

Étude de l'endommagement par fissuration en surface des chaussées routières : approche probabiliste intégrant les incertitudes liées à la localisation des charges

RESUME Le déplacement latéral des roues des poids lourds dans une voie de circulation, appelé également balayage transversal, est un paramètre stochastique entraînant des effets significatifs sur la durabilité des chaussées. Cependant, son rôle dans l'évolution des dommages dans les couches de surface reste largement inexploité. Cet article propose d'évaluer cet endommagement sous chargement cyclique, en s'appuyant sur la simulation numérique de l'interaction pneu-chaussée à l'aide d'une méthode de résolution semi-analytique. Ce travail se concentre sur l'initiation des fissures, une des dégradations les plus courantes dans les couches de surface des chaussées routières. Les analyses portent sur deux conditions de chargement distinctes : le roulement pur et le virage tractif. Le balayage transversal des roues est simulé à l'aide d'un algorithme Monte Carlo par chaînes de Markov, en supposant que ce paramètre suit une distribution normale tronquée. Les simulations numériques montrent que le virage ainsi que la non prise en compte du balayage sont particulièrement critiques pour l'initiation des fissures. Ces résultats sont importants dans la planification des opérations de maintenance.

Mots-clés : fissuration descendante, contact roulant tractif, Monte Carlo, chaînes de Markov

I. INTRODUCTION

La fissuration descendante est un phénomène de dégradation initié en surface de la chaussée et qui se propage vers le bas (Luo et al., 2018). Cette pathologie est due aux contraintes de contact à l'interface pneumatique-chaussée (Myers et al., 1999). De Beer et al. (1997) ont démontré par des mesures in-situ que ces contraintes sont tridimensionnelles et non-uniformes et que leur allure est corrélée au profil du pneumatique, à sa pression de gonflage et à la charge qui lui est appliquée (Al-Qadi & Wang, 2011). En France, la méthode de dimensionnement courante se base sur une approche simplificatrice considérant une charge verticale uniformément répartie (SETRA-LCPC, 1994). Ces considérations impliquent que la contrainte verticale est sous-estimée et que les composantes de cisaillement sont négligées.

En outre, la fissuration descendante est facilitée par l'effet du chargement tractif. Il se distingue par la présence de forces tangentielles, notamment lors des virages et giratoires, entraînant une augmentation des contraintes de cisaillement près de l'interface pneu-chaussée (Hammoum et al., 2010; Manyo et al., 2022).

L'interaction pneu-chaussée a souvent été étudiée via des simulations numériques utilisant la méthode des éléments finis (MEF) (Al-Qadi & Wang, 2011; Hernandez & Al-Qadi, 2017). Cette approche bénéficie d'une description détaillée de la géométrie et de la structure du pneumatique

pouvant incorporer les lois de comportement non-linéaires et complexes. Le coût en temps de calcul est cependant prohibitif pour l'application en ingénierie quotidienne. Ainsi, des méthodes semi-analytiques pourraient trouver ici tout leur intérêt, d'autant plus que l'efficacité de certaines d'entre elles est démontrée (Liu et al., 2015).

Ce papier fait suite à un ensemble de travaux ayant porté sur la modélisation semi-analytique du contact pneu-chaussée (Manyo et al., 2021, 2022; Oubahdou et al., 2021). Nélias et al. (2007) ont mis en place un code semi-analytique capable de fournir une prédiction du champ de contraintes de contact comparable à celui obtenu par MEF. Manyo et al. (2021) ont réalisé une validation expérimentale sous un pneumatique réel du champ de pressions calculé par ce code, maintenant dénommé SAM-route.

Myers et al. (2001) ont suggéré que la variation de la localisation des charges est un paramètre critique pour l'initiation des fissures en surface des chaussées routières. En revanche, l'incertitude due à la position latérale des roues est peu abordée vis-à-vis de la fissuration descendante (Dinegdae & Birgisson, 2018; Hiller & Roesler, 2005; Huang et al., 2021). Ce phénomène, désigné sous le terme de balayage transversal, correspond aux variations latérales de la trajectoire des roues entre différents passages. Il entraîne une répartition spatiale plus large des sollicitations appliquées à la surface.

