



**HAL**  
open science

# Prédiction numérique du comportement des fissures sous chargements combinés de fretting et fatigue

Julien Ferniot

► **To cite this version:**

Julien Ferniot. Prédiction numérique du comportement des fissures sous chargements combinés de fretting et fatigue. Autre. Ecole Centrale de Lyon, 2023. Français. NNT : 2023ECDL0003 . tel-04156084v2

**HAL Id: tel-04156084**

**<https://theses.hal.science/tel-04156084v2>**

Submitted on 7 Jul 2023

**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.



N° d'ordre NNT: 2023ECDL0003

**THÈSE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE LYON  
opérée au sein de l'École Centrale de Lyon**

**École Doctorale des Matériaux de Lyon N°ED 034**

Spécialité de doctorat : **Matériaux**

Soutenue publiquement le 24/01/2023, par :

**Julien FERNIOT**

*Ingénieur Structures et Matériaux, SIGMA Clermont-Ferrand*

---

**Prédiction numérique du comportement des fissures  
sous chargements combinés de fretting et fatigue**

---

Devant le jury composé de :

Mme. Nathalie LIMODIN, Chargée de Recherche HDR, CNRS, Centrale Lille, LaMcube

**Présidente du Jury**

M. Gilbert HENAFF, Professeur, ISAE-ENSMA Poitiers, Pprime

**Rapporteur**

M. Vincent MAUREL, Chargé de Recherche HDR, CNRS, Mines ParisTech, CdM

**Rapporteur**

M. Jean-Yves BUFFIÈRE, Professeur des Universités, INSA Lyon, Matéis

**Examineur**

Mme. Véronique DOQUET, Directrice de Recherche, CNRS, Ecole Polytechnique

**Examinatrice**

M. Siegfried FOUVRY, Directeur de Recherche, CNRS, Ecole Centrale de Lyon, LTDS

**Directeur de thèse**

M. Bruno BERTHEL, Maître de Conférences, Ecole Centrale de Lyon, LTDS

**Co-Directeur de thèse**



## ***Remerciements***

La clôture des travaux de thèse permet de remercier formellement toutes celles et ceux qui auront contribué à la réussite de cette aventure. Ainsi, je me permets de coucher sur papier les personnes qui m'ont apportée soutien, conseils et réconfort pour parvenir à traverser ces nombreuses années. Je présente par avance mes excuses à celles et/ou ceux que j'aurais éventuellement oubliés dans ces remerciements.

Avant toute chose, je souhaite exprimer ma gratitude envers les chercheurs qui, de par leur décision, m'ont permis de défendre ma thèse, m'ont permis d'écrire ces remerciements et m'ont permis de faire connaître mes travaux au plus grand nombre. À Messieurs Gilbert HENAFF et Vincent MAUREL, j'adresse mes plus profonds remerciements pour avoir accepté la lourde tâche d'être rapporteurs de ces travaux. Je vous remercie pour vos rapports détaillés, constructifs et à la pertinence évidente qui se sont avérés être du fil à retordre nécessaire à mes travaux : merci à vous deux. J'aimerais également remercier l'ensemble des membres extérieurs du jury qui ont accepté d'examiner ces travaux de thèse. À Mesdames Nathalie LIMODIN et Véronique DOQUET, à Monsieur Jean-Yves BUFFIÈRE, j'adresse mes plus sincères remerciements ainsi que toute ma gratitude pour leur bienveillance à l'égard de mes travaux. Enfin qu'auraient été ces travaux sans la direction de Messieurs Siegfried FOUVRY et Bruno BERTHEL. Mon doctorat ayant pu bénéficier d'un accueil à l'École Polytechnique de Montréal, je tiens à remercier Mesdames Alix DE PANNEMAECKER et surtout Myriam BROCHU auprès de qui j'ai énormément appris malgré le peu de temps passé au cœur de La Belle Province.

Au sein de tous ces guides scientifiques de renom et avant de procéder aux remerciements amicaux, j'ai le plaisir de remercier Vincent, mon ami. Le probable instigateur de cette longue traversée qu'a été cette thèse mais qui a toujours vu en moi des capacités scientifiques insoupçonnées et qui aura donc réussi à m'embarquer avec lui. Le seul peut-être à m'avoir scientifiquement compris et supporté à distance, tant sur le plan scientifique qu'humain.

