



HAL
open science

Analyse des mécanismes d'initiation de fissures en fatigue de contact : approche mésoscopique

Jean-Philippe Noyel, Fabrice Ville, Philippe, Jacquet, Anthony, Gravouil, Christophe Changenet

► To cite this version:

Jean-Philippe Noyel, Fabrice Ville, Philippe, Jacquet, Anthony, Gravouil, Christophe Changenet. Analyse des mécanismes d'initiation de fissures en fatigue de contact : approche mésoscopique. CFM 2015 - 22ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2015, Lyon, France. hal-03446398

HAL Id: hal-03446398

<https://hal.science/hal-03446398>

Submitted on 24 Nov 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.

Analyse des mécanismes d'initiation de fissures en fatigue de contact : approche mésoscopique

J.P. NOYEL^a, F. VILLE^b, P. JACQUET^c, A. GRAVOUIL^d,
C. CHANGENET^e

^a Université de Lyon, ECAM-Lyon, LabECAM; jean-philippe.noyel@ecam.fr.

^b Université de Lyon, CNRS - INSA-Lyon, LaMCoS, UMR 5259 ; fabrice.ville@insa-lyon.fr

^c Université de Lyon, ECAM-Lyon, LabECAM; Arts et Métiers ParisTech Cluny, LaBoMaP, EA 3633; philippe.jacquet@ecam.fr.

^d Université de Lyon, CNRS - INSA-Lyon, LaMCoS, UMR 5259 ;IUF; anthony.gravouil@insa-lyon.fr

^e Université de Lyon, ECAM-Lyon, LabECAM; christophe.changenet@ecam.fr.

Résumé

Les mécanismes d'initiation de fissures en fatigue de contact sont fortement liés à la microstructure du matériau. Cependant, la plupart des modèles utilisés pour prédire la durée de vie en fatigue de contact se situent à l'échelle macroscopique. Un modèle basé sur une représentation de type Voronoi des grains (échelle mésoscopique) est développé afin d'analyser les mécanismes d'initiation. Le concept d'endommagement est appliqué aux joints de grain modélisés par la méthode des zones cohésives (CZM). La représentativité du modèle a été améliorée par la modélisation de l'anisotropie cristalline. Enfin, une nouvelle méthode d'application de l'endommagement aux joints de grain a permis de rendre les résultats plus cohérents en termes d'estimation de la durée de vie.

Abstract

In rolling contact fatigue (RCF), failure mechanisms are known to be very sensitive to material microstructure. Yet, among the different numerical models developed to predict the RCF life, few models use a microstructure representation. A granular cohesive finite element model, with damage applied to grain boundaries, has been developed to investigate failure initiation mechanisms. The initial model has been improved by the implementation of crystal elasticity. Finally, a new approach concerning damage application enables to obtain numerical results closer to experimental observations as regards the RCF life prediction.

Mots clés : fatigue de contact, endommagement, cohésif, microstructure

1. Introduction

La fatigue de contact de roulement est le mode de défaillance prédominant des composants soumis à des pressions de contact répétées tels que les roulements, les engrenages, ou l'ensemble roue rail dans le domaine ferroviaire. Les demandes croissantes en termes de performances et de sévérisation des conditions font de la prédiction de la durée de vie un enjeu industriel majeur. Or, malgré le très grand nombre de travaux effectués sur ce sujet, il n'existe pas de modèle prédictif complet de cette durée de

vie et la compréhension des différents mécanismes de rupture reste un challenge important. Cette difficulté est en particulier liée à la multiplicité des manifestations de la fatigue de contact (écaillage ou microécaillage par exemple) et dans celles des mécanismes à l'origine de ces manifestations (initiation en surface ou en sous couche par exemple) ([1]).

Les modèles développés afin de prédire la durée de vie d'une structure soumise à de la fatigue de contact ([2]) peuvent être classés en deux catégories en fonction de l'approche expérimentale (modèle initial de Lundberg et Palmgren[3]) ou analytique. Différentes méthodes peuvent être utilisées pour l'approche analytique. Ekberg et al.[4] ont appliqué un critère de fatigue (critère de Dang Van) sur les résultats de la théorie de Hertz pour prédire l'initiation en sous couche dans le domaine ferroviaire. Keer et Bryant[5] ont estimé la durée de vie en fatigue de contact en utilisant la mécanique de la rupture et en calculant les facteurs d'intensité de contraintes dans le cas d'une fissure dans un massif soumis à un contact hertzien. Ces deux méthodes sont limitées respectivement à la phase d'initiation ou à la phase de propagation de la fissure. Elles peuvent être cumulées pour obtenir une estimation de la durée de vie totale de la structure. ([6]). Enfin, on assiste actuellement au développement de la méthode des éléments finis étendue (X-FEM) pour simuler la propagation de fissures ([7]). Cette méthode a été associée à un critère d'initiation (Dang Van) pour obtenir une prédiction complète du comportement en fretting ([8]).

La plupart des modèles analytiques développés jusqu'à présent sont basés sur une approche macroscopique. Or la microstructure du matériau joue un rôle prépondérant dans l'initiation des fissures en fatigue (Sangid[9]). De plus, la fatigue de contact se manifeste par de nombreux changements micro structuraux (Voskamp[10]). Afin de mieux comprendre les mécanismes d'initiation, quelques modèles ont récemment été développés à une échelle inférieure à l'échelle macroscopique. Sangid et al.[11] ont utilisé une approche basée sur le mouvement des dislocations et l'énergie associée aux bandes de cisaillement pour prédire l'initiation de fissures dans les matériaux polycristallins. Alley et Neu[12] ont analysé l'influence du taux d'austénite résiduelle sur la tenue en fatigue de contact avec un modèle de plasticité cristalline. Jalalahmadi et Sadeghi[13], ont utilisé une discrétisation de type Voronoï pour représenter la microstructure du matériau.

Le modèle présenté dans ce papier se focalise sur les mécanismes d'initiation de fissures en fatigue de contact à l'échelle granulaire. Il doit permettre (i) de comprendre l'influence de différents paramètres tels que ceux liés à l'environnement et aux conditions de contact ou ceux liés au matériau lui-même (type de matériau, microstructure, traitements de surface, ...) sur ces mécanismes, et (ii) d'être prédictif quant à la durée de vie jusqu'à l'initiation. Il pourra à terme être couplé à d'autres méthodes pour la phase de propagation. La particularité de ce modèle consiste à appliquer la mécanique de l'endommagement ([14]) à l'échelle des grains (échelle mésoscopique). Cet endommagement est plus précisément appliqué sur les joints de grain qui sont modélisés par la méthode des zones cohésives (CZM). De nombreux modèles ont été développés en insérant des éléments cohésifs entre chaque élément solide ([15]). Ici, les zones cohésives sont insérées entre chaque grain du polycristal.

