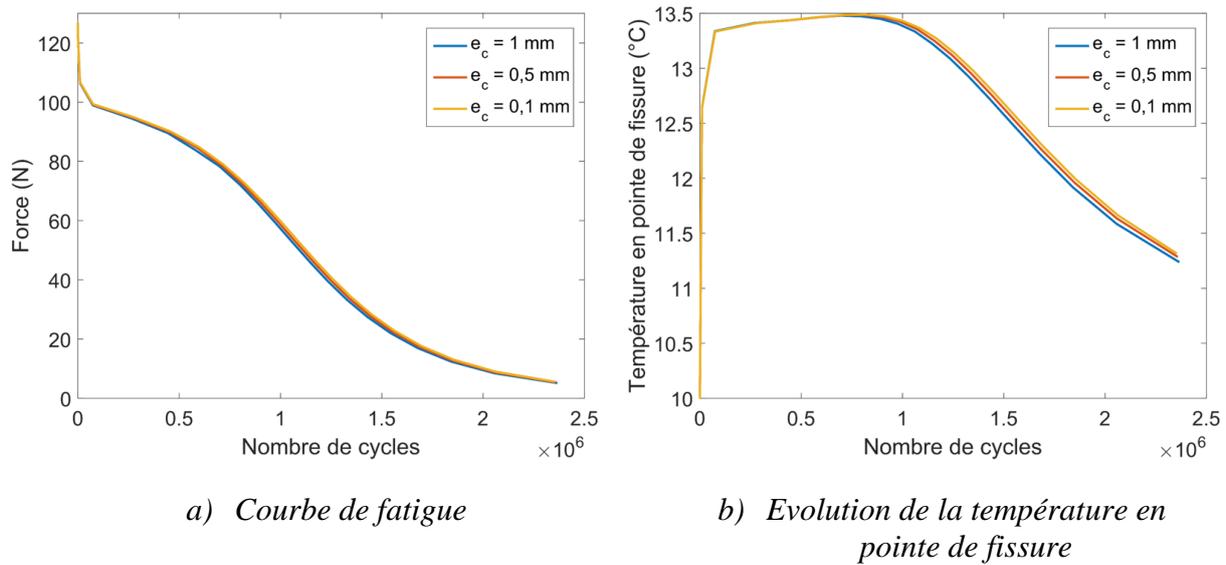


Figure 4.18 : Influence de l'épaisseur de la fissure du maillage sur les résultats de courbe de fatigue et de température en pointe de fissure pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, $10 \text{ }^\circ\text{C}$ et 25 Hz .

4.6. Conclusion

Ce chapitre a présenté la modélisation thermomécanique couplée à la loi de Paris des essais de fatigue sur EB. Elle s'appuie sur des codes de calcul par EF implémentés au sein de scripts *Freefem++*. Dans un premier temps, une modélisation purement mécanique basée sur la mécanique linéaire de la rupture et la loi de Paris a été effectuée. Ce modèle ne suffit pas à rendre compte de la phase I de l'essai pour laquelle l'auto-échauffement du matériau par viscoélasticité joue un rôle important. Dans un second temps, une modélisation thermomécanique sans fissure tenant compte de l'auto-échauffement du matériau par viscoélasticité et de sa perte de raideur par thermo-sensibilité a été réalisée. Les résultats ont montré que ces calculs pouvaient bien rendre compte de la chute de raideur observée en phase I mais pas des phases suivantes. Le couplage entre thermomécanique avec fissure et loi de Paris a alors été effectué. Le calcul de la température en pointe de fissure a été validé par rapport à une solution semi-analytique effectué sur un cas simplifié et utilisant une méthode de décomposition des champs en parties singulière et régulière. Une première illustration de résultats de modélisation d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console a été effectuée à partir de l'approche couplée mettant en évidence des évolutions de température et de force en tête qualitativement proches des observations expérimentales. Le chapitre 5 s'attachera à des comparaisons plus quantitatives entre essais et simulations, tant en flexion sur poutre console que 4 points.

Chapitre 5 : Application du modèle aux essais en flexion sur poutre console et en flexion 4 points

Le précédent chapitre a présenté une modélisation des essais de fatigue des enrobés bitumineux (EB) basée sur un couplage thermomécanique et la loi de Paris. Nous présentons dans ce chapitre les résultats de simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points obtenus à partir du modèle développé au chapitre 4 et leurs confrontations avec les résultats des campagnes expérimentales du chapitre 3.

La section 5.1 présentera la correction apportée au module complexe des éprouvettes pour tenir compte de la non linéarité du comportement des matériaux bitumineux à haut niveau de déformation. La section 5.2 se rapportera aux simulations des essais de fatigue en flexion sur poutre console effectuées sur les éprouvettes entaillées. La section 5.3 traitera de la simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette non entaillée et examinera l'influence des trajets de fissuration. La simulation des essais de fatigue en flexion 4 points sur la base des paramètres calés sur les essais en flexion sur poutre console seront présentés en section 5.4.

5.1. Non linéarité à haut niveau de déformation

Les essais de module complexe sur matériau bitumineux sont généralement réalisés à faible niveau de déformation ($50 \mu m/m$) afin de rester dans le domaine linéaire du comportement viscoélastique de ces matériaux (VEL). A ce niveau de déformation ($\varepsilon_f = 50 \mu m/m$), et pour le couple température-fréquence ($10^\circ C - 25 Hz$) de l'essai de fatigue, la norme du module complexe ($|E^*|$) du sable bitume testé dans le cadre de cette thèse vaut $8411 MPa$ pour un angle de phase (φ) égal à 16° . Les essais de fatigue durant la campagne expérimentale ont toutefois été réalisés aux niveaux de déformation assez fortement supérieurs de $300, 350$ et $400 \mu m/m$. La norme du module complexe et l'angle de phase supposés homogènes dans l'éprouvette prennent alors des valeurs différentes pour chaque niveau de déformation sur les premiers cycles de chargement durant les essais de fatigue réalisés. Par exemple, à $350 \mu m/m$, $|E^*|$ vaut $5803 MPa$ et φ vaut 23° . La figure 5.1 présente les évolutions de $|E^*|$ et φ mesurées en début d'essai de fatigue en fonction du niveau de déformation ε_f . Les données expérimentales à $300, 350$ et $400 \mu m/m$ sont issues des données de module complexe mesuré par la machine de fatigue sur les premiers cycles de chargement avant endommagement. Les deux évolutions peuvent être approximées par des régressions linéaires, comme déjà proposé par Mangiafico [180] et montré sur la figure 5.1. Cette figure met en évidence la diminution de la norme du module complexe et l'augmentation de l'angle de phase avec l'augmentation de ε_f .

Cette variation du module complexe en fonction du niveau de déformation, constatée sur les tous premiers cycles de chargement, est imputable à la non linéarité de comportement des matériaux bitumineux et ici du sable bitume à haut niveau de déformation. Des études sur la

non linéarité de comportement d'un BBSG 0/14 ont ainsi montré de telles variations sur une plage de déformation comprise entre 50 et 120 $\mu\text{m}/\text{m}$ [180], [181]. De même, des travaux ont montré que pour un EB 0/6, la norme du module complexe et l'angle de phase varient linéairement en fonction du niveau de déformation sur une plage de déformation comprise entre 53 et 714 $\mu\text{m}/\text{m}$ [26].

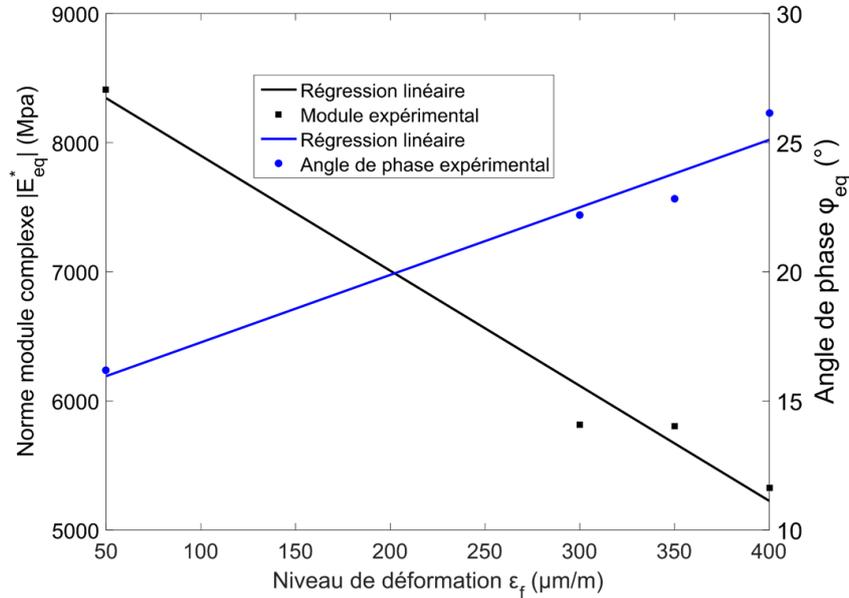


Figure 5.1 : Evolution de la norme du module complexe et de l'angle de phase en fonction du niveau de déformation ε_f pour des essais sur sable bitume réalisés à 10 °C et 25 Hz.

Pour simuler les essais de fatigue avec un module complexe adéquat considéré, il est nécessaire de corriger les valeurs de module et d'angle, $|E_{\varepsilon_0}^*|$ et φ_{ε_0} , obtenues à $\varepsilon_0 = 50 \mu\text{m}/\text{m}$ pour l'essai de module complexe. On choisit de les remplacer dans la modélisation par le module complexe équivalent (E_{eq}^*) et l'angle de phase équivalent φ_{eq} fonction du niveau de déformation ε_f de l'essai de fatigue, donnés par les équations ci-dessous..

$$|E_{eq}^*(\varepsilon_f)| = \beta_E(\varepsilon_f - \varepsilon_0) + |E_{\varepsilon_0}^*| \quad (5.1)$$

$$\varphi_{eq}(\varepsilon_f) = \beta_\varphi(\varepsilon_f - \varepsilon_0) + \varphi_{\varepsilon_0} \quad (5.2)$$

D'après [180], les pentes β_E et β_φ varient relativement peu en fonction de la température et de la fréquence d'essai. Les essais de la campagne étant réalisés à une seule fréquence et l'échauffement dans le matériau étant compris entre 10 et 15 °C, on choisit de garder ces paramètres constants et identifiés sur les valeurs expérimentales des essais à 10 °C et 25 Hz.

5.2. Simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvette entaillée

Il nous a paru judicieux de démarrer par la simulation des éprouvettes entaillées pour lesquelles il est raisonnable de supposer la loi de Paris applicable dès le début de l'essai avec une longueur de fissure initiale a_0 égale à la profondeur d'entaille et un nombre de cycles $N(a_0)$, permettant

de préparer l'amorce de propagation, voisin de zéro. Celui-ci sera pris nul dans les simulations. Ceci permet d'éliminer ici ces paramètres de modélisation et ainsi de découpler leur calage de la constante C et de l'exposant η de la loi de Paris. Les paramètres a_0 et $N(a_0)$ seront déterminés plus loin sur la base des essais sans entaille.

5.2.1. Procédure de calage des paramètres de la modélisation

Les paramètres de la modélisation se répartissent en 3 catégories : mécanique, thermique et loi de Paris (C et η).

Les paramètres mécaniques sont donnés par le modèle de Huet calé sur les essais de module complexe pour $E_{\varepsilon_0}^*$ et par les pentes β_E , β_φ évoquées précédemment et dont les valeurs sont précisées dans le tableau 5.1. Le module complexe E_{eq}^* se déduit alors des équations (5.1) et (5.2).

Les paramètres thermiques (k , c , λ_l , λ_h) sont identifiés de diverses manières. La conductivité thermique k est fixée à $0,8 J/(ms \text{ } ^\circ C)$ et la chaleur massique c est fixée à $800 J/(kg \text{ } ^\circ C)$. Ces valeurs sont reprises d'études sur la thermique de sables bitume [42], [182]. Les paramètres d'échanges λ_l et λ_h dépendent des matériaux, des conditions climatiques de l'enceinte d'essai et pour λ_h des propriétés de contact sable bitume/métal en haut et à la base des éprouvettes. Le paramètre λ_l est pris égal à $10 J/(m^2s \text{ } ^\circ C)$ et λ_h à $2000 J/(m^2s \text{ } ^\circ C)$. Ces valeurs ont été fixées par calage entre les courbes de fatigue expérimentales et numériques au cours des phases I et II de l'essai. En particulier, la valeur $\lambda_h = 2000 J/(m^2s \text{ } ^\circ C)$ permet d'obtenir tout au long de l'essai une température de $10 \text{ } ^\circ C$ au niveau de l'encastrement comme observé expérimentalement (Figure 3.22).

La détermination des paramètres de la loi de Paris est ici limitée à C et η sachant que a_0 est pris égal à la longueur de l'entaille et $N(a_0) = 0$. L'exposant η est identifié à l'inverse de la pente b de la droite de fatigue expérimentale, qui donne le nombre de cycles à rupture N_{rupt} en fonction de ε_f sous la forme : $N_{rupt}\varepsilon_f^\eta = Cste1$ soit encore $\log(\varepsilon_f) = Cste2 - b \log(N_{rupt})$ avec $Cste1$, $Cste2$ deux constantes et :

$$\eta = -1/b \quad (5.3)$$

La relation $N_{rupt}\varepsilon_f^\eta = Cste1$ s'obtient en théorie à module de rigidité invariable, en négligeant les effets de non linéarité et de température sur le matériau et sur la rigidité de l'éprouvette $R(a)$ qui ne dépend alors plus que de la longueur de fissure a , à trajet de fissuration fixé. En notant a_{rupt} la longueur de fissure conduisant à une rigidité moitié $R_{rupt} = R(a_{rupt})$ de la valeur initiale $R(0)$, N_{rupt} se déduit de la loi de Paris à travers la relation suivante : $\varepsilon_f^\eta N_{rupt} = \int_{a_0}^{a_{rupt}} \frac{da}{CK_I'(a)^\eta} = Cste1$ où $K_I(a, \varepsilon_f) = K_I'(a)\varepsilon_f$ compte tenu de la linéarité du problème mécanique seul.

En première tentative, la constante C va être calée sur la base des éléments et valeurs numériques précédents par rapport aux fuseaux de durées de vie expérimentales pour les 3

niveaux de déformation ε_f testés. On verra par la suite qu'il sera nécessaire d'adapter l'écriture de la loi de Paris.

Pour une lecture plus directe de la loi de Paris, celle-ci est écrite sous la forme normalisée : $\frac{da}{dN} = C' \left(\frac{K_I}{K_{I0}} \right)^\eta$ avec K_{I0} obtenu pour $a = a_0$ et un niveau de déformation $\varepsilon_f = \varepsilon_{f0}$ donné ($\varepsilon_{f0} = 300 \mu\text{m}/\text{m}$). Le coefficient C' prend alors la signification d'un taux d'accroissement de fissure au démarrage de la propagation pour un essai avec entaille de longueur a_0 et $\varepsilon_f = \varepsilon_{f0}$.

5.2.2. Premières simulations, adaptation de la loi de Paris et prise en compte dans de nouvelles simulations

Les simulations tiennent compte du trajet de fissuration réelle observé par CIN, caractérisé généralement par deux fissures quasi-symétriques se propageant à partir des pré-entailles de longueur 1 mm réalisées sur les bords inclinés de l'éprouvette. Dans le modèle, les fissures se propagent horizontalement vers l'intérieur du matériau. Les entailles expérimentales et numériques sont effectuées à la même hauteur du point de contrainte maximale ($6H/31$).

Les valeurs des paramètres utilisées dans les simulations, calées suivant la procédure décrite précédemment, sont synthétisées dans le tableau 5.1. Les données du calage du module complexe par le modèle de Huet sont celles du chapitre 2 (§2.1.3).

Tableau 5.1 : Paramètres de simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console sur éprouvettes entaillées.

VENL	β_E (MPa/ $\mu\text{m}/\text{m}$)			β_ϕ ($^\circ/\mu\text{m}/\text{m}$)	
	-8,91			0,026	
Paramètres thermiques	ρ (kg/m ³)	c (J/kg °C)	k (J/ms °C)	λ_l (J/m ² s °C)	λ_h (J/m ² s °C)
	2340	800	0,8	10	2000
Loi de Paris	a_0 (m)	K_{I0} (Pa $\sqrt{\text{m}}$)	$N(a_0, \varepsilon_f)$	C (m/cycle)	η
	0,001	1×10^5	0	$2,3 \times 10^{-8}$	3,8

La figure 5.2 présente les courbes de fatigue numériques $F(N)/F(0)$ obtenues pour les trois niveaux de déformation ε_f : 300, 350 et 400 $\mu\text{m}/\text{m}$.

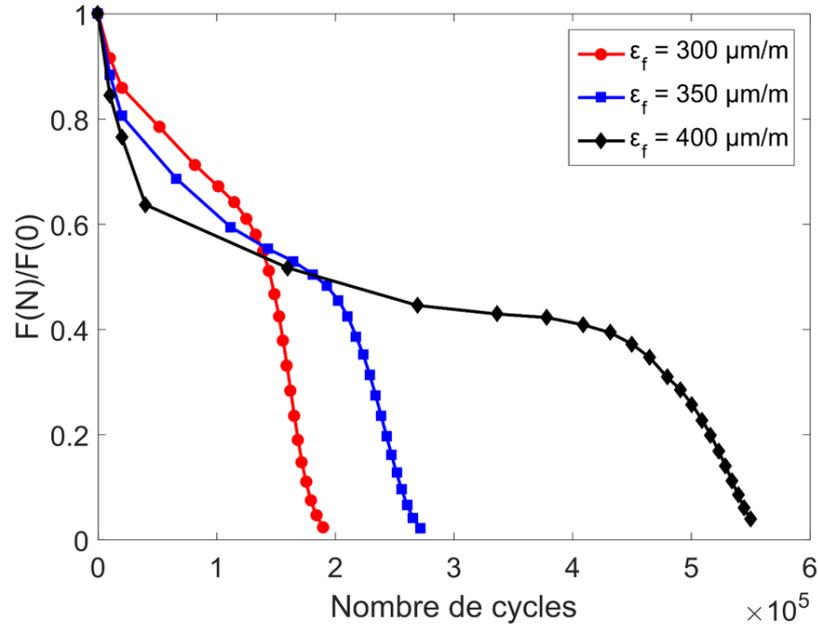


Figure 5.2 : Premières simulations des courbes de fatigue des essais en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées à 10 °C et 25 Hz.

On constate toutefois que les résultats de simulations ne sont pas en accord avec les observations expérimentales. En effet, les durées de vie des courbes de fatigue numériques augmentent avec l'augmentation des niveaux de déformation ε_f , contrairement aux résultats d'essai et aussi aux considérations menant à l'équation (5.3). On peut vérifier à partir du code de calcul que cette inversion non intuitive des résultats provient à la fois de l'effet sur le module de la non linéarité vis-à-vis du niveau de déformation et de la température. Ceci montre que la modélisation actuelle est trop sensible aux variations de module et nécessite d'être adaptée pour retrouver les bonnes tendances expérimentales.

