

# Approche non-locale pour la prédiction de durée de vie en fretting-fatigue

G. Rousseau<sup>1,2</sup>, C. Montebello<sup>2</sup>, Y. Guilhem<sup>1</sup>, S. Pommier<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire de Mécanique et Technologie (LMT), ENS Paris-Saclay/CNRS/Université Paris-Saclay

<sup>2</sup> Safran Aircraft Engines, Villaroche

**Résumé** — Cette approche consiste à représenter le champ de vitesses, dans un repère attaché au front de contact, par un jeu de facteurs d'intensité, utilisés comme degrés de libertés non-locaux du problème, et de champs de référence, définissant la distribution spatiale du champ de vitesses autour du front de contact. Des critères utilisant ces facteurs d'intensité sont ensuite proposés pour prévoir la durée de vie en fatigue et ceux-ci sont comparés aux durées de vie observées expérimentalement.

**Mots clés** — Fretting-fatigue, Non-local, Durée de vie, Modèle réduit.

## 1 Introduction

Le fretting-fatigue est un phénomène complexe qui apparaît au niveau de la surface de contact de deux matériaux pressés l'un contre l'autre et soumis à des micro-déplacements. Dans cette configuration, des dommages peuvent apparaître au niveau de la frontière entre la zone en glissement partiel et la zone « collée », l'interface entre ces deux zones présentant une concentration de contraintes particulièrement sévère et subissant localement des états de contraintes multiraciaux, non-proportionnels et avec de forts gradients.

La prévision du risque d'amorçage de fissures et de la durée de vie des assemblages subissant des sollicitations de fretting-fatigue ne peut s'appuyer sur les modèles de fatigue usuels qui montrent leurs limites pour les problèmes présentant de forts gradients de contraintes.

Pour aborder ces difficultés, une approche incrémentale est proposée afin de pouvoir traiter l'effet des chargements multiaxiaux et variables en temps et en espace. Celle-ci est formulée dans un cadre non-local, construit sur-mesure pour traiter la situation d'un front de contact en glissement partiel.

Utiliser une approche non-locale permet de rationaliser les durées de vie expérimentales provenant d'essais de fretting-fatigue obtenus avec des contacts cylindre-plan, obtenues en utilisant des cylindres de rayon différents, et donc induisant des gradients différents avec les mêmes niveaux de contraintes en surface. Il devient alors possible d'utiliser les résultats obtenus en laboratoire sur une géométrie de contact donnée pour prévoir la durée de vie de composants industriels de géométries de contact diverses.

## 2 Modélisation du champ de vitesses

Une approche non-locale a été mise en place pour traiter les problèmes de fretting-fatigue. La modélisation proposée ci-dessous est une extension de la modélisation 2D mise en place par Montebello [1]. Cette approche s'appuie sur deux idées : (i) la similitude entre les champs mécaniques en bord de contact et ceux à l'extrémité d'une fissure [2, 3] lorsque la dimension de la zone de glissement partiel est négligeable ; (ii) une description enrichie des champs en pointe de fissure basée sur des champs de référence qui a été utilisée pour modéliser le comportement élasto-plastique cyclique en utilisant un ensemble d'équations simples utilisant ces facteurs d'intensité comme variables non-locales [4, 5].

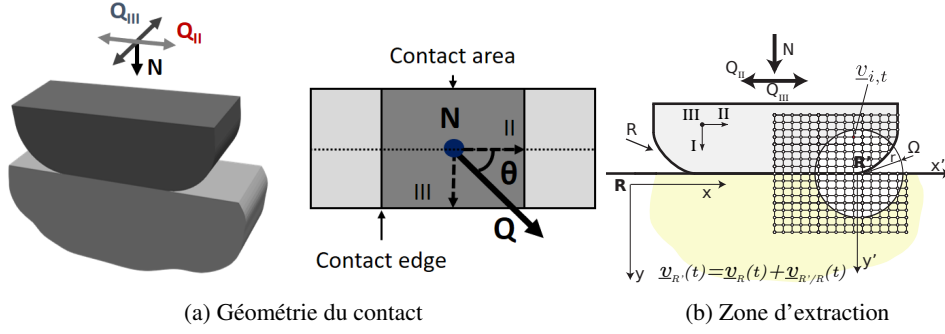


FIGURE 1 – Modèle EF et zone d'intérêt

## 2.1 Approximation du champ de vitesses

En utilisant les travaux de Montebello [1], enrichis afin de prendre en compte les déplacements hors plan, le champ de vitesses proche du front de contact (Fig. 1b) peut s'approximer par :

$$\underline{v}(\underline{P}, t)_R \simeq \underbrace{\dot{I}_I(t)\underline{\phi}_I(\underline{P}) + \dot{I}_{II}(t)\underline{\phi}_{II}(\underline{P}) + \dot{I}_{III}(t)\underline{\phi}_{III}(\underline{P})}_{\underline{v}_e} + \underbrace{\dot{I}_{II}^c(t)\underline{\phi}_{II}^c(\underline{P}) + \dot{I}_{III}^c(t)\underline{\phi}_{III}^c(\underline{P})}_{\underline{v}_c} \quad (1)$$

