

Influence du vieillissement thermique sur les propriétés viscoélastiques et les paramètres de rupture des matériaux bitumineux

A. B. KOUEVIDJIN^{a,b}, C. S. SOME^b, J-F. BARTHELEMY^b, H. BEN DHIA^a, A. FEESER^c

a. Université Paris-Saclay, CentraleSupélec, Laboratoire MSSMat, 91191 Gif-sur-Yvette, France

b. Cerema Equipe-projet DIMA, 77171 Sourdun, France

c. Cerema, Laboratoire de Strasbourg, 67000 Strasbourg, France

Résumé :

La fissuration est une des principales pathologies des chaussées. Elle peut être aggravée par le vieillissement du bitume durant la vie de la chaussée. Cette étude vise à évaluer l'impact du vieillissement thermique sur le comportement à la rupture des mélanges bitumineux en combinant les essais expérimentaux et les modélisations et simulations numériques. L'étude expérimentale vise, d'une part, à évaluer en laboratoire, l'impact du vieillissement thermique sur les propriétés rhéologiques des mélanges bitumineux et, d'autre part, à réaliser des essais de rupture sur éprouvettes semi-circulaires. Les essais de module complexe ont été réalisés à différentes températures (de -15 à 50°C) et fréquences (de 3 à 40 Hz) sur des éprouvettes confectionnées après différents temps de vieillissement thermique (de 0 à 9 jours). Les propriétés viscoélastiques linéaires de l'enrobé (module complexe $|E^|$ et angle de phase φ) sont comparées à différents temps de vieillissement. Les résultats indiquent une augmentation du module complexe avec le temps de vieillissement et une diminution de l'angle de phase. Pour chaque durée de vieillissement, des essais de propagation de fissure en flexion trois points sur éprouvettes semi-circulaires (SCB) sont réalisés sous deux vitesses de sollicitation (1 et 5 mm/min). Les résultats montrent une diminution de la force maximale lorsque la vitesse de sollicitation diminue et de la déformation à la rupture lorsque la durée de vieillissement augmente. Sur le plan numérique, la simulation d'un problème de fluage a permis de valider la loi incrémentale viscoélastique linéaire reproduisant le comportement du matériau. Des simulations numériques de propagation de fissure sous deux vitesses de chargement sont réalisées. Les résultats montrent une diminution de la force à la rupture avec la vitesse de chargement et les valeurs numériques de la force maximale sont proches des valeurs expérimentales obtenues.*

Abstract :

Cracking is one of the main pathologies of pavements. It can be worsened by the aging of asphalt during the life of the pavements. This study aims at evaluating the impact of thermal aging on the fracture behavior of asphalt by combining experimental tests, modelings and numerical simulations. The experimental study aims, on the one hand, to evaluate in the laboratory, the impact of thermal aging on the rheological properties of asphalt and, on the other hand, to carry out fracture tests on semi-circular

specimens. The complex module tests were performed at different temperatures (-15 to 50°C) and frequencies (from 3 to 40 Hz) on specimens made after different heat aging times (from 0 to 9 days). Linear viscoelastic properties of asphalt (module complex $|E^|$ and phase angle φ) are compared at different aging times. The results show an increase in the complex module with the aging time and a decrease of the phase angle. For each aging time, three-point bending crack propagation tests on semi-circular specimens (SCB) were performed under two loading rates (1 and 5 mm / min). The results show a decrease in peak load when the loading rate decrease and in fracture strain when the aging time increase. On a numerical level, the simulation of creep problem allowed to validate the linear viscoelastic incremental law reproducing the material behavior. Numerical simulations of crack propagation under two loading rates are carried out. The results show a decrease in the peak load with the loading rate and numerical values of the peak load are close to the experimental values obtained.*

Mots clefs : enrobés bitumineux, viscoélasticité, fissuration, vieillissement thermique

1 Introduction

Un mélange bitumineux est un matériau composite utilisé principalement dans la construction des chaussées. Il est constitué de granulats, de liant bitumineux et de vide. En plus de sa nature hétérogène de part sa composition, s'ajoute le comportement viscoélastique lié à la présence de bitume, qui rend son comportement fortement dépendant de la vitesse de sollicitation et de la température. La fissuration, principale pathologie des chaussées a un impact sur leur durée de vie. En raison des aléas climatiques, la susceptibilité à la fissuration des mélanges bitumineux augmente avec le temps, à mesure que les propriétés du mélange bitumineux se dégradent.