En fait, pour ces essais à amplitude de déplacement imposé, le facteur d'intensité de contrainte K_I utilisé jusqu'alors est proportionnel au module et donc directement variable en fonction de celui-ci. Dans le cadre de ces essais, une manière d'atténuer cette dépendance consiste à substituer au coefficient K_I le coefficient \tilde{K}_I plutôt lié à la déformation en pointe de fissure, défini en élasticité linéaire par l'équation (5.4) :

$$\tilde{K}_I = \frac{K_I}{E} \quad (5.4)$$

où E est le module d'Young du matériau. Pour le sable bitume considéré ici, ce module est remplacé par la norme du module complexe en pointe de fissure, $|E_p^*|$, qui dépend de la température et de ε_f dans nos simulations. Le pseudo facteur d'intensité des contraintes \tilde{K}_I défini au chapitre 4 est remplacé par $\tilde{\tilde{K}}_I$ plutôt lié à la déformation par la relation :

$$\tilde{\tilde{K}}_I = \frac{\tilde{K}_I}{|E_p^*|} = \frac{\sqrt{|E_p^*| \tilde{G}}}{|E_p^*|} = \sqrt{\frac{\tilde{G}}{|E_p^*|}} \quad (5.5)$$

La loi de Paris est alors modifiée sous la forme suivante :

$$\frac{da}{dN} = \tilde{C} \left(\frac{\tilde{K}_I}{\tilde{K}_{I0}} \right)^\eta \quad (5.6)$$

Où $\tilde{K}_{I0} = \tilde{K}_I(a_0)$ pour la déformation $\varepsilon_{f0} = 300 \mu\text{m}/\text{m}$.

Cette nouvelle forme de la loi de Paris sera utilisée pour toutes les simulations à venir dans le reste de ce chapitre. La valeur de \tilde{C} est recalée sur les courbes de fatigue. Au final, les essais de fatigue sont resimulés avec les paramètres de la loi de Paris présentés dans le tableau 5.2.

Tableau 5.2 : Nouveaux paramètres de la loi de Paris pour la simulation d'essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées.

a_0 (m)	\tilde{K}_{I0} ($\sqrt{\text{m}}$)	$N(a_0, \varepsilon_f)$	\tilde{C} (m/cycle)	η
0,001	$2,5 \times 10^{-5}$	0	$1,9 \times 10^{-8}$	3,8

La figure 5.3 présente les résultats obtenus pour les nouvelles simulations

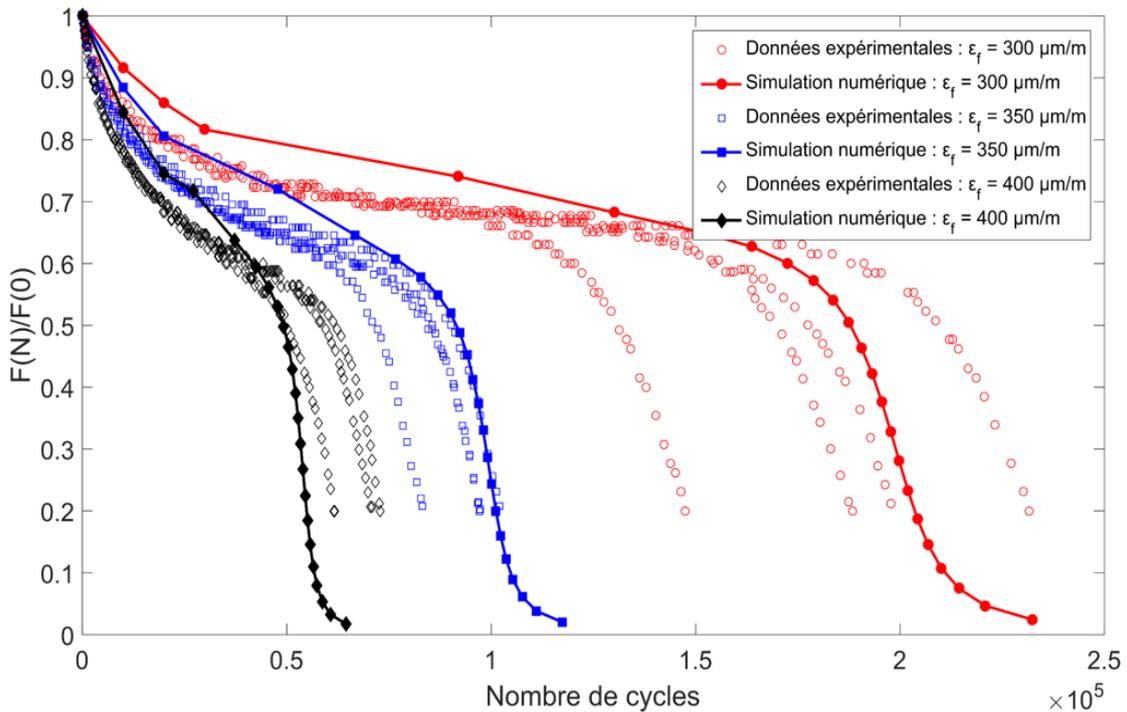


Figure 5.3 : Simulation des courbes de fatigue des essais en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées à 10 °C et 25 Hz. Utilisation de la loi de Paris en \tilde{K}_I .

Les résultats de simulations présentent cette fois des durées de vie décroissantes en fonction de ε_f , en accord avec les essais. Globalement, les courbes numériques rentrent dans les fuseaux expérimentaux ce qui montre que le moteur de propagation de fissure serait plutôt lié à la déformation qu'à la contrainte.

En appliquant le critère de fatigue classique (N_{50}) à 50 % de chute de raideur aux courbes simulées, on obtient les coefficients de la droite de fatigue théorique. Ceux-ci sont comparés dans le tableau 5.3 aux valeurs expérimentales.

Tableau 5.3 : Comparaison des coefficients des droites de fatigue simulée et expérimentale pour les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes entaillées.

Paramètres	a	b	ε_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)
Données expérimentales	$14,7 \pm 2$	$-3,8 \pm 0,8$	$188,5 \pm 17$
Données de simulations	16,8	-4,7	209,6

Les droites de fatigue expérimentale et simulée sont relativement voisines compte tenu de l'incertitude expérimentale. On constate par ailleurs que la pente numérique b n'est pas égale à l'exposant $-1/\eta$ de la loi de Paris. Ceci provient des variations de module dues à la température et à l'effet non linéaire de ε_f , bien que celles-ci aient été minimisées par le choix de \tilde{K}_I . Ceci montre que pour retrouver précisément la valeur de b expérimentale, il faudrait quelque peu itérer sur la valeur de η . La valeur de ε_6 obtenue par simulation est plus élevée que celle expérimentale de $21,1 \mu\text{m}/\text{m}$.

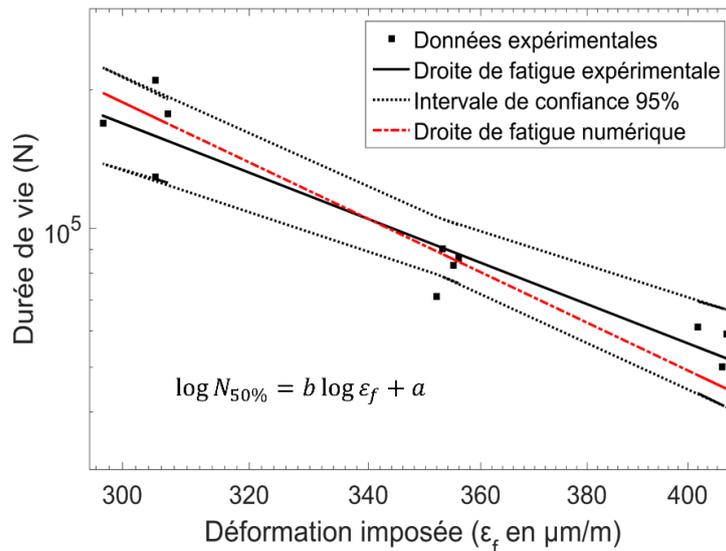


Figure 5.4 : Comparaison entre les droites de fatigue expérimentale et simulée pour le critère de fatigue N_{50} : essai de fatigue en flexion sur poutre console entaillée.

La figure 5.5 présente l'évolution du champ thermique obtenu lors de la simulation d'un essai de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée pour $\varepsilon_f = 350 \mu\text{m}/\text{m}$, $\theta_{enceinte} = 10^\circ\text{C}$ et $f = 25 \text{ Hz}$. Les trajets de fissuration simulés sont matérialisés sur les champs thermiques par des traits noirs discontinus. L'évolution du champ thermique simulé présente les mêmes formes d'isovaleurs que celles mises en évidence par thermographie infrarouge (Figure 3.22). Comme attendu, les isovaleurs de température sont symétriques par rapport à l'axe longitudinale de l'éprouvette. Elles montrent un échauffement rapide en début d'essai et l'établissement d'un régime pseudo-permanent à 20000 cycles (Figure 5.5-a) avant le début de propagation de fissure à 48000 cycles. Deux zones chaudes s'individualisent avec

la propagation de fissures (Figure 5.5-b). Celles-ci traduisent la concentration des déformations en pointe de fissure. La température de ces zones et plus généralement de l'éprouvette décroît ensuite rapidement quand les pointes de fissure se rapprochent du centre de l'éprouvette et que la force en tête décroît (Figure 5.5-e et f). Ce phénomène de refroidissement a été observé dans les résultats d'essais du chapitre 3.

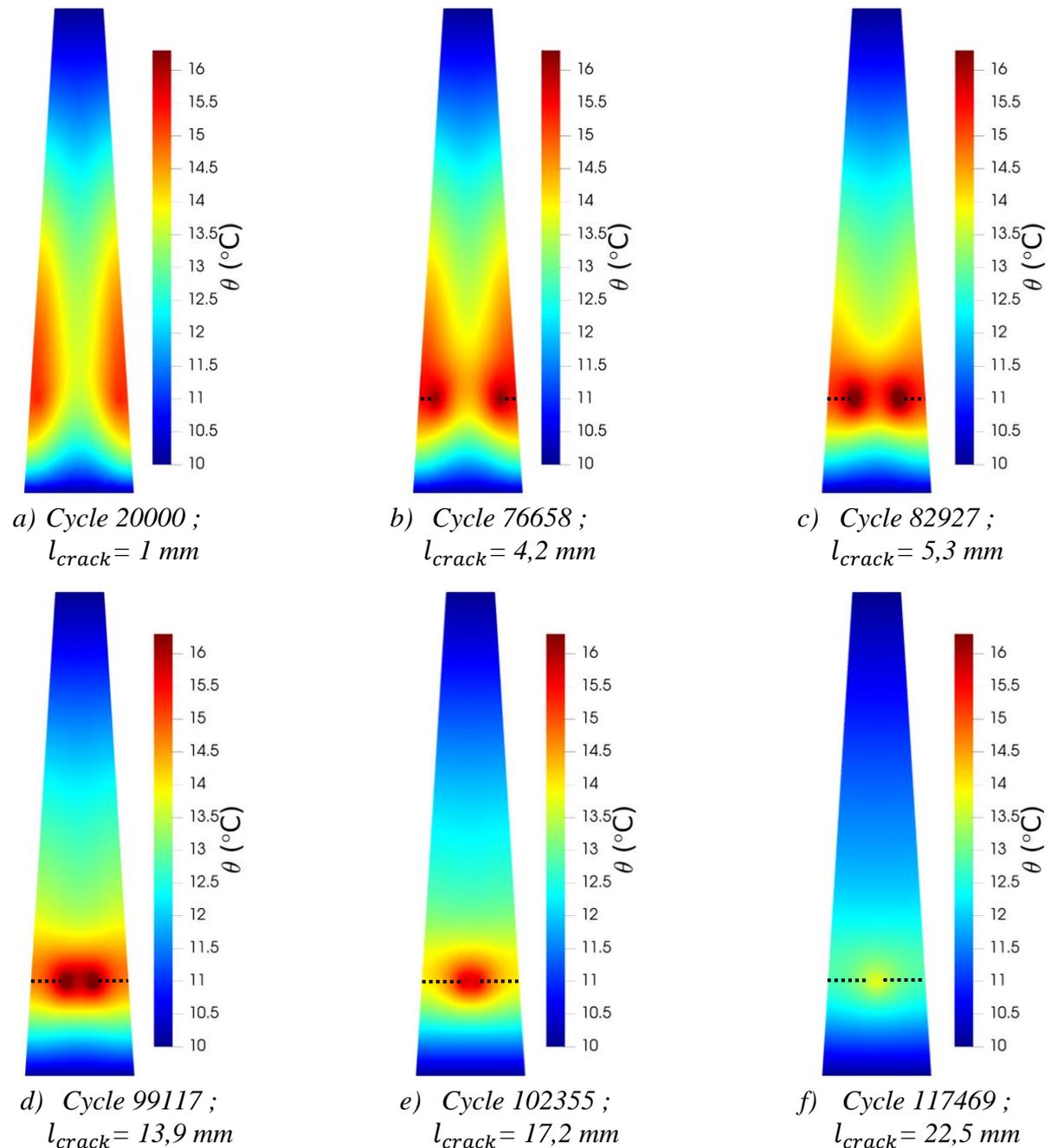


Figure 5.5 : Simulation des champs de température d'une éprouvette entaillée testée en essai de fatigue en flexion sur poutre console à $350 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C .

Toutefois, les valeurs de température obtenues par simulation sont supérieures à celles obtenues expérimentalement. Les évolutions des températures maximales expérimentales et simulées sont présentées sur la figure 5.6. L'écart entre températures maximales en cours d'essai simulée et expérimentale est de l'ordre de 3 à 4°C . Plusieurs explications à ces écarts sont possibles :

(i) la température moyenne de l'éprouvette calculée sur son épaisseur peut être légèrement supérieure à celle mesurée par thermographie en surface de l'éprouvette, (ii) les paramètres de modélisation y compris thermique ont principalement été calés sur la réponse mécanique des échantillons (courbes de fatigue). Un calage plus optimal pourrait sans doute être obtenu en considérant également la réponse thermique pendant l'essai. (iii) L'effet non linéaire de variation de module en fonction de l'amplitude de déformation a été introduit de façon globale sur l'éprouvette. Une modélisation plus réaliste consisterait à faire dépendre le module à la déformation locale fortement variable dans l'éprouvette. (iv) Cette dépendance pourrait également inclure un phénomène d'endommagement diffus qui aurait pour conséquence d'augmenter la chute de raideur de l'éprouvette en phase I, en sus de celle provoquée par la température. Cela permettrait sans doute de diminuer dans la modélisation actuelle les niveaux de température requis pour caler la phase I des courbes de fatigue.

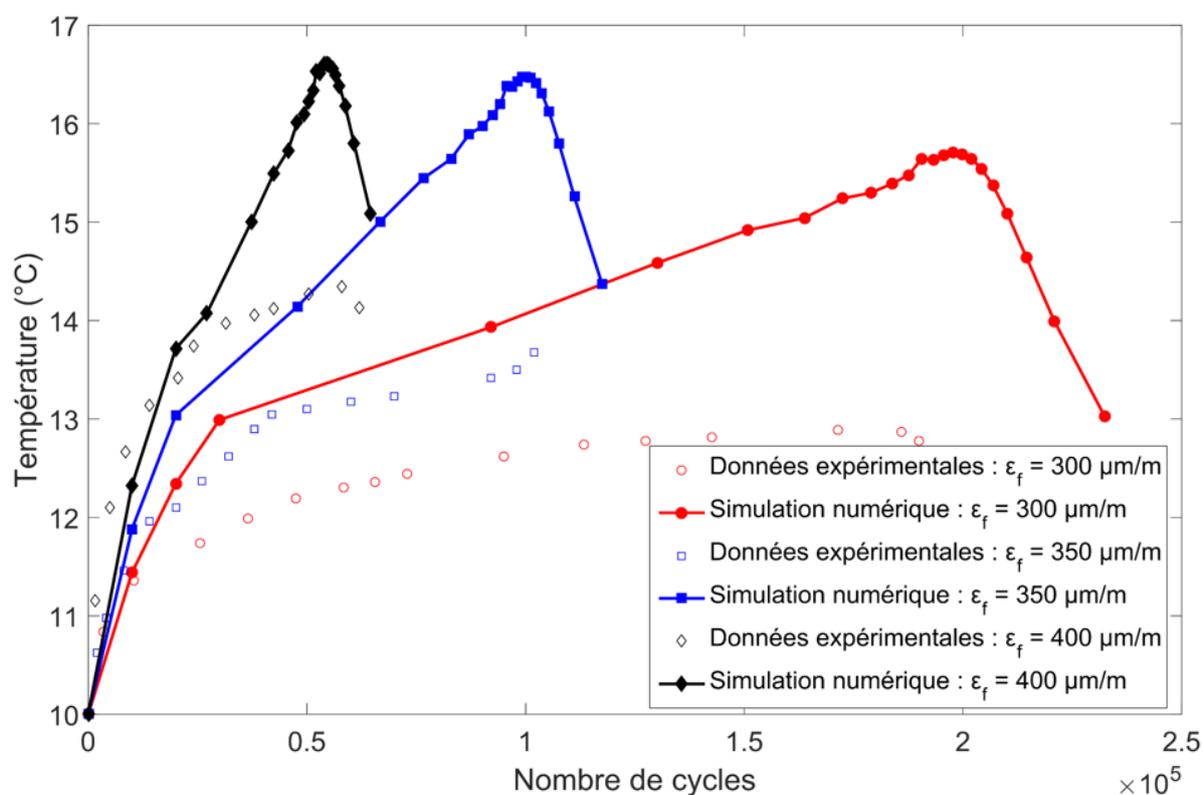


Figure 5.6 : Evolution des températures maximales simulée et expérimentale pour des essais de fatigue en flexion sur poutre console entaillée à 10 °C et 25 Hz.

5.3. Simulation des essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette non entaillée

Cette section présente la comparaison entre simulations et essais sur éprouvettes non entaillées. Les calculs ont été réalisés sur la base des mêmes hypothèses qu'en section §5.2 en conservant la valeur a_0 précédente mais en prenant une valeur non nulle de $N(a_0, \epsilon_f)$ dépendant de ϵ_f . Deux types de simulation sont réalisés : un premier en considérant un trajet de fissuration unique horizontal à partir du point de contrainte maximale ($6H/31$) de l'un des bords obliques ; le deuxième en tenant compte des trajets réels visualisés par CIN.

5.3.1. Simulation à trajet de fissuration issus des points à contrainte maximale ($6H/31$)

5.3.1.1. Conditions et paramètres de calcul

La campagne expérimentale a montré que le trajet de fissuration le plus rencontré au cours des essais de fatigue est le trajet d'une fissure unique s'initiant sur un bord et se propageant horizontalement vers l'autre bord. On choisit de simuler ici les essais de fatigue avec une fissure horizontale unique se propageant à la cote $6H/31 = 48,39 \text{ mm}$ correspondant aux sollicitations maximales calculées par RDM sur éprouvette vierge.