La partie élastique  $\underline{v}_e$  permet de modéliser le contact totalement adhérent. Les champs de référence  $\underline{\phi}_I$ ,  $\underline{\phi}_{II}$  et  $\underline{\phi}_{III}$  sont les champs résultants respectivement d'une variation de l'effort normal  $N$ , tangentiel dans le plan  $Q_{II}$  et tangentiel hors plan  $Q_{III}$ .  $I_I$ ,  $I_{II}$ ,  $I_{III}$  sont les facteurs d'intensité associés à ces champs de référence et sont proportionnels aux chargements appliqués.

La partie complémentaire  $\underline{v}_c$  permet de prendre en compte le frottement et le micro-glissement présent selon les deux directions tangentielles. Les facteurs d'intensité  $I_{II}^c$ ,  $I_{III}^c$  et les champs de référence  $\underline{\phi}_{II}^c$ ,  $\underline{\phi}_{III}^c$  sont identifiés en utilisant la décomposition de Karhunen-Loeve [6] sur le champ résiduel  $(\underline{v} - \underline{v}_e)$ . Cette fois-ci, ces facteurs d'intensité sont proportionnels à la taille de la zone en glissement partiel.

Une fois les champs de référence identifiés pour une géométrie, les facteurs d'intensité s'obtiennent directement par projection du champ de vitesses issu d'une simulation EF sur les champs de référence (Eq. 2).

$$i_*(t) = \frac{\int_{\Omega} \underline{v} \cdot \underline{\phi}_*}{\int_{\Omega} \underline{\phi}_* \cdot \underline{\phi}_*} \quad (2)$$

## 2.2 Qualité de l'approximation

Pour déterminer la qualité de cette approximation (Eq. 1), les erreurs élastique (Eq. 3) et totale (Eq. 4) de l'approximation sont définies.

$$\xi_{el} = \frac{\sqrt{\int_{\Omega} (\underline{v} - \underline{v}_e)^2}}{\sqrt{\int_{\Omega} (\underline{v})^2}} \quad (3)$$

$$\xi_{tot} = \frac{\sqrt{\int_{\Omega} (\underline{v} - \underline{v}_e - \underline{v}_c)^2}}{\sqrt{\int_{\Omega} (\underline{v})^2}} \quad (4)$$

L'évolution de ces erreurs au cours d'un cycle de chargement non-proportionnel de type « carré » est tracée en figure 2.

Quand le champ de vitesses est approximé uniquement par la partie élastique, l'erreur  $\xi_{el}$  est faible uniquement après chaque changement de direction de l'effort tangentiel (i.e. lorsque tout le contact est adhérent). Cependant, l'introduction du terme complémentaire dans l'approximation permet d'avoir une erreur  $\xi_{tot}$  faible durant tout le cycle.

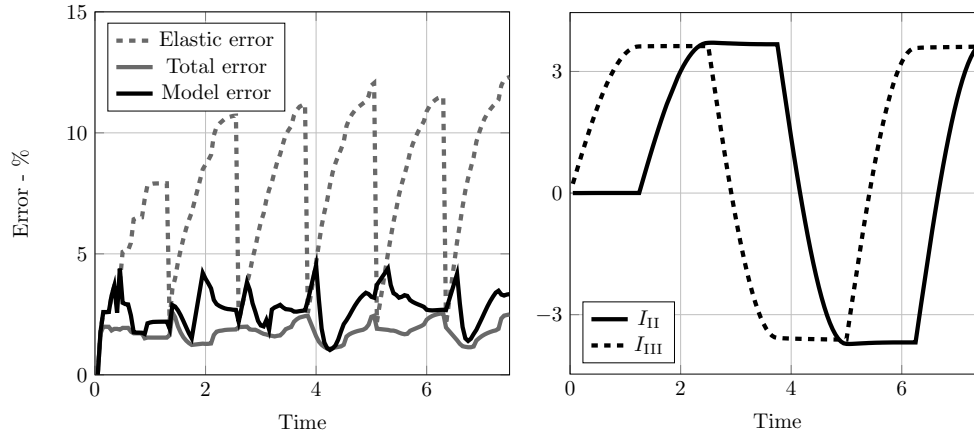


FIGURE 2 – Évolution des erreurs et du chargements lors d'un cycle non-proportionnel

### 2.2.1 Intérêt

Lorsque les quantités locales sont utilisées pour tracer des frontières d'amorçage, on s'aperçoit que les frontières dépendent de la géométrie (comme le rayon du cylindre en contact en figure 3a).