Parmi les têtes pensantes qui m'ont accompagné au quotidien, j'ai bien peur d'en oublier mais je suis heureux qu'ils aient toutes et tous réussi à achever plus aisément ce pour quoi j'ai tant bataillé : Florent, Ariane, Julie, Pierre, Julien, Jean, Olivier, Richard et tant d'autres ! Je suis fier de vous et j'ai grandi à vos côtés. A Simon, sûrement le mec le plus doué d'entre nous, le plus lucide aussi qui aura toujours mon admiration (et mon courroux tant qu'il restera chez les concurrents) ! Enfin j'adresse également un remerciement des plus sincères à toutes les petites mains de l'École Centrale, du LTDS sans qui les « *cerveaux* » ne pourraient pas fonctionner.

J'adresse une pensée émue pour Philippe LUTZ, parti beaucoup trop tôt mais paraît-il que ce sont les meilleurs qui partent les premiers. Ta gentillesse, ta joie de vivre et tes qualités professionnelles resteront dans ma mémoire et dans mes préceptes. Ce fut pour moi un rappel douloureux sur notre bien brève et fragile existence. J'inclus donc avec tendresse Nathalie, Clément, Benjamin et l'ensemble des familles à cette pensée. Enfin comment écrire plus sincèrement : merci Marianne ? Nous avons partagé un chapitre incroyable de notre vie et tu m'as changé en tant qu'Homme bien au-delà du doctorat.

Ma prochaine pensée est pour ma famille, mes oncles, mes tantes, mes cousins et cousines et ma mamie Madeleine, qui n'auront eu de cesse de me demander comment allait cette thèse, sans que je n'aie pu vraiment leur expliquer ce que je faisais si ce n'est de répéter que j'étais plus vraiment un étudiant mais pas vraiment un travailleur !

Ces quelques lignes de remerciements resteront donc probablement sur un coin de table ou dans un serveur informatique mais les remerciements envers mon frère, mes parents ne seront jamais exprimés suffisamment ni suffisamment écrits. Ils sont le socle de mon existence et les personnes sans qui je ne serais rien et sans qui rien ne serait pour moi. J'exprime une infinie gratitude pour les cartes qu'ils m'ont données sans que je ne puisse leur rendre la pareille. Je vous aime.

*"There is a crack in everything  
That's how the light gets in"*

Leonard Cohen, 1992



## *Sommaire*

Remerciements .....	3
Sommaire.....	7
Table des figures.....	13
Introduction.....	21
Chapitre I - Etat de l'art.....	23
I.1. Introduction .....	23
I.2. Contexte industriel .....	23
I.3. Le fretting.....	25
I.3.i. Définition et géométries mises en jeu .....	25
I.3.ii. Contraintes en surface : théories de Hertz et de Mindlin.....	27
I.3.iii. Conditions de glissement.....	30
I.3.iii.a. Glissement partiel.....	31
I.3.iii.b. Glissement total.....	32
I.3.iii.c. Frontière entre glissement partiel et total.....	33
I.3.iii.d. Critères de transition .....	34
I.3.iv. Régimes de fretting.....	36
I.4. Association de la fatigue au fretting.....	37
I.4.i. Couplage fretting et fatigue .....	37
I.4.i.a. Fissuration sous chargement de fatigue.....	39



I.4.i.b. Le phénomène d’amorçage en fatigue .....	40
I.4.ii. La fissuration en fretting-fatigue.....	42
I.5. Comportement polycyclique des matériaux.....	46
I.5.i. Limite de fatigue .....	46
I.5.ii. Loi de Paris.....	47
I.5.iii. Cas particulier des fissures courtes.....	49
I.5.iv. Corrélation entre longueur de fissure et facteur d’intensité de contrainte .....	51
I.5.v. Les modes de fissuration .....	52
I.5.v.a. Théorie analytique des facteurs d’intensité de contrainte.....	53
I.5.v.b. Définition de l’intégrale J de Rice.....	56
I.5.v.c. Détermination des FIC à partir de l’intégrale J de Rice .....	57
I.6. Approche amorçage / propagation pour décrire la phase initiale de fissuration d’un contact soumis à des sollicitations de fretting.....	61
I.6.i. Présentation de critères d’amorçage de fissure .....	61
I.6.i.a. Approche globale.....	62
I.6.i.b. Approche plan critique .....	64
I.7. Critères de propagation sous chargements multiaxiaux .....	65
I.7.i. $\min(\Delta\tau)$ : critère MSSR (Minimum Shear Stress Range).....	65
I.7.ii. $\max(\Delta\sigma_{n,eff})$ : critère de l’amplitude de la contrainte normale.....	66
I.7.iii. Critères MTS (Maximum Tangential Stress) .....	68
I.7.iv. Critère d’Hourlier et Pineau .....	69