P. Blenkinship et al., Y. R. Farhad [1, 2] ont étudié récemment l'effet du vieillissement sur les paramètres de rupture et ont constaté qu'en général, ces paramètres se dégradent lorsque la durée de vieillissement augmente. Les méthodes d'essais et dispositifs tels que l'essai de traction sur un disque compact (DCT), l'essai de traction indirect, l'essai de flexion trois ou quatre points sur une poutre (SENB) et l'essai de flexion trois points sur une éprouvette semi-circulaire (SCB) sont fréquemment utilisés pour réaliser des essais de fissuration en mode I et mixte I/II sur des mélanges bitumineux. Des études ont montré que la méthode d'essai SCB est très fiable pour évaluer les propriétés à la rupture des mélanges bitumineux [3]. La modélisation de la propagation de fissure des matériaux viscoélastiques a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche. Schapery et al. [4] ont mis au point des méthodes numériques permettant de déterminer les champs mécaniques au fond de fissure et le taux de restitution d'énergie dans le processus de propagation de fissure au cours du temps. D'autres approches numériques basées sur une représentation spectrale discrète ont été développées pour évaluer les champs de contraintes et de déplacements au voisinage de la fissure. Dubois et al. [5] ont développé l'intégrale $G\theta$ généralisant l'intégrale J de Rice [6] pour décrire l'évolution d'une fissure dans un milieu viscoélastique. Récemment, S.T. Nguyen et al., C. Cecot et al. [7, 8] ont étudié la propagation de fissure dans les matériaux viscoélastiques par approche énergétique en adoptant une procédure de calcul direct du taux de restitution d'énergie, en raison de la non compatibilité géométrique du champ de déformation visqueuse.

Bien qu'ils aient l'un et l'autre fait l'objet d'importants travaux de recherche, les effets combinés de vieillissement thermique et de la fissuration n'ont que rarement été étudiés. L'objectif du présent article

est d'évaluer l'effet du vieillissement thermique sur les performances mécaniques des enrobés bitumineux. Dans un premier temps, les essais de caractérisation et de fissuration des mélanges bitumineux soumis au vieillissement thermique sont réalisés en laboratoire. Dans un second temps, une approche incrémentale basée sur l'algorithme de Z. P. Bazant et V. Smilauer [9, 10] est utilisée pour décrire le comportement viscoélastique de l'enrobé et une approche globale adaptée des travaux de S. T. Nguyen [8] a permis de définir un critère énergétique pour étudier la propagation de fissure dans les enrobés bitumineux.

2 Caractérisation des propriétés mécaniques et rhéologiques des enrobés

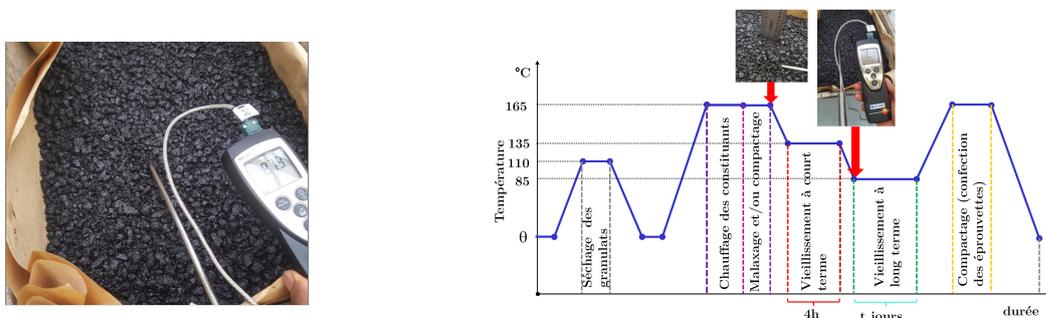
2.1 Matériaux et méthodes

La formule d'enrobés bitumineux utilisée dans cette étude est un béton bitumineux semi-grenu (BBSG 0/10). Le bitume utilisé est un liant de grade routier usuel, dont la pénétrabilité mesurée vaut $42 \times 0.1 \text{ mm}$ et la température de ramollissement Bille & Anneau (TBA) de 53.2°C .

Méthode de vieillissement et confection des éprouvettes

Afin de reproduire en laboratoire le vieillissement des mélanges bitumineux au cours de la durée de vie des chaussées, une procédure de conditionnement inspirée de la méthode RILEM a été adoptée. Pour ce faire, les granulats préalablement séchés sont chauffés à 165°C et le bitume chauffé à la même température mais pendant 4h . Ces constituants sont versés dans un malaxeur préchauffé à 165°C pour être malaxés pendant trois minutes.

