

# Propagation de fissure en mode mixte II/III dans un acier à rails

T. Bonniot<sup>a,b</sup>, V. Doquet<sup>a</sup>, S.H. Mai<sup>b</sup>

a. Laboratoire de Mécanique des Solides, CNRS, Ecole Polytechnique, Palaiseau.

doquet@lms.polytechnique.fr

bonniot@lms.polytechnique.fr

b. SNCF, Direction de l'innovation et de la recherche, Paris.

si-hai.mai@sncf.fr

thomas.bonniot@sncf.fr

## Résumé :

*Les fissures dans les rails de chemins de fer sont soumises à des chargements de mode mixte non proportionnel I+II+III avec des proportions variables le long du front. Afin d'obtenir les seuils et cinétiques de propagation en mode mixte II/III, des essais de flexion 4 points dissymétriques sont réalisés sur un acier à rails et donnent effectivement lieu, pour des amplitudes suffisantes, à une propagation en mode de cisaillement. Une méthode inverse permet d'obtenir les FICs effectifs à partir des débattements des lèvres de fissure. Ils s'avèrent 10 à 60 % moindres que les FIC nominaux, à cause des effets de contact/friction, et permettent de corréliser les vitesses de fissuration mesurées.*

## Abstract :

*Rolling contact fatigue cracks in rails undergo non-proportional mixed-mode I +II+III, in variable proportions along their front. In order to determine the crack growth thresholds and kinetics in mixed-mode II/III, asymmetric four point bending tests are run on a rail steel and give rise to shear-mode crack growth for sufficiently high loading ranges. An inverse method is used to derive the effective SIFs from the measured crack face relative displacements. It appears to be 10-60% lower than the nominal SIFs and to allow a reasonable correlation of the measured crack growth rates.*

**Mots clefs : fatigue, fissuration, mode mixte, rails, corrélation d'images**

## 1 Introduction

Les sollicitations mécaniques répétées induites par les passages des trains entraînent l'apparition et la propagation de fissures de fatigue dans les rails. Ces chargements sont de modes mixtes non-proportionnels I+II+III [1-2], ce qui rend la prédiction des trajets et de la cinétique de propagation difficile. En effet, il n'existe pas à ce jour de critère ou de lois faisant l'unanimité pour ce type de chargement.