Le balayage transversal est un paramètre de nature stochastique. La forme et l'étendue du balayage dérivent de nombreux facteurs comme les conditions climatiques, la composition et le volume du trafic, la géométrie de la route, les caractéristiques des voies, l'état de la surface de la chaussée et l'environnement (Buitter et al., 1989). Il existe un consensus sur le fait que l'écart-type du balayage est corrélée à la largeur de la voie (Blab & Litzka, 1995; Sinanmis & Woods, 2021). En effet, pour le dimensionnement des chaussées selon la méthode AASHTO (Highway & Officials, 2015), la forme du balayage se présente comme un paramètre caractérisant le trafic.

Notre étude a pour objectif d'évaluer l'effet du balayage transversal des roues des poids lourds sur la durée de vie des couches de surface vis-à-vis de la fissuration descendante. Tout d'abord, nous considérerons une approche déterministe portant sur la modélisation de l'interaction pneu-chaussée ainsi que de ses paramètres d'entrée. Cette approche inclut un modèle d'endommagement par fissuration. Ensuite, nous aborderons l'approche probabiliste ayant pour but de prendre en compte les incertitudes dues à la localisation des charges. Enfin, nous nous focaliserons sur l'endommagement en surface et la durabilité de la couche de roulement soumise à l'effort tractif sous l'effet du balayage transversal.

II. APPROCHE DÉTERMINISTE

A. Modélisation semi-analytique du contact roulant tractif

Le code semi-analytique employé pour l'étude du contact pneu-chaussée consiste en un ensemble de solutions analytiques dérivant des contributions de Kalker (1990) au sujet des contacts roulants tractifs. Le problème du contact se divise en deux composantes : normale et tangentielle. La composante normale est définie comme un équilibre de chargements permettant d'estimer l'empreinte et le champ de pression en surface. La composante tangentielle est basée sur une

formulation variationnelle des glissements complétée par la loi de Coulomb, ce qui permet d'estimer le champ des contraintes de cisaillement en surface (Wallace et al., 2023).

Les composantes normale et tangentielle sont résolues de façon itérative et alternée en utilisant l'algorithme de Panagiotopoulos (Panagiotopoulos, 1975). La solution numérique est obtenue par application de techniques comme la méthode du gradient conjugué et la transformée de Fourier rapide en fixant une discrétisation de la surface des corps en contact (Gallego et al., 2010; Jacq et al., 2002).

Le champ de déplacements en surface est obtenu par superposition d'effets, en utilisant les coefficients d'influence appropriés. Wallace et al. (2020) fournit une description détaillée de la formulation des coefficients d'influence caractérisant un demi-espace multicouche élastique linéaire. Ces considérations sont retenues pour la modélisation des structures du pneumatique et de la chaussée.

B. Modèle d'endommagement

Il n'existe pas de consensus sur le mécanisme de défaillance entraînant la fissuration descendante. Hammoum et al. (2010) ont observé que les contraintes de cisaillement sont critiques sous l'effet des efforts tractifs. Wang et al. (2003) ont suggéré que l'initiation de fissures est également associée aux sollicitations en extension. Svasdisant et al. (2002) ont observé in-situ qu'une rupture par extension est prédominante à l'extérieur des zones de contact. Par ailleurs, la propagation de fissures a été attribuée aux directions des déformations principales en extension (Myers et al., 2001). L'initiation de fissures en surface de chaussée sera ici justifiée par le critère d'endommagement en déformations équivalentes introduit par Mazars (1986). Ce critère permet de traduire un état de déformation tridimensionnel par une valeur équivalente de déformation en extension. Il implique uniquement les sollicitations (traction ou cisaillement) générant des déformations principales en extension entraînent des fissures. L'Equation 1 représente le critère de Mazars, $\hat{\epsilon}$ étant la déformation équivalente ; ϵ_i la déformation principale suivant la direction i ; et $\langle \rangle_+$ un crochet de Macaulay illustrant que les déformations principales négatives ne sont pas considérées.

$$\hat{\epsilon} = \sqrt{\sum_{i=1}^3 \langle \epsilon_i \rangle_+^2} \quad (1)$$

A partir du champ de déformations équivalentes en surface, les amplitudes de déformation lors d'un passage sont déterminées par application de l'algorithme rainflow (ASTM E1049-85 2017). A l'aide d'une loi de fatigue (SETRA-LCPC, 1994), nous déterminons la durée de vie attendue connaissant l'amplitude de déformation à un point donnée en surface.