Le mélange foisonné ainsi obtenu est réparti dans des bacs préchauffés à la température de conditionnement de 135°C (température de vieillissement à court terme) et étalé de manière à obtenir une couche homogène de (25 ± 5) mm d'épaisseur. Avant de placer les bacs dans l'étuve, le mélange est refroidi jusqu'à la température de conditionnement (figure 1a), puis maintenu à 135°C pendant $(4\text{h} \pm 0.5\text{h})$. Ensuite, le mélange est refroidi jusqu'à la température de conditionnement à long terme de 85°C et maintenu à cette température pendant la durée de vieillissement considérée. Trois, six et neuf jours de vieillissement à long terme sont retenus pour cette étude. La figure 1b résume la procédure de vieillissement mise en place.



(a) Contrôle de la température du mélange (b) Schéma illustratif de la procédure de vieillissement

FIGURE 1 – Protocole expérimental de vieillissement thermique

Le mélange, une fois conditionné, est rechauffé jusqu'à 165°C , puis compacté grâce au compacteur de

plaque. Sur la plaque fabriquée, sont extraites des éprouvettes prismatiques de dimension 120x120x40 (mm) sur lesquelles sont réalisés des essais de module complexe à différentes températures (de -15 à 50°C) et sous différentes fréquences de chargement (3 à 40 Hz).

2.2 Résultats de module complexe

Des résultats de courbes maîtresses de module complexe et d'angle de phase pour différents temps de vieillissement sont présentés sous forme de moyenne de trois répétitions pour un mélange. La tendance est similaire pour tous les mélanges évalués dans cette étude. Plus le temps de vieillissement est important, plus la rigidité ($|E^*|$) augmente (figure 2a) tandis que la capacité de relaxation des mélanges, représentée par l'angle de phase (φ) diminue (figure 2b). À plus hautes fréquences, les modules de rigidités des mélanges vieillis se rapprochent d'une asymptote. En effet, les mélanges bitumineux à hautes fréquences ont un comportement presque élastique, ce qui les rend insensible au vieillissement thermique. Les courbes de module complexe et d'angle de phase, à basses fréquences, des mélanges aux durées de vieillissement à long terme de 3, 6 et 9 jours ont tendance à se rapprocher les unes des autres. Ce résultat laisse présager que le niveau de vieillissement pour le type d'enrobé utilisé dans le cadre de cette étude est atteint à partir du troisième jour de vieillissement à long terme en laboratoire. Les courbes en trait continu sur les figures 2a et 2b illustrent le calage du modèle de Maxwell Généralisé à 18 éléments pour une température de référence $\theta_R = 0^\circ C$. Pour ce nombre d'éléments, les résultats de module complexe et d'angle de phase donnés par le modèle s'approchent des résultats expérimentaux. Ces paramètres vont servir de données d'entrée pour la modélisation.

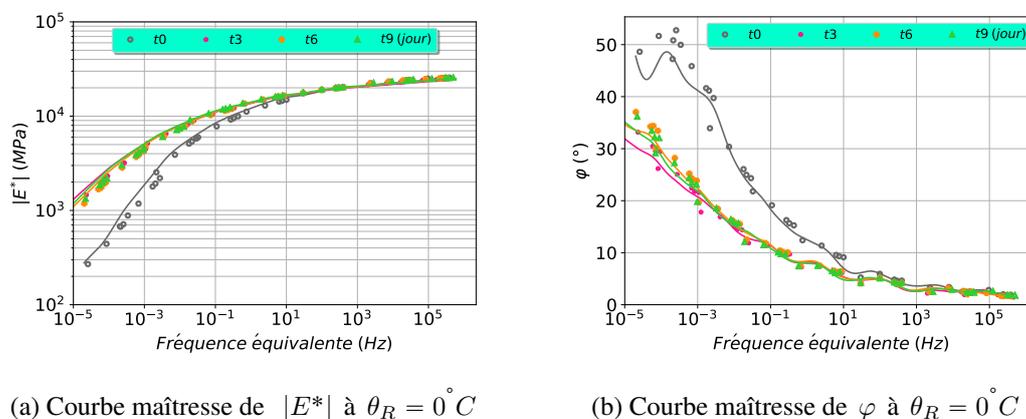


FIGURE 2 – Courbes maîtresses à $\theta_R = 0^\circ C$

3 Etude numérique de la fissuration des matériaux viscoélastiques

3.1 Formulation incrémentale de la loi de comportement viscoélastique des enrobés bitumineux

Des essais de caractérisation réalisés sur des éprouvettes d'enrobés montrent un comportement viscoélastique. Ce type de comportement est souvent modélisé par des modèles rhéologiques unidimensionnels. Tout matériau viscoélastique linéaire peut être représenté par une combinaison en série de modèles de Kelvin ou en parallèle de modèles de Maxwell [11]. Le comportement viscoélastique linéaire non vieillissant tridimensionnel isotrope obtenu par superposition de modèle rhéologique unidimensionnel

est présenté dans ce paragraphe. Pour établir la loi de comportement des mélanges bitumineux, le modèle de Maxwell Généralisé (figure 3) a été utilisé.