Ce papier constitue une synthèse sur la première phase de développement du modèle. La première partie de l'exposé porte sur la présentation du modèle initial (modèle 2D déformations planes développé sous le logiciel commercial ANSYS) et sur les premiers résultats obtenus. La seconde partie se focalise sur deux modifications apportées à ce premier modèle : (i) modélisation des grains et prise en compte de l'anisotropie cristalline ; (ii) modélisation des joints de grain et méthode d'application de l'endommagement sur les caractéristiques mécaniques des éléments cohésifs associés à ces joints.

2. Présentation du modèle initial

2.1. Modélisation du contact roulant

La méthode mise en œuvre pour modéliser un cycle de charge est identique à celle utilisée lors de nombreux travaux sur la modélisation en fatigue de contact ([5],[16], [17]). Elle consiste à déplacer une charge (pression) sur la face supérieure du modèle depuis sa position initiale jusqu'à sa position finale (Figure 1). Cette distribution de pression (éq. 1) est appelée pression de Hertz et est caractérisée par la valeur maximum de la pression P_0 , et la demi-largeur de contact a . Elle pourra être modifiée par la suite pour tenir compte des conditions réelles de contact. Les valeurs utilisées dans cet article sont : $P_0 = 3,5 \text{ GPa}$ et $a = 200 \text{ }\mu\text{m}$.

$$P(x) = P_0 \sqrt{1 - (x/a)^2} \quad \text{éq. 1}$$

En ce qui concerne la représentation de la microstructure du matériau, une discrétisation de type Voronoï est utilisée pour représenter les différents grains. Ce type de discrétisation est fréquemment utilisé pour représenter la microstructure des matériaux ([18], [19]). La dimension de la géométrie complète doit être suffisamment importante pour que les conditions aux limites appliquées sur le modèle ne modifient pas l'état de contrainte sous la charge de contact. Afin d'optimiser les temps de calcul, la représentation granulaire n'est effectuée que sous cette charge de contact (Figure 1). Le comportement mécanique de chaque grain est supposé linéaire élastique isotrope dans ce paragraphe.

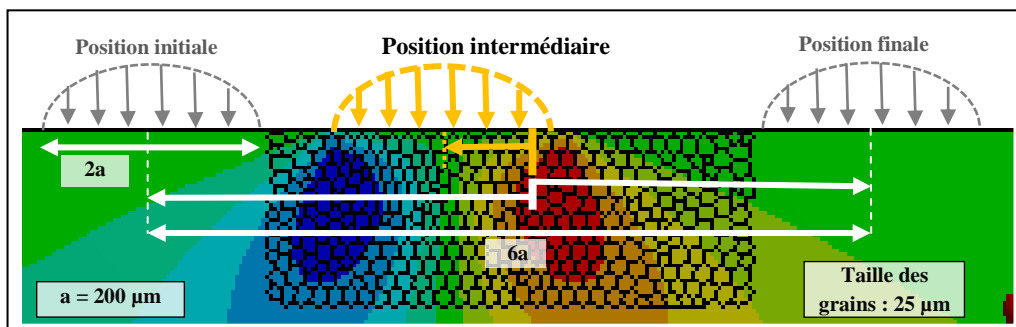


Figure 1: Modélisation d'un cycle de contact

La position de la pression de Hertz est définie par un paramètre adimensionnel appelé **time**. La valeur de ce paramètre est égale à 0 pour la position initiale et est égale à 1 pour la position finale, ceci pour **la première simulation du passage de la charge. Pour simuler l'endommagement progressif de la structure, plusieurs simulations sont effectuées. Lors de la deuxième simulation, la variable time évoluera entre 1 (position initiale de la pression de Hertz) et 2 (position finale) et ainsi de suite.**

L'utilisation d'une modélisation macroscopique de la charge de contact (pression de Hertz) dans un modèle mésoscopique (représentation granulaire de la structure) est justifiée par le nombre de grains important (16) sous cette charge.

2.2. Modélisation des joints de grains par des zones cohésives

L'hypothèse utilisée dans ce travail est une initiation intergranulaire de la rupture due à un endommagement progressif des joints de grain. Une méthode naturelle permettant la modélisation de ces joints de grain est la méthode des zones cohésives ([20], [21]). Pour cela, des éléments cohésifs (Figure 2) sont insérés le long de chaque joint de grain.

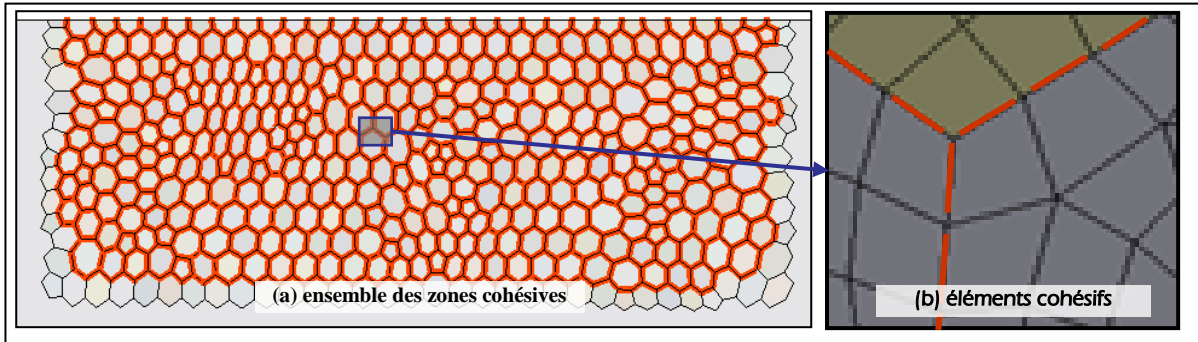


Figure 2 : Visualisation de la répartition des éléments cohésifs (représentés en rouge)

La loi cohésive utilisée dans ce modèle est une loi linéaire (Figure 3 et éq. 2), aussi bien pour le comportement normal, que pour le comportement tangentiel. Cette loi cohésive est donc caractérisée par une raideur normale K_n et une raideur tangentielle K_t .

$$\sigma = K_n \times u_n \quad \tau = K_t \times u_t \quad \text{éq. 2}$$

L'influence des raideurs cohésives sur le comportement du modèle, et l'apparition de singularités numériques aux jonctions triples entre les grains ont été développées dans un article précédent ([22]).