L'Equation 2 exprime cette loi de fatigue pour les matériaux bitumineux, en isolant N_f le nombre de cycles pour l'initiation des fissures, $\hat{\epsilon}$ étant l'amplitude de la déformation équivalente ; b la pente de la droite de fatigue ; $\epsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})}$ l'amplitude de déformation conduisant à la rupture après 1 million de cycles à 10 °C et à 25 Hz ; $E_{(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}$ le module d'élasticité de la couche de surface à 10 °C et à 10 Hz ; $E_{(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}$ le module d'élasticité de la couche de surface à 15 °C et à 10 Hz ; le coefficient k_r exprime la variabilité des épaisseurs et des résultats des essais de fatigue ; le

coefficient k_c permet ajuster le modèle au comportement réel in-situ de la chaussée ; le coefficient k_s tient compte de l'hétérogénéité locale de portance. Ces coefficients empiriques ont été fixés à la valeur de 1, reflétant une approche déterministe dans la modélisation des propriétés des matériaux et des caractéristiques structurelles. Par ailleurs, l'estimation de k_c repose sur le suivi de la fissuration initiée à la base de la couche bitumineuse, ce qui n'est pas compatible avec le mécanisme de détérioration en surface.

$$N_f = \left[\frac{\hat{\epsilon}}{\left[\epsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})} \left(\frac{E_{(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}}{E_{(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}} \right)^{\frac{1}{2}} k_r k_c k_s \right]} \right]^{\frac{1}{b}} \cdot 10^6 \quad (2)$$

Le TABLEAU 1 synthétise les paramètres d'entrée caractérisant la loi de fatigue.

TABLEAU 1. Coefficients de la loi de fatigue pour un béton bitumineux semi-grenu (BBSG)

$\epsilon_{6(10^\circ\text{C}, 25\text{Hz})}$	$E_{(10^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}$	$E_{(15^\circ\text{C}, 10\text{Hz})}$	b
150 $\mu\text{d}\acute{\epsilon}\text{f}$	7 200 MPa	5 400 MPa	- 0,2

Finalement, le modèle de cumul de dommage de Miner permet d'estimer le dommage en surface lors des passages d'essieux successifs. Ce modèle est présenté dans l'Equation 3 dans laquelle k est le nombre de blocs de chargement de même amplitude de déformation, $N_{f,i}$ le nombre de cycles pour l'initiation des fissures à la déformation $\hat{\epsilon}_i$ et n_i est le nombre de cycles de chargement correspondant à l'amplitude de déformation $\hat{\epsilon}_i$.

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{f,i}} \quad (3)$$

C. Structures et matériaux

L'approche développée est utilisée sur un exemple de chaussée semi-rigide. Sa composition est présentée dans le TABLEAU 2. La surface de la chaussée est plane et lisse avec un coefficient de frottement égal à 0,70. Les propriétés élastiques de la couche de surface sont admises pour une température de 15 °C et une fréquence de chargement de 10 Hz.

TABLEAU 2. Structure de la chaussée semi-rigide

Matériaux	Epaisseur (mm)	Module d'Young (MPa)	Coefficient de Poisson
Béton bitumineux semi-grenu	50	5 400	0,35
Grave bitume	80	13 400	0,35
Grave non traitée	850	83	0,35
Arène granitique	770	20	0,35
Grave non traité	200	500	0,35
Béton	∞	20 000	0,20

Le profil géométrique d'un jumelage de poids lourd réel (composé de deux pneumatiques de référence 295/65R22.5) a été obtenu par l'outil « Scan Laser Leica P40 » (Cardoso da Silva et al., 2024). La surface a été reconstruite avec un maillage régulier (de dimension 5x5 mm²) permettant d'approcher la représentation précise des stries longitudinales du pneumatique (FIGURE 1). Les pneumatiques ont été modélisés comme un demi-espace revêtu par une couche très rigide, représentant les renforcements en nylon et aciers enveloppée par une couche de caoutchouc. Les propriétés structurales du pneumatique sont synthétisées dans le TABLEAU 3.

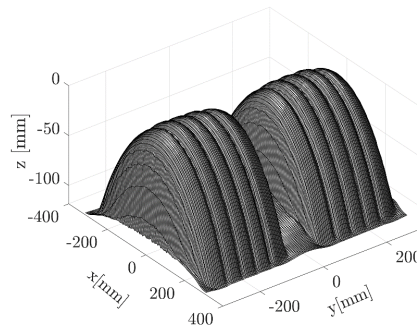


FIGURE 1. Profil géométrique du jumelage

TABLEAU 3. Structure du pneumatique

Matériaux	Epaisseur (mm)	Module d'Young (MPa)	Coefficient de Poisson
Massif semi-infini	∞	3.7	0,50
Renforcements	5	10 000	0,30
Caoutchouc	35	4.0	0,50

D. Chargements

Les cas de chargement étudiés ici sont représentés dans la FIGURE 2. En France, le cas de référence pour le dimensionnement d'une chaussée est basé sur le roulement pur. Cela est représenté par l'application d'une charge verticale équivalente au demi-essieu de référence, soit $W = 65$ kN (SETRA-LCPC, 1994).