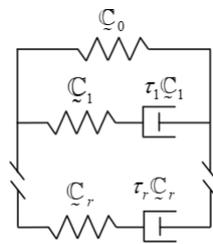


FIGURE 3 – Modèle de Maxwell Généralisé

La contrainte totale est décomposée selon la contribution de la chaîne élastique et de chaque chaîne de Maxwell :

$$\underline{\underline{\sigma}}(t) = \underline{\underline{\sigma}}_0(t) + \sum_{i=1}^r \underline{\underline{\sigma}}_i(t) \quad (1)$$

Dans la i -ème chaîne de Maxwell, la contrainte dans cet élément est reliée à la déformation totale par l'équation différentielle :

$$\dot{\underline{\underline{\sigma}}}_i(t) + \frac{1}{\tau_i} \underline{\underline{\sigma}}_i(t) = \underline{\underline{C}}_i(t) : \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}(t) \quad (2)$$

La résolution de l'équation (2) donne :

$$\underline{\underline{\sigma}}_i(t) = \int_0^t e^{-\frac{(t-t')}{\tau_i}} \underline{\underline{C}}_i(t') : d\underline{\underline{\epsilon}}(t') \quad (3)$$

En introduisant l'équation (3) dans (1) et en appliquant la formulation incrémentale [9, 10], il est obtenu :

$$\Delta \underline{\underline{\sigma}}(t_n) = \underline{\underline{C}} : \Delta \underline{\underline{\epsilon}}(t_n) + \tilde{\underline{\underline{\sigma}}}(t_n) \quad (4)$$

Avec :

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\underline{C}} = \underline{\underline{C}}_0 + \sum_{i=1}^r \frac{\tau_i}{\Delta t_n} \left(1 - e^{-\frac{-\Delta t_n}{\tau_i}} \right) \underline{\underline{C}}_i \\ \tilde{\underline{\underline{\sigma}}}(t_n) = \sum_{i=1}^r \left(e^{-\frac{-\Delta t_n}{\tau_i}} - 1 \right) \underline{\underline{\sigma}}_i(t_n) \\ \Delta \underline{\underline{\sigma}}_i(t_n) = \left(e^{-\frac{-\Delta t_n}{\tau_i}} - 1 \right) \left(\underline{\underline{\sigma}}_i(t_n) - \frac{\tau_i}{\Delta t_n} \underline{\underline{C}}_i : \Delta \underline{\underline{\epsilon}}(t_n) \right) \end{array} \right. \quad (5)$$

3.2 Validation numérique de la loi de comportement

Dans cette étude, les simulations numériques sont implémentées dans le logiciel libre GETFEM++ [12]. Pour valider la loi de comportement incrémentale établie au paragraphe (3.1), le problème de fluage d'un

cylindre sous compression simple ($\underline{\underline{\sigma}} = \sigma_0 \underline{n} \otimes \underline{n}$) est étudié. Par symétrie, le calcul par méthode des éléments finis est réalisé sur un modèle axisymétrique 2D (figure 4a). Les paramètres du modèle de Maxwell Généralisé (MG) sont présentés au tableau 1. Ne disposant pas d'expression analytique de la fonction de fluage du MG, celle du modèle de Kelvin-Voigt Généralisé (KVG) a été utilisée. Les paramètres de KVG sont identifiés par équivalence à partir des paramètres de MG et donnés au tableau 2 :

$$\epsilon_{nn}(t) = \left(J_0 + \sum_{i=1}^r J_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \right) \sigma_0 \quad (6)$$