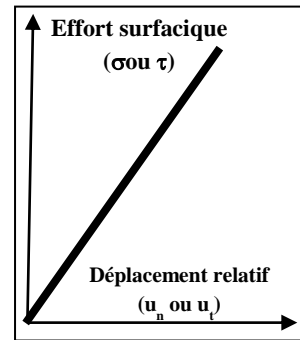


Figure 3 : loi cohésive

2.3. Application du concept d'endommagement

Le concept d'endommagement tel que défini par Kachanov[23] et décrit notamment par Lemaitre et al. [14] est utilisé pour décrire la détérioration progressive de la structure. La mécanique de l'endommagement consiste à représenter une structure endommagée contenant des discontinuités géométriques (micro-fissures et cavités) par une structure continue (Figure 4). Dans le cas de la traction uniaxiale, l'endommagement est caractérisé par une variable notée D , qui s'applique directement sur le module d'Young du matériau (éq. 3).

$$\sigma = (1 - D) \times E \times \varepsilon \quad \text{éq. 3}$$

L'application de la mécanique de l'endommagement aux joints de grain consiste donc à remplacer les micro-discontinuités le long d'un joint de grain par un joint continu mais endommagé (Figure 5). Ces micro-discontinuités peuvent correspondre à des fissures (échelle inférieure aux grains) ou à des accumulations de dislocations.

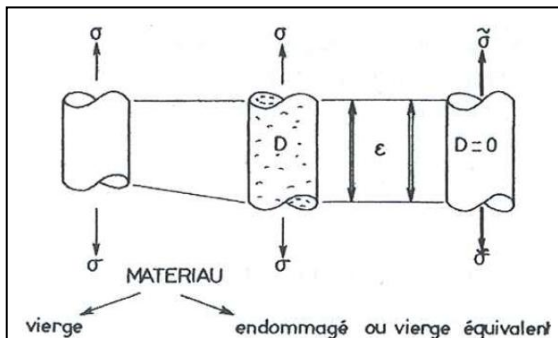


Figure 4 : endommagement en traction 1D (d'après [24])

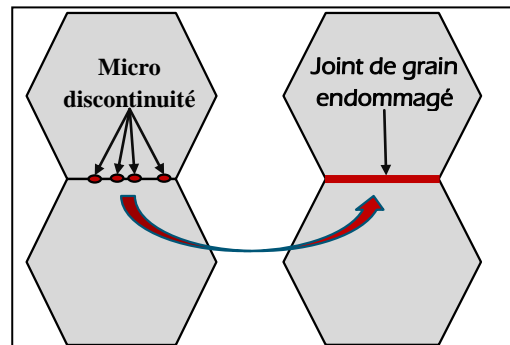


Figure 5 : endommagement appliqué aux joints de grain

Du fait de l'état de contrainte compressif sous la pression de Hertz (trois contraintes principales négatives), on fait l'hypothèse d'une fissuration du joint de grain en cisaillement. Par analogie avec la traction uniaxiale (éq. 3), l'endommagement est alors appliqué sur la raideur tangentielle des éléments cohésifs (éq. 4).

$$K_t = K_{t0} \times (1 - D) \quad \text{éq. 4}$$

Pour chaque joint de grainet après chaque simulation du passage de la charge, le critère utilisé pour calculer l'évolution de l'endommagement est l'amplitude de la variation de la valeur **moyenne** du cisaillement intergranulaire (ISS) le long de ce joint de grain. Cette amplitude est notée $\Delta\tau$ (Figure 6).

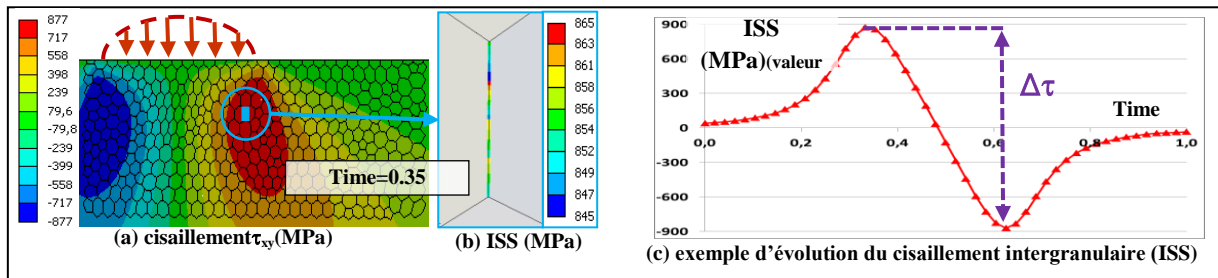


Figure 6: illustration du calcul du critère d'endommagement

La loi d'endommagement implémentée dans le modèle (éq. 5) est une loi de type Kachanov. La variable N correspond au nombre de cycle. Les paramètres matériaux ($m=10,1$; $\sigma_r=6113$ MPa) sont ceux définis et utilisés par Jalalahmadi et Sadeghi[13]. Ils ont été déterminés à partir d'essais de fatigue en torsion.

$$\frac{dD}{dN} = \left[\frac{\Delta\tau}{\sigma_r(1-D)} \right]^m \quad \text{éq. 5}$$

2.4. Modélisation des cycles de fatigue

La durée de vie des pièces en fatigue de contact peut atteindre des nombres de cycles très importants (plusieurs millions). Il n'est donc pas envisageable de simuler la totalité des cycles de charge. La méthode utilisée pour diminuer le nombre de simulations est celle mise en œuvre par exemple par Rajeet al. [25] et est basée sur la démarche appelée « jump in cycles » décrite par Lemaitre et Desmorat[14].

Il s'agit en fait d'une méthode par palier. Chaque simulation éléments finis (FEA) d'un passage de la charge correspond à un certain nombre de cycles réels. Pendant chaque palier, l'endommagement est donc considéré comme constant. Le nombre de cycle correspondant à une simulation éléments finis est contrôlé par la variable ΔD . Cette variable, correspond à la variation maximum d'endommagement entre deux simulations éléments finis. Sa valeur est fixée à $\Delta D=0,1$. On distinguera donc le nombre de cycles réels subis par la structure, du nombre de simulation éléments finis de passage de charge. L'implémentation de cette méthode dans le modèle a été présentée précédemment [22]. Le principe de simulation est synthétisé sur la Figure 7.