Le seul paramètre nouveau à caler pour cette simulation est $N(a_0, \varepsilon_f)$ qui représente dans le modèle le nombre de cycles nécessaires à amorcer une fissure de longueur a_0 répondant à la loi de Paris. Pour un niveau ε_f donné, la valeur de $N(a_0, \varepsilon_f)$ est obtenu en effectuant une première simulation sans ce paramètre (comme en section précédente). $N(a_0, \varepsilon_f)$ est alors déduite de l'écart de durée de vie entre cette première courbe théorique et l'essai. Cette procédure conduit aux valeurs données dans le tableau 5.4. La simulation définitive des essais est effectuée en tenant compte de ces valeurs : pour $0 < N \leq N(a_0, \varepsilon_f)$ le calcul est effectué à température variable sans propagation de fissure ; pour $N(a_0, \varepsilon_f) < N$ on reprend la démarche complète initialisée à partir de la situation obtenue en fin de phase précédente pour $N = N(a_0, \varepsilon_f)$. Il est à observer que l'étape de détermination de $N(a_0, \varepsilon_f)$ ne tient pas compte du véritable champ de température obtenu pour cette valeur. Une procédure plus précise sur le plan numérique consisterait à introduire des itérations dans cette étape.

Tableau 5.4 : Valeurs du paramètre $N(a_0, \varepsilon_f)$ de la loi de Paris pour les 3 niveaux de déformation ε_f .

$N(a_0, \varepsilon_f)$	$\varepsilon_f = 300 \mu\text{m}/\text{m}$	$\varepsilon_f = 350 \mu\text{m}/\text{m}$	$\varepsilon_f = 400 \mu\text{m}/\text{m}$
	165000	73000	45000

5.3.1.2. Résultats de calcul avec $N(a_0, \varepsilon_f)$

La figure 5.7 présente les résultats de simulations des essais de fatigue sur les éprouvettes non entaillées effectués à température d'enceinte de $10 \text{ }^\circ\text{C}$ et à la fréquence de 25 Hz . Les courbes de fatigue simulées montrent un bon accord avec les données expérimentales aussi bien sur l'allure que sur la durée de vie.

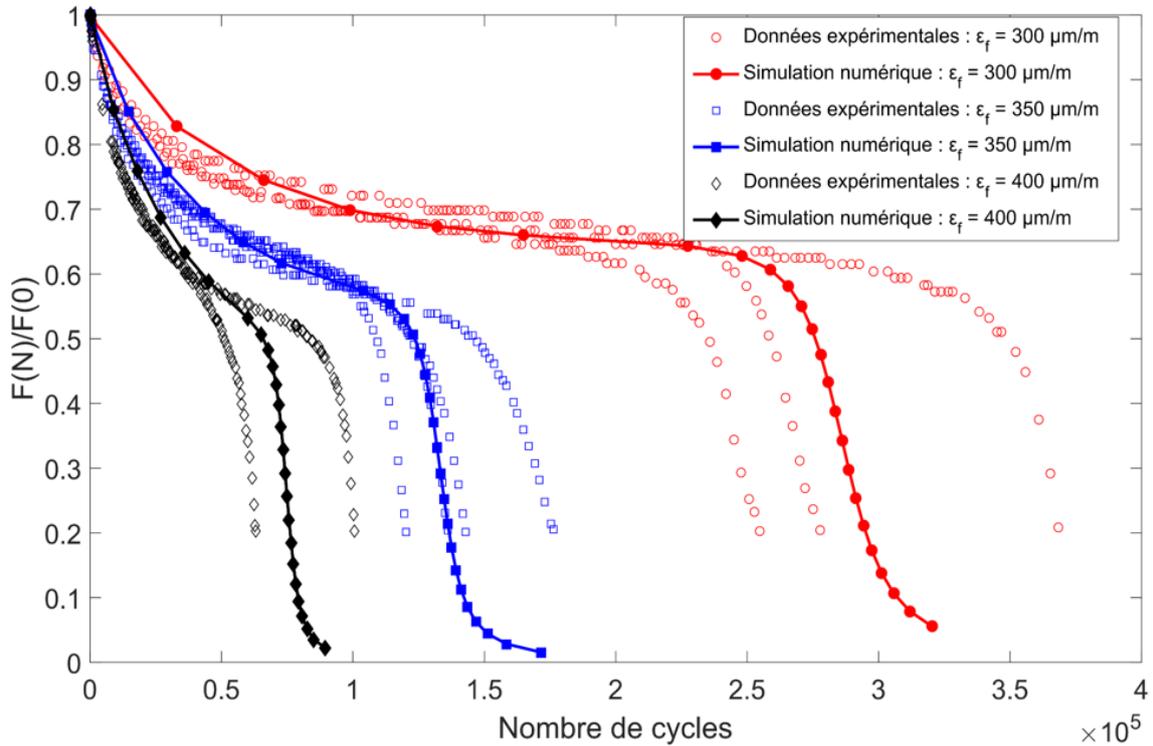


Figure 5.7 : Simulation des courbes de fatigue avec $N(a_0, \varepsilon_f)$ sur éprouvettes non entaillées.

La régression linéaire en échelle bi-logarithmique de $N(a_0, \varepsilon_f)$ en fonction de ε_f conduit à une relation de la forme :

$$\log_{10} \left(N(a_0, \varepsilon_f) \right) = 16,4 - 4,6 \log_{10}(\varepsilon_f) \quad (5.7)$$

On peut constater que les valeurs des paramètres de cette régression sont du même ordre de grandeur que les paramètres a et b obtenues par simulation de l'essai de fatigue sur poutre console sur poutre entaillée (Tableau 5.3), sans que pour autant $N(a_0, \varepsilon_f)$ représente la durée de vie totale des éprouvettes. Cet aspect méritera d'être approfondi dans de futurs travaux de recherches théoriques et expérimentales.

En appliquant le critère de fatigue classique (N_{50}) à 50 % de chute de raideur aux courbes simulées, on obtient les coefficients de la droite de fatigue. Ceux-ci sont présentés dans le tableau 5.5 et comparés aux données expérimentales. Un bon accord est trouvé comme également illustré sur la figure 5.8.

Tableau 5.5 : Comparaison des coefficients des droites de fatigue simulée et expérimentale pour les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes non entaillées.

Paramètres	a	b	ε_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)
Données expérimentales	$18,5 \pm 1,8$	$-5,3 \pm 0,7$	$235,7 \pm 17,4$
Données de simulations	17,8	-5,0	231,2

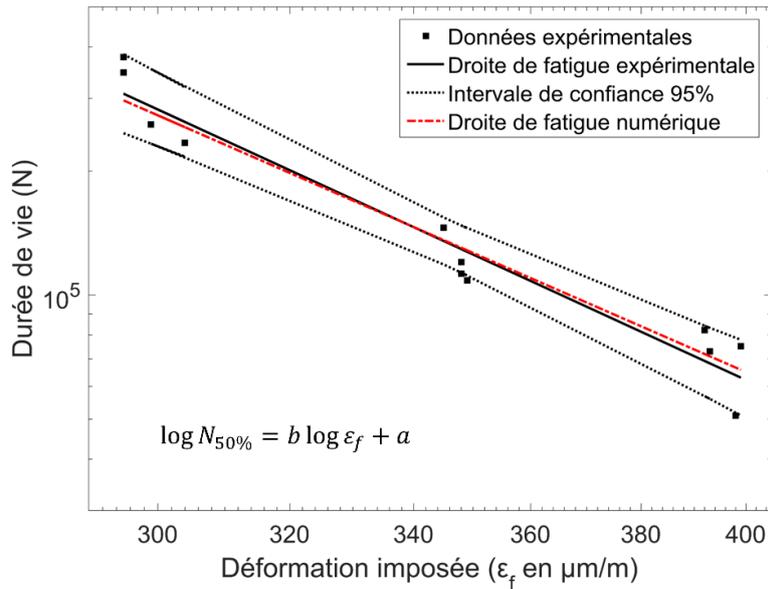


Figure 5.8 : Comparaison entre les droites de fatigue expérimentale et simulée pour le critère de fatigue N_{50} : essai de fatigue en flexion sur poutre console non entaillée.

La figure 5.9 présente l'évolution de la température maximale extraite des champs de température simulés et des champs relevés par thermographie infrarouge. Les courbes sont relativement similaires à celles obtenues pour les éprouvettes entaillées (Figure 5.6). Elles appelleraient donc aux mêmes commentaires.

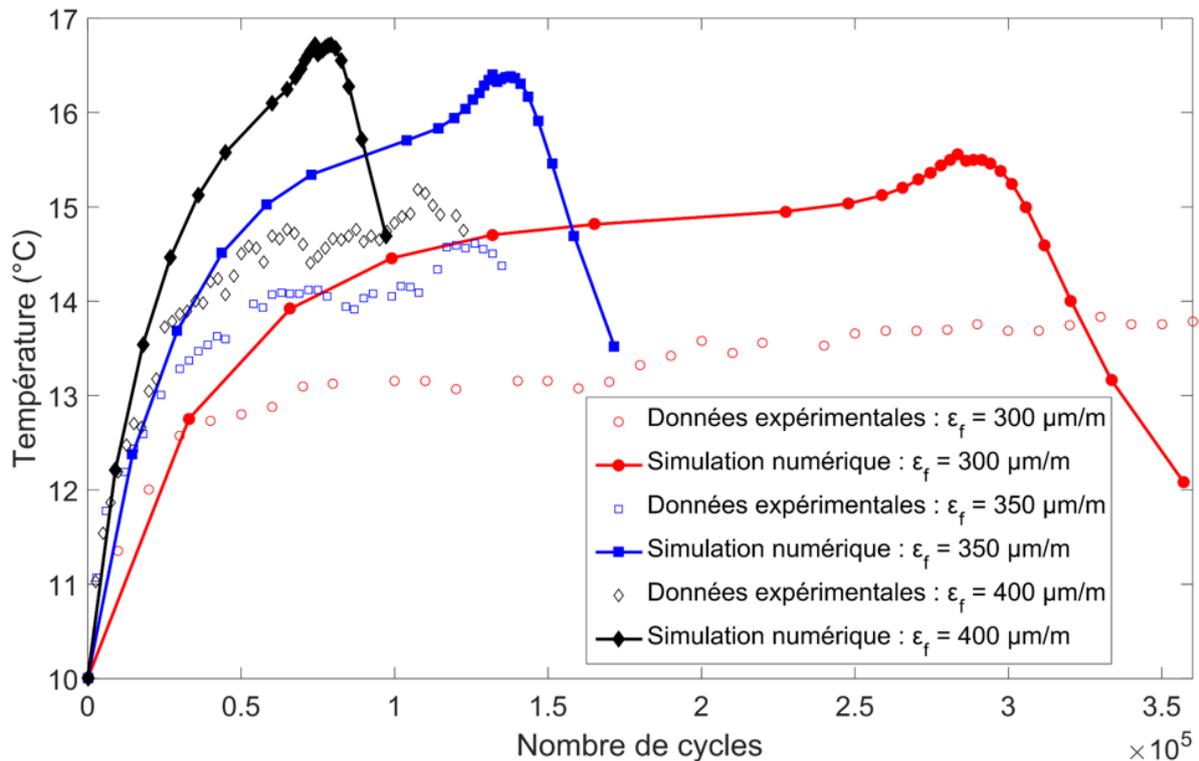


Figure 5.9 : Evolution de la température maximale extraite des champs de température simulés. Comparaison avec les essais de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvettes non entaillées ($\theta_{enceinte} = 10^\circ\text{C}$ et $f = 25\text{ Hz}$).

La Figure 5.10 montre les évolutions comparées du maximum de température calculé pour $\varepsilon_f = 300 \mu\text{m}/\text{m}$ et de l'accroissement de fissure. Sur les 200 000 premiers cycles, l'augmentation de température se fait quasiment sans propagation de fissure. Sur la suite de la simulation de l'essai, le maximum de température accompagne la pointe de fissure. Malgré la diminution de la force la température continue à augmenter en ce point pendant un certain temps en raison de la concentration des déformations.

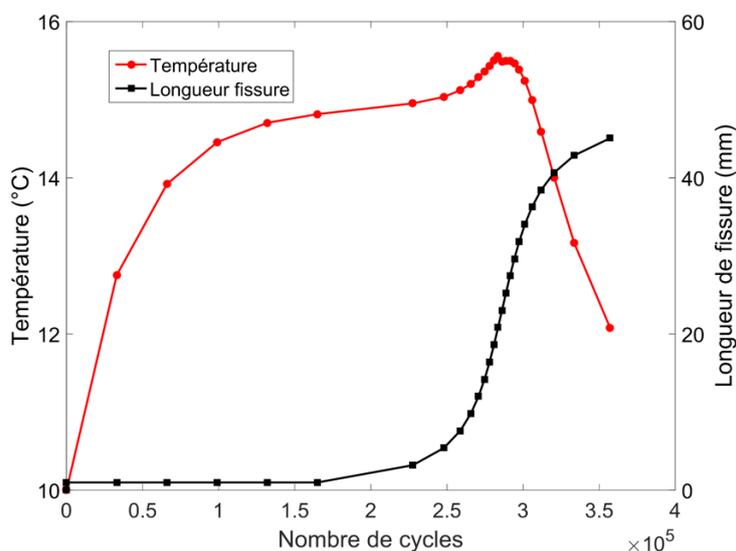


Figure 5.10 : Evolution de la température maximale simulée et de la longueur de fissure pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console non entaillée à $300\mu\text{m}/\text{m}$; 10°C et 25 Hz .

5.3.2. Simulation à trajet de fissuration déduit de la CIN

5.3.2.1. Données de calcul

Grâce à la corrélation d'images numériques, il est possible d'obtenir les trajets de fissuration réels. Nous nous proposons dans cette section de reprendre les simulations pour éprouvettes non entaillées avec les paramètres déjà calés précédemment en se basant sur les trajets de fissuration réels. On utilise pour ce faire les données expérimentales présentées à la section (§3.1.4.2) relatives à 3 éprouvettes ayant des trajets de fissuration distincts testées à $300 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

La première éprouvette développe deux fissures qui s'initient presque simultanément sur chaque bord aux cotes 62,2 et 49,8 mm. La simulation ne prévoyant pas à ce stade le calcul de plusieurs facteurs d'intensité des contraintes on choisit d'assimiler numériquement ce cas à deux fissures symétriques partant de chaque bord à la cote de 56 mm (moyenne des deux hauteurs).

La seconde éprouvette développe une fissure unique quasi horizontale s'initiant à une hauteur de 50,1 mm de la base. C'est ce trajet qui sera considéré dans la simulation.

La troisième éprouvette développe également une unique fissure horizontale à une hauteur de 77 mm de la base. C'est le trajet également considéré dans la simulation.

Les essais étant réalisés à $300 \mu\text{m}/\text{m}$ le paramètre $N(a_0, \varepsilon_f)$ est pris égal à 165000 cycles.

5.3.2.2. Résultats de simulation

La figure 5.11 présente les résultats de simulation pour ces trajets de fissuration. On peut remarquer dans un premier temps que, pour un même essai, un changement de trajet de fissuration induit une dispersion des courbes de fatigue. Il s'agit donc bien d'une source possible de dispersion expérimentale comme évoqué dans le paragraphe §3.1.4.2. On constate également que la durée de vie la plus longue est obtenue, dans le modèle comme pour l'essai, pour la fissure se développant à la cote 56 mm de part et d'autre de l'éprouvette. Les durées de vie sont plus courtes, sans doute pour la cote 50,1 mm en raison de contraintes plus importantes (on se rapproche du maximum RDM à environ 48 mm) et à la cote 77 mm en raison d'une largeur d'éprouvette plus petite. Toutefois, dans ces deux derniers cas, les classements numérique et expérimental sont inversés mais ces courbes sont toutes assez proches les unes des autres. Ces écarts sont à minimiser compte tenu de la forte dispersion expérimentale. Il pourrait être intéressant de répéter ces essais en forçant l'initialisation de fissure avec des entailles afin de s'assurer expérimentalement de l'effet de la cote sur la durée de vie des éprouvettes.

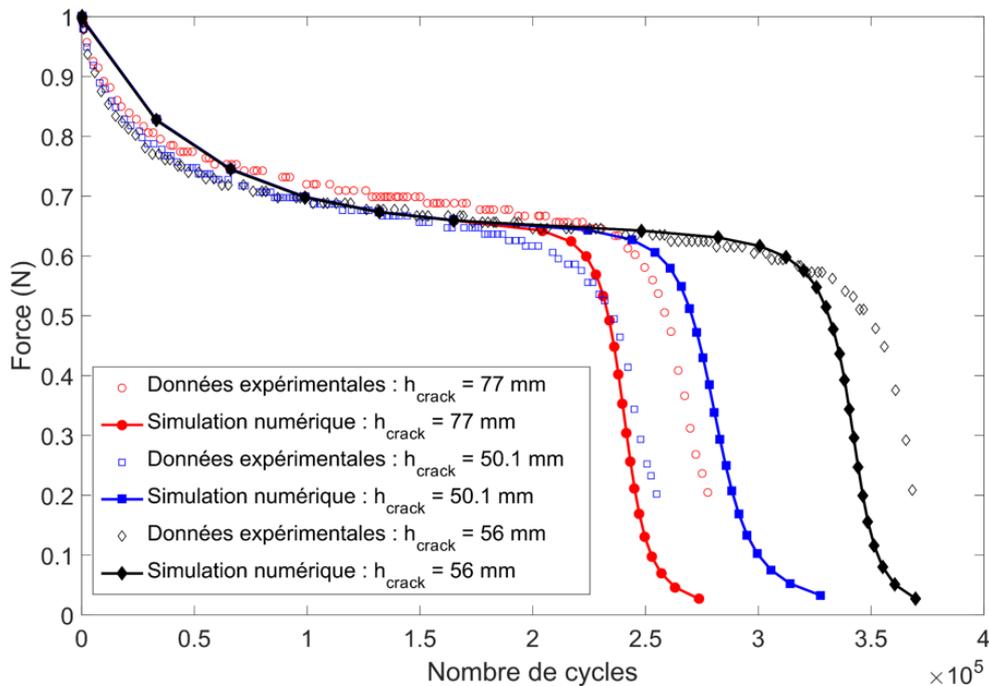


Figure 5.11 : Simulation des essais de fatigue en flexion d'après les trajets de fissuration déduits de la CIN ($\epsilon_f = 300\mu\text{m}/\text{m}$, $\theta_{enceinte} = 10^\circ\text{C}$ et $f = 25\text{ Hz}$).

A titre informatif, la figure 5.12 présente les évolutions de températures maximales simulées pour les différents trajets de fissuration.