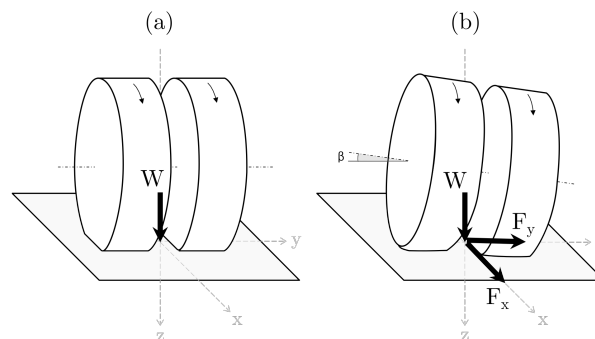


FIGURE 2. Cas de chargement retenus : (a) roulement pur et (b) virage tractif

Un deuxième cas est abordé : le virage tractif. L'essieu tractif est soumis à une force tangentielle dont les composantes se développent sur la direction du roulement et dans la direction latérale. Les chargements illustrent un demi-essieu standard sur un giratoire de rayon $R = 15$ m parcouru à une vitesse de 20 km/h (Ambassa et al., 2013; Cardoso da Silva et al., 2024). Dans ces conditions, le demi-essieu droit supporte environ 72 % de charge verticale totale de l'essieu standard ($W = 94$ kN), soumis également à un angle de désalignement imposé. Une force centrifuge $F_y = 22$ kN et une force de traction $F_x = -13$ kN sont appliquées à l'interface entre les pneumatiques et la chaussée.

III. APPROCHE STOCHASTIQUE

A. Hypothèses générales

Pour un nombre donné de passages d'essieux, la position latérale du centre du jumelage est échantillonnée selon une distribution normale (McGarvey, 2016). Cette distribution est caractérisée par une moyenne égale à zéro, soit le milieu des deux roues. On considère trois niveaux de balayage correspondant à trois valeurs de l'écart-type ($\bar{\sigma}$) : (i) trafic canalisé, 10 mm ; (ii) balayage modéré, 100 mm ; et (iii) balayage important, 250 mm. La distribution est tronquée entre -500 et $+500$ mm afin d'éviter le dépassement des limites latérales d'une chaussée de 3,5 m. La FIGURE 3 représente les histogrammes illustrant le balayage transversal en considérant $N = 100\,000$ passages d'essieux.

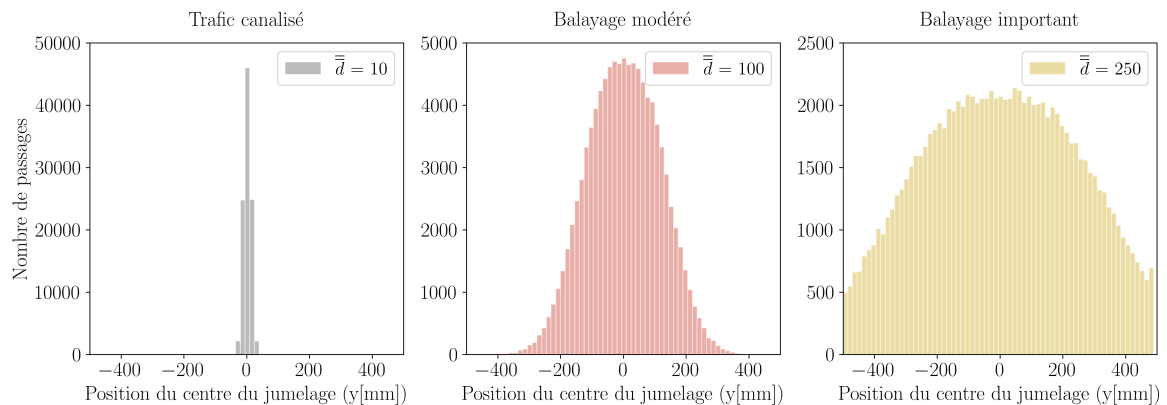


FIGURE 3. Distribution latérale des positions des roues lors de 100 000 passages d'essieux