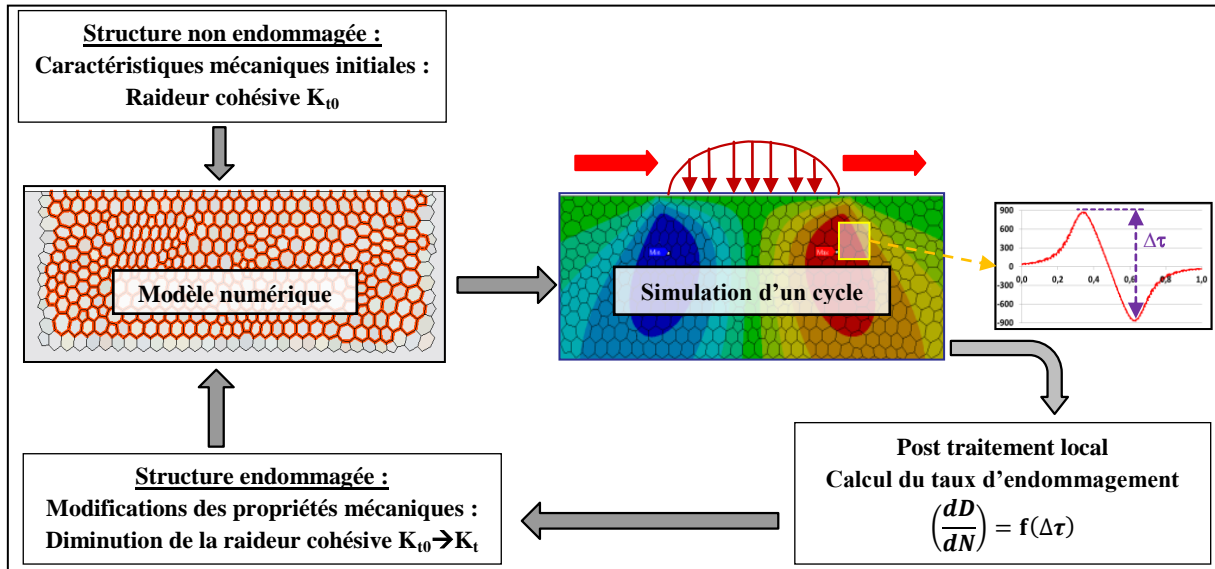


Figure 7 : Synthèse du principe de simulation

2.5. Résultats : localisation des micro-cracks et durée de vie

Lorsque l'endommagement associé à un joint de grain atteint la valeur 1, ce joint est alors considéré comme une micro-fissure, ou micro-crack. Ces micro-cracks sont représentés en rouge sur la Figure 8.

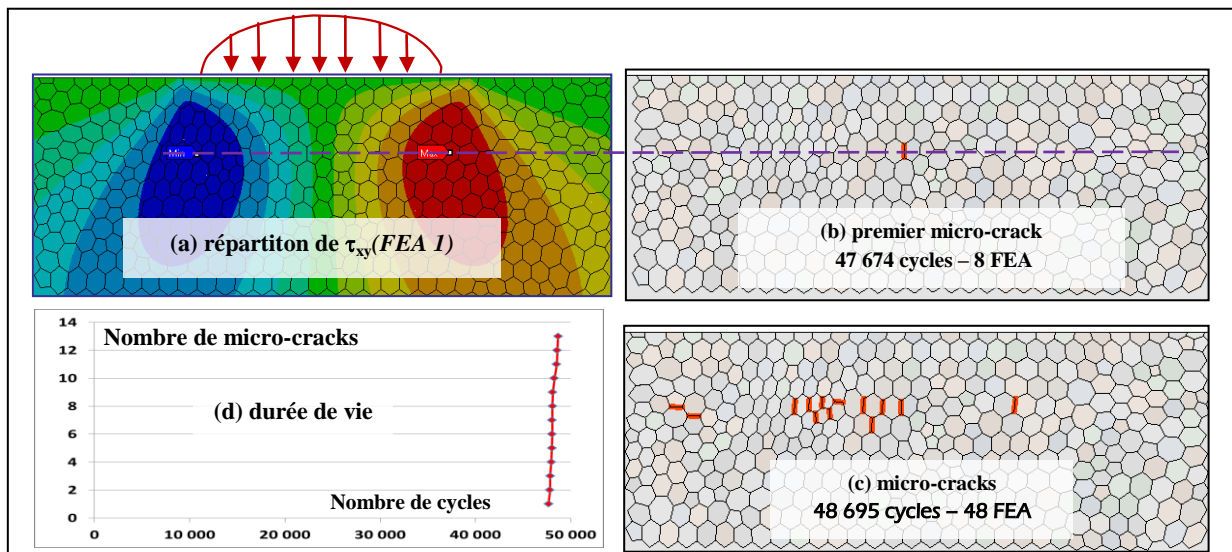


Figure 8 : apparition des micro-cracks.

Les résultats représentés sur la Figure 8b et la Figure 8c montrent que tous les micro-cracks sont localisés à la même profondeur. Cette profondeur correspond à la position de la valeur maximum du cisaillement orthogonal τ_{xy} . Ce premier résultat concernant la localisation des micro-cracks est en accord avec les résultats expérimentaux (observations de Longching et al. [26], et de Qing et al. [27]). Les différents micro-cracks apparaissent sans coalescence entre eux, et pour des nombres de cycles très proches (Figure 8d).

3. Amélioration de la modélisation initiale

Ce paragraphe décrit les modifications apportées à la modélisation des grains, et au modèle d'endommagement appliqué aux joints de grain.

3.1. Modélisation anisotrope des grains

3.1.1. Comportement du monocristal : élasticité cubique

À l'échelle du grain, le comportement mécanique d'un matériau polycristallin peut plus être considéré comme isotrope. Afin d'analyser l'influence de l'anisotropie cristalline, on considère une structure constituée de cristaux (grains) de ferrite. Un modèle de type élasticité cubique (éq. 6) est utilisé pour modéliser le comportement mécanique de ce type de monocristal (structure cubique centrée).

Les constantes définies par Courtney [28](Table 1) sont utilisées pour modéliser la ferrite.

C_{11}	C_{12}	C_{44}
237 GPa	141 GPa	116 GPa

Table 1 : constantes caractéristiques de la ferrite

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{bmatrix} \times \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} = 2\varepsilon_{yz} \\ \gamma_{xz} = 2\varepsilon_{xz} \\ \gamma_{xy} = 2\varepsilon_{xy} \end{pmatrix} \quad \text{éq. 6}$$

3.1.2. Analyse du comportement d'un volume élémentaire représentatif

Le modèle choisi (et ses paramètres associés) pour le comportement du monocristal, doit être représentatif du comportement du polycristal à l'échelle macroscopique. Un agrégat composé d'un nombre suffisamment grand de cristaux orientés aléatoirement (sans texture) doit présenter à l'échelle macroscopique un comportement élastique isotrope. Pour vérifier cela, on étudie le comportement macroscopique d'un agrégat appelé volume élémentaire représentatif (VER).

Le comportement macroscopique du VER a été déterminé à partir de deux modèles, un modèle 2D et un modèle 3D. Les conditions aux limites appliquées sur ces modèles (Figure 9a) correspondent à une sollicitation macroscopique de type traction uniaxiale. L'orientation de chaque grain est définie aléatoirement. La taille des modèles est caractérisée par le paramètre adimensionnel λ , défini comme le rapport entre la longueur L du VER, et la taille des grains.