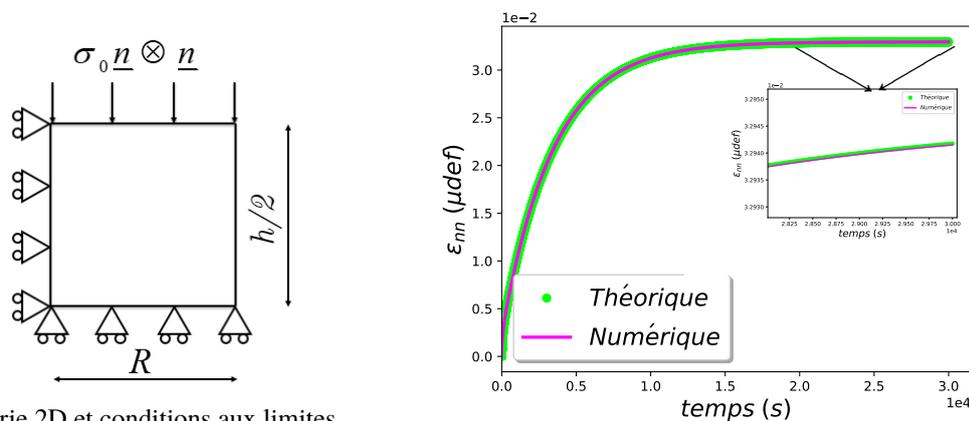
τ (s)	2.05e-8	8.11e-8	3.22e-7	1.28e-6	5.06e-6	2.01e-5	7.96e-5	3.16e-4	1.25e-3	
E (MPa)	6.36e2	1.68e3	1.73e2	1.99e3	6.09e2	1.2e3	2.72e3	90.21	3.28e3	
	4.97e-3	1.97e-2	7.82e-2	0.31	1.23	4.88	19.34	76.71	3.04e2	∞
	2.12e3	2.21e3	2.69e3	1.77e3	2.41e3	6.65e2	6.88e2	6.72e-5	2.53e2	30.35

Tableau 1 – Paramètres viscoélastique du modèle MG à $\theta_R = 0^\circ C$

τ (s)	0.	2.10e-8	8.71e-8	3.24e-7	1.4e-6	5.21e-6	2.13e-5	9.30e-5	3.18e-4	
J (MPa^{-1})	3.96e-5	9.74e-7	2.98e-6	3.29e-7	4.13e-6	1.46e-6	2.9e-6	8.82e-6	3.32e-7	
	1.55e-3	5.93e-3	2.44e-2	0.11	0.43	2.6	8.24	70.99	76.71	3.46e3
	1.34e-5	1.41e-5	1.9e-5	4.1e-5	5.03e-5	1.61e-4	2.59e-4	1.78e-3	3.8e-8	3.05e-2

Tableau 2 – Paramètres viscoélastique du modèle KVG à $\theta_R = 0^\circ C$

La figure 4b représentant la déformation verticale en fonction du temps montre une similitude entre les résultats numériques et ceux donnés par l'expression analytique (6).



(a) Géométrie 2D et conditions aux limites
 $R = 1 \text{ m}$, $h = 2 \text{ m}$, $\sigma_0 = 1 \text{ Pa}$

(b) Validation du calcul numérique de fluage

FIGURE 4 – Validation numérique de la loi de comportement

3.3 Critère de propagation de fissure : Approche énergétique

Dans cette section, l'approche énergétique de la propagation de fissure en mode I dans un milieu visco-élastique est présenté [8]. Soit un domaine $\Omega(l)$ pré-fissuré (figure 5).

Par soucis de clarté, un chargement cinématique $\xi(t)$ évolutif est défini dont le dual est noté $Q(t)$. Dans le cas d'une transformation isotherme et uniforme, l'inégalité de Clausius-Duhem s'écrit :

$$D = Q\dot{\xi} - \dot{W} \geq 0 \quad (7)$$

Où W désigne l'énergie de déformation élastique stockée dans le système. Une formulation alternative de la loi de comportement établie précédemment conduit à la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}}(t) = \underline{\underline{C}}^{el} : \underline{\underline{\epsilon}}(t) - \underline{\underline{\sigma}}^r(t) \quad \text{avec} \quad \underline{\underline{C}}^{el} = \sum_{i=0}^r \underline{\underline{C}}_{\sim i} \quad \text{et} \quad \underline{\underline{\sigma}}^r(t) = \sum_{i=1}^r \underline{\underline{C}}_{\sim i} : \underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}(t) \quad (8)$$

Où $\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}$ est la déformation visqueuse du i -ème élément de Maxwell. Il est déduit de la relation (8) que l'énergie de déformation élastique dépend non seulement du chargement (ξ), de la géométrie (l) mais aussi du champ de variables internes $\{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}, i = 1, r\}$:

$$W(\xi, l, \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}) = \frac{1}{2} \int_{\Omega(l)} \left[\underline{\underline{\epsilon}} : \underline{\underline{C}}_{\sim 0} : \underline{\underline{\epsilon}} + \sum_{i=1}^r (\underline{\underline{\epsilon}} - \underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}) : \underline{\underline{C}}_{\sim i} : (\underline{\underline{\epsilon}} - \underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}) \right] d\Omega(l) \quad (9)$$