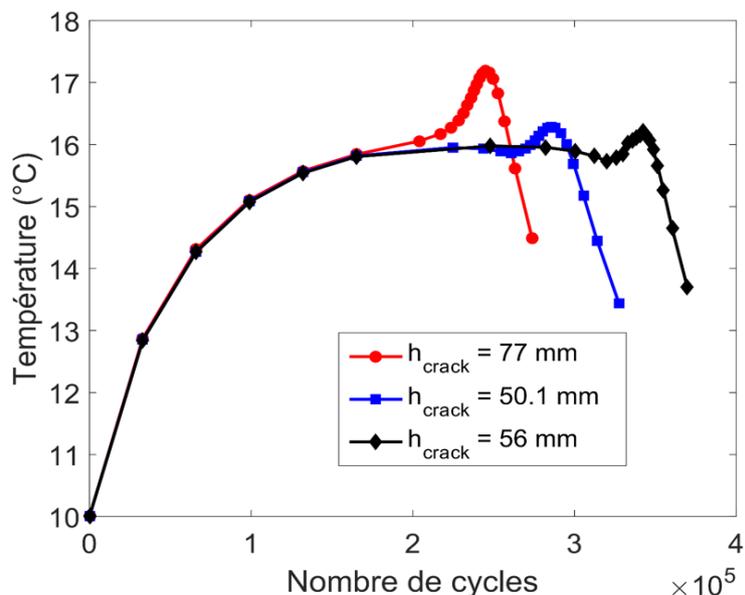


Figure 5.12 : Températures maximales calculées dans la simulation des essais de fatigue avec trajets de fissuration CIN ($\varepsilon_f = 300\mu\text{m}/\text{m}$, $\theta_{enceinte} = 10^\circ\text{C}$ et $f = 25$ Hz).

5.4. Simulation de l'essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvettes entaillées

Cette section présente les résultats de simulation des essais de fatigue en flexion 4 points (4PB) sur éprouvettes entaillées, constituées du même sable bitume que pour les essais sur poutre console. Les entailles permettent de localiser l'initiation des fissures.

Avant de rentrer dans la description de ces essais et de leur modélisation, nous tenons à préciser que certains de ceux-ci ont été affectés par des effets parasites dus à l'échauffement par rayonnement des lampes d'éclairages placés à proximité des éprouvettes pour l'enregistrement des images dédiées à la CIN. Ces effets étaient inexistantes pour les essais en flexion sur poutre console dont le dispositif permettait un placement des lampes à bonne distance. La répercussion de cet échauffement parasite sur les courbes de fatigue est illustrée sur la figure 5.13 qui montre trois répétitions d'essai effectuées avec lampes (essai CIN) et un essai sans lampe (essai TIR). Ce dernier cas se distingue par une courbe de fatigue significativement supérieure aux autres. Dans la suite, les simulations des courbes de fatigue sont comparées à tous les résultats d'essai (avec et sans lampes). Les courbes de températures expérimentales sont obtenues uniquement pour des essais sans lampes (essais TIR).

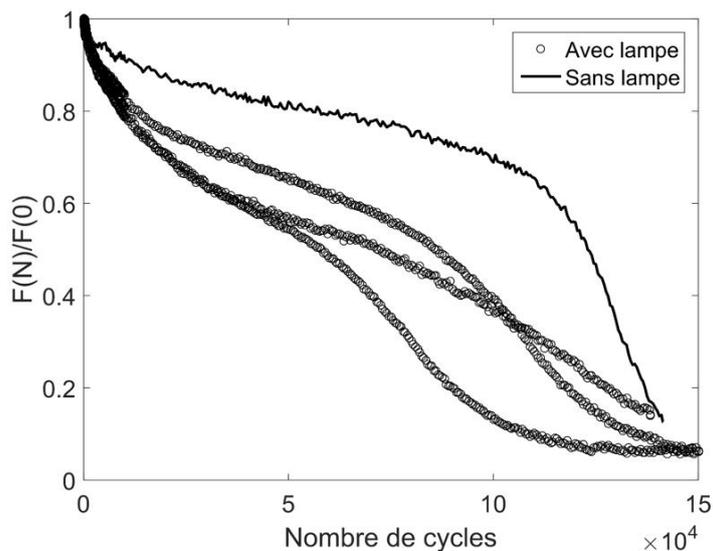


Figure 5.13 : Courbes de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur des éprouvettes de sable bitume SB testées à $300 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et 10°C .

5.4.1. Données de calcul

Par symétrie, les simulations sont effectuées sur le maillage de la demi-éprouvette (Figure 5.14-c). Les conditions aux limites réelles de l'essai sont présentées sur la figure 5.14-a qui montre les déplacements verticaux imposés par les brides, nuls en extrémité d'éprouvette et sinusoïdaux au tiers de l'éprouvette en partant du centre. Les rotations en extrémités d'éprouvette sont laissées libres grâce à des articulations. Dans les simulations, ces conditions sont assimilées à un déplacement vertical nul sur la ligne verticale située à la distance $3l/2$ du centre de l'éprouvette et à un déplacement uniforme d'amplitude V_0 imposé sur la ligne verticale à distance $l/2$ du centre (Figure 5.14-b). Ces conditions limites laissent libre la rotation en extrémité d'éprouvette.

Les simulations sont effectuées avec deux fissures s'initiant simultanément à partir des entailles verticales pratiquées en haut et en bas de l'axe de symétrie. On suppose dans les calculs que les deux fissures se propagent symétriquement vers le centre de l'éprouvette, comme observé le plus fréquemment par CIN. Les fissures sont représentées par une étroite bande et la propagation est obtenue par annulation successive du module de Young des éléments de cette bande.

Ces simulations réutilisent les valeurs de paramètres déjà calées sur l'essai de fatigue en flexion sur poutre console avec éprouvette entaillée (§5.2) (mêmes longueurs d'entailles). L'objectif est d'évaluer le caractère intrinsèque du modèle sur le passage d'un essai à l'autre au moyen du même jeu de données. Les seuls paramètres qui diffèrent sont les coefficients d'échanges thermiques (λ_l et λ_h). L'enceinte climatique de l'essai en flexion 4 points est plus petite que celle de la flexion sur poutre console, ce qui conduit à des échanges par convection plus importants. Le coefficient λ_l est fixé à $20 \text{ J/m}^2\text{s}^\circ\text{C}$. Le coefficient λ_h est fixé à $500 \text{ J/m}^2\text{s}^\circ\text{C}$ sur la largeur (25 mm) des brides d'application des sollicitations. Ils permettent de maintenir la température au niveau des brides à 10°C comme vérifié pendant l'essai (Figure 3.31). Les

brides étant en plastique, leur coefficient d'échange est pris inférieur à celui des casques métalliques de l'essai en flexion sur poutre console.

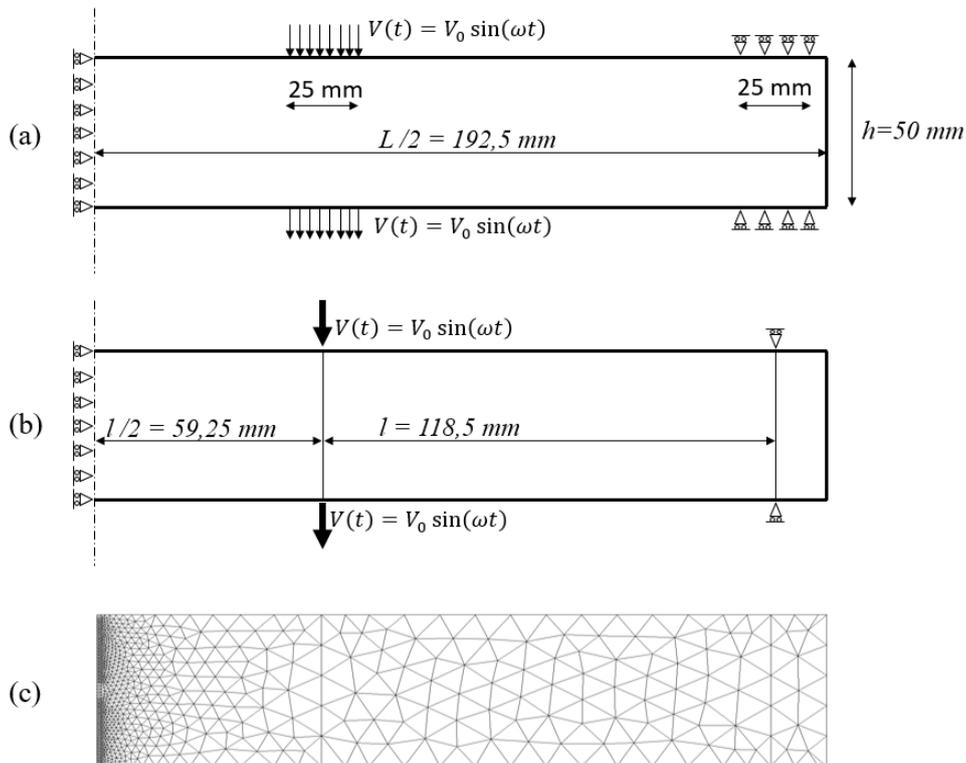


Figure 5.14 : Géométrie et conditions limites de l'essai de fatigue en flexion 4 points : a) géométrie de la demi éprouvette et condition aux limites réelles ; b) conditions aux limites adoptées pour la simulation ; c) maillage associé.

5.4.2. Résultats de simulations

Les courbes de fatigue simulées et expérimentales sont présentées sur la figure 5.15. Il existe un bon accord global entre ces courbes malgré l'effet parasite des lampes. La prédiction des durées de vie est correcte, la forme des courbes numériques se rapproche quant à elle davantage de celle de l'essai sans lampe de la Figure 5.13. On peut ainsi considérer que le modèle thermomécanique développé dans ce travail représente assez bien la physique des phénomènes en jeu et permet le passage d'un type d'essai de fatigue à l'autre au moyen d'un même jeu de paramètres intrinsèques au matériau.

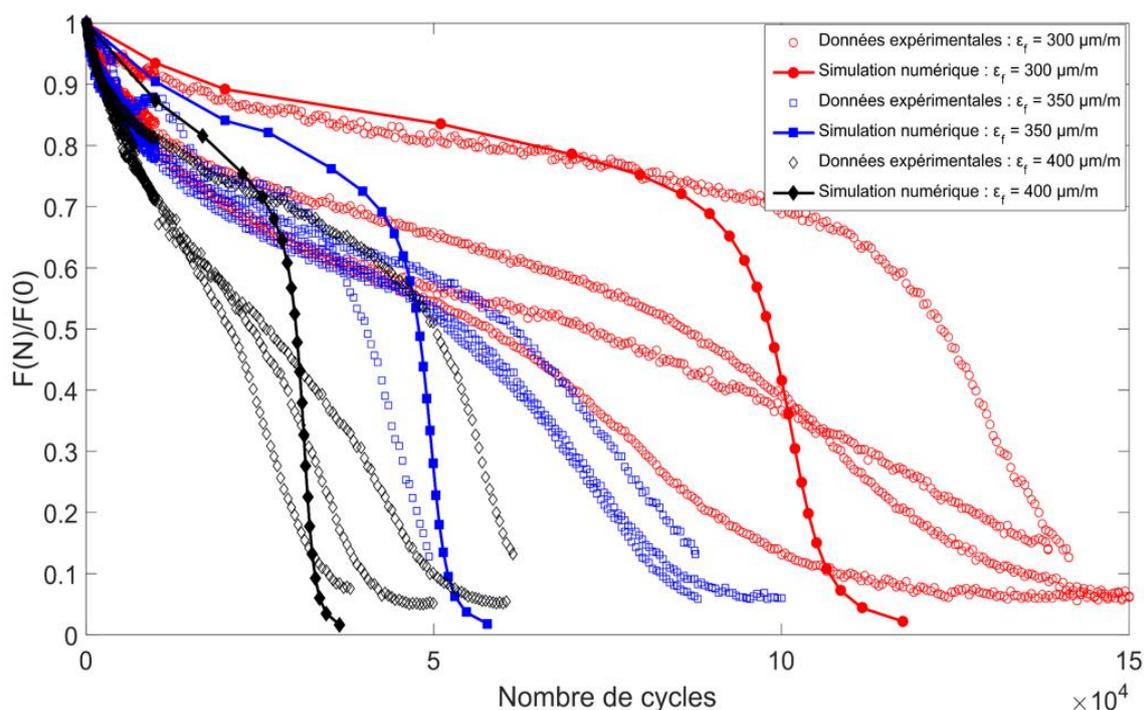


Figure 5.15 : Simulation des courbes de fatigue des essais de fatigue en flexion 4 points sur sable bitume à 10 °C et 25 Hz et comparaison avec les résultats d'essais.

En appliquant le critère de fatigue classique (N_{50}) à 50 % de chute de raideur aux courbes simulées, on obtient les coefficients des droites de fatigue. Le tableau 5.6 présente ces coefficients pour la modélisation et les essais.

Tableau 5.6 : Comparaison des coefficients de droites de fatigue simulée et expérimentale pour l'essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée.

Paramètres	a	b	ε_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)
Données expérimentales	$14,0 \pm 3,8$	$-3,7 \pm 1,5$	$154,1 \pm 58,6$
Données de simulations	15,2	-4,1	169,6

Les simulations rendent relativement bien compte de la différence des valeurs ε_6 constatée entre les essais en flexion sur poutre console et en flexion 4 points, de l'ordre de $190 \mu\text{m}/\text{m}$ dans le premier cas et de $170 \mu\text{m}/\text{m}$ dans le second. Les pentes des droites de fatigue expérimentales sont quant à elles proches pour les deux essais. Il en est de même pour les pentes numériques qui, en moyenne, diffère légèrement des valeurs expérimentales (mais restant dans l'incertitude des essais). Au besoin, ces écarts entre essais et modèle pourraient être réduits en adaptant la valeur de l'exposant η , mais en gardant celle-ci identique pour les deux essais.

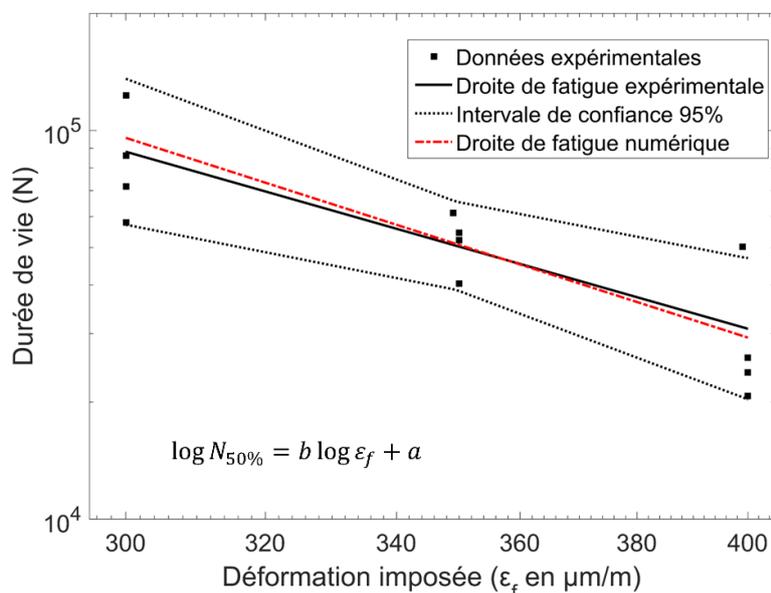
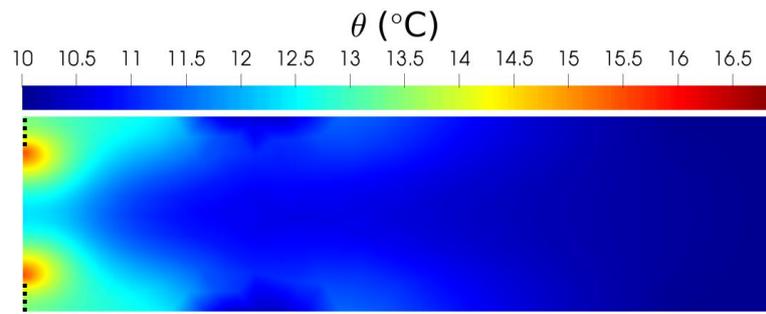


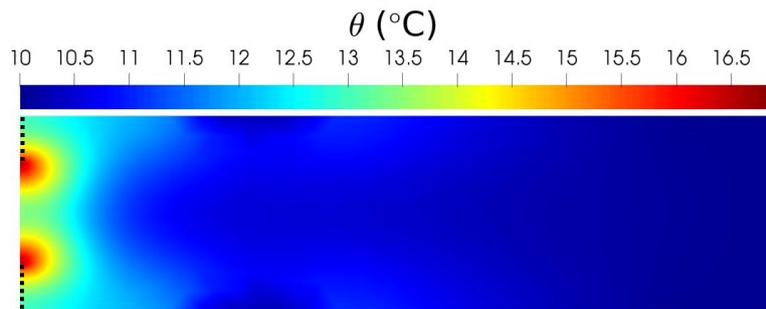
Figure 5.16 : Comparaison entre les droites de fatigue expérimentale et simulée pour le critère de fatigue N_{50} et l'essai de fatigue en flexion 4 points sur éprouvette entaillée.

La figure 5.17 présente l'évolution du champ thermique lors de la simulation d'un essai de fatigue en flexion 4 points sur une éprouvette de sable bitume sollicitée à un niveau de déformation (ϵ_f) de $350 \mu\text{m}/\text{m}$, 10°C et 25 Hz .

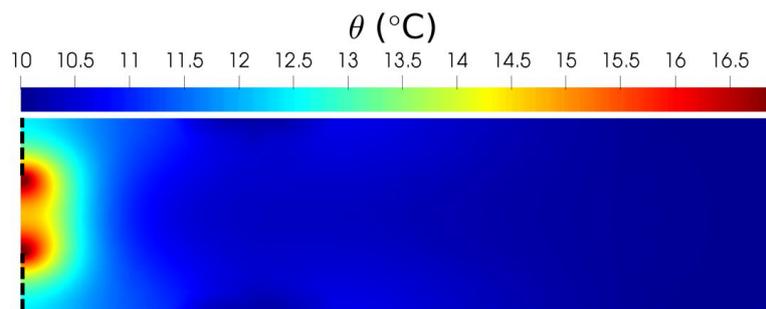
L'évolution du champ thermique simulé est semblable à celle du champ expérimental (Figure 3.31). Les trajets de fissuration simulés sont matérialisés sur les champs thermiques par des traits noirs discontinus. Un échauffement rapide est obtenu sur l'axe de symétrie de l'éprouvette en début de courbe de fatigue suivi par l'apparition de deux zones chaudes en pointe de fissure (Figure 5.17-a). La température continue à augmenter en ces points avec la propagation des fissures (Figure 5.17-b et c) pour finalement décroître en fin d'essai (Figure 5.17-d).