I.7.v. Comparaison Fatemi-Socie (FS) versus Smith-Watson-Topper (SWT) .....	70
I.8. Conclusion.....	71
Chapitre II - Bancs expérimentaux et matériaux étudiés .....	73
II.1. Introduction .....	73
II.2. Bancs de fretting.....	73
II.2.i. Fretting simple : mono-vérin .....	74
II.2.ii. Fretting simple : chauffage à induction.....	75
II.2.iii. Fretting-fatigue : multi-vérins .....	76
II.2.iv. Géométrie des échantillons .....	78
II.3. Matériaux.....	78
II.3.i. Ti-6Al-4V.....	79
II.3.ii. Aciers.....	80
II.3.iii. Alliages d'aluminium.....	81
II.3.iv. Inconel 718.....	83
II.4. Expertise des échantillons .....	85
II.5. Conclusion.....	86
Chapitre III - Développement de l'outil numérique "Crackbox " .....	87
III.1. Introduction .....	87
III.2. Modèle de simulation de propagation des fissures .....	88
III.2.i. Présentation du modèle .....	88
III.3. La fissure dans le modèle numérique .....	96

III.3.i.	Automatisation et algorithmique .....	99
III.4.	Validation en configurations simples.....	104
III.4.i.	Cas de la traction simple .....	105
III.4.ii.	Cas du fretting simple.....	109
III.5.	Etude du mode II : cisaillement dans le plan.....	112
III.5.i.	Influence du contour sur le calcul de $K_{II}$ lorsque la fissure est fermée.....	113
III.5.ii.	Proposition d'une nouvelle méthode de calcul de $K_{II}(-Q^*)$ .....	114
III.5.iii.	Influence du coefficient de frottement sur le calcul de $K_{II}(-Q^*)$ .....	117
III.6.	Conclusion .....	120
Chapitre IV - Prémices et arrêt de fissuration en fretting simple.....		123
IV.1.	Introduction .....	123
IV.1.i.	Etablissement du cas d'étude.....	123
IV.1.i.a.	Essai de référence.....	123
IV.1.i.b.	Simulation numérique .....	125
IV.1.ii.	Contraintes sous le contact : analytiques vs. numériques .....	125
IV.1.ii.a.	Analyse du cycle de chargement.....	128
IV.1.ii.b.	Evolution de $J_S$ , $K_I$ , et $K_{II}$ au cours du cycle .....	129
IV.1.ii.c.	Cas particulier du cisaillement dans le plan (mode II).....	130
IV.1.iii.	Etudes des modes purs .....	131
IV.1.iii.a.	Influence du mode I .....	131
IV.1.iii.b.	Introduction d'un nouveau mode de calcul de $\Delta K_{II}$ .....	133

IV.1.iii.c.	Relation entre $\Delta K_{II}$ et position d'amorçage .....	135
IV.1.iv.	Synthèse des analyses et amorçage prédits.....	136
IV.1.v.	Influence de l'incrément initial de fissure $l_0$ .....	138
IV.2.	Arrêt de fissuration en fretting simple .....	140
IV.2.i.	Analyse expérimentale .....	141
IV.2.i.a.	Propriétés matériaux à haute température.....	141
IV.2.i.b.	Etude expérimentale .....	142
IV.2.ii.	Exploitation et simulation des résultats expérimentaux .....	144
IV.2.ii.a.	Analyse de l'influence de la température sur l'arrêt de fissuration .....	146
IV.3.	Conclusion .....	147
Chapitre V - Prédiction de chemin de fissuration.....		149
V.1.	Introduction .....	149
V.2.	Procédure de propagation incrémentale.....	149
V.3.	Comparaison de critères : usuels <i>versus</i> en amplitude.....	151
V.4.	Analyse incrémentale de la propagation ( $l_i = 50 \mu\text{m}$ ) .....	157
V.4.i.	Validation des critères sur un seul essai de fretting simple .....	158
V.4.ii.	Application du critère sur quatre essais de fretting simple.....	162
V.5.	Prédiction de chemin en fretting-fatigue .....	165
V.5.i.	Développement de la méthode sur un essai de fretting-fatigue.....	166
V.5.ii.	Analyse de l'influence de la force tangentielle .....	170
V.5.iii.	Analyse de l'influence de la fatigue par prédiction numérique .....	171

---

V.6. Conclusion.....	176
Conclusion générale et perspectives.....	179
Références.....	183