B. Méthode d'échantillonnage

L'effet du balayage transversal sur l'endommagement est apprécié par application d'une méthode de Monte Carlo par chaînes de Markov. Pour ce faire, l'algorithme de Metropolis-Hastings (Hastings, 1970; Metropolis et al., 1953) a été utilisé. Cet algorithme échantillonne systématiquement des positions latérales possibles pour le centre du jumelage selon la distribution de probabilité préalablement choisie. Pour un état donné, une position latérale est fréquentée si le critère d'acceptance α est vérifié (Equation 4). Ce critère repose sur la probabilité qu'un passage se produise en une position Y'_{j+1} , notée $P(Y'_{j+1})$, laquelle est calculée à partir d'une loi normale. Si ce critère est supérieur à 1, la probabilité de la nouvelle position échantillonnée ($P(Y'_{j+1})$) est alors supérieure à celle de l'état actuel ($P(Y_j)$) et l'échantillon est accepté. Dans le cas contraire,

l'échantillon peut être rejeté avec une probabilité $1 - \alpha$. A chaque passage d'essieu, le champ de déformations est ainsi décalé latéralement selon la position échantillonnée.

$$\alpha = \frac{P(Y'_{j+1})}{P(Y_j)} \quad (4)$$

IV. RÉSULTATS

La FIGURE 4 représente le dommage cumulé en surface après 100 000 passages d'essieux considérant les deux conditions de chargement et le balayage transversal. Le dommage en surface est calculé par un cumul linéaire suivant le principe de Miner (Section III), en intégrant l'effet des variations latérales de la position du jumelage.

Le balayage transversal atténue l'endommagement en élargissant l'étendue de la zone endommagée. Pour une voie rectiligne (FIGURE 4a) soumise à un trafic canalisé, l'endommagement se concentre fortement en surface sous les stries des pneumatiques et au centre du jumelage. Sous l'effet d'un trafic canalisé, la corrélation entre l'allure de l'endommagement et la géométrie du pneumatique n'est pas négligeable. Lorsque les passages sont plus dispersés sur la largeur de la voie, la forme de l'endommagement se rapproche d'une courbe de Gauss, dont la localisation et la magnitude du dommage maximal dépend fortement des conditions de chargement.

Puisque les sollicitations latérales ne sont pas symétriques en virage (FIGURE 4b), le dommage en surface se concentre sous la roue extérieure. Les courbes mettent en évidence l'agressivité associée à la condition d'un effort tractif en virage. Lorsque l'écart-type du balayage est restreint à 10 mm, cette condition génère un dommage maximal en surface environ cinq fois plus important par rapport au roulement pur.

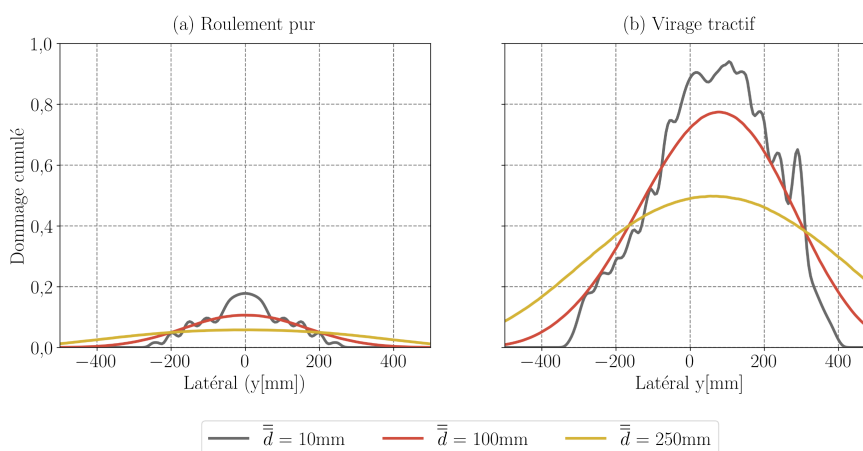


FIGURE 4. Dommage cumulé en surface après 100 000 passages d'essieux

La FIGURE 5 résume les durées de vie obtenues pour une couche de surface soumise aux deux conditions de chargement et au balayage transversal.