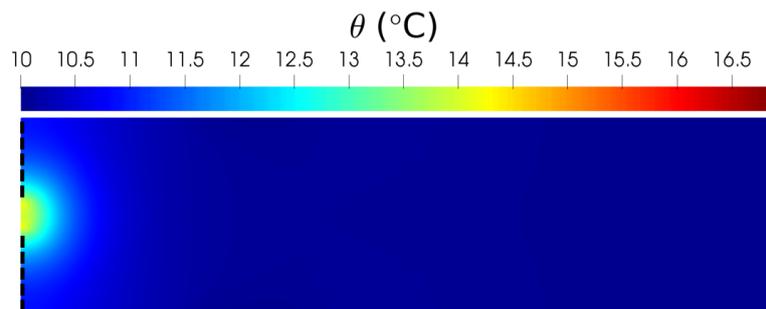
a) Cycle 39839 ; $l_{crack} = 4,225 \text{ mm}$



b) Cycle 48017 ; $l_{crack} = 10,675 \text{ mm}$



c) Cycle 49472 ; $l_{crack} = 13,90 \text{ mm}$



d) Cycle 52105 ; $l_{crack} = 19,275 \text{ mm}$

Figure 5.17 : Simulation des champs de température dans une éprouvette entaillée de sable bitume pour l'essai 4PB à $350 \mu\text{m/m}$, 25 Hz et $\theta_{enceinte} = 10 \text{ }^\circ\text{C}$.

Les évolutions des températures maximales expérimentales et simulées sont présentées sur la figure 5.18. Les données expérimentales sont obtenues pour des essais sans lampe. Un écart assez important de l'ordre de 4°C est observé. Les explications possibles à cet écart et les améliorations à envisager sont les mêmes que celles données pour l'essai en flexion sur poutre console.

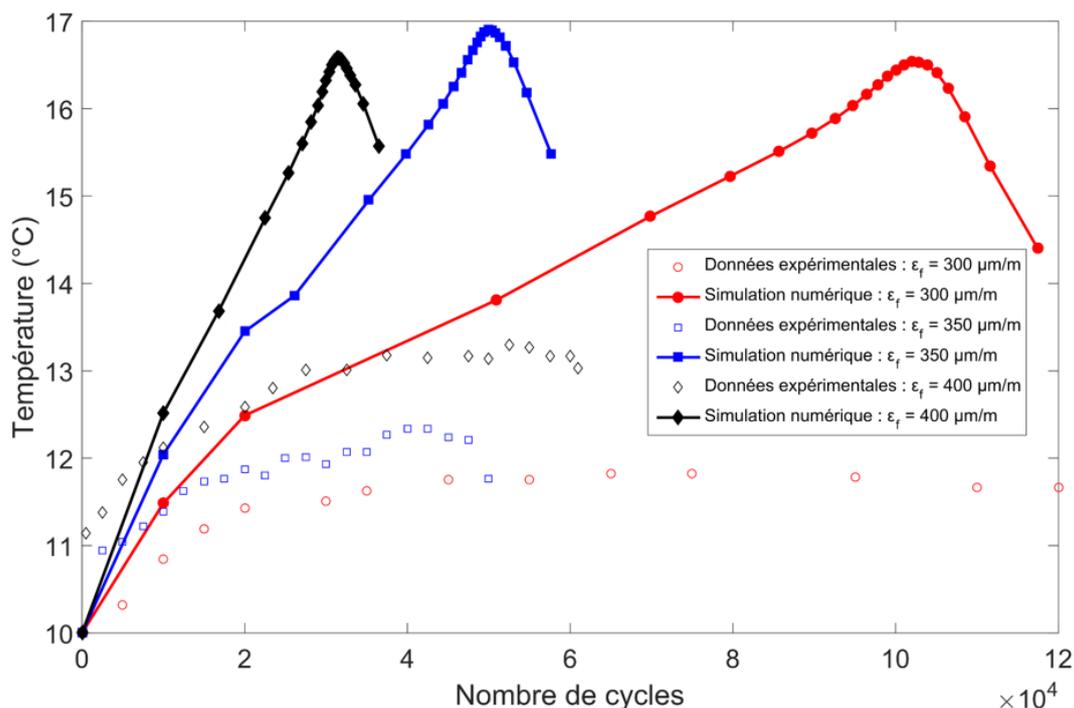


Figure 5.18 : Evolution de la température en pointes de fissure calculées et obtenues expérimentalement pour l'essai de fatigue 4PB sur éprouvette de sable bitume testée à 10 °C et 25 Hz.

En plus des simulations sur sable bitume 0/2, d'autres simulations ont été réalisées sur les données de fatigue d'un BBSG 0/10 testé en flexion sur poutre console et en flexion 4 points. Les données de fatigue sont issues du projet ANR *SolDuGri*. Les données de CIN et de thermographie étant indisponibles pour ces essais, les simulations ont été réalisées avec la loi de Paris sans couplage thermomécanique. Les résultats (cf annexe C) confirment que la loi de Paris permet la simulation du passage d'un essai à un autre en termes de valeurs de ϵ_6 en utilisant un même jeu de paramètres. Le couplage thermomécanique permet toutefois de meilleures simulations des courbes de fatigue avec la prise en compte de l'effet de l'échauffement dans la fatigue des EB.

5.5. Conclusion

Le présent chapitre a été consacré à la présentation des résultats de simulation des essais de fatigue effectués dans le cadre de cette thèse et à leur comparaison avec les résultats expérimentaux. Dans un premier temps, la procédure de calage des paramètres du modèle a été présentée et appliquée aux essais de flexion sur poutre console sur éprouvettes entaillées. Les résultats de simulation ont montré la capacité de la modélisation retenue à simuler les essais de fatigue en termes de courbe de fatigue et de phénomènes thermiques. Des améliorations restent possibles sur ce dernier point. Ensuite, ce même jeu de paramètre a été utilisé en y ajoutant la détermination du paramètre $N(a_0, \epsilon_f)$ pour simuler les essais de flexion sur poutre console sur éprouvettes non entaillées. Les résultats ont montré également un bon accord entre les courbes de fatigue expérimentales et simulées. L'effet de la position des fissures a également été discuté sur la base des trajets de fissuration relevés par CIN. Une partie de la dispersion des courbes de

fatigue expérimentale peut être ainsi expliquée. Enfin, des simulations de l'essai 4PB avec le jeu de paramètres calés sur l'essai sur poutre console avec éprouvettes entaillées ont montré un bon pouvoir de prédiction du modèle et donc de démontrer son caractère intrinsèque dans le cadre de ces essais classiquement utilisés dans les laboratoires routiers.

Conclusions générales et perspectives

Le dimensionnement des structures de chaussées exploite les résultats des essais de fatigue sur enrobés bitumineux. Cependant, il existe plusieurs types d'essai de fatigue normalisés conduisant pour un même matériau à des résultats différents en termes de durée de vie. Il est difficile dès lors d'exploiter, dans le cadre d'une méthode de dimensionnement donnée, un type d'essai non prévu par celle-ci. L'interprétation de ces essais de fatigue à partir de paramètres intrinsèques au matériau nécessite de passer par une modélisation avancée faisant consensus, ce qui fait défaut à ce jour dans le domaine de la mécanique des chaussées. Dans ce travail de recherche, on s'est ainsi principalement intéressé au développement d'une telle modélisation et à sa validation sur des campagnes expérimentales effectuées sur un sable bitume. Pour appuyer le développement d'une modélisation prenant en compte le processus de fissuration et les effets thermiques, une campagne expérimentale a été réalisée afin de suivre l'évolution de ces phénomènes au cours d'essais de fatigue et de caler les paramètres du modèle spécifiques à la propagation de fissure. Le travail de thèse se compose de deux parties: une partie expérimentale et une partie modélisation numérique.

La partie expérimentale comporte la réalisation de deux campagnes d'essais de fatigue sur sable bitume avec mesures des champs cinématiques et thermique. La campagne principale se compose des essais de fatigue en flexion sur poutre console effectués sur des éprouvettes entaillées et non entaillées. La seconde campagne a été réalisée en flexion 4 points sur des éprouvettes entaillées. Un dispositif expérimental a été mis en place pour la mesure en continu des champs cinématiques par corrélation d'images numériques (CIN) et les champs thermiques par thermographie infrarouge. L'environnement immédiat des éprouvettes diffère selon le type d'essai (caractéristiques de l'enceinte, zones d'échanges thermiques avec les supports et proximité de l'éclairage pour les mesures CIN). Les enregistrements des champs de température montrent que l'auto-échauffement des éprouvettes par dissipation visqueuse se produit principalement durant la phase initiale de la courbe de fatigue (phase I) et contribue significativement à la perte de raideur des échantillons. Le champ thermique révèle ensuite par ses maxima la localisation des pointes de fissures et leurs avancées.

Il a été également observé à partir des mesures CIN un allongement vertical des éprouvettes durant les essais sur poutre console et l'allongement horizontal des éprouvettes durant des essais en flexion 4 points. Cet allongement qui se développe surtout en phase I est dû à un comportement dissymétrique induit par un endommagement unilatéral couplé à la viscoélasticité du matériau. Les enregistrements des champs de déformation montrent également la stabilisation de cet endommagement durant la phase II avant l'apparition d'une ou plusieurs fissures macroscopiques. Cet endommagement est traduit dans la phase II par les élévations locales des déformations dans l'éprouvette.

Grâce aux mesures de champs de déplacement, le critère de détection de fissuration par saut de déplacement dans ces champs a permis d'étudier la fissure macroscopique. L'initiation et la propagation de la fissure macroscopique conduit à la phase III sur la courbe de fatigue menant à la ruine du matériau. On observe également que la zone d'apparition d'une fissure

macroscopique (phase III) n'est pas systématiquement liée au développement de l'endommagement durant la phase II se produisant dans une zone distincte.

L'analyse de la cinétique d'avancée de fissure a permis de proposer un critère de fatigue CIN correspondant aux nombres de cycles au moment de l'apparition d'une fissure macroscopique détectable par CIN. A partir de la connaissance de cette phase d'initiation de la fissure, une étude comparative a été menée avec les critères les plus utilisés dans la littérature. On s'aperçoit que les critères de *Ghuzlan & Carpenter* et de *Rowe & Boulin* proposés dans la littérature sont les plus proches du critère CIN. Le critère de fatigue à 50% de perte de raideur tombe un peu au-delà et mixte endommagement et un début de fissuration macroscopique.

Il est difficile de prévoir le trajet de fissuration des essais de fatigue sur des éprouvettes sans entaille compte tenu du caractère hétérogène et complexe des enrobés bitumineux. C'est pourquoi cette campagne expérimentale a été complétée par la réalisation d'essais de fatigue sur éprouvettes avec entailles calibrées et reproductibles afin d'imposer la localisation de l'initialisation des fissures macroscopiques. Ces conditions d'essai conduisent à des résultats moins dispersés et des durées de vie plus courtes des éprouvettes.

L'existence des phénomènes d'« endommagement » et de l'auto-échauffement se retrouve dans les deux types d'essai étudiés en présence ou non d'une entaille. On s'est donc concentré, dans la partie numérique, sur le développement d'une modélisation des essais de fatigue en partant de l'écriture d'un problème transitoire couplant dissipation visqueuse, équation de la chaleur, mécanique de la rupture en fatigue avec loi de Paris. Sa résolution par éléments finis a été implémentée dans un code de calcul sous l'environnement *FreeFem++*. Une étude semi-analytique a permis de valider le calcul de température en pointe de fissure obtenue de façon standard par la méthode des éléments finis malgré un gradient thermique non défini en ce lieu.

Les paramètres du modèle ont été calés sur les résultats d'essais en flexion sur poutre console avec des éprouvettes entaillées, en assimilant l'entaille à une fissure initiale permet l'intégration de la loi de Paris dès le premier cycle de chargement.

Pour les forts niveaux de déformations des essais réalisés, les premières simulations montrent l'importance de prendre en compte la non-linéarité du module du matériau vis-à-vis du niveau de déformation et de la température pour retrouver les bonnes tendances expérimentales. Mais nous avons prouvé aussi la nécessité d'utiliser dans la loi de Paris, comme moteur de propagation de fissure, le facteur d'intensité de contrainte divisé par le module de rigidité en pointe de fissure (norme du module complexe), ce qui revient à considérer plutôt un coefficient d'intensité de déformation.

La modélisation des essais en flexion sur poutre console non entaillées a été réalisée sur la base du même jeu de paramètres et de caler, en fonction du niveau de déformation, le nombre de cycles « d'endommagement » conduisant à la création d'une fissure macroscopique de longueur a_0 répondant à la loi de Paris. Des simulations effectuées pour des trajets de fissuration révélés par CIN ont permis d'attribuer une partie de la dispersion des résultats d'essais au lieu d'initiation des fissures.

Finalement, le modèle calibré sur la flexion sur poutre console a été appliqué aux essais en flexion 4 points. Un bon accord entre les courbes de fatigue expérimentales et numériques a été obtenu, validant le caractère intrinsèque du modèle recherché dans cette thèse. Ce résultat constitue une avancée significative dans le domaine des chaussées. Ce travail pourrait déboucher sur la détermination de règles d'équivalence entre les droites de fatigue issues des différents types d'essai.

Plusieurs suites et perspectives à ce travail peuvent être envisagées :

- Réaliser le calcul mécanique en variables complexes pour prendre en compte l'angle de phase du modèle de Huet et obtenir un couplage plus complet entre viscoélasticité et équation de la chaleur.
- Prendre en compte dans le calcul mécanique de l'éprouvette la non-linéarité du module de rigidité en fonction de l'amplitude locale de déformation.
- Chercher un meilleur calage des paramètres du modèle en utilisant à la fois les courbes de fatigue et l'évolution des températures pendant un essai. Voir si cela permet de diminuer l'écart observé pour l'instant avec les températures expérimentales.
- Déterminer alors s'il est nécessaire d'introduire un phénomène complémentaire pour rendre compte de la diminution de module en phase I, autrement que par auto-échauffement (exemple : endommagement diffus pouvant rejoindre les aspects de non-linéarité et d'allongement des éprouvettes en début d'essai).

Une validation plus large du modèle et de son caractère intrinsèque et prédictif serait également à prévoir. Elle pourrait inclure les points suivants :

- Sur le matériau relativement homogène utilisé dans cette thèse, élargir la plage des niveaux de déformation en allant vers des valeurs plus faibles permettant à la fois de se rapprocher des valeurs usuelles de ε_6 et de mieux séparer les phénomènes non-linéaires.
- Tester des modalités d'essai plus variées (géométrie et conditions aux limites).
- Tester le modèle sur les formulations usuelles d'enrobés bitumineux.
- Réaliser des essais à différentes températures et fréquences et évaluer la capacité du modèle à rendre compte de ceux-ci au travers notamment d'une dépendance possible des paramètres de la loi de Paris à ces modalités.
- Réexaminer au vu du modèle, les effets d'échelle sur les courbes de fatigue issues d'essais réalisés sur des éprouvettes homothétiques de sable bitume et plus largement d'enrobé bitumineux.

Annexes

Annexe A : Résultats complémentaires pour le chapitre 2

A.1 : Estimation de l'erreur lié au bruit avec un rayon de sous-domaine de 15 pixels

	$E_{sys\ global}$	$RMSE_{global}$	$\sigma_{\alpha\ global}$	$\Delta_{\alpha\ global}$
$u_x\ (\mu m)$	-0,15	0,25	0,20	0,40
$u_y\ (\mu m)$	1,07	1,10	0,24	0,48
ϵ_{xx}	$-1,11 \times 10^{-5}$	$1,26 \times 10^{-5}$	$6,11 \times 10^{-6}$	$1,22 \times 10^{-5}$
ϵ_{xy}	$1,87 \times 10^{-6}$	$7,50 \times 10^{-6}$	$7,50 \times 10^{-6}$	$1,50 \times 10^{-5}$
ϵ_{yy}	$-1,50 \times 10^{-6}$	$2,06 \times 10^{-5}$	$1,41 \times 10^{-5}$	$2,82 \times 10^{-5}$

A.2 : Estimation de l'erreur lié à un déplacement de corps rigide avec un rayon de sous-domaine de 15 pixels

	$E_{sys\ global}$	$RMSE_{global}$	$\sigma_{\alpha\ global}$	$\Delta_{\alpha\ global}$
$u_x\ (\mu m)$	2,51	5,88	1,74	3,48
$u_y\ (\mu m)$	1,47	2,45	1,34	2,67
ϵ_{xx}	$-1,11 \times 10^{-5}$	$8,93 \times 10^{-5}$	$8,78 \times 10^{-5}$	$1,76 \times 10^{-4}$
ϵ_{xy}	$1,78 \times 10^{-5}$	$5,87 \times 10^{-5}$	$5,16 \times 10^{-5}$	$1,03 \times 10^{-4}$
ϵ_{yy}	$-1,83 \times 10^{-5}$	$7,94 \times 10^{-5}$	$7,52 \times 10^{-5}$	$1,50 \times 10^{-4}$

A.3 : Estimation de l'erreur lié au mouvement hors plan avec un rayon de sous-domaine de 15 pixels

	$E_{sys\ global}$	$RMSE_{global}$	$\sigma_{\alpha\ global}$	$\Delta_{\alpha\ global}$
$u_x\ (\mu m)$	-16,71	21,65	11,46	22,93
$u_y\ (\mu m)$	-13,80	18,70	11,54	23,07
ϵ_{xx}	$-5,52 \times 10^{-4}$	$5,70 \times 10^{-4}$	$9,63 \times 10^{-5}$	$1,93 \times 10^{-4}$
ϵ_{xy}	$6,54 \times 10^{-6}$	$5,83 \times 10^{-5}$	$5,78 \times 10^{-5}$	$1,16 \times 10^{-4}$
ϵ_{yy}	$-5,66 \times 10^{-4}$	$5,79 \times 10^{-4}$	$8,15 \times 10^{-5}$	$1,63 \times 10^{-4}$

Annexe B : Résultats complémentaires pour le chapitre 3

B.1 : Effet de la surcharge plastique dans le sillage d'une fissure

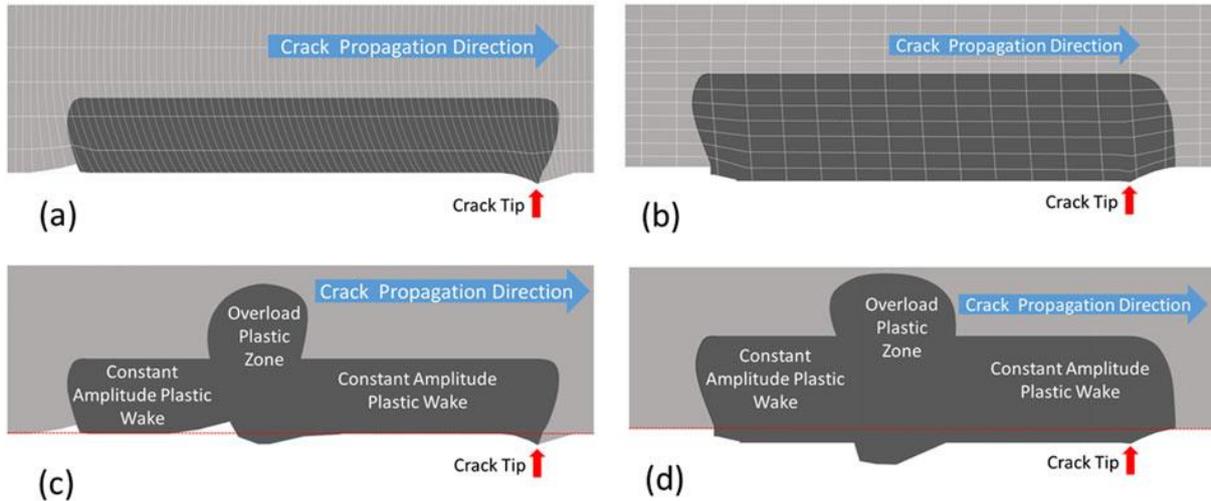


Figure B. 1 : Effet de la déformation plastique d'une fissure croissante (a) Champ de déplacement et contour, dans des conditions de déformation plane. (b) Champ de déplacement et contour dans le cas de contrainte plane. L'effet d'une surcharge sur le contour de la fissure en cas de surcharge est représenté pour les cas de déformation plane (c) et de contrainte plane (d).[174]

B.2 : Essai avec de fatigue avec une entaille réalisée à 120 mm de la base et hors de la zone de fissuration (entre 40 et 100 mm de la base).