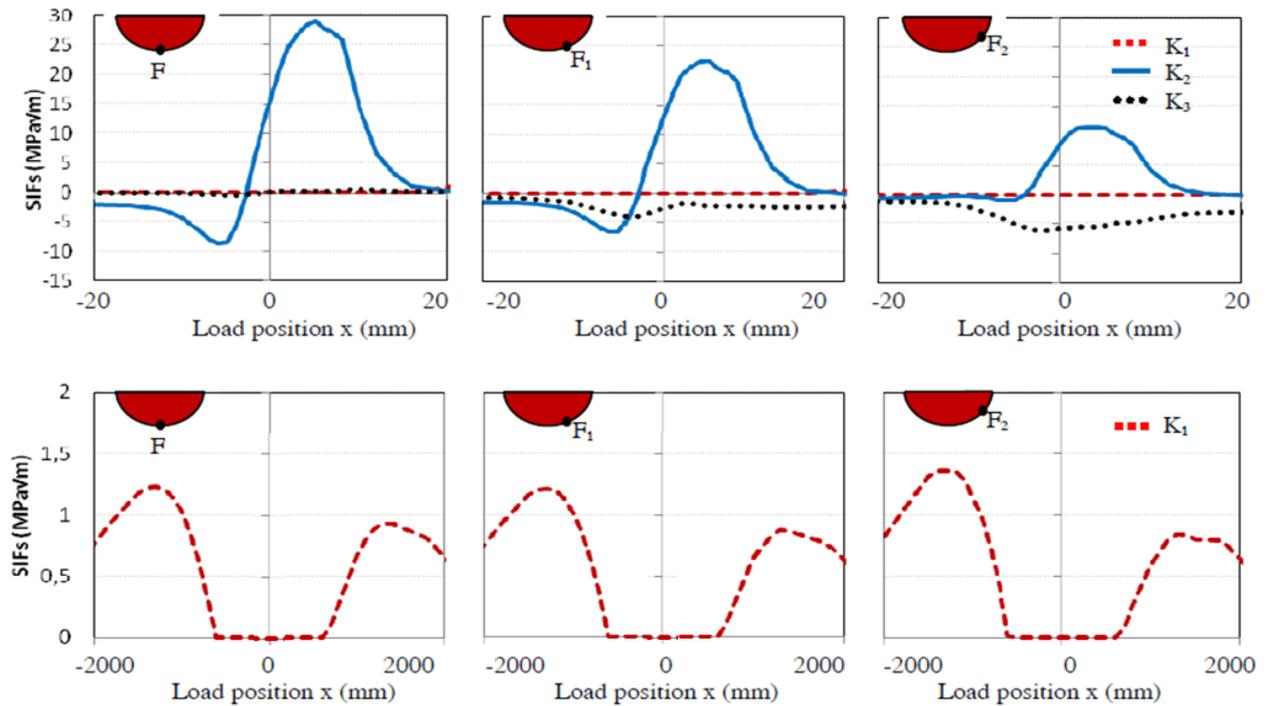


Figure 1 : FICs à différents points du front (F, F1, F2) en fonction de la position de la roue vis-à-vis de la fissure [2].

L'amplitude des chargements de cisaillement (mode II et III) est 2 à 10 fois supérieure [1-2] à celle du mode I.  $K_{II}$  et  $K_{III}$  varient de manière proportionnelle. Un moyen de débiter l'étude de la propagation de fissures dans les rails consiste donc à réaliser des essais de mode mixte II/III afin d'obtenir des données sur la cinétique et les seuils de propagation (bifurcation à 70°/déversement à 45°, comme prévu par les critères usuels [3] en mode II et III respectivement, ou propagation coplanaire en cisaillement [4]).

De nombreuses études portent sur la propagation en mode II et en mode III [4-7] et il en ressort que le frottement et le glissement des aspérités entre les lèvres de fissure jouent un rôle prédominant, puisqu'ils modifient les FICs effectifs en pointe de fissure, induisant notamment une ouverture (dilatance) [12]. Cependant, très peu d'études portent sur le mode mixte II/III [8-11]. Mais il n'existe aucune donnée cinétique avec correction du frottement concernant la propagation en mode mixte II/III dans l'acier à rail.

## 2 Procédures expérimentales et numériques

Le matériau étudié est un acier perlitique R260 prélevé dans le champignon de rails neufs. Sa composition et ses caractéristiques mécaniques sont donnés Tableau 1. La loi d'écroutissage a été identifiée à partir d'essais cycliques de traction et de torsion.

Composition (% massique)					Propriétés mécaniques		
C	Si	Mn	P	S	$R_{p0,2}$ (MPa)	Rm (MPa)	A%
0.72	0.32	1.08	0.015	0.022	480	880	10

Tableau 1 : Composition et propriétés mécaniques de l'acier R260.