La durée de vie vis-à-vis de la fissuration descendante a été déterminée comme étant le nombre de passages d'essieux générant un niveau d'endommagement localisé valant 0,50. Ce seuil correspond à une chute du module d'Young de 50 % localement en surface conduisant à l'initiation des fissures. D'après les résultats présentés sur cette figure, lorsque l'écart-type du balayage est restreint et que les passages d'essieux sont proches du centre de la voie, la défaillance de la couche de surface sera atteinte rapidement. Ce phénomène s'avère d'autant plus prononcé dans le cas du roulement pur. La durée de vie vis-à-vis de la fissuration descendante est limitée à 280 000 passages d'essieux lors d'un trafic canalisé. Elle passe à 865 000 passages d'essieux en augmentant l'écart-type du balayage transversal.

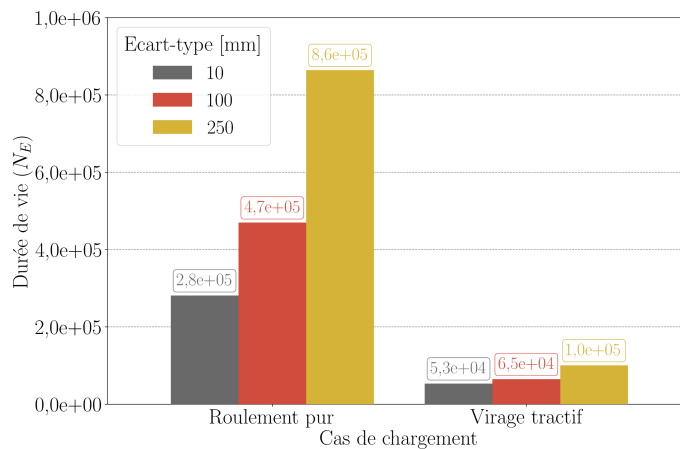


FIGURE 5. Durée de vie de la couche de surface selon le cas de chargement et le balayage transversal

Ces observations révèlent l'influence des aspects géométriques sur la durabilité de la couche de surface, l'amplitude du balayage transversal étant corrélée à la largeur de la voie, au nombre de voies et à l'intensité du trafic. De plus, la prise en compte de l'incertitude liée au balayage transversal permettra d'optimiser et de fiabiliser le dimensionnement des chaussées. En effet, les sollicitations caractérisant un virage en giratoire de petit rayon à vitesse modérée ne sont pas prises en compte dans le cadre de la méthode de dimensionnement courante. Nos simulations numériques suggèrent une fissuration en surface s'initiant après environ 53 000 passages d'essieux de référence lorsque que celui-ci est dans un virage et en trafic canalisé. Ces conditions de trafic sont critiques et conduisent à une durée de vie infime par rapport au cas de référence en dimensionnement de chaussées routières classiques. Considérant un giratoire de rayon $R = 15$ m parcouru à 20 km/h, la durabilité de la couche de surface vis-à-vis de la fissuration descendante vaut entre 6 % et 36 % de la durée de vie de la même structure en tracé rectiligne.

V. CONCLUSIONS

Cet article introduit une approche numérique semi-analytique sur la dégradation en surface de chaussées routières intégrant l'interaction pneu-chaussée et l'incertitude sur la localisation des charges. Le contact roulant tractif est importé dans le modèle en estimant la géométrie réelle d'un jumelage de poids lourd. Cette méthode a été couplée à un critère d'endommagement en déformation permettant d'aborder la détérioration en surface vis-à-vis de l'endommagement par

fissuration en élasticité. A l'aide d'une méthode stochastique, la durabilité de la couche de surface a été évaluée sous l'effet du balayage transversal des roues.

Les simulations numériques ont alors démontré que le balayage transversal a une influence significative sur l'endommagement et prolonge la durée de vie de la chaussée. Les résultats du transfert de l'incertitude sont donc intéressants pour les gestionnaires pour l'optimisation des calculs de dimensionnement. La chaussée d'un giratoire se montre particulièrement sensible à la dégradation en surface. Un scénario combinant sollicitations tractives en virage et trafic peu dispersé, qui est peu réaliste mais couramment utilisé, peut prévoir l'apparition de fissures prématurées en surface de la chaussée.

L'approche numérique démontre enfin le besoin d'adapter les méthodes actuelles de dimensionnement prenant en compte la fissuration en surface et les cas de chargements particuliers. Puisque l'effet de l'aléa n'est pas négligeable, l'introduction de la fiabilité au dimensionnement des couches de surface est nécessaire. C'est pourquoi le transfert des incertitudes inhérentes aux caractéristiques structurelles et les magnitudes de chargements seront abordées en perspective de cette étude de manière à faire progresser les méthodes de dimensionnement des chaussées vis-à-vis de la fissuration en surface.