De la même façon, lorsqu'on rajoute un chargement de fatigue, le champ de contraintes dû à la fatigue va se superposer à celui créé par le contact et va modifier le gradient proche du front de contact. La figure 3b montre clairement que pour la même géométrie de contact et le même chargement, la durée de vie dépend de la force de fatigue appliquée.

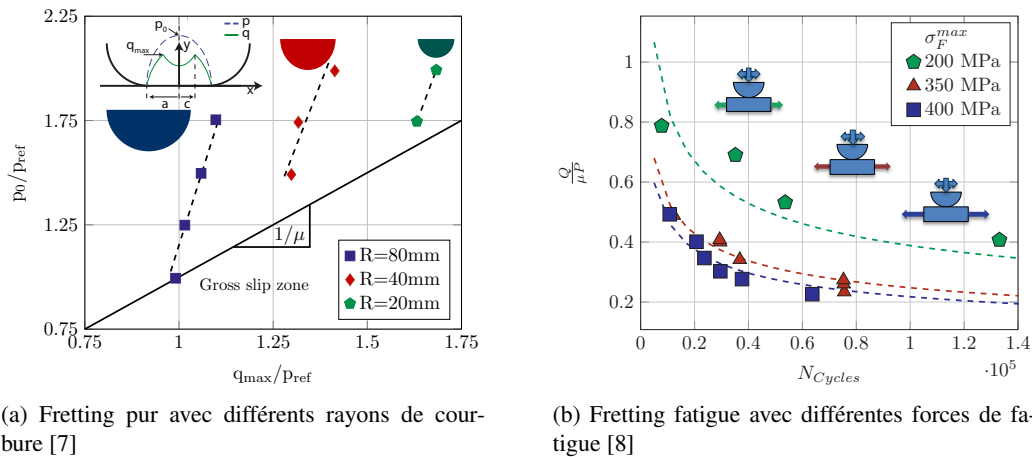


FIGURE 3 – Frontières d'amorçage exprimées en termes de quantités locales

Le principal avantage de cette modélisation est de travailler avec l'ensemble du champ et non avec une quantité locale. L'effet du gradient lié au rayon du cylindre est pris en compte dans les champs de référence, par conséquent, la frontière d'amorçage en termes de facteurs d'intensité est unique et ne dépend pas de la géométrie (Fig. 4a). De plus, lorsqu'on applique différentes forces de fatigue, les facteurs d'intensité prennent en compte la modification du gradient due à ces forces et la frontière devient unique (Fig. 4b).

## 3 Modèle incrémental

L'estimation des facteurs d'intensité complémentaires par projection du champ de vitesses (Eq. 2) nécessite un maillage très fin, car ces facteurs d'intensité permettent d'estimer la taille de la zone en glissement partiel. Afin de pouvoir utiliser cette modélisation sur des simulations industrielles comportant des maillages grossiers, un modèle de prédiction du glissement partiel a été mis en place. Le but étant de prédire  $\underline{I}^c$  en fonction de  $\underline{I}$  avec une approche incrémentale afin d'être facilement utilisable avec des

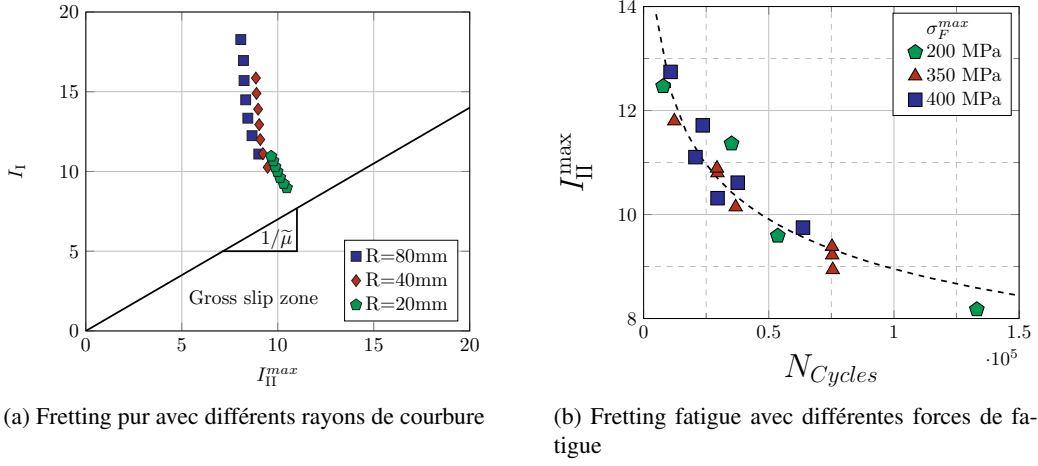


FIGURE 4 – Frontières d’amorçage expérimentales exprimées en termes de quantités non-locales

chargements complexes (à amplitude variable, non-proportionnels).