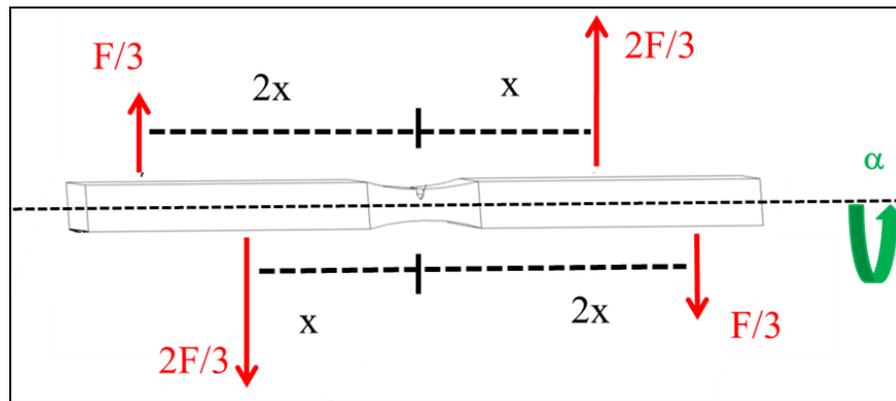
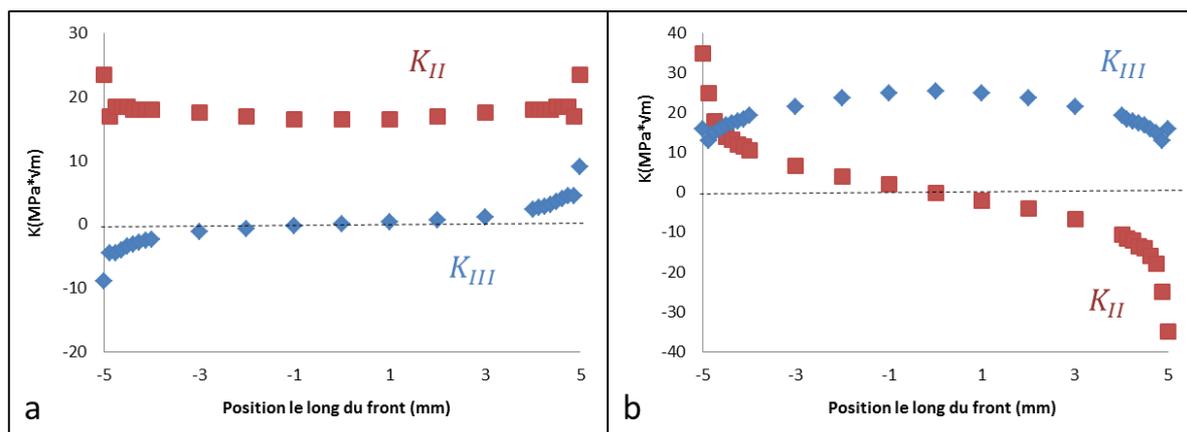


Figure 2 : Schéma du dispositif expérimental

Le montage utilisé, proposé par Hellier et Corderoy [8], consiste en un barreau entaillé en son centre et sollicité en flexion 4 points dissymétrique (figure 2). Le moment fléchissant est nul au centre de l'éprouvette, ce qui n'induit pas de mode I, tandis qu'il existe un effort tranchant vertical à l'origine des modes de cisaillement (II/III). En tournant l'éprouvette autour de son axe (angle  $\alpha$ ), on change l'orientation du front de fissure vis-à-vis du chargement, ce qui a pour effet de changer le taux de mixité  $K_{II}/K_{III}$ . Les profils des FICs pour  $\alpha=0^\circ$  et  $90^\circ$  sont donnés figure 3. Bien que le mode II domine pour  $\alpha=0^\circ$  et le mode III domine pour  $\alpha=90^\circ$ , l'autre mode est toujours présent aux bords.

Figure 3 : FICs le long du front pour (a)  $\alpha=0^\circ$  et (b)  $\alpha=90^\circ$ .

Cette rotation de l'éprouvette dans la machine rend difficile une observation directe de la fissure à l'aide de caméras. Afin de suivre l'avancée de la fissure sur les deux faces latérales et mesurer le glissement des lèvres de la fissure, des répliques de l'échantillon ont donc été moulées périodiquement sous charge.

L'échantillon est pré-fissuré en mode I à  $\Delta K_I = 16 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Il est ensuite sablé avec du sable fin (1-50 $\mu\text{m}$ ) induisant un contraste topographique visible sur les répliques et utilisable pour la corrélation d'images.

L'essai en mode II/III est ensuite réalisé, avec un faible nombre de cycles, sous une amplitude de chargement constante et  $R=-1$ . Des répliques sont prises périodiquement lors de cet essai. Une fois la propagation coplanaire suffisante, l'échantillon est rompu par fatigue en mode I, ou par choc après trempage dans l'azote liquide.

Les fronts de fissure initiaux et finaux de l'essai en cisaillement peuvent alors être obtenus par des observations MEB, comme illustré figure 4.