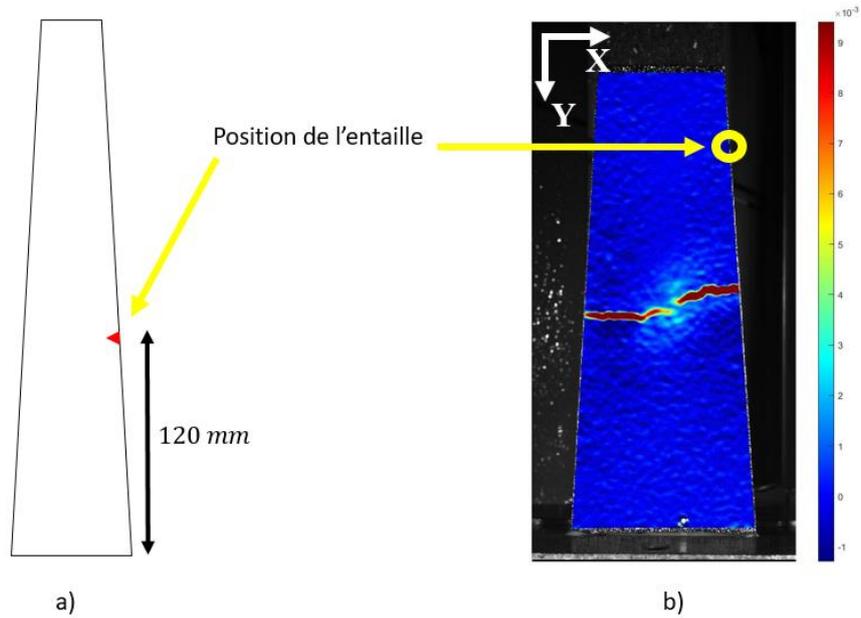


Figure B. 2 : a) Géométrie d'éprouvette ; b) Trajet de fissuration obtenue pour un essai de fatigue en flexion sur poutre console à $300 \mu\text{m}/\text{m}$; 10°C et 25 Hz .

La fissure du bord gauche s'initie à une hauteur de 67 mm et celle du bord droit à une hauteur de 75 mm.

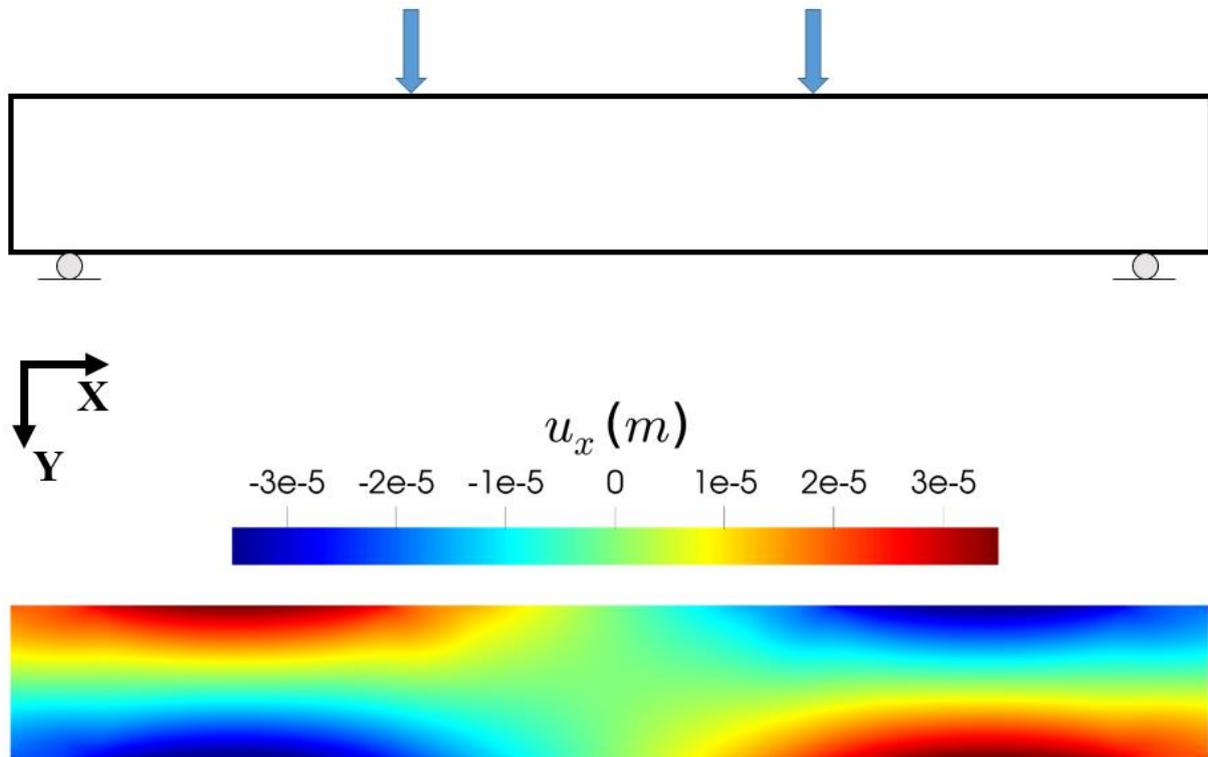
B.3 : Champ de déplacement horizontal u_x d'un test statique en flexion 4 points

Figure B. 3 : Champ de déplacement horizontal u_x d'un test statique en flexion 4 points

Annexe C : Résultats complémentaires pour le chapitre 5

C.1 : Simulation par la loi de Paris en élasticité (§4.2.1) des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur un BBSG 0/10. Les données expérimentales sont issues du ANR - SolDuGri project ANR-14-CE22-0019.

Paramètres des deux simulations :

a_0 (m)	C (m/cycle)	η	$N(a_0, \varepsilon_f)$	E (MPa)	$K_{I0}(Pa\sqrt{m})$
0,005	$9,5 \times 10^{-8}$	4,51	0	13900	415000

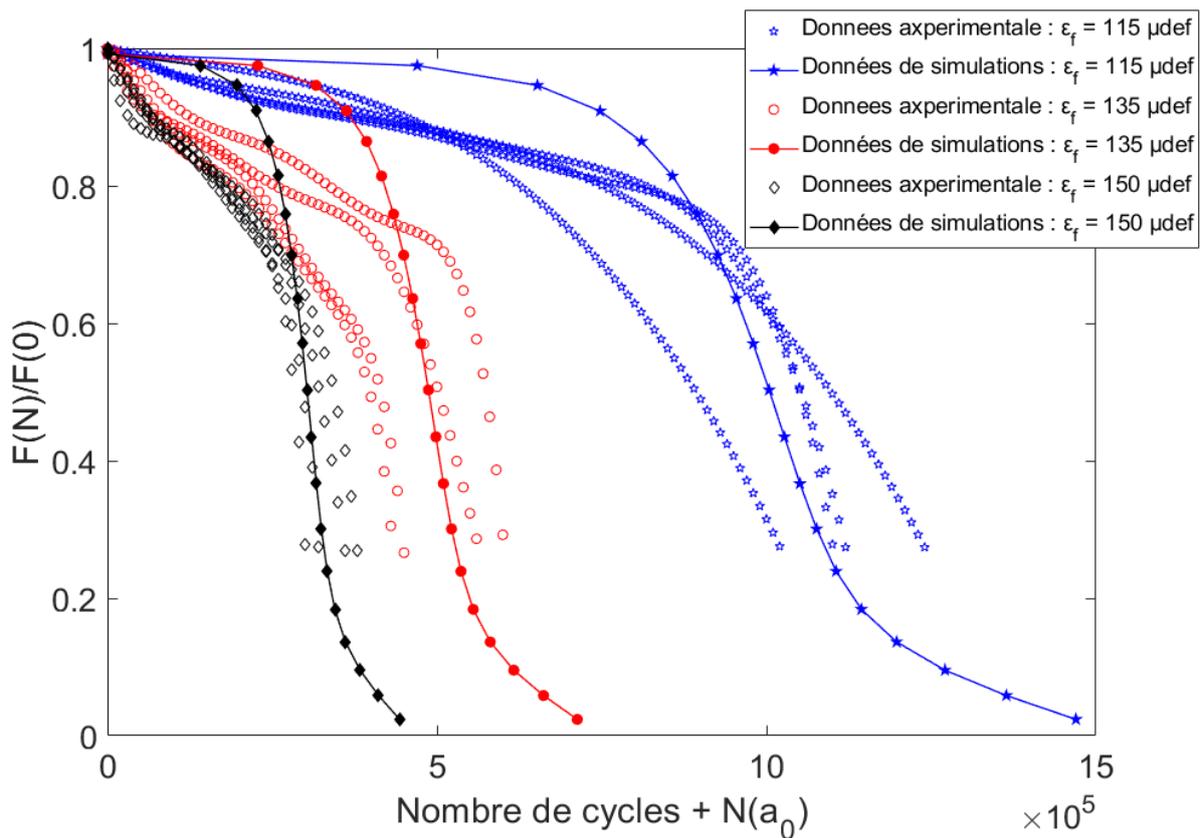


Figure C. 1 : Simulation de l'essai de fatigue sur BBSG 0/10 en flexion 4 points à 10 °C et 25 Hz.

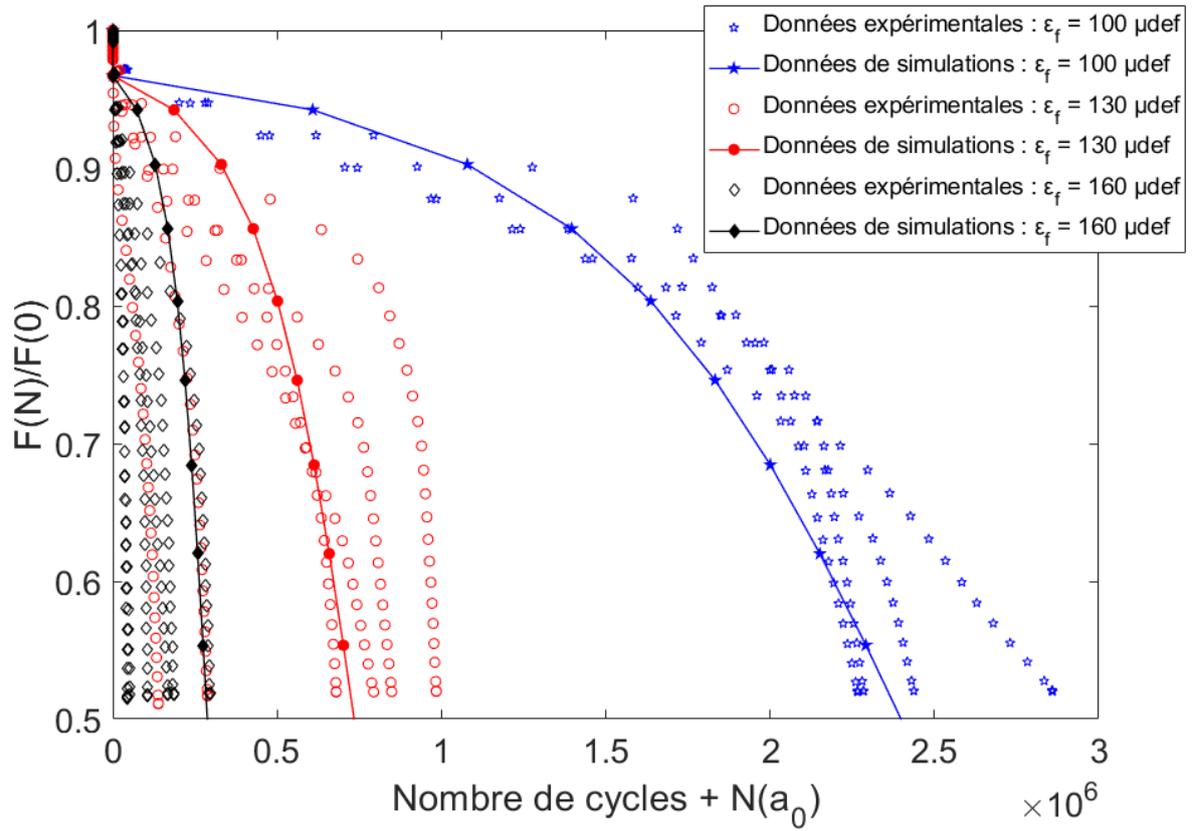


Figure C. 2 : Simulation de l'essai de fatigue sur BBSG 0/10 en flexion sur poutre console à 10°C et 25 Hz .

Références bibliographiques

- [1] « Guide technique : Conception et dimensionnement des structures de chaussées ». SETRA-LCPC, 1994.
- [2] Y. H. Huang, *Pavement analysis and design*. Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall, 1993.
- [3] H. Baaj, « Comportement à la fatigue des matériaux granulaires traités aux liants hydrocarbonés », Thèse de doctorat, Lyon, INSA, 2002.
- [4] « Méthode d'essai N°5 : Catalogue des dégradations de surface des chaussées ». Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 1998.
- [5] D. Burmister, « The theory of stresses and displacements in layered systems and applications of the design of airport runways », *Proceedings of the Highway Research Board*, vol. 23, nov. 1943.
- [6] M. C. Teguedi, B. Blaysat, E. Toussaint, S. Moreira, S. Liandrat, et M. Grédiac, « Applying a full-field measurement technique for studying the local deformation in reclaimed asphalt pavements », *Construction and Building Materials*, vol. 121, p. 547-558, sept. 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.06.013.
- [7] P. K. Das, N. Kringos, V. Wallqvist, et B. Birgisson, « Micromechanical investigation of phase separation in bitumen by combining atomic force microscopy with differential scanning calorimetry results », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 14, n° sup1, p. 25-37, avr. 2013, doi: 10.1080/14680629.2013.774744.
- [8] F. Handle *et al.*, « The bitumen microstructure: a fluorescent approach », *Mater Struct*, vol. 49, n° 1, p. 167-180, janv. 2016, doi: 10.1617/s11527-014-0484-3.
- [9] Y. Lefeuvre, « Contribution à l'étude du comportement en fatigue des enrobés bitumeux : étude de l'allongement des éprouvettes comme manifestation de l'endommagement diffus. Expérimentation, modélisation », Thèse de doctorat, Marne-la-vallée, ENPC, 2001.
- [10] J. Mandel, « Sur Les Corps Viscoélastiques à Comportement Linéaire », *Comptes Rendus de l'Académie Des Sciences, Paris*, p. 1910-1912, 1955.
- [11] A. Graziani, E. Bocci, et F. Canestrari, « Bulk and shear characterization of bituminous mixtures in the linear viscoelastic domain », *Mech Time-Depend Mater*, vol. 18, n° 3, p. 527-554, août 2014, doi: 10.1007/s11043-014-9240-x.
- [12] K. Charif, « Contribution à l'étude du comportement mécanique du béton bitumineux en petites et grandes déformations », Thèse de doctorat, Ecole Centrale Paris, 1991.
- [13] E. Doubbaneh, « Comportement mécanique des enrobés bitumineux des petites aux grandes déformations », Thèse de doctorat, l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, 1995.

- [14] H. Di Benedetto et C. De La Roche, « State of the Art on Stiffness Modulus and Fatigue Bituminous Mixtures », *RILEM, Bituminous Binders and Mixtures*, 1998.
- [15] C. Huet, « Etude par une méthode d'impédance du comportement visco-élastique des matériaux hydrocarbonés », Thèse de doctorat, Faculté des Sciences de Paris, 1963.
- [16] G. Sayegh, « Contribution à l'étude des propriétés viscoélastiques des bitumes purs et des bétons bitumineux », Thèse de doctorat, Faculté des sciences Paris, 1965.
- [17] Highway Research Board, « Essai AASHO ». Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées, n° spécial E, 1966.
- [18] C. De La Roche, J.-F. Corté, J.-C. Gramsammer, H. Odéon, L. Tiret, et G. Caroff, « Étude de la fatigue des enrobés bitumineux à l'aide du manège de fatigue du LCPC », *716*, p. 62-74, mars 1994.
- [19] K. D. Raithby et A. B. Sterling, « Some effects of loading history on the fatigue performances of rolled asphalt », *TRRL Report L.R. 496 – U.K.*, 1972.
- [20] S. Said, « Fatigue characteristics of asphalt concrete mixtures », *Rapport de recherche n° 413 00503-8– Statens Väg-Och Trafikinstitut*, 1988.
- [21] M. M. J. Jacobs, P. C. Hopman, et A. a. A. Molenaar, « The crack growth mechanism in asphaltic mixes », *HERON*, *40 (3)*, 1995, 1995, Consulté le: juin 11, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://repository.tudelft.nl/islandora/object/uuid%3Af144dee0-4abb-46ef-80ba-a6db78bc029f>.
- [22] D. Laveissière, « Modélisation de la remontée de fissure en fatigue dans les structures routières par endommagement et macro-fissuration : de l'expérimentation à l'outil de dimensionnement pour l'estimation de la durée de vie », Thèse de doctorat, Limoges, 2002.
- [23] P. Tamagny, L. Wendling, et J.-M. Piau, « A new explanation of pavement cracking from top to bottom : the visco-elasticity of asphalt materials ? », *5th International RILEM Conference*, Limoges, France, mai 2004.
- [24] A. Soltani, « Comportement à la Fatigue des Enrobés Bitumineux ». Rapport de Travail de Fin d'Etudes, Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, 1993.
- [25] M. Witczak, M. Mamlouk, M. Souliman, et W. Zeiada, *Laboratory Validation of an Endurance Limit for Asphalt Pavements NCHRP REPORT 762*. 2013.
- [26] C. De La Roche, « Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux : expérimentations et nouvelles perspectives d'analyse », Thèse de doctorat, Châtenay-Malabry, Ecole centrale de Paris, 1996.
- [27] S. Tangella, J. Daecon, et C. Monosmith, « Summary report on fatigue response of asphalt mixtures, Strategic Highway Research Program ». Project A-003A, TM-UCB-A-003A-89-3, 1990.
- [28] D. Bodin, « Modèle d'endommagement par fatigue : application aux enrobés bitumineux », Thèse de doctorat, Nantes, 2002.