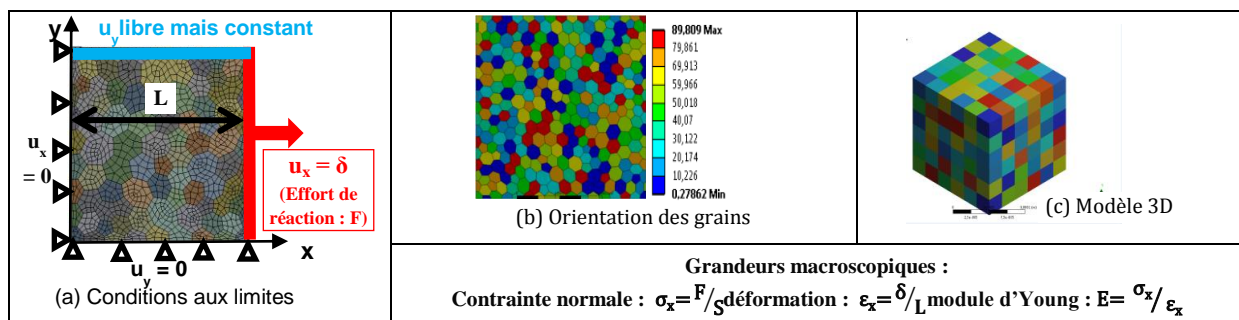


Figure 9 : Volume élémentaire représentatif

Pour chaque taille du VER, 10 simulations sont effectuées avec une orientation aléatoire différente à chaque fois. L'influence de la taille du VER est décrite sur la Figure 10. Une diminution de la dispersion des résultats est constatée lorsque la taille du VER augmente. Enfin, la valeur moyenne, (207,5GPa dans le cas d'un VER de taille $\lambda = 12$) est bien représentative du module d'Young d'un acier.

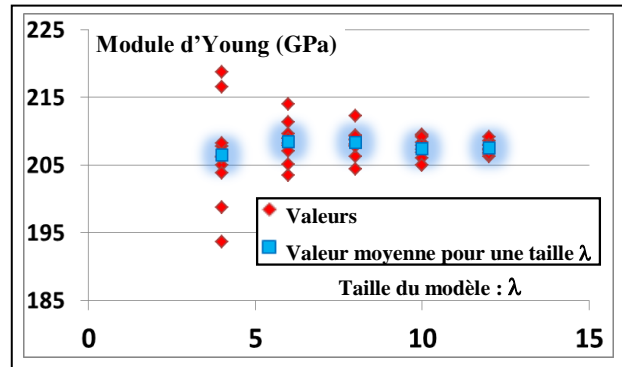


Figure 10: Module d'Young du VER 3D

3.1.3. Application au modèle de fatigue de contact

Le modèle de comportement d'élasticité cubique défini précédemment est appliqué à la zone granulaire du modèle présenté au paragraphe précédent. Le comportement de la zone non granulaire reste isotrope.

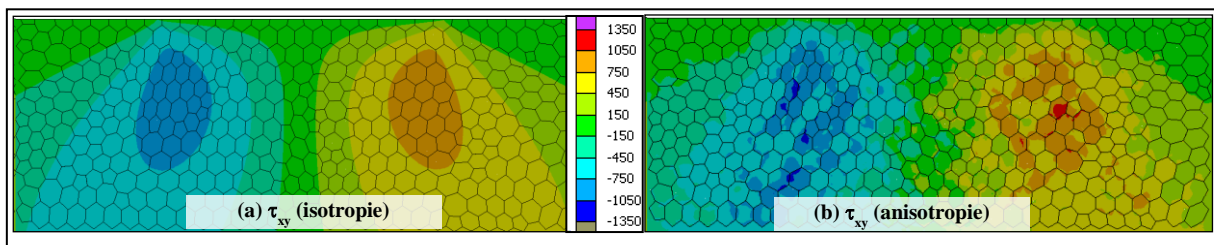


Figure 11 : Influence de l'anisotropie sur la répartition du cisaillement : τ_{xy} (MPa) (FEA 1 : modèle non endommagé)

L'anisotropie engendre une irrégularité dans la distribution des contraintes et augmente fortement leur valeur, en particulier le long des joints de grain et aux jonctions triples (Figure 11). Les valeurs maximales de ces contraintes sont fortement dépendantes de la taille du maillage. L'influence de la taille du maillage (caractérisée par le nombre d'éléments le long de chaque joint de grain) est illustrée sur la Figure 12. Les courbes de la Figure 12b montrent qu'une diminution de la taille du maillage ne permet pas de rendre les valeurs maximales du cisaillement indépendantes de ce maillage. La modélisation de grains anisotropes ayant chacun une orientation différente engendre une singularité du champ de contrainte aux jonctions entre trois grains.

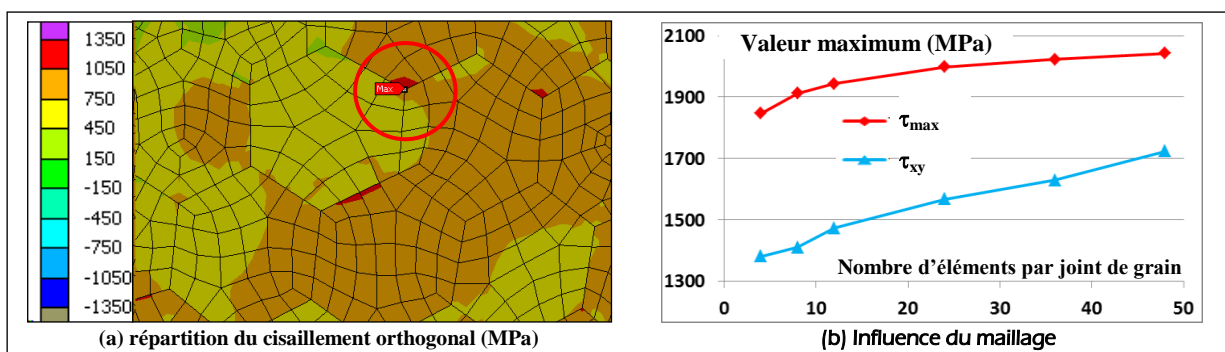


Figure 12 : Influence du maillage sur les maximums de contraintes

Cependant, le critère d'endommagement est évalué à partir du cisaillement intergranulaire (Figure 6c) et non à partir du cisaillement dans les grains. La Figure 13 représente l'influence du maillage sur l'évolution de ce cisaillement intergranulaire pour un joint de grain donné et pour une position donnée de la pression de Hertz.