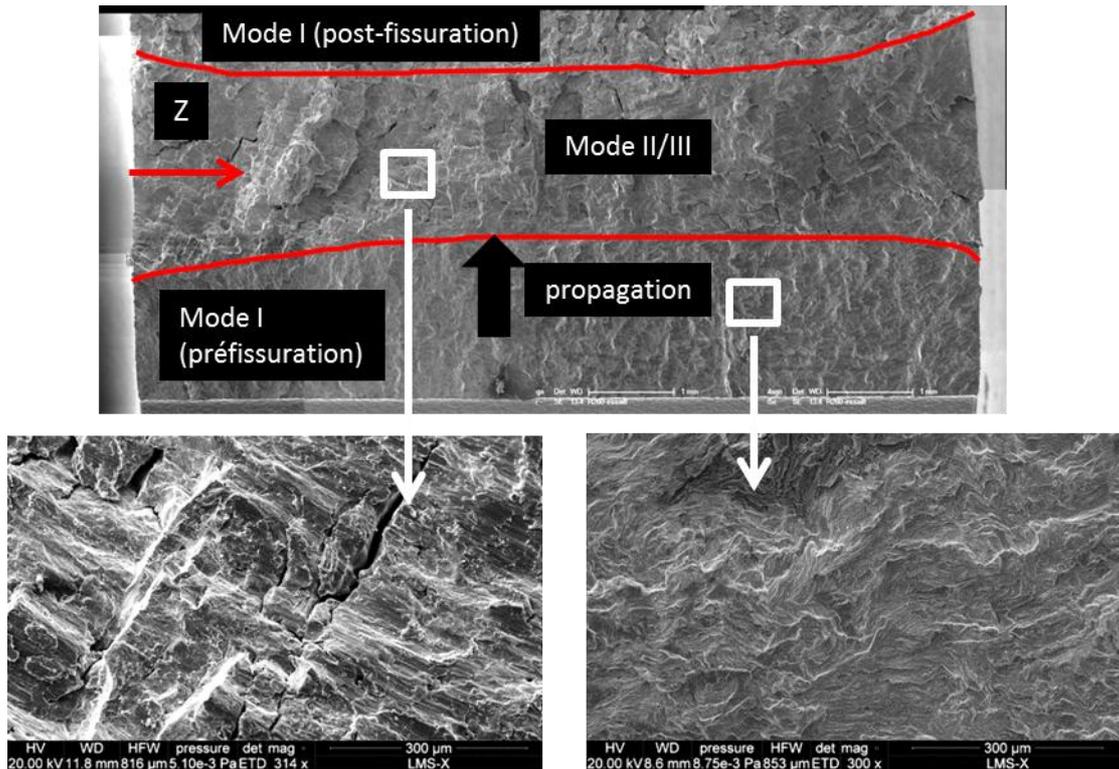


Figure 4 : Fronts de fissure initiaux et finaux de l'essai en cisaillement déterminés au MEB.

En mesurant la distance entre ces deux fronts de fissure pour différentes positions le long du front (direction Z sur la figure 4), on obtient la vitesse locale moyenne de propagation (eq.1):

$$\frac{\Delta a}{\Delta N}(z) \approx \frac{da}{dN}(z) \quad (1)$$

L'objectif est ensuite de faire le lien avec les FICs effectifs locaux pour obtenir les courbes cinétiques.