Ainsi la forme développée de (7) s'écrit :

$$D = \left(Q - \frac{\partial W}{\partial \xi} \Big|_{l, \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} \right) \dot{\xi} - \frac{\partial W}{\partial \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} \Big|_{\xi, l} \dot{\{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} - \frac{\partial W}{\partial l} \Big|_{\xi, \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} \dot{l} \geq 0 \quad (10)$$

En montrant ensuite que $Q = \frac{\partial W}{\partial \xi} \Big|_{l, \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}}$ et en posant $D^{\vartheta} = -\frac{\partial W}{\partial \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} \Big|_{\xi, l} \dot{\{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}}$, l'inégalité (10) prend la forme :

$$D - D^{\vartheta} = -\frac{\partial W}{\partial l} \Big|_{\xi, \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} \dot{l} \geq 0 \quad (11)$$

En supposant que la dissipation liée à l'évolution de la fissure est proportionnelle au taux de longueur de la fissure, le critère de propagation se formule comme suit :

$$D - D^{\vartheta} = \mathcal{G}_v = -\frac{\partial W}{\partial l} \Big|_{\xi, \{\underline{\underline{\epsilon}}_i^{\vartheta}\}} \dot{l} = \mathcal{R} \dot{l} \Rightarrow \begin{cases} \mathcal{G}_v < \mathcal{R} \Rightarrow \dot{l} = 0 \\ \mathcal{G}_v = \mathcal{R} \Rightarrow \dot{l} \geq 0 \end{cases} \quad (12)$$

Où \mathcal{G}_v et \mathcal{R} désignent respectivement le taux de restitution d'énergie et la résistance à la fissuration.

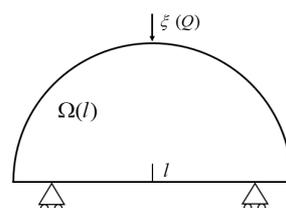


FIGURE 5 – Géométrie SCB pré-fissurée

4 Résultats expérimentaux et simulations numériques

4.1 Essai de propagation de fissure

Les éprouvettes, une fois conditionnées et compactées, sont découpées en tranche de hauteur 50 mm puis sciées en demi-disques qui sont par la suite entaillées (figure 6a). Ces éprouvettes sont soumises à une flexion trois points de telle sorte que le centre de la base de l'éprouvette soit soumis à une contrainte de traction (figure 6b).

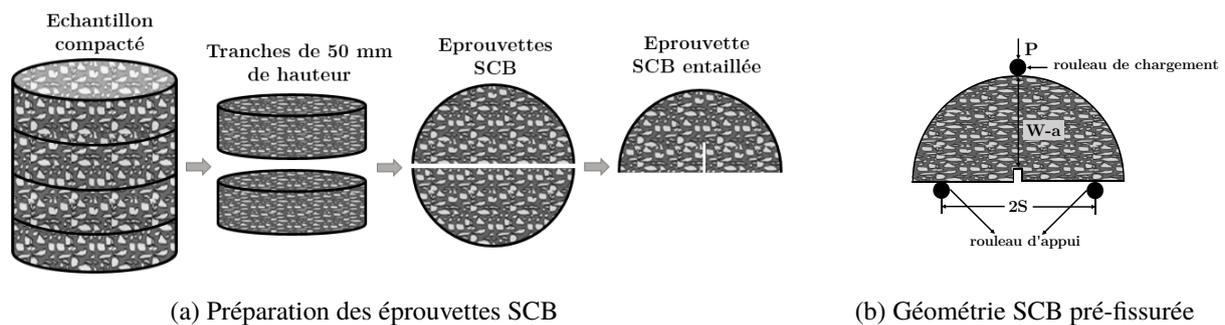


FIGURE 6 – Etapes de fabrication des éprouvettes SCB et représentation schématique de l'essai de flexion trois points d'une éprouvette SCB