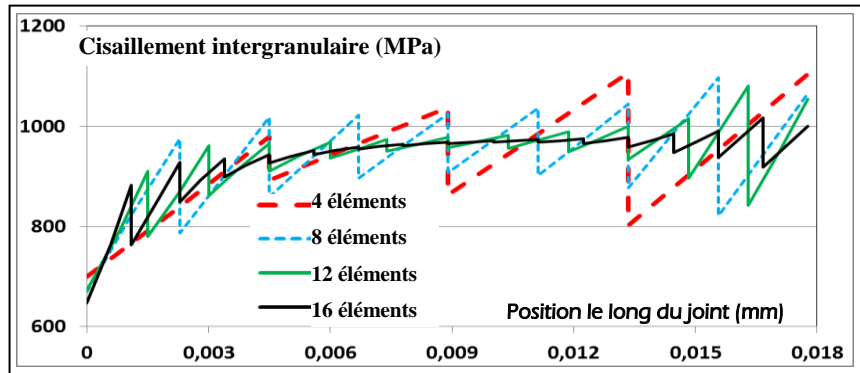


Figure 13 : Influence du maillage sur le cisaillement intergranulaire

La diminution de la taille du maillage permet de diminuer fortement les discontinuités uniquement au centre du joint de grain ; ces discontinuités sont présentes au niveau des jonctions triples quelle que soit la taille de ce maillage. Par contre, la valeur moyenne du cisaillement intergranulaire le long du joint de grain est très faiblement dépendante du maillage (Table 2). Cette grandeur peut donc toujours être utilisée comme critère d'endommagement.

Taille du maillage: nombre d'éléments le long du joint	4	8	12	16
Cisaillement intergranulaire moyen (MPa)	935,7	937,5	938,1	937,1

Table 2: Influence de la taille du maillage sur la valeur moyenne du cisaillement intergranulaire

L'influence de l'anisotropie sur l'initiation de fissures est illustrée sur la Figure 14. Les résultats présentés dans le cas d'un modèle anisotrope ont été obtenus pour deux distributions différentes de l'orientation des grains. Sur cette figure, la ligne en pointillé représente la position du cisaillement orthogonal maximum (cas isotrope).

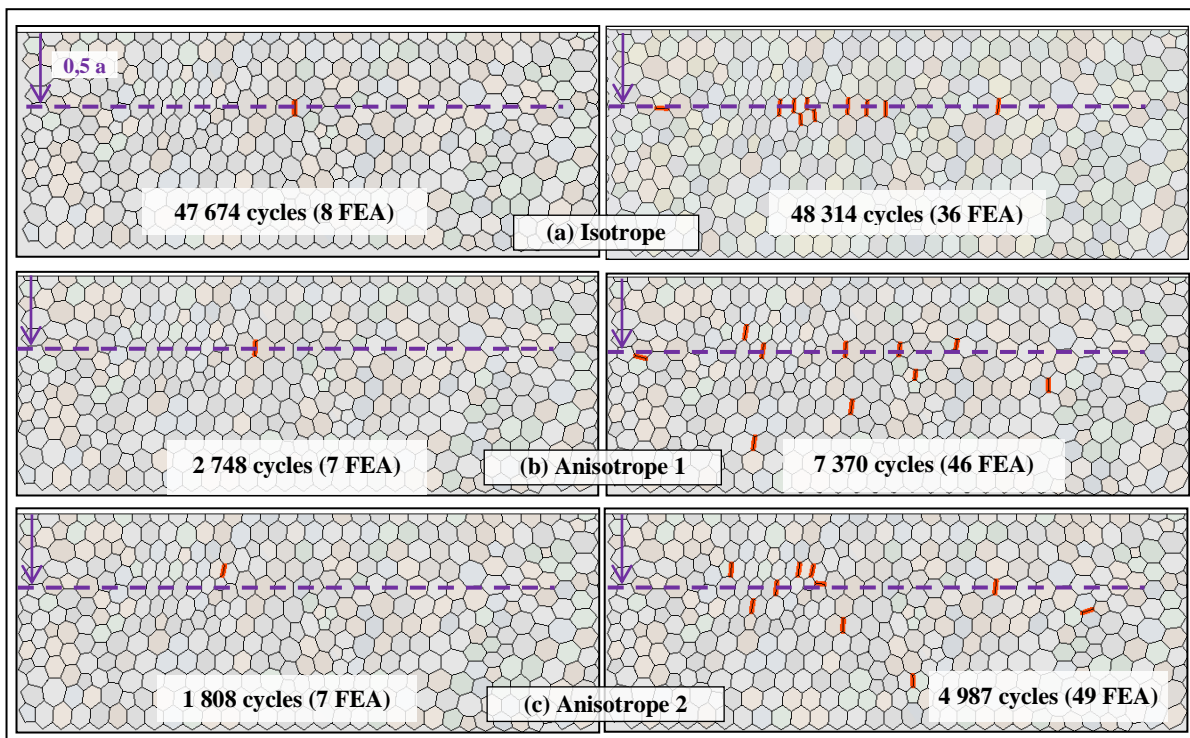


Figure 14 : apparition des micro fissures

La zone d'apparition des premiers micro-cracks est plus étendue dans le cas anisotrope. Dans les trois cas, les premiers micro-cracks correspondent à des joints de grain orientés selon l'axe x (axe horizontal) ou l'axe y (axe vertical) ; le cisaillement intergranulaire est donc à peu près égal au cisaillement orthogonal τ_{xy} pour ces joints. L'anisotropie modifiant la distribution du cisaillement orthogonal (Figure 11), elle modifie donc de la même façon la localisation des premiers micro-cracks.

3.2. Modification de l'endommagement

Par similitude avec l'application au cas de la mécanique des solides (éq. 3), l'endommagement a été initialement appliqué directement sur la raideur tangentielle des éléments cohésifs (EC) (éq. 4). L'influence de cette raideur sur le cisaillement intergranulaire est illustrée sur la Figure 15 ([22]). Cette courbe permet d'illustrer la très faible influence de l'endommagement sur le cisaillement transmis. Par exemple, le cisaillement transmis par un joint de grain endommagé à 99% est très proche (93%) de celui transmis par le même joint non endommagé.