- [29] AAPT, « State of the Art and Practice in Fatigue Cracking Evaluation of Asphalt Concrete Pavements ». Association of Asphalt Paving Technologists, oct. 2016.
- [30] P. Pell et S. Brown, « The Characteristics of Materials for the Design of Flexible Pavement Structures », *Proceedings of the Third International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements*, Michigan, USA, p. 326-342, 1972.
- [31] P. Pell et K. Cooper, « The Effect of Testing and Mix Variables on the Fatigue Performance of Bituminous Materials », *vol. 44*, p. 1-37, 1975.
- [32] R. Linder, « L'essai de traction directe à déformation imposée appliqué à l'étude des propriétés mécanique des enrobés ». *Annales de l'I.T.B.T.P.*, n° 370 p 21-31, mars 1979.
- [33] R. Linder, F. Moutier, et M. Penet, « La machine d'essais rhéologiques asservie (MAER-LPC) et son utilisation pour l'essai de traction LPC sur enrobés ». *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, n°142, p.132-138, 1986.
- [34] W. Zeiada, K. Kaloush, S. Underwood, et M. Mamlouk, « Development of Test Protocol to Measure Uniaxial Fatigue Damage and Healing », *Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Board*, vol. 2576, janv. 2016, doi: 10.3141/2576-02.
- [35] W. Zeiada, M. Souliman, K. Kaloush, et M. Mamlouk, « Endurance Limit for HMA Based on Healing Concept Using Uniaxial Tension-Compression Fatigue Test », *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 26, août 2014, doi: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000917.
- [36] A. Soltani, M. Solaimanian, et D. Anderson, « An Investigation of the Endurance Limit of Hot-Mix Asphalt Concrete Using a New Uniaxial Fatigue Test Protocol. Final Report ». Federal Highway Administration U.S. Department of Transportation, mai 31, 2006.
- [37] R. Roque et W. Buttlar, « The Development of a Measurement and Analysis System to Accurately Determine Asphalt Concrete Properties using the Indirect Tensile Mode », *vol. 61*, p. 304-332, 1992.
- [38] D. Ragni, M. Takarli, C. Petit, A. Graziani, et F. Canestrari, « Use of acoustic techniques to analyse interlayer shear-torque fatigue test in asphalt mixtures », *International Journal of Fatigue*, vol. 131, p. 105356, févr. 2020, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2019.105356.
- [39] D. Ragni, G. Ferrotti, C. Petit, et F. Canestrari, « Analysis of shear-torque fatigue test for bituminous pavement interlayers », *Construction and Building Materials*, vol. 254, p. 119309, sept. 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119309.
- [40] D. Ragni, F. Canestrari, F. Allou, C. Petit, et A. Millien, « Shear-Torque Fatigue Performance of Geogrid-Reinforced Asphalt Interlayers », *Sustainability*, vol. 12, p. 4381, mai 2020, doi: 10.3390/su12114381.
- [41] H. Di Benedetto, C. de La Roche, H. Baaj, A. Pronk, et R. Lundström, « Fatigue of bituminous mixtures », *Mat. Struct.*, vol. 37, n° 3, p. 202-216, avr. 2004, doi: 10.1007/BF02481620.

- [42] J.-M. Piau, « Modélisation thermomécanique du comportement des enrobés bitumineux ». Bulletin de liaison des Ponts et Chaussées – n°163, 1989.
- [43] C. Stefani, « Etude thermique des phénomènes de fatigue dans les matériaux composites bitumineux », Journée physique des Arcs – LCPC – pp 51-54., 1981.
- [44] H. Di Benedetto, A. Ashayer Soltani, et P. Chaverot, « Fatigue damage for bituminous mixtures: a pertinent approach », in *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, 1996, vol. 65, Consulté le: juin 12, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/487704>.
- [45] O. Sellin, « Etude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux - détection de l'endommagement de la fissuration par thermographie infrarouge. Cahier de synthèse des essais ». Division MSC-LCPC, 2002.
- [46] N. Rivière, « Comportement en fatigue des enrobés bitumeux », Thèse de doctorat, Bordeaux 1, 1996.
- [47] L. Babadopulos, « Phenomena occurring during cyclic loading and fatigue tests on bituminous materials : Identification and quantification », Thèse de doctorat, Lyon, 2017.
- [48] G. Gauthier, D. Bodin, E. Chailleux, et T. Gallet, « Non Linearity in Bituminous Materials during Cyclic Tests », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 11, n° sup1, p. 379-410, janv. 2010, doi: 10.1080/14680629.2010.9690339.
- [49] H. D. Benedetto, Q. T. Nguyen, et C. Sauzéat, « Nonlinearity, Heating, Fatigue and Thixotropy during Cyclic Loading of Asphalt Mixtures », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 12, n° 1, p. 129-158, janv. 2011, doi: 10.1080/14680629.2011.9690356.
- [50] Mouillet Virginie, De la Roche Chantal, Chailleux Emmanuel, et Coussot Philippe, « Thixotropic Behavior of Paving-Grade Bitumens under Dynamic Shear », *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 24, n° 1, p. 23-31, janv. 2012, doi: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000354.
- [51] B. Delaporte, J. Van Rompu, H. Di Benedetto, P. Chaverot, et G. Gauthier, « New procedure to evaluate fatigue of bituminous mastics using an annular shear rheometer prototype », *Pavement Cracking: Mechanisms, Modeling, Detection, Testing and Case Histories*, p. 457-467, juin 2008, doi: 10.1201/9780203882191.ch45.
- [52] P. Bazin et J. Saunier, « Deformability, fatigue and healing properties of asphalt mixes », présenté à Intl Conf Struct Design Asphalt Pvmnts, 1967, Consulté le: juin 12, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/100855>.
- [53] J. Saunier, « Autoréparation des enrobés bitumineux », n°435, p. 69-72, 1968.
- [54] F. P. Bonnaure, A. Huibers, et A. Boonders, « A laboratory investigation of the influence of rest periods on the fatigue characteristics of bituminous mixes (with discussion) », Kansas City, Missouri, 1982, vol. 51, Consulté le: juin 12, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/725881>.

- [55] M. Alimami, « Contribution à l'étude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux ». Rapport de recherche LPC n° 151, juin 1988.
- [56] J. Chauvin, « Essai de fatigue : étude métrologique du comportement des éprouvettes ». Rapport de recherche – Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées de Bordeaux, 1992.
- [57] 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 LRPC Angers, déc. 1986.
- [58] L. Francken et J. Verstraeten, « Interlaboratory Test Program - Part II, Repeated loading tests », *Draft Report, RILEM TC 152 PBM - Performance of Bituminous Mixtures*, 1994.
- [59] P. Pell, « Fatigue characteristics of bitumen and bituminous Mixes », *Proceeding of the First International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, Ann Arbor, Michigan*, 1962.
- [60] T. H. Doan, « Les études de fatigue des enrobés bitumineux au LCPC », *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° Spécial V, p. 215-228, 1977.
- [61] C. De La Roche et H. Odeon, « Expérimentation USAP/LCPC/Shell - Fatigue des Enrobés - Phase 1 - Rapport de synthèse. » Document de Recherche LCPC, sujet n° 2.01.05.2, 1993.
- [62] F. Moutier, « Etude statistique de l'effet de la composition des enrobés bitumineux sur leur comportement en fatigue et leur module complexe », *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 172, p. 33-41, 1991.
- [63] Y. R. Kim, N. Kim, et N. P. Khosla, « Effects of Aggregate Type and Gradation on Fatigue and Permanent Deformation of Asphalt Concrete », *Effects of Aggregates and Mineral Fillers on Asphalt Mixture Performance*, janv. 1992, doi: 10.1520/STP24225S.
- [64] S. Soliman et T. H. Doan, « Influence des paramètres de formulation sur le module et la résistance à la fatigue des graves-bitumes », *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° Spécial V, p. 229-246, 1977.
- [65] D. Bodin, C. de L. Roche, et G. Pijaudier-Cabot, « Size effect regarding fatigue evaluation of asphalt mixtures », *Road Materials and Pavement Design*, sept. 2011, Consulté le: juin 16, 2020. [En ligne].
- [66] Aguire *et al.*, « Etude comparée des essais de module complexe et de résistance à la fatigue des enrobés bitumineux ». Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées – n° 116, 1981.
- [67] C. De La Roche et N. Sanson, « Caractérisation expérimentale de la dissipation thermique dans un enrobé bitumineux sollicité en fatigue ». Document de recherche LCPC - sujet n°2.01.10.4, 1994.

- [68] L. Poulidakos, M. Pittet, A.-G. Dumont, et M. Partl, « Comparison of the two point bending and four point bending test methods for aged asphalt concrete field samples », *Materials and Structures*, vol. 48, juin 2014, doi: 10.1617/s11527-014-0366-8.
- [69] A. Cocurullo, G. D. Airey, A. C. Collop, et C. Sangiorgi, « Indirect tensile versus two-point bending fatigue testing », *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Transport*, vol. 161, n° 4, p. 207-220, nov. 2008, doi: 10.1680/tran.2008.161.4.207.
- [70] M. Fakhri, « Characterization of asphalt pavement materials », Thèse de doctorat, University of New South Wales, Sydney, Australia, 1997.
- [71] W. Van Dijk, H. Moreaud, A. Quedeville, et P. Uge, « The fatigue of bitumen and bituminous mixes », *3rd international conference on the structural design of asphalt pavements, London*, p. 354-366, 1972.
- [72] P. Hopman, P. Kunst, et A. Pronk, « A renewed interpretation method for fatigue measurements, verification of Miner's Rule », *4th Eurobitume Symposium in Madrid*, vol. 1, p. 557-561, 1989.
- [73] G. Rowe, « Performance of asphalt mixtures in the trapezoidal fatigue test », *J Assoc Asphalt Paving Technol*, n° 62, p. 344-384, 1993.
- [74] G. Rowe et M. Bouldin, « Improved techniques to evaluate the fatigue resistance of asphaltic mixes », *Proceedings of the Second Eurasphalt and Eurobitume Congress, Spain, Book 1*, p. 754-763, 2000.
- [75] A. K. Khiavi et M. Ameri, « Laboratory evaluation of strain controlled fatigue criteria in hot mix asphalt », *Construction and Building Materials*, vol. 47, p. 1497-1502, oct. 2013, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2013.06.062.
- [76] A. Pronk et P. Hopman, « Energy dissipation: The leading factor of fatigue, highway research: sharing the benefits », *Proceedings of the Conference, the United States Strategic Highway Research Program, London*, n° 225-237, 1990.
- [77] K. Ghuzlan et S. Carpenter, « Energy-Derived, Damage-Based Failure Criterion for Fatigue Testing », *Transportation Research Record*, vol. 1723, p. 141-149, janv. 2000, doi: 10.3141/1723-18.
- [78] S. H. Carpenter et S. Shen, « Dissipated Energy Approach to Study Hot-Mix Asphalt Healing in Fatigue », *Transportation Research Record*, janv. 2006, doi: 10.1177/0361198106197000119.
- [79] U. A. Mannan et R. A. Tarefder, « Investigating different fatigue failure criteria of asphalt binder with the consideration of healing », *International Journal of Fatigue*, vol. 114, p. 198-205, sept. 2018, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2018.05.028.
- [80] H. Omrani, A. Tanakizadeh, A. R. Ghanizadeh, et M. Fakhri, « Investigating different approaches for evaluation of fatigue performance of warm mix asphalt mixtures », *Mater Struct*, vol. 50, n° 2, p. 149, mars 2017, doi: 10.1617/s11527-017-1018-6.

- [81] M. Gajewski, W. Bańkowski, et A. C. Pronk, « Evaluation of fatigue life of high modulus asphalt concrete with use of three different definitions », *International Journal of Pavement Engineering*, p. 1-12, janv. 2019, doi: 10.1080/10298436.2018.1564302.
- [82] C. Maggiore, G. Airey, et P. Marsac, « A dissipated energy comparison to evaluate fatigue resistance using 2-point bending », *Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition)*, vol. 1, n° 1, p. 49-54, févr. 2014, doi: 10.1016/S2095-7564(15)30088-X.
- [83] C. Maggiore, J. Grenfell, G. Airey, et A. C. Collop, « Evaluation of Fatigue Life Using Dissipated Energy Methods », in *7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements*, Dordrecht, 2012, p. 643-652, doi: 10.1007/978-94-007-4566-7_63.
- [84] D. Lesueur et D. Dekker, « Fatigue resistance : What's wrong with dissipated energy », *Eurobitume Workshop, The rheology of bituminous binders, Bruxelles*, 1995.
- [85] L. M. Kachanov, « On time to rupture in creep conditions (in russian) », *Izvestia Akademii Nauk SSSR, Otdelenie Tekhnicheskikh Nauk*, 8, p. 26-31, 1958.
- [86] D. Krajcinovic et J. Lemaitre, Éd., *Continuum Damage Mechanics Theory and Application*. Wien: Springer-Verlag, 1987.
- [87] J. L. Chaboche, « La mécanique de l'endommagement et son application aux prévisions de durée de vie des structures », *La Recherche Aérospatiale*, vol. 4, p. 37-54, 1987.
- [88] J. Lemaitre et J.-L. Chaboche, *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge: Cambridge University Press, 1990.
- [89] J.-M. Piau et G. Rousset, « Modélisation de l'endommagement dans une éprouvette de sable bitumineux au cours d'une expérience de flexion alternée », *Mémoire de DEA, ENPC*, 1983.
- [90] C. Stefani, « Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux ». Note interne LCPC, 1990.
- [91] M. Alimami, « Contribution a l'étude de l'endommagement par fatigue des enrobés bitumineux », Thèse de doctorat, Paris 6, 1987.
- [92] T. Doan, M. Alimami, J.-M. Piau, et F. Moutier, « Endommagement par fatigue des enrobés bitumineux : influence des paramètres de composition », *Proceeding of the first International RILEM Congress, Versailles-France*, vol. 3, p. 1155-1161, sept. 1987.
- [93] P. Ullidtz, T. Kieler, et A. Kargo, « Finite element simulation of asphalt fatigue testing », *5th International RILEM Symposium, Lyon-France*, p. 233-239, mai 1997.
- [94] H. Louati, « Etude du comportement en fatigue par chargement axial des revêtements bitumineux », Thèse de doctorat, l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers d'Angers, 1995.
- [95] H. Di Benedetto, L. Francken, et C. De La Roche, « Fatigue of bituminous mixtures : Different approaches and RILEM interlaboratory tests », *Proceedings of the 5th International RILEM Symposium MTBM LYON-France*, p. 15-26, mai 1997.

- [96] A. Soltani, « Comportement en fatigue des enrobés bitumineux », Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 1998.
- [97] R. A. SCHAPERLY, « Effect of cyclic loading on the temperature in viscoelastic media with variable properties », *AIAA Journal*, vol. 2, n° 5, p. 827-835, 1964, doi: 10.2514/3.2438.
- [98] R. Schapery, « A Theory of Nonlinear Thermoviscoelasticity Based on Irreversible Thermodynamics », *Proceedings 5th US National Congress of Applied Mechanics*, p. 511-530, mars 1966.
- [99] R. Schapery, « Further Development of a Thermodynamic Constitutive Theory : Stress Formulation ». Purdue University, School of Aeronautics Astronautics and Engineering Science, Lafayette, Indiana 47907, févr. 01, 1969.
- [100] R. Schapery, « A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media III. Analysis of continuous growth », *International Journal of Fracture*, vol. 11, p. 549-562, août 1975, doi: 10.1007/BF00116363.
- [101] R. A. Schapery, « Correspondence principles and a generalized J integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media », *Int J Fract*, vol. 25, n° 3, p. 195-223, juill. 1984, doi: 10.1007/BF01140837.
- [102] Y. R. Kim et D. N. Little, « One-Dimensional Constitutive Modeling of Asphalt Concrete », *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 116, n° 4, p. 751-772, avr. 1990, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1990)116:4(751).
- [103] Y. R. Kim, H.-J. Lee, et D. N. Little, « Fatigue characterization of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory (with discussion) », in *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, 1997, vol. 66, Consulté le: juin 16, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/488044>.
- [104] H.-J. Lee et Y. R. Kim, « Viscoelastic constitutive model for asphalt concrete under cyclic loading », *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 124, n° 1, janv. 1998, Consulté le: juin 17, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/475443>.
- [105] Lee Hyun-Jong, Daniel Jo Sias, et Kim Y. Richard, « Continuum Damage Mechanics-Based Fatigue Model of Asphalt Concrete », *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 12, n° 2, p. 105-112, mai 2000, doi: 10.1061/(ASCE)0899-1561(2000)12:2(105).
- [106] R. Lundstrom et U. Isacsson, « Asphalt Fatigue Modelling Using Viscoelastic Continuum Damage Theory », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 4, p. 51-75, mars 2003, doi: 10.3166/rmpd.4.51-75.
- [107] B. S. Underwood, « A continuum damage model for asphalt cement and asphalt mastic fatigue », *International Journal of Fatigue*, vol. 82, p. 387-401, janv. 2016, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2015.08.020.
- [108] A. A. Griffith, « The Phenomena of Rupture and Flow in Solids », *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, vol. 221, p. 163-198, 1921.

- [109] H. M. Westergaard, « Bearing Pressures and Cracks », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 6, p. A49-53, 1939.
- [110] G. R. IRWIN, « Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate », *Trans. ASME, Ser. E, J. Appl. Mech.*, vol. 24, p. 361-364, 1957.
- [111] P. Paris et F. Erdogan, « A Critical Analysis of Crack Propagation Laws », *J. Basic Eng*, vol. 85, n° 4, p. 528-533, déc. 1963, doi: 10.1115/1.3656900.
- [112] E. Lemarchand, « Modélisation du comportement en fatigue du matériau de chaussées », DEA, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1997.
- [113] N. Wendling, L. Wendling, et J.-M. Piau, « Fissuration par fatigue en mode I d'éprouvette en béton bitumineux semi-grenu 0/10 ». Rapport interne, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées/Laboratoire régional d'Autun, 1998.
- [114] M. L. Nguyen, O. Chupin, J. Blanc, J.-M. Piau, P. Hornych, et Y. Lefeuvre, « Investigation of Crack Propagation in Asphalt Pavement Based on APT Result and LEFM Analysis », *JTE*, vol. 48, n° 1, p. 161-177, août 2019, doi: 10.1520/JTE20180933.
- [115] N. E. Dowling et J. A. Begley, « Fatigue Crack Growth During Gross Plasticity and the J Integral : Mechanics of Crack Growth », *ASTM STP 590, American Society for Testing and Materials, Philadelphia*, p. 82-105, 1976.
- [116] G. P. Cherepanov, « The Propagation of Cracks in a Continuous Medium », *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 31, n° 3, p. 503-512, 1967.
- [117] J. R. Rice, « A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 35, p. 379-389, 1968.
- [118] H. Kuai, H. J. Lee, G. Zi, et S. Mun, « Application of Generalized J-Integral to Crack Propagation Modeling of Asphalt Concrete Under Repeated Loading », *Transportation Research Record*, janv. 2009, doi: 10.3141/2127-09.
- [119] E. Masad, V. T. F. C. Branco, D. N. Little, et R. Lytton, « A unified method for the analysis of controlled-strain and controlled-stress fatigue testing », *International Journal of Pavement Engineering*, vol. 9, n° 4, p. 233-246, août 2008, doi: 10.1080/10298430701551219.
- [120] E. Arambula, E. Masad, et A. E. Martin, « Moisture Susceptibility of Asphalt Mixtures with Known Field Performance: Evaluated with Dynamic Analysis and Crack Growth Model », *Transportation Research Record*, janv. 2007, doi: 10.3141/2001-03.
- [121] A. A. Abdulshafi et K. Majidzadeh, « J-Integral and Cyclic Plasticity Approach to Fatigue and Fracture of Asphaltic Mixtures », *Transportation Research Record*, n° 1034, 1985, Consulté le: juin 16, 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/276662>.
- [122] X. Luo, R. Luo, et R. L. Lytton, « Modified Paris's Law to Predict Entire Crack Growth in Asphalt Mixtures », *Transportation Research Record*, janv. 2013, doi: 10.3141/2373-06.