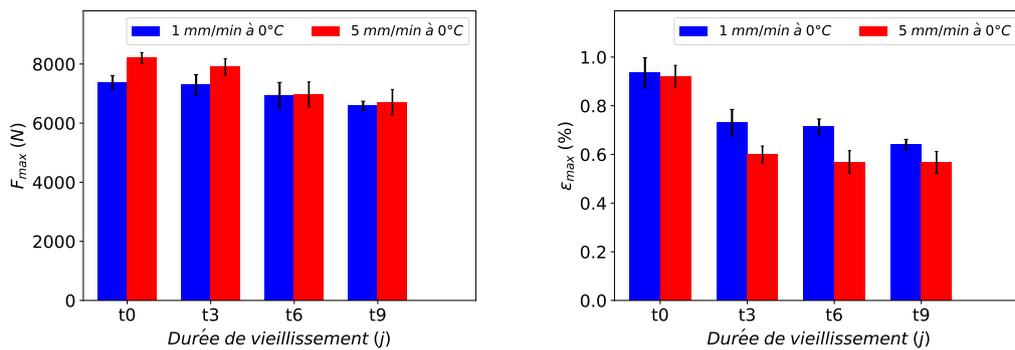
4.2 Comparaison des résultats

Pour chaque durée de vieillissement, des essais de fissure ont été réalisés à deux vitesses de chargements (1 mm/min et 5 mm/min). La figure 7a présente les résultats obtenus et montre une diminution de la force maximale lorsque la vitesse de sollicitation diminue, phénomène lié au comportement viscoélastique du matériau. De faibles variations de la force maximale entre zéro et neuf jours de vieillissement ont été observées pour les deux vitesses de sollicitation considérées. La figure 7b met en évidence une diminution de la déformation à la force maximale (équation (13)) en fonction de la durée de vieillissement, ceci est dû au durcissement du matériau par le vieillissement.

$$\varepsilon_{max} = \frac{U_{F_{max}}}{W} \times 100 \quad (13)$$

Où $U_{F_{max}}$ est le déplacement au pic et W la hauteur de l'éprouvette.

Dans le cadre de la simulation numérique, le problème de flexion trois points est repris (figure 5). La résistance à la fissuration est supposée constante. Les paramètres viscoélastiques du modèle MG sont donnés dans le tableau 1 pour un mélange bitumineux non vieilli. La figure 8a présente l'évolution de la valeur du taux de restitution d'énergie en l'absence de propagation de fissure pour deux vitesses de chargement (1 mm/min et 5 mm/min). Elle montre que, plus le chargement est rapide, plus la valeur du taux de restitution d'énergie est grande. Ce phénomène est lié au caractère viscoélastique du matériau. La figure 8b présente l'évolution de la force du point d'application de la charge en fonction du déplacement en ce point au cours de la propagation de la fissure pour deux vitesses de chargement. La prise en compte de la viscoélasticité seule dans la simulation numérique permet d'expliquer la diminution de la force maximale et l'augmentation du déplacement à la force maximale lorsque la vitesse de sollicitation



(a) Influence de la vitesse de chargement sur la force maximale

(b) Influence du vieillissement sur la déformation à la rupture

FIGURE 7 – Résultats expérimentaux

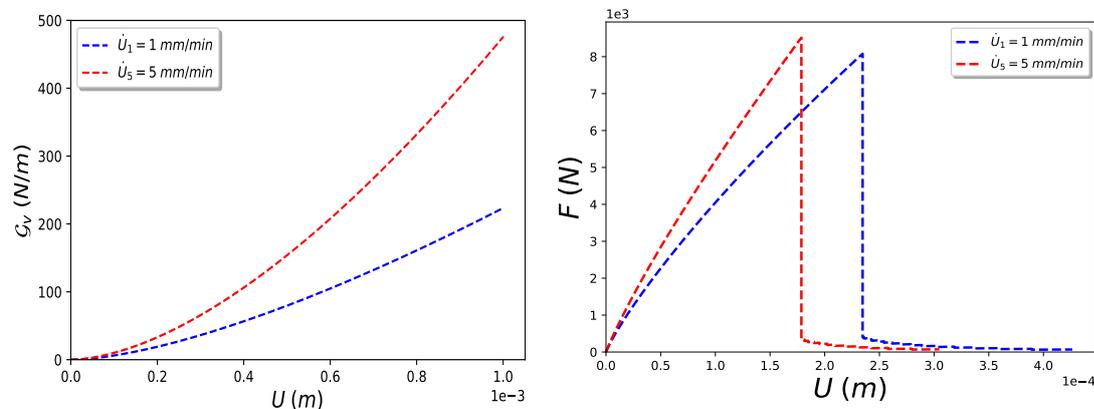
(a) Influence de la vitesse de sollicitation sur la valeur du taux de restitution d'énergie : $D = 0.075$ m, $l_0 = 0.01$ m(b) Simulation numérique d'essai de flexion trois points : $D = 0.075$ m, $l_0 = 0.01$ m, $\mathcal{R} = 61.49$ N/m, $T = 0.05$ m

FIGURE 8 – Résultats des simulations numériques

diminue, phénomènes observés expérimentalement (figures 7a et 7b). Cependant, l'effet viscoélastique seul ne permet de suivre quantitativement les comportements pré-pic et post-pic. Cela peut s'expliquer par le fait que la résistance à la fissuration soit considérée constante, un choix déjà critiqué par certains auteurs [7, 8].