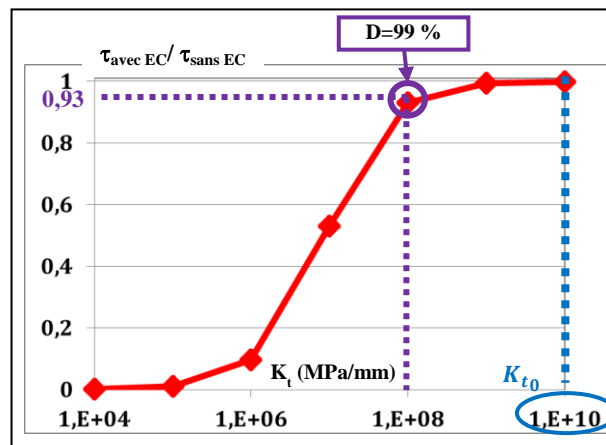


Figure 15 : Influence de la raideur cohésive sur le cisaillement et conséquence sur l'application de l'endommagement

Afin de rendre le cisaillement intergranulaire plus dépendant de l'endommagement, celui-ci est toujours appliqué sur la raideur tangentielle, mais avec une formulation permettant d'avoir un impact direct sur le cisaillement intergranulaire (éq. 7) ([22]) ; τ représente le cisaillement transmis par un joint endommagé, et τ_0 le cisaillement transmis par un joint non endommagé. Dans la suite de ce travail, la formulation initiale (éq. 4) sera appelée « endommagement appliqué sur la raideur », et cette nouvelle formulation (éq. 7) sera appelée « endommagement appliqué sur le cisaillement ».

$$K_t = f(K_{t_0}, D) \Leftrightarrow \tau = (1 - D) \times \tau_0 \quad \text{éq. 7}$$

La distribution des micro-cracks obtenue avec cette méthode d'application de l'endommagement est illustrée sur la Figure 16. Cette méthode se traduit par une coalescence entre les différents micro-cracks.

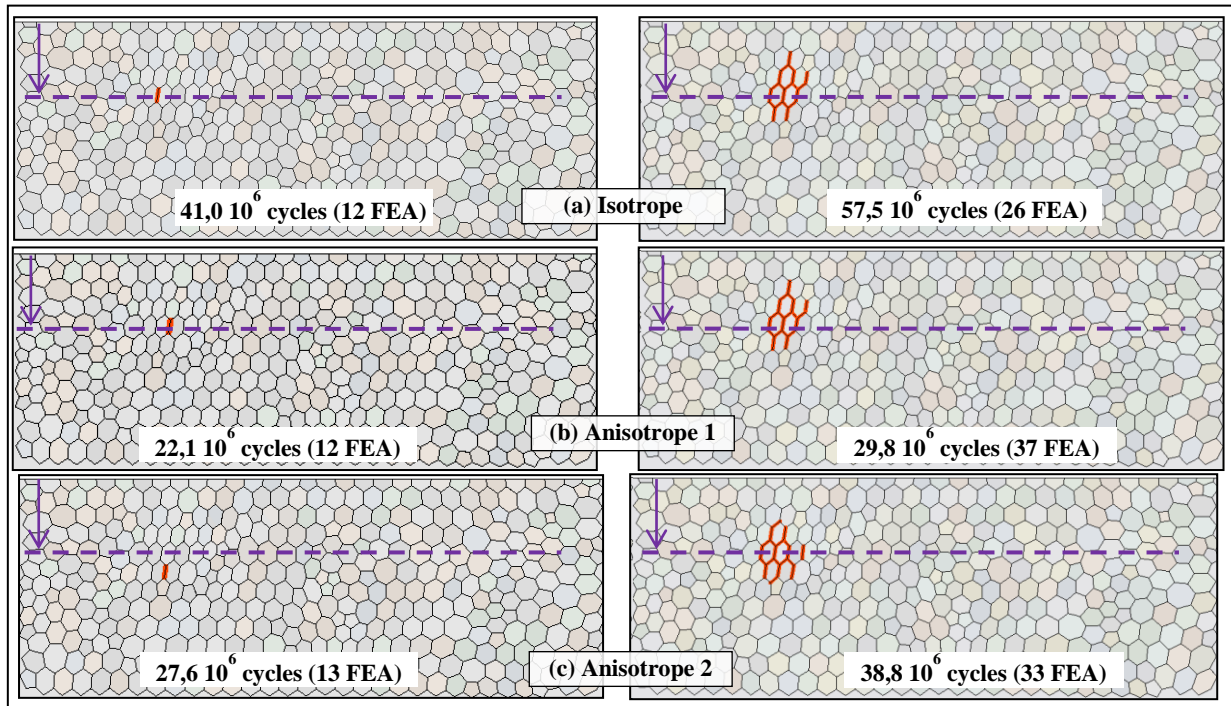


Figure 16 :endommagement appliqué sur le cisaillement

Cette méthode engendre également une augmentation de la durée de vie estimée (Figure 17b) par rapport à la méthode initiale (Figure 17a). Il est difficile de comparer ces résultats numériques à des résultats expérimentaux, car ces derniers dépendent de nombreux paramètres tels que l'état de surface, la présence d'inclusions, ... ([29]). Cependant, les résultats obtenus avec cette méthode sont comparables en ordre de grandeur aux résultats expérimentaux ([29]).

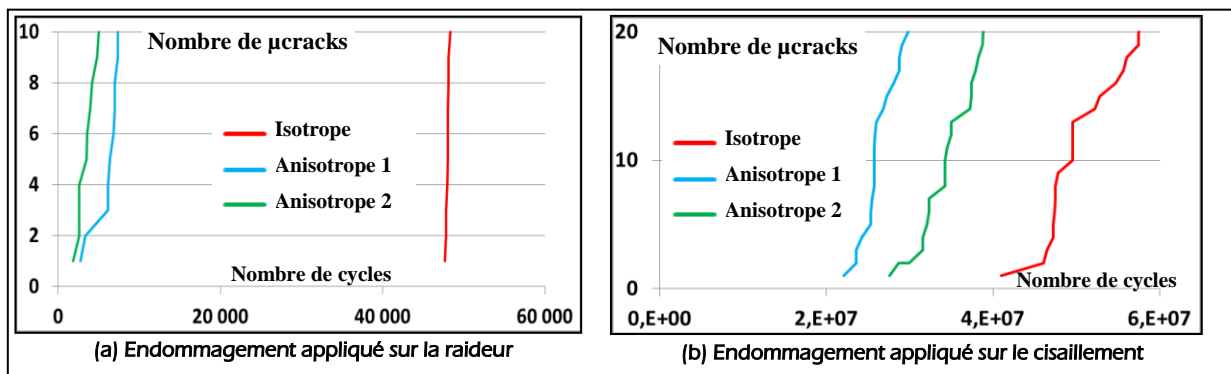


Figure 17 :Influence de l'anisotropie sur la durée de vie

4. Conclusion

L'objectif de cette étude est l'analyse, à l'échelle granulaire, des mécanismes d'initiation de fissures en fatigue de contact. Le modèle initial a validé l'approche proposée par l'obtention de résultats (localisation des premiers micro-cracks) en accord avec les observations expérimentales. L'introduction d'un comportement anisotrope a ensuite augmenté la représentativité du modèle quant au comportement mécanique local au niveau des grains. Enfin, la modification de la méthode d'application de l'endommagement aux joints de grain a permis (i) de modifier la distribution des premiers micro-cracks (coalescence entre micro-cracks) et (ii) d'obtenir une estimation de la durée de vie en meilleur accord avec les résultats expérimentaux.