- [123] M. Grédiac et F. Hild, *Full-Field Measurements and Identification in Solid Mechanics / Wiley*. Wiley-ISTE, 2012.
- [124] M. A. Sutton, J. J. Orteu, et H. Schreier, *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications*. Springer US, 2009.
- [125] D. Post et B. Han, « Moiré Interferometry », in *Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics*, W. N. Sharpe, Éd. Boston, MA: Springer US, 2008, p. 627-654.
- [126] Y. Gan et W. Steinchen (deceased), « Speckle Methods », in *Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics*, W. N. Sharpe, Éd. Boston, MA: Springer US, 2008, p. 655-674.
- [127] M. Grédiac, F. Sur, et B. Blaysat, « The Grid Method for In-plane Displacement and Strain Measurement: A Review and Analysis », 2016, doi: 10.1111/str.12182.
- [128] M. Waldemar et S. Dudzik, *Infrared Thermography: Errors and Uncertainties*. Wiley, 2009.
- [129] M. Grédiac, B. Blaysat, et F. Sur, « A Critical Comparison of Some Metrological Parameters Characterizing Local Digital Image Correlation and Grid Method », *Exp Mech*, vol. 57, n° 6, p. 871-903, juill. 2017, doi: 10.1007/s11340-017-0279-x.
- [130] H. A. Hussein, « Adaptation de la méthode de corrélation d'images numériques pour la gestion des discontinuités du milieu et de la transformation », Thèse de doctorat, Université de Poitiers, 2014.
- [131] M. Sutton, W. Wolters, W. Peters, W. Ranson, et S. McNeill, « Determination of displacements using an improved digital correlation method », *Image and Vision Computing*, vol. 1, n° 3, p. 133-139, août 1983, doi: 10.1016/0262-8856(83)90064-1.
- [132] M. Sutton, C. Mingqi, W. Peters, Y. Chao, et S. McNeill, « Application of an optimized digital correlation method to planar deformation analysis », *Image and Vision Computing*, vol. 4, n° 3, p. 143-150, août 1986, doi: 10.1016/0262-8856(86)90057-0.
- [133] M. A. Sutton, F. Hild, H. Jin, X. Li, et M. Grediac, « Advanced Imaging Methods », *Experimental Mechanics*, vol. 51, n° 4, p. 401-403, avr. 2011, doi: 10.1007/s11340-011-9469-0.
- [134] P. Burt, C. Yen, et X. Xu, « Local correlation measures for motion analysis, A comparative study », *Proceedings of the Conference on Pattern Recognition and Image Processing*, p. 269-274, 1982.
- [135] F. Hild et S. Roux, « Comparison of Local and Global Approaches to Digital Image Correlation », *Exp Mech*, vol. 52, n° 9, p. 1503-1519, nov. 2012, doi: 10.1007/s11340-012-9603-7.
- [136] F. Hild et S. Roux, « Digital Image Correlation: from Displacement Measurement to Identification of Elastic Properties – a Review », *Strain*, vol. 42, n° 2, p. 69-80, 2006, doi: 10.1111/j.1475-1305.2006.00258.x.

- [137] J.-N. Périé, G. BESNARD, F. Hild, H. Leclerc, J. Réthoré, et S. Roux, « La corrélation d'images: un outil de mécanique expérimentale Digital image correlation: a tool for experimental mechanics », janv. 2010.
- [138] R. Ktari, A. Millien, F. Fouchal, I.-O. Pop, et C. Petit, « Pavement interface damage behavior in tension monotonic loading », *Construction and Building Materials*, vol. 106, p. 430-442, mars 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.12.020.
- [139] E. Romeo, « Two-dimensional digital image correlation for asphalt mixture characterisation: interest and limitations », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 14, n° 4, p. 747-763, déc. 2013, doi: 10.1080/14680629.2013.815128.
- [140] Masad Eyad, Somadevan Niranjanan, Bahia Hussain U., et Kose Sadi, « Modeling and Experimental Measurements of Strain Distribution in Asphalt Mixes », *Journal of Transportation Engineering*, vol. 127, n° 6, p. 477-485, déc. 2001, doi: 10.1061/(ASCE)0733-947X(2001)127:6(477).
- [141] A. Montepara, E. Romeo, B. Birgisson, et G. Tebaldi, « Strain Localization and Damage Distribution in SBS Polymer Modified Asphalt Mixtures », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 11, n° 4, p. 899-915, janv. 2010, doi: 10.1080/14680629.2010.9690312.
- [142] T. Yi-qiu, Z. Lei, M. Guo, et S. Li-yan, « Investigation of the deformation properties of asphalt mixtures with DIC technique », *Construction and Building Materials*, vol. 37, p. 581–590, déc. 2012, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.07.046.
- [143] B. Birgisson, A. Montepara, E. Romeo, R. Roque, et G. Tebaldi, « Influence of Mixture Properties on Fracture Mechanisms in Asphalt Mixtures », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 11, p. 61-88, janv. 2010, doi: 10.1080/14680629.2010.9690327.
- [144] A. Moriyoshi, N. Takahashi, O. Ikeda, M. Kawashima, et T. Akabane, « Strain distribution in asphalt mixtures during the wheel tracking test at high temperatures », *Construction and Building Materials*, vol. 40, p. 1128-1135, mars 2013, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.11.040.
- [145] W. G. Buttlar *et al.*, « Digital image correlation techniques to investigate strain fields and cracking phenomena in asphalt materials », *Mater Struct*, vol. 47, n° 8, p. 1373-1390, août 2014, doi: 10.1617/s11527-014-0362-z.
- [146] L. Gao, F. Ni, A. Braham, et H. Luo, « Mixed-Mode cracking behavior of cold recycled mixes with emulsion using Arcan configuration », *Construction and Building Materials*, vol. 55, p. 415-422, mars 2014, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2013.12.079.
- [147] B. Doll, H. Ozer, J. Rivera-Perez, I. L. Al-Qadi, et J. Lambros, « Damage zone development in heterogeneous asphalt concrete », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 182, p. 356-371, sept. 2017, doi: 10.1016/j.engfracmech.2017.06.002.
- [148] X. Zhu, F. Ye, Y. Cai, B. Birgisson, et Y. Yu, « Digital image correlation-based investigation of self-healing properties of ferrite-filled open-graded friction course asphalt

mixture », *Construction and Building Materials*, vol. 234, p. 117378, févr. 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.117378.

[149] Chehab Ghassan R., Seo Youngguk, et Kim Y. Richard, « Viscoelastoplastic Damage Characterization of Asphalt–Aggregate Mixtures Using Digital Image Correlation », *International Journal of Geomechanics*, vol. 7, n° 2, p. 111-118, mars 2007, doi: 10.1061/(ASCE)1532-3641(2007)7:2(111).

[150] F. T. S. Aragão et Y.-R. Kim, « Characterization of Fracture Properties of Asphalt Mixtures Based on Cohesive Zone Modeling and Digital Image Correlation Technique », *Transportation Research Board 90th Annual Meeting*, 2011, Consulté le: juin 18, 2020. [En ligne].

[151] F. Hild, A. Bouterf, P. Forquin, et S. Roux, « On the Use of Digital Image Correlation for the Analysis of the Dynamic Behavior of Materials », in *The Micro-World Observed by Ultra High-Speed Cameras*, 2018, p. 185-206.

[152] L. Gao, F. Ni, C. Ling, et J. Yan, « Evaluation of fatigue behavior in cold recycled mixture using digital image correlation method », *Construction and Building Materials*, vol. 102, p. 393-402, janv. 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.11.014.

[153] C. M. Stewart et E. Garcia, « Fatigue crack growth of a hot mix asphalt using digital image correlation », *International Journal of Fatigue*, vol. 120, p. 254-266, mars 2019, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2018.11.024.

[154] L. Moriceau, « Etude du comportement à la fatigue des bétons bitumineux ». Travail de fin d'étude – ENTPE, juin 1994.

[155] P. Reu, « All about speckles: Speckle Size Measurement », *Experimental Techniques*, vol. 38, n° 6, p. 1-2, 2014, doi: 10.1111/ext.12110.

[156] P. Lehto, J. Romanoff, H. Remes, et T. Sarikka, « Characterisation of local grain size variation of welded structural steel », *Weld World*, vol. 60, n° 4, p. 673-688, juill. 2016, doi: 10.1007/s40194-016-0318-8.

[157] Y. Su, Q. Zhang, X. Xu, et Z. Gao, « Quality assessment of speckle patterns for DIC by consideration of both systematic errors and random errors », *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 86, p. 132-142, nov. 2016, doi: 10.1016/j.optlaseng.2016.05.019.

[158] P. Reu, « All about Speckles: Aliasing », *Experimental Techniques*, vol. 38, n° 5, p. 1-3, 2014, doi: 10.1111/ext.12111.

[159] P. Reu, « Points on Paint », *Experimental Techniques*, vol. 39, n° 4, p. 1-2, 2015, doi: 10.1111/ext.12147.

[160] J. Blaber, B. Adair, et A. Antoniou, « Ncorr: Open-Source 2D Digital Image Correlation Matlab Software », *Exp Mech*, vol. 55, n° 6, p. 1105-1122, juill. 2015, doi: 10.1007/s11340-015-0009-1.

- [161] H. R et M. Ramji, « Adaptation of Open Source 2D DIC Software Ncorr for Solid Mechanics Applications », nov. 2014, doi: 10.13140/2.1.4994.1442.
- [162] P. L. Reu, « A Realistic Error Budget for Two Dimension Digital Image Correlation », in *Advancement of Optical Methods in Experimental Mechanics, Volume 3*, H. Jin, S. Yoshida, L. Lamberti, et M.-T. Lin, Éd. Cham: Springer International Publishing, 2016, p. 189-193.
- [163] P. L. Reu *et al.*, « DIC Challenge: Developing Images and Guidelines for Evaluating Accuracy and Resolution of 2D Analyses », *Exp Mech*, vol. 58, n° 7, p. 1067-1099, sept. 2018, doi: 10.1007/s11340-017-0349-0.
- [164] M. Bornert *et al.*, « Assessment of digital image correlation measurement errors: methodology and results », *Experimental Mechanics*, vol. 49, p. 353-370, 2009, doi: 10.1007/s11340-008-9204-7.
- [165] F. Amiot *et al.*, « Assessment of Digital Image Correlation Measurement Accuracy in the Ultimate Error Regime: Main Results of a Collaborative Benchmark », *Strain*, vol. 49, n° 6, p. 483-496, 2013, doi: 10.1111/str.12054.
- [166] M. A. Sutton, J. H. Yan, V. Tiwari, H. W. Schreier, et J. J. Orteu, « The effect of out-of-plane motion on 2D and 3D digital image correlation measurements », *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 46, n° 10, p. 746-757, oct. 2008, doi: 10.1016/j.optlaseng.2008.05.005.
- [167] M. Marchetti, V. Muzet, R. Pitre, S. Datcu, L. Ibos, et J. Livet, « Emissivity measurements of road materials », janv. 2004, doi: 10.21611/qirt.2004.012.
- [168] F. Hammoum, E. Chailleux, H.-N. Nguyen, A. Erhlacher, J.-M. Piau, et D. Bodin, « Experimental and Numerical Analysis of Crack Initiation and Growth in Thin Film of Bitumen », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 10, n° 1, p. 39-61, janv. 2009, doi: 10.1080/14680629.2009.9690181.
- [169] M. Lebihain, J. B. Leblond, M. Bornert, et L. Ponson, « Mécanique de la rupture fragile en milieux hétérogène : trajectoire, ténacité effective et rugosité de surface », Brest, Aout 2019, p. 23.
- [170] 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 », présenté à Proceedings of the papers submitted for review at 2nd Eurasphalt and Eurobitume Congress. Book 1 - session 1, Barcelona, Spain, sept. 2000, [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/673949>.
- [171] Y. Lefevre, C. De La Roche, et J.-M. Piau, « Asphalt material fatigue test under cyclic loading: the lengthening of samples as a way to characterize the material damage experiments and modelling », présenté à Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials PTEBM'03. Proceedings of the 6th International Rilem Symposium, Zurich, Switzerland, avr. 2003, [En ligne]. Disponible sur: <https://trid.trb.org/view/645920>.

- [172] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, et J. M. Costa, « Partial crack closure under block loading », *International Journal of Fatigue*, vol. 30, n° 10, p. 1787-1796, oct. 2008, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2008.02.004.
- [173] P. C. Paris, H. Tada, et J. K. Donald, « Service load fatigue damage — a historical perspective », *International Journal of Fatigue*, vol. 21, p. S35-S46, sept. 1999, doi: 10.1016/S0142-1123(99)00054-7.
- [174] R. Pippin et A. Hohenwarter, « Fatigue crack closure: a review of the physical phenomena », *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 40, n° 4, p. 471-495, 2017, doi: 10.1111/ffe.12578.
- [175] C. Benz et M. Sander, « Reconsiderations of fatigue crack growth at negative stress ratios: Finite element analyses », *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 145, p. 98-114, août 2015, doi: 10.1016/j.engfracmech.2015.07.022.
- [176] N. Alanazi, E. Kassem, et S. J. Jung, « Evaluation of the Anisotropy of Asphalt Mixtures », *Journal of Transportation Engineering, Part B: Pavements*, vol. 144, n° 2, p. 04018022, juin 2018, doi: 10.1061/JPEODX.0000053.
- [177] H. L. Ewalds et R. J. H. Wanhill, *Fracture mechanics, First edition, Delftse Uitgevers Maatschappij, Delft*, First edition. Netherlands: Delftse Uitgevers Maatschappij, 1984.
- [178] F. Hecht, « New development in freefem++ », *Journal of Numerical Mathematics*, vol. 20, n° 3-4, p. 251-266, déc. 2012, doi: 10.1515/jnum-2012-0013.
- [179] C. Geuzaine et J.-F. Remacle, « Gmsh: A 3-D finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities », *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 79, n° 11, p. 1309-1331, 2009, doi: 10.1002/nme.2579.
- [180] S. Mangiafico, L. F. A. L. Babadopulos, C. Sauzéat, et H. Di Benedetto, « Nonlinearity of bituminous mixtures », *Mech Time-Depend Mater*, vol. 22, n° 1, p. 29-49, févr. 2018, doi: 10.1007/s11043-017-9350-3.
- [181] Q. T. Nguyen, M. L. Nguyen, H. D. Benedetto, C. Sauzéat, E. Chailleux, et T. T. N. Hoang, « Nonlinearity of bituminous materials for small amplitude cyclic loadings », *Road Materials and Pavement Design*, vol. 20, n° 7, p. 1571-1585, oct. 2019, doi: 10.1080/14680629.2018.1465452.
- [182] E. Riahi, F. Allou, L. Ulmet, J. Absi, F. Dubois, et C. Petit, « Numerical simulation of local temperature evolution in bituminous materials under cyclic loading », *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, p. 1-19, mars 2016, doi: 10.1080/19648189.2016.1139511.

Titre : Modélisation intrinsèque de la fissuration par fatigue des enrobés bitumineux à partir de mesures de champs. Application à la correspondance entre différents types d'essais de fatigue

Mots clés : enrobés bitumineux, essai de fatigue, paramètres intrinsèques, corrélation d'images numériques, couplage thermomécanique, loi de Paris

Résumé : La détermination des propriétés de fatigue des enrobés bitumineux varie en fonction du type d'essai pratiqué ainsi que de la manière d'interpréter la courbe de fatigue. L'objectif de ce travail est de modéliser la réponse du matériau et de simuler numériquement différents essais de fatigue en utilisant les paramètres intrinsèques du matériau. La première partie de la thèse est consacrée à la réalisation des essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points sur un sable bitume 0/2. Les analyses des champs cinématiques obtenus par corrélation d'images numériques et des champs thermiques obtenus par thermographie infrarouge ont permis d'améliorer la compréhension de la phénoménologie au cours des essais ainsi que l'analyse des critères de fatigue proposés dans la littérature. Comme la fissuration et l'échauffement

thermique sont les principaux phénomènes observés, une modélisation basée sur la fissuration et l'échauffement a été développée dans la deuxième partie. Elle intègre un comportement viscoélastique, un couplage thermomécanique en associant la loi de Paris. Cette modélisation permet de simuler les essais de fatigue en flexion sur poutre console et en flexion 4 points au moyen d'un même jeu de paramètres. Les résultats montrent un bon accord entre les simulations et les données expérimentales ainsi que la validation de l'influence du trajet de fissuration sur la dispersion des courbes de fatigue. Ces travaux fournissent ainsi une base pour la réinterprétation des essais de fatigue grâce à la simulation du passage d'un essai à un autre au moyen de paramètres intrinsèques au matériau.

Title : Modeling of fatigue cracking of asphalt mixes based on field measurements. Application to the correspondence between different types of fatigue tests

Keywords : Asphalt mixes, Fatigue test, Intrinsic material parameters, Digital image correlation, thermomechanical coupling Paris law

Abstract : The determination of the fatigue properties of asphalt mixes depends on the type of test performed as well as the method used to interpret the fatigue curve. The aim of this work is therefore to model and to reproduce numerically different fatigue tests by using intrinsic material parameters. To ensure the development of such approach, the first part of this thesis is devoted to carrying out two-point bending (2PB) fatigue tests and four-point bending (4PB) tests on a sand asphalt 0/2. The combined analysis of the kinematic fields obtained by digital image correlation and the thermal fields obtained by infrared thermography have improved the understanding of the phenomenology during fatigue tests as well as the analysis of the fatigue

criteria proposed in the literature. Cracking and self-heating being the main phenomena in fatigue tests, a model based on cracking and self-heating was developed in the second part. It integrates viscoelastic behaviour, thermomechanical coupling and Paris law. This modeling allows to simulate 2PB and 4PB fatigue tests using the same parameters. The results show a good agreement between simulations and experimental data as well as the validation of the effect cracking path on the dispersion of fatigue curves. This work thus provides a basis for the reinterpretation of fatigue tests by simulating different types of fatigue test using intrinsic material parameters.