5 Conclusion

Cette étude a consisté à évaluer l'impact du vieillissement thermique sur les caractéristiques mécaniques et les propriétés à la rupture des mélanges bitumineux. Pour caractériser les propriétés des mélanges bitumineux soumis au vieillissement thermique, des essais de module complexe en flexion deux points ont été effectués. Des essais SCB ont été réalisés sur des échantillons vieillis pour évaluer l'influence du vieillissement thermique sur leur comportement à rupture. Sur le plan expérimental, les conclusions suivantes peuvent être tirées de cette étude :

- le vieillissement thermique augmente le module complexe et diminue l'angle de phase
- le vieillissement thermique entraîne une baisse de la déformation à la force maximale quelle que soit la vitesse de chargement, constituant ainsi un facteur aggravant dans le processus de

fissuration de l'enrobé bitumineux.

Sur le plan numérique, l'influence de la vitesse de chargement sur le taux de restitution d'énergie et sur la propagation de fissure en mode I ont été évalués. Ils ont permis de noter que :

- la valeur du taux de restitution d'énergie augmente avec la vitesse de chargement ;
- la force maximale diminue avec la vitesse de chargement tandis que le déplacement au pic augmente avec cette dernière, ce qui concorde avec les résultats expérimentaux.

Les résultats expérimentaux montrent cependant que l'effet du vieillissement thermique sur la force à la rupture est quasiment négligeable. L'étude n'a été effectuée que sur deux vitesses de sollicitation et une seule température d'essai SCB, il pourrait être intéressant d'étendre les paramètres d'essai afin de pouvoir mieux comprendre l'effet du vieillissement thermique sur les performances des chaussées. Visant le raffinement de nos modèles, tout en restant dans des temps de simulations numériques raisonnables, des formulations multi-modèles évolutives, articulées dans le cadre de modélisations multi-échelles Arlequin seront menées.

Références

- [1] Y. R. Farhad, M. D. Elwardany, Cassie Castorena, Y. Richard Kim, Investigation of proper long-term laboratory aging temperature for performance testing of asphalt concrete, *Construction and Building Materials*, 147 616–629 (2017)
- [2] Braham, Andrew F and Buttlar, William G and Clyne, Timothy R and Marasteanu, Mihai O and Turos, Mugurel I, The effect of long-term laboratory aging on asphalt concrete fracture energy, *Asphalt Paving Technology* (2009)
- [3] X. Li, M.O. Marasteanu, The role of temperature and binder type on the fracture resistance of asphalt mixtures at low temperatures, *Road Materials and Pavement Design* 7 (3) 331–348, (2006)
- [4] R. A. A. Schapery, Theory of crack initiation and growth in viscoelastic media. I. Theoretical development, *International Journal of Fracture*, 11 :141-159 (1975)
- [5] F. Dubois, Ch. Petit, Modelling of the crack growth initiation in viscoelastic media by the $G\theta v$ integral, *Engineering Fracture Mechanics* 72 2821–2836, (2005)
- [6] J. R. Rice, A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks, *Journal of Applied Mechanics*, 35 379–386, (1968)
- [7] C. Cecot, Etude micromécanique par simulation numérique en éléments finis des couplages viscoélasticité-croissance des fissures dans les composites granulaires de type béton, Thèse EPFL, (2001)
- [8] S. T. Nguyen, Propagation de fissures et endommagement par microfissures des matériaux viscoélastiques linéaires non vieillissants, Thèse ENPC, (2010)
- [9] Z. P. Bazant, *Material Models for Structural Creep Analysis*, Edition John Wiley & Sons, (1988)
- [10] V. Smilauer, Z. P. Bazant, Identification of viscoelastic C-S-H behavior in mature cement paste by FFT-based homogenization method, *Cement and Concrete Research*, 40 197–207 (2010)
- [11] J. Mandel, *Cours de mécanique des milieux continus, Tome II, Mécanique des solides*, Gauthier-Villars, (1966)
- [12] Y. Renard, J. Pommier, K. Poullos, <http://getfem.org/index.html>