Références

- [1] A. V Olver, "The Mechanism of Rolling Contact Fatigue: An Update," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J.J. Eng. Tribol.*, vol. 219, no. 5, pp. 313–330, Jun. 2005.
- [2] F. Sadeghi, B. Jalalahmadi, T. S. Slack, N. Rajee, and N. K. Arakere, "A Review of Rolling Contact Fatigue," *J. Tribol.*, vol. 131, no. 4, p. 041403, 2009.
- [3] G. Lundberg and A. Palmgren, "Dynamic Capacity of Roller Bearings," *Acta Polytech. Scand. Mech. Eng. Ser.*, vol. 1, no. 3, pp. 1–52, 1947.
- [4] A. Ekberg, E. Kabo, and H. Andersson, "An engineering model for prediction of rolling contact fatigue of railway wheels," *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 25, no. 10, pp. 899–910, 2002.
- [5] L. M. Keer and M. D. Bryant, "A Pitting Model for Rolling Contact Fatigue," *J. Lubr. Technol.*, vol. 105, no. 2, pp. 198–205, 1983.
- [6] R. S. Zhou, H. S. Cheng, and T. Mura, "Micropitting in Rolling and Sliding Contact Under Mixed Lubrication," *J. Tribol.*, vol. 111, no. 4, p. 605, 1989.
- [7] B. Trollé, M.-C. Baietto, A. Gravouil, S. H. Mai, and B. Prabel, "2D fatigue crack propagation in rails taking into account actual plastic stresses," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 123, pp. 163–181, Jun. 2014.
- [8] E. Pierres, M.-C. Baietto, and A. Gravouil, "Experimental and numerical analysis of fretting crack formation based on 3D X-FEM frictional contact fatigue crack model," *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 339, no. 7–8, pp. 532–551, Jul. 2011.
- [9] M. D. Sangid, "The physics of fatigue crack initiation," *Int. J. Fatigue*, vol. 57, pp. 58–72, 2013.
- [10] A. P. Voskamp, "Material Response to Rolling Contact Loading," *J. Tribol.*, vol. 107, no. 3, pp. 359–364, 1985.
- [11] M. D. Sangid, H. J. Maier, and H. Sehitoglu, "The role of grain boundaries on fatigue crack initiation - An energy approach," *Int. J. Plast.*, vol. 27, no. 5, pp. 801–821, 2011.
- [12] E. S. Alley and R. W. Neu, "Microstructure-sensitive modeling of rolling contact fatigue," *Int. J. Fatigue*, vol. 32, no. 5, pp. 841–850, May 2010.
- [13] B. Jalalahmadi and F. Sadeghi, "A Voronoi Finite Element Study of Fatigue Life Scatter in Rolling Contacts," *J. Tribol.*, vol. 131, no. 2, p. 022203, 2009.
- [14] J. Lemaitre and R. Desmorat, *Engineering Damage Mechanics*. Springer, 2005.
- [15] N. Blal, L. Daridon, Y. Monerie, and S. Pagano, "Artificial compliance inherent to the intrinsic cohesive zone models: criteria and application to planar meshes," *Int. J. Fract.*, vol. 178, no. 1–2, pp. 71–83, Jun. 2012.
- [16] V. Bhargava, G. T. Hahn, and C. A. Rubin, "Rolling Contact Deformation , Etching Effects , and Failure of High-Strength Bearing Steel," *Metall. Trans. A*, vol. 21, no. A, pp. 1921–1931, 1990.

- [17] D. Canadinc, H. Sehitoglu, and K. Verzal, "Analysis of surface crack growth under rolling contact fatigue," *Int. J. Fatigue*, vol. 30, no. 9, pp. 1678–1689, Sep. 2008.
- [18] D. H. Warner and J. F. Molinari, "Micromechanical finite element modeling of compressive fracture in confined alumina ceramic," *Acta Mater.*, vol. 54, no. 19, pp. 5135–5145, Nov. 2006.
- [19] N. Weinzapfel and F. Sadeghi, "Numerical modeling of sub-surface initiated spalling in rolling contacts," *Tribol. Int.*, pp. 1–12, Mar. 2012.
- [20] X.-P. Xu and a. Needleman, "Numerical simulations of fast crack growth in brittle solids," *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 42, no. 9, pp. 1397–1434, Sep. 1994.
- [21] O. Nguyen, E. A. Repetto, M. Ortiz, and R. A. Radovitzky, "A cohesive Model of fatigue crack growth," *Int. J. Fract.*, vol. 110, pp. 351–359, 2001.
- [22] J. P. Noyel, F. Ville, P. Jacquet, and A. Gravouil, "Development of a granular cohesive model for Rolling Contact Fatigue analysis: influence of numerical parameters," in *International gear conference 2014*, 2014, pp. 814–824.
- [23] L. Kachanov, *Introduction to continuum damage mechanics*. Martinus Nijhoff publishers, 1986.
- [24] J. Lemaitre, J. L. Chaboche, A. Benallal, and R. Desmorat, *mécanique des matériaux solides*, 3e édition. Dunod, 2009.
- [25] N. Raje, F. Sadeghi, and R. G. Rateick, "A Statistical Damage Mechanics Model for Subsurface Initiated Spalling in Rolling Contacts," *J. Tribol.*, vol. 130, no. 4, p. 042201, 2008.
- [26] C. Longching, C. Qing, and S. Eryu, "Study on initiation and propagation angles of subsurface cracks in GCr15 bearing steel under rolling contact," *Wear*, vol. 133, pp. 205–218, 1989.
- [27] C. Qing, S. Eryu, Z. Dongmei, G. Juwen, and Z. Fan, "Measurement of the critical size of inclusions initiating contact fatigue cracks and its application in bearing steel," *Wear*, vol. 147, pp. 285–294, 1991.
- [28] T. H. Courtney, *mechanical behavior of materials*, Second edi. McGraw Hill, 1990.
- [29] D. Nélias, M. L. Dumont, F. Champiot, A. Vincent, D. Girodin, R. Fougères, and L. Flamand, "Role of Inclusions , Surface Roughness and Operating Conditions on Rolling Contact Fatigue," *J. Tribol.*, vol. 121, no. 2, pp. 240–251, 1999.