Par analogie avec la plasticité, un modèle d’érouissage cinématique bilinéaire avec une loi d’écoulement normal a été choisi. Ce modèle permet d’estimer correctement l’évolution de  $\underline{I}^c$  lors d’un cycle avec un chargement tangentiel proportionnel (Fig. 5).

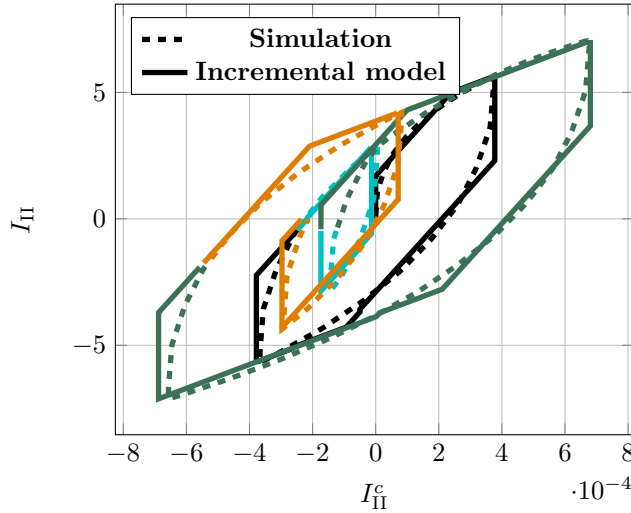


FIGURE 5 – Prédiction du glissement lors d’un cycle proportionnel avec amplitude variable

Pour estimer plus précisément l’erreur du modèle, le champ de vitesses complémentaire prédit par le modèle (Eq. 5) et l’erreur associée (Eq. 6) sont définis.

$$\underline{v}_c^{model} = \dot{I}_{II}^{model}(t)\underline{\phi}_{II}^c(\underline{P}) + \dot{I}_{III}^{model}(t)\underline{\phi}_{III}^c \quad (5)$$

$$\xi_{model} = \frac{\sqrt{\int_{\Omega} (\underline{v} - \underline{v}_e - \underline{v}_c^{model})^2}}{\sqrt{\int_{\Omega} (\underline{v})^2}} \quad (6)$$

Lors d’un cycle non-proportionnel (Fig. 2), cette erreur est plus élevée qu’en utilisant le champ résiduel issu de la simulation EF mais reste à un niveau raisonnable.

## 4 Prédiction de la durée de vie

L’objectif de cette dernière partie est de déterminer les conditions d’amorçage de fissures en utilisant les facteurs d’intensité précédemment identifiés pour définir un critère et une propriété matériaux caractérisant le seuil d’amorçage. Seulement deux critères seront testés, mais d’autres peuvent être formulés.

## 4.1 Critères

— Glissement total

Le premier critère est basé sur l'accumulation du micro-glissement  $dI_{II}^c$  (la variable non-linéaire).

$$C_1 \sim \int_t |dI_{II}^c| \quad (7)$$

— Énergie dissipée par frottement

Le second critère est basé sur l'énergie dissipée par frottement où  $I_{II}$  est proportionnel au cisaillement et  $I_{II}^c$  représente le micro-glissement au niveau du contact.

$$C_2 \sim \int_t |I_{II} dI_{II}^c| \quad (8)$$

## 4.2 Résultats

A partir des frontières uniques obtenues en figure 4, la valeur du seuil d'amorçage a été calculée à partir d'un point expérimental. Puis, le modèle incrémental a été utilisé pour retracer les frontières correspondantes à cette même valeur du seuil d'amorçage.