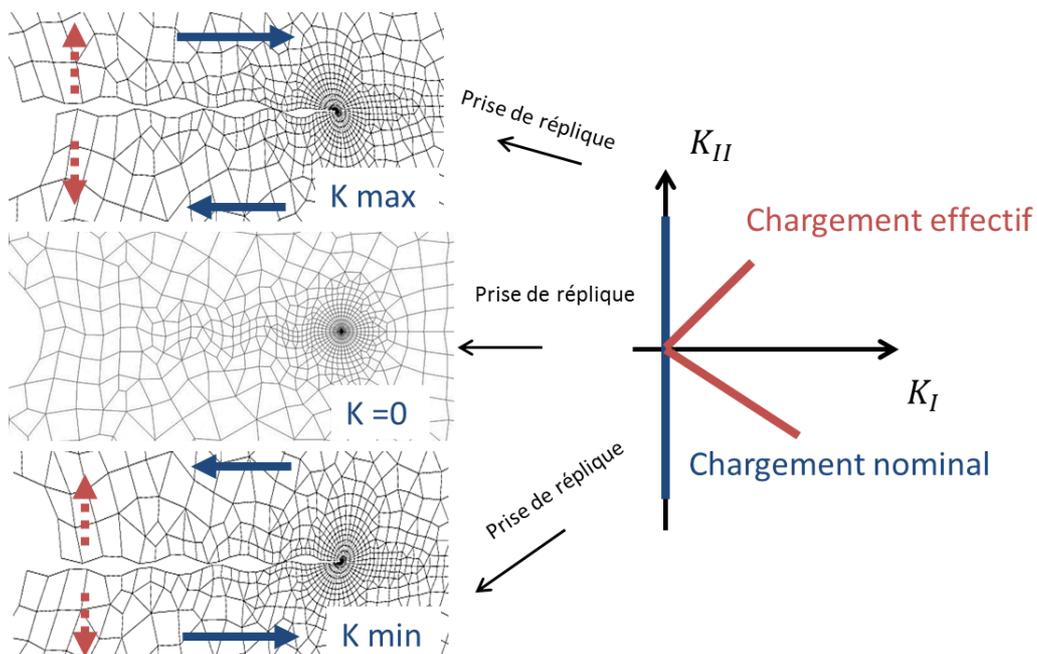


Figure 5 : Différences entre chargement nominal et effectif et prise de répliques associée.

Afin d'évaluer l'influence du frottement et de la rugosité des lèvres de fissure, des répliques de l'échantillon sont prises périodiquement, à charge maximale et minimale afin d'obtenir l'amplitude du glissement des lèvres de fissure, mais aussi à charge nulle, afin d'obtenir l'ouverture induite par les aspérités, comme illustré figure 5. Du fait de ces aspérités, deux cycles de mode I sont induits pour chaque cycle de cisaillement alterné.

Ces répliques peuvent ensuite être observées au microscope à force atomique (figure 6.a) ou au microscope optique numérique avec reconstruction 3D pour obtenir les sauts de déplacement hors plan associés au mode III. La corrélation d'image permet d'obtenir les sauts de déplacement dans le plan, à savoir l'ouverture et le glissement associés aux modes I et II respectivement (figure 6.b).

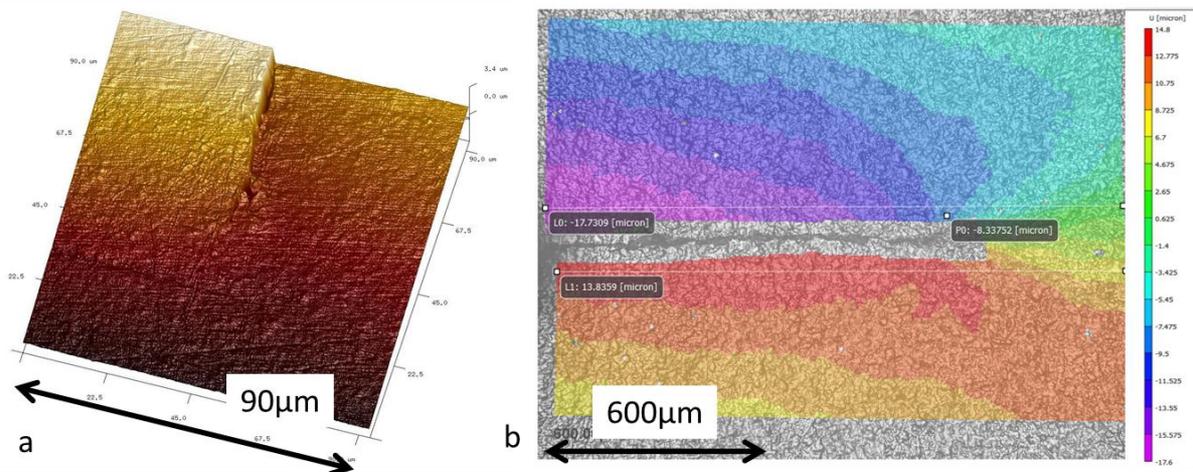


Figure 6.a : Déplacements hors plan mesurés au microscope à force atomique sur une réplique.  
 Figure 6.b : Déplacements dans la direction parallèle à la fissure, obtenus par corrélation d'images sur la base d'un contraste topographique induit par sablage. Logiciel VIC2D, ZOI :35\*35 pixels, 1pixel = 1μm