Une validation expérimentale de ces résultats numériques sera réalisée par des essais en vraie grandeur grâce au simulateur MACADAM. Conçu au Laboratoire GC2D, ce dispositif permet de reproduire les conditions de chargement tractif ainsi que le phénomène de balayage transversal.

REFERENCES

Al-Qadi, I. L., & Wang, H. (2011). Prediction of tire pavement contact stresses and analysis of asphalt pavement responses : A decoupled approach. *Asphalt Paving Technology: Association of Asphalt Paving Technologists-Proceedings of the Technical Sessions*, 80, 289-315.

Ambassa, Z., Allou, F., Petit, C., & Medjo Eko, R. (2013). Evaluation de l'agressivité du trafic sur des chaussées bitumineuses en carrefour giratoire. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 280-281, 171-188.

Blab, R., & Litzka, J. (1995). Measurements of the lateral distribution of heavy vehicles and its effects on the design of road pavements. *Road Transport Technology*, 4, 389-395.

Buiter, R., Cortenraad, W. M. H., van Eck, A. C., & van Rij, H. (1989). Effects of transverse distribution of heavy vehicles on thickness design of full-depth asphalt pavements. *Transportation Research Record*, 1227, 66-74.

Cardoso Da Silva, D., Rakotovao Ravahatra, N., Picoux, B., Reynaud, P., Yotte, S., & Petit, C. (2024). Semi-analytical modelling of realistic tire-pavement contact : An analysis of pavement surface cracking damage under critical driving conditions. *Road Materials and Pavement Design*, 26(4), 1008-1031. <https://doi.org/10.1080/14680629.2024.2386017>

De Beer, M., Fisher, C., & Jooste, F. J. (1997). Determination of pneumatic tyre/pavement interface contact stresses under moving loads and some effects on pavements with thin asphalt surfacing layers. *Proceedings of the 8th international conference on asphalt pavements*, 1, 179-227.

Dinegdae, Y. H., & Birgisson, B. (2018). Effects of truck traffic on top-down fatigue cracking performance of flexible pavements using a new mechanics-based analysis framework. *Road Materials and Pavement Design*, 19(1), 182-200. <https://doi.org/10.1080/14680629.2016.1251958>

Gallego, L., Nelias, D., & Deyber, S. (2010). A fast and efficient contact algorithm for fretting problems applied to fretting modes I, II and III. *Wear*, 268(1), 208-222. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2009.07.019>

Hammoum, F., Chabot, A., St-Laurent, D., Chollet, H., & Vulturescu, B. (2010). Effects of accelerating and decelerating tramway loads on bituminous pavement. *Materials and Structures*, 43(9), 1257-1269. <https://doi.org/10.1617/s11527-009-9577-9>

Hastings, W. K. (1970). Monte Carlo sampling methods using Markov chains and their applications. *Biometrika*, 57(1), 97-109. <https://doi.org/10.1093/biomet/57.1.97>

Hernandez, J. A., & Al-Qadi, I. L. (2017). Tire-pavement interaction modelling : Hyperelastic tire and elastic pavement. *Road Materials and Pavement Design*, 18(5), 1067-1083. <https://doi.org/10.1080/14680629.2016.1206485>

Highway, A. A. of S., & Officials, T. (2015). *Mechanistic-empirical Pavement Design Guide : A Manual of Practice*. American Association of State Highway and Transportation Officials.

Hiller, J. E., & Roesler, J. R. (2005). Determination of Critical Concrete Pavement Fatigue Damage Locations Using Influence Lines. *Journal of Transportation Engineering*, 131(8), 599-607. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(2005\)131:8\(599\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(2005)131:8(599))

Huang, K., Onifade, I., & Birgisson, B. (2021). Calibration of mechanics-based pavement predictive framework for top-down cracking performance of flexible pavement considering wheel wander effect. *Construction and Building Materials*, 306, 124792. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124792>

Jacq, C., Nelias, D., Lormand, G., & Girodin, D. (2002). Development of a three-dimensional semi-analytical elastic-plastic contact code. *Journal of Tribology*, 124(4), 653-667. Scopus. <https://doi.org/10.1115/1.1467920>

Kalker, J. J. (1990). *Three-Dimensional Elastic Bodies in Rolling Contact*. Springer Netherlands.