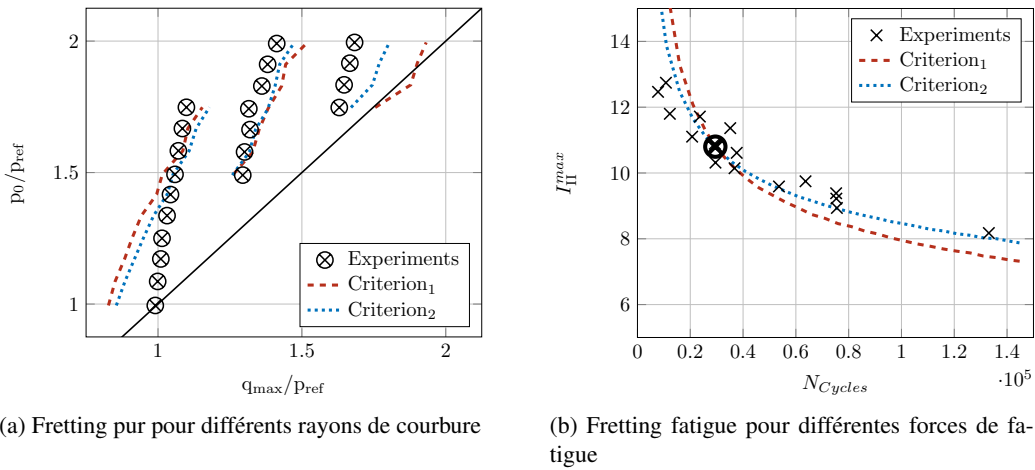


FIGURE 6 – Frontières d'amorçage prédites

L'effet du gradient lié à la géométrie (Fig. 6a) semble mieux pris en compte par le critère 2. Pour les essais en fretting-fatigue (Fig. 6b), les deux critères donnent des résultats similaires. Cependant, les essais disponibles ne nous permettent pas de savoir exactement quel critère est le plus pertinent. Des essais complémentaires seront nécessaires pour discriminer l'un des critères.

## 5 Conclusion et perspectives

Une nouvelle approche non-locale pour prédire le champ de vitesses d'un problème soumis à du fretting-fatigue a été présentée. Une fois que les champs de référence sont identifiés pour une géométrie spécifique, il est possible de prédire le champ de vitesses proche du front de contact avec les facteurs d'intensité en utilisant le champ de vitesses à l'échelle macroscopique. Comme l'effet de la géométrie et du gradient est inclus dans les champs de référence, les critères et les lois basés sur les facteurs d'intensité sont indépendants de la géométrie. Par conséquent, ils peuvent être identifiés sur des essais en laboratoire et transférés facilement sur des géométries industrielles.

Actuellement, seuls les chargements tangentiels variables ont été étudiés. Pour pouvoir prendre en compte tous les types de chargements complexes, il faut aussi considérer les variations d'effort normal et par conséquent le déplacement du front de contact et donc de notre repère. L'implémentation dans notre modèle incrémental d'une loi reliant la variation du facteur d'intensité  $I_I$  (lié à l'effort normal) au déplacement du front de contact et la formulation d'expressions analytiques pour l'ensemble des champs de référence permettra la prise en compte de ces chargements variables.

## Références

- [1] Claudio Montebello. *Analysis of the stress gradient effect in Fretting-Fatigue through a description based on nonlocal intensity factors*. Theses, Université Paris-Saclay, 2015.
- [2] A.E. Giannakopoulos, T.C. Lindley, and S. Suresh. Aspects of equivalence between contact mechanics and fracture mechanics : theoretical connections and a life-prediction methodology for fretting-fatigue. *Acta Mater.*, 46(9) :2955–2968, 1998.
- [3] D. A. Hills, A. Thaitirarot, J. R. Barber, and D. Dini. Correlation of fretting fatigue experimental results using an asymptotic approach. *Int. J. Fatigue*, 43 :62–75, 2012.
- [4] S. Pommier and R. Hamam. Incremental model for fatigue crack growth based on a displacement partitioning hypothesis of mode I elastic-plastic displacement fields. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 30(7) :582–598, 2007.
- [5] S. Pommier, P. Lopez-Crespo, and P. Y. Decreuse. A multi-scale approach to condense the cyclic elastic-plastic behaviour of the crack tip region into an extended constitutive model. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 32(11) :899–915, nov 2009.
- [6] M. Loève. *Probability Theory I*, volume 45 of *Graduate Texts in Mathematics*. Springer New York, New York, NY, 1977.
- [7] R. Amargier, S. Fouvry, L. Chambon, C. Schwob, and C. Poupon. Stress gradient effect on crack initiation in fretting using a multiaxial fatigue framework. *Int. J. Fatigue*, 32(12) :1904–1912, 2010.
- [8] J Meriaux. *Etude expérimentale de modélisation de l’endommagement d’un contact aube disque de soufflante soumis à des chargements de fretting fatigue*. PhD thesis, École centrale de Lyon, 2010.