Les sauts de déplacements sont mesurés sur les champs de déplacements précédents à l'aide de deux lignes d'extensomètres virtuels placés de part et d'autre de la fissure et comparés à ceux issus de calculs élasto-plastiques effectués pour différents chargements. Le chargement donnant le saut de déplacement le plus proche du saut expérimental est nommé chargement apparent, et on peut obtenir la fraction efficace du chargement,  $U$ , par (equ.2) :

$$U = \frac{F_{\text{apparente}}}{F_{\text{nominale}}} \left( = \frac{\Delta K_{\text{effectif}}}{\Delta K_{\text{nominal}}} \right) \quad (2)$$

Ceci est valable pour les modes II et III. Pour obtenir  $\Delta K_I$  à partir des profils d'ouverture mesurés, on utilise la relation donnée par la mécanique linéaire de la rupture en contraintes planes (equ.3) :

$$[uy] = \frac{8\Delta K_I}{\sqrt{2\pi E}} \sqrt{r} \quad (3)$$

### 3 Résultats expérimentaux.

En dessous d'une certaine amplitude de chargement, qui sera précisée plus loin, une bifurcation immédiate est observée. Seuls les essais à plus forte amplitude, ayant donné lieu à une certaine propagation coplanaire en mode de cisaillement, sont exploités dans la suite. Comme prévu par les modèles [12], on observe deux cycles de mode I dans un cycle de cisaillement, cependant ces cycles ne sont pas nécessairement symétriques. L'amplitude maximale du mode I de dilatance est tracée figure 7.a en fonction de  $\Delta K_{shear}$ , défini de la manière suivante (equ.4) à partir du taux de restitution d'énergie G:

$$\Delta K_{shear} = \sqrt{E * \Delta G} = \sqrt{(1 + \nu) * [(1 - \nu) * \Delta K_{II}^2 + \Delta K_{III}^2]} \quad (4)$$

On constate qu'il n'y a pas de corrélation claire entre ces deux grandeurs, le mode I de dilatance se situe entre 10 et 30% du  $\Delta K_{shear}$  et semble être plus important pour  $\alpha=90^\circ$  (mode III prépondérant) que pour  $\alpha=0^\circ$  (mode II prépondérant).

L'évolution du rapport U est tracée en fonction de  $\Delta K_{shear}/K_{IC}$  figure 7.b. Le rapport U augmente avec l'amplitude du chargement, et se situe entre 0.4 et 0.9, ce qui est cohérent avec [10] [13]. Le rapport U est plus élevé pour  $\alpha=0^\circ$  que pour  $\alpha=90^\circ$ , ce qui est cohérent avec l'évolution du mode I de dilatance.

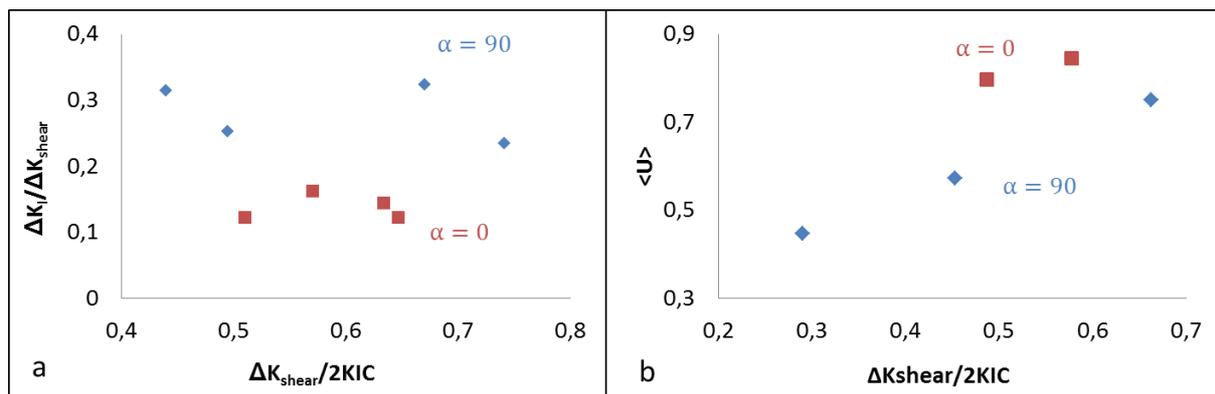


Figure 7.a : Evolution du mode I de dilatance avec l'amplitude du cisaillement.