Liu, P., Wang, D., & Oeser, M. (2015). Application of semi-analytical finite element method coupled with infinite element for analysis of asphalt pavement structural response. *Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition)*, 2(1), 48-58. <https://doi.org/10.1016/j.jtte.2015.01.005>

Luo, X., Gu, F., Ling, M., & Lytton, R. L. (2018). Review of mechanistic-empirical modeling of top-down cracking in asphalt pavements. *Construction and Building Materials*, 191, 1053-1070. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.10.005>

Manyo, E. Y., Reynaud, P., Picoux, B., Tautou, R., Allou, F., Petit, C., & Nelias, D. (2022). Tire-pavement tractive rolling contact under turning conditions: Towards pavement top-down cracking. *International Journal of Pavement Engineering*, 23(3), 841-850. <https://doi.org/10.1080/10298436.2020.1775231>

Manyo, E. Y., Reynaud, P., Picoux, B., Tautou, R., Nelias, D., Allou, F., & Petit, C. (2021). Towards fast modelling of the tire-pavement contact. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 25(13), 2396-2412. <https://doi.org/10.1080/19648189.2019.1628812>

Mazars, J. (1986). A description of micro- and macroscale damage of concrete structures. *Engineering Fracture Mechanics*, 25(5-6), 729-737. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(86\)90036-6](https://doi.org/10.1016/0013-7944(86)90036-6)

McGarvey, T. W. (2016). Vehicle lateral position depending on road type and lane width : Vehicle position surveys carried out on the Swedish road network (VTI Rapport 892A). Swedish National Road and Transport Research Institute.

Metropolis, N., Rosenbluth, A. W., Rosenbluth, M. N., Teller, A. H., & Teller, E. (1953). Equation of state calculations by fast computing machines. *The journal of chemical physics*, 21(6), 1087-1092.

Myers, L. A., Roque, R., & Birgisson, B. (2001). Propagation Mechanisms for Surface-Initiated Longitudinal Wheelpath Cracks. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 1778(1), 113-122. <https://doi.org/10.3141/1778-14>

Myers, L. A., Roque, R., Ruth, B. E., & Drakos, C. (1999). Measurement of Contact Stresses for Different Truck Tire Types To Evaluate Their Influence on Near-Surface Cracking and Rutting. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 1655(1), 175-184. <https://doi.org/10.3141/1655-23>

Nélias, D., Antaluca, E., Boucly, V., & Cretu, S. (2007). A Three-Dimensional Semianalytical Model for Elastic-Plastic Sliding Contacts. *Journal of Tribology*, 129(4), 761-771. <https://doi.org/10.1115/1.2768076>

Oubahdou, Y., Wallace, E. R., Reynaud, P., Picoux, B., Dopeux, J., Petit, C., & Nelias, D. (2021). Effect of the tire – Pavement contact at the surface layer when the tire is tilted in bend. *Construction and Building Materials*, 305, 124765. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124765>

Panagiotopoulos, P. D. (1975). A nonlinear programming approach to the unilateral contact-, and friction-boundary value problem in the theory of elasticity. *Ingenieur-Archiv*, 44(6), 421-432. <https://doi.org/10.1007/BF00534623>

SETRA-LCPC. (1994). Guide technique de conception et dimensionnement des structures de chaussée.

Sinanmis, R., & Woods, L. (2021). Relationship between channelisation and geometric characteristics of road pavements. *International Journal of Pavement Engineering*, 22(11), 1446-1453. <https://doi.org/10.1080/10298436.2019.1696463>

Svasdisant, T., Schorsch, M., Baladi, G. Y., & Pinyosunun, S. (2002). Mechanistic Analysis of Top-Down Cracks in Asphalt Pavements. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 1809(1), 126-136. <https://doi.org/10.3141/1809-15>

Wallace, E. R., Chaise, T., Duval, A., & Nelias, D. (2023). Transient tractive rolling contact between elastically dissimilar and multi-layered bodies. *International Journal of Solids and Structures*, 265-266, 112124. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2023.112124>

Wallace, E. R., Chaise, T., & Nelias, D. (2020). Three-dimensional rolling/sliding contact on a viscoelastic layered half-space. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 143, 104067. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2020.104067>

Wang, L. B., Myers, L. A., Mohammad, L. N., & Fu, Y. R. (2003). Micromechanics Study on Top-Down Cracking. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 1853(1), 121-133. <https://doi.org/10.3141/1853-14>