Figure 7.b : Evolution de la fraction effective du chargement U en fonction de l'amplitude du cisaillement

On peut déduire les FICs effectifs comme le produit des FICs nominaux obtenus par des calculs éléments finis (cf figure 3) par le rapport U, et définir un  $\Delta K_{equivalent}$  [10] comme (equ.5):

$$\Delta K_{equivalent} = \sqrt{\Delta K_{II}^{effective^2} + \beta * \Delta K_{III}^{effective^2}} \quad (5)$$

En traçant la vitesse de propagation en fonction de ce  $\Delta K_{equivalent}$ , on obtient alors la courbe cinétique figure 8. La meilleure corrélation est obtenue pour  $\beta=1,3$ , ce qui est cohérent avec [10] et [14]. Pour  $\Delta K_{equivalent} > 0,25 K_{IC}$ , il y a propagation coplanaire (et non bifurcation comme prévu par les critères usuels) sur une distance allant de quelques centaines de micron à plus d'un millimètre, suivie parfois d'une bifurcation.

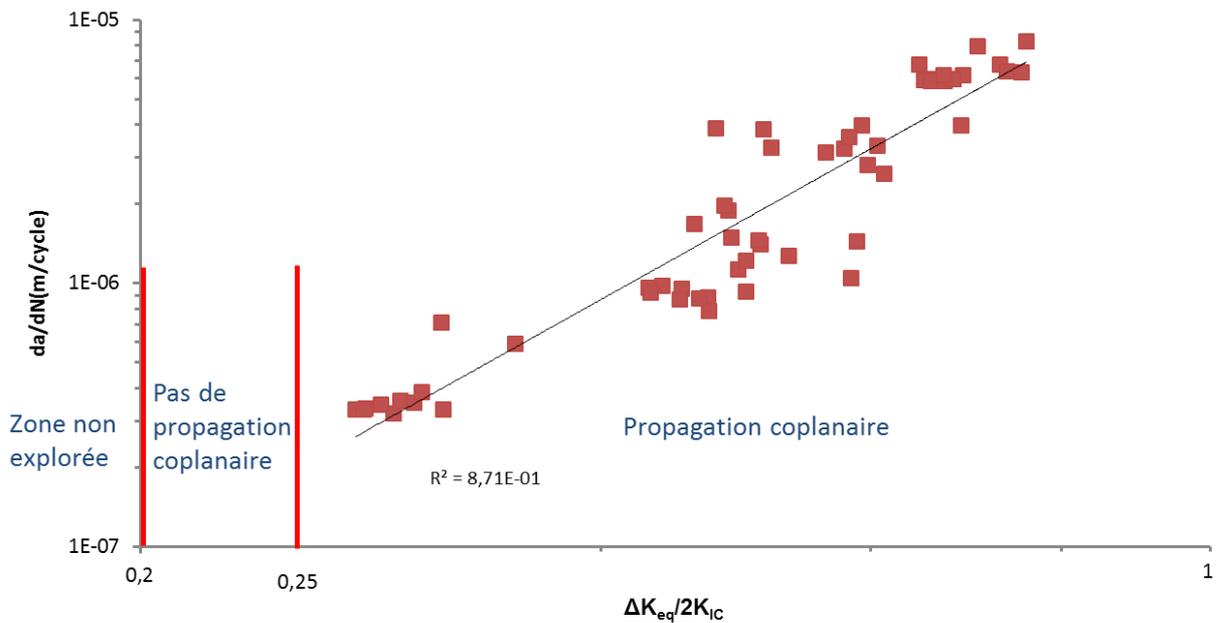


Figure 8 : Cinétique de fissuration coplanaire en mode II/III.

## 4 Conclusions et perspectives.

Des essais de flexion 4 points asymétriques ont permis d'obtenir une propagation coplanaire en mode II et III de fissures de fatigue dans l'acier à rail R260 sur des distances allant jusqu' à 1,5mm.

Une analyse inverse des débattements dans le plan et hors plan des lèvres de fissure a permis d'en déduire les FICs effectifs, réduits de 10 à 60% par rapport aux FICs nominaux par le contact et le frottement des micro-aspérités, également à l'origine d'un mode I de dilatance dont l'amplitude atteint 10 à 30% de celle des modes de cisaillement.

La meilleure corrélation entre les données cinétiques et  $\Delta K_{equivalent} = \sqrt{\Delta K_{II}^{effective^2} + \beta * \Delta K_{III}^{effective^2}}$  est obtenue pour  $\beta=1,3$ .

Si  $\Delta K_{equivalent} < 0,25 K_{IC}$ , on observe au contraire une bifurcation, comme le prévoient les critères classiques.

Cependant, ces résultats ne suffisent pas à expliquer les trajets et les cinétiques de fissuration dans les rails. Des essais en mode mixte non proportionnel I+II et I+II/III sont prévus pour se rapprocher des conditions de sollicitation en service.

## Références

- [1] S. Bogdanski, M. Olzak, J. Stupnicki, Numerical modelling of a 3d rail rcf 'squat'-type crack under operating load. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 21 (1998) 923–935.
- [2] S.H. Mai, M.L. Nguyen-Tajan, A. Gravouil, SQUATS 3D Numerical Simulations – Crack growth, ICMFF 2016.
- [3] F. Erdogan, G. C. Sih, On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. *Basic engineering* 85 (1963) 519–525.

- [4] M. W. Brown, E. Hay, K. J. Miller, Fatigue at notches subjected to reversed torsion and static axial loads, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 8 (1985) 243–258.
- [5] A. Otsuka, K. Mori, K. Togho, Mode II fatigue crack growth in aluminium alloys, *Curr Jpn Mat Res* 1 (1987) 149–180.
- [6] E. Tschegg, S. Stanzl, The significance of sliding mode crack closure on mode III fatigue crack growth, *Basic questions in fatigue*, ASTM STP 924, vol 1 (1988) 214–232.
- [7] C. Pinna, V. Doquet, The preferred fatigue crack propagation mode in a M250 maraging steel loaded in shear. *Fatigue Fract Eng* 22 (1999) 173–183
- [8] A. K. Hellier, D. J. H. Cordero, M. B. McGirr, A practical mixed mode II/III fatigue test rig, *Int J Fatigue* 9 (1987) 95–101.
- [9] J. Pokluda, G. Trattnig, C. Martinschitz, R. Pippan, Straight- forward comparison of fatigue crack growth under mode II and mode III, *Int J Fatigue* 30 (2008) 1498–1506.
- [10] V. Doquet, Q. H. Bui, G. Bertolino, E. Merhy, L. Alves, 3D shear-mode fatigue crack growth in maraging steel and ti-6al-4v. *International Journal of Fracture*, 165 (2010) 61–76.
- [11] F. Fremy, S. Pommier, M. Poncelet, B. Raka, E. Galenne, S. Courtin, J. C. L. Roux, Load path effect on fatigue crack propagation in I + II + III mixed mode conditions, part 1. *International Journal of Fatigue*, 62 (2014) 104–118.
- [12] J. Tong, R. Yates, M.W. Brown, A model for sliding mode crack closure part I: Theory for pure mode II loading, *Engineering Fracture Mechanics*, 52 (1995) 599-611.
- [13] T. M. Lenkovs'kyi, Influence of the Friction of Crack Faces on the Cyclic Crack-Growth Resistance of 65G Steel Under Mode II Loading, *Mater Sci* 50 (2015) 682-686.
- [14] T. Vojtek, J. Pokluda, P. Šandera, J. Horníková, A. Hohenwarter, R. Pippan, Analysis of fatigue crack propagation under mixed mode II + III in ARMCO iron, *International Journal of Fatigue* 76 (2015) 47-52