## Table des figures

Figure 1.1 : Description du contact aube / disque [Soria 2017]	25
Figure 1.2 : Géométries de référence pour un contact de fretting simple [de Pannemaecker 2015]	26
Figure 1.3 : Configuration de contact hertzien cylindre / plan avec $P$ la force normale, $p(x)$ la pression de surface, $r$ le rayon du cylindre, $a$ la demi-largeur de contact et $W$ la profondeur du plan	27
Figure 1.4 : Distribution de pression et cisaillement d'après les formulations de Hertz-Mindlin pour un contact cylindre / plan et glissement partiel à $\pm Q^*$	29
Figure 1.5 : a) schéma d'un contact cylindre-plan, b) définition des deux domaines tribologiques (fretting et glissement alterné)	30
Figure 1.6 : a) Conditions de glissement en fonction de l'amplitude de débattement b) endommagements résultants	31
Figure 1.7 : Comportement du contact en glissement partiel a) boucle d'hystérésis b) profils de pression et de cisaillement	32
Figure 1.8 : Comportement du contact en glissement total a) cycle de chargement b) profils de pression et de cisaillement	33
Figure 1.9 : Essai de débattement variable a) méthode incrémentale b) buche de fretting c) évolution des grandeurs caractéristiques (Kubiak [2006])	33
Figure 1.10 : Critères de transition permettant de quantifier la condition de glissement à partir d'un cycle de fretting [Fouvry 1997]	35
Figure 1.11 : Régimes de glissement observés lors d'un essai de fretting : buches de fretting (d'après Fouvry [1997])	36
Figure 1.12 : Cartographie des endommagements en fonction du régime de glissement	37
Figure 1.13 : Description du fretting-fatigue par superposition des efforts	38
Figure 1.14 : a) classification des fissures en fonction de la longueur de fissure $b_p$ et du nombre de cycles $N$ b) carte de fretting associée	38
Figure 1.15 : Différentes phases de fatigue et les facteurs correspondants [Newman 1998]	40

Figure 1.16 : Formation des bandes de glissement pour un métal soumis à de la traction cyclique uniaxiale a) formation d'une nouvelle surface b) endommagement irréversible c) intrusion d) extrusion [Schijve 2001] _____	41
Figure 1.17 : Représentation schématique de la transition entre une fissuration en phase I et II a) amorçage par bande de glissement phase I et II b) amorçage par singularité phase II uniquement [Forsyth 1961] [Morris 1976] _____	42
Figure 1.18 : Schéma d'un contact cylindre / plan en fretting simple, mise en évidence des zones composant le contact et de la fissuration en bord de contact _____	43
Figure 1.19 : Multi-fissuration observée pour un essai de fretting-fatigue (100C6 / 35NCD16, $P = 795 \text{ N/mm}$ , $Q^* = 445 \text{ N/mm}$ , $\sigma_{fat} = 50 \text{ MPa}$ ) _____	44
Figure 1.20 : Mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures de fretting, cas d'un alliage Al2024A [Proudhon 2005] _____	45
Figure 1.21 : Courbe de Wöhler d'un alliage d'aluminium [Grover 1951] _____	47
Figure 1.22 : Description de la courbe de Paris et des facteurs influents [Proudhon 2005, Paris 1963] _____	48
Figure 1.23 : Comportement des fissures courtes [Suresh 1984] _____	49
Figure 1.24 : a) carte de propagation des fissures b) diagramme de Kitagawa-Takahashi associé _____	50
Figure 1.25 : Transposition du diagramme de Kitagawa-Takahashi pour $\Delta K_{th}$ en fonction de la longueur de fissure _____	51
Figure 1.26 : Les trois modes de fissuration : ouverture, cisaillement dans le plan et cisaillement hors plan _____	53
Figure 1.27 : Illustration du problème posé : fissure de Griffith _____	54
Figure 1.28 : Schéma du contour en pointe de fissure, support du calcul de l'intégrale J _____	56
Figure 1.29 : Schématisation des contours successifs en pointe de fissure par ajout de couches d'éléments a) front de fissure b) première intégrale de contour c) deuxième intégrale de contour d) troisième intégrale de contour [Dassault 2017] _____	58
Figure 1.30 : Conventions des contours en pointe de fissure. Le domaine A est borné par $\Gamma$ , $C_-$ , $C_0$ et $C_+$ . $m_j = -n_j$ sur $\Gamma$ , $m_j = n_j$ sinon [De Pannemacker 2015] _____	60
Figure 1.31 : Tableau de Weber 1999 récapitulant 37 critères d'amorçage _____	62
Figure 1.32 : Diagramme des domaines de rupture et non rupture d'après le critère de Crossland _____	64

<i>Figure 1.33 : a) Schéma de définition du calcul de <math>(\tau_{12})</math> en pointe de fissure pour le critère de MSSR b) comparaison de la prédiction du critère de <math>\min(\Delta\tau)</math> à partir des résultats expérimentaux de [Proudhon 2006], [Infante-Garcia 2019]</i>	66
<i>Figure 1.34 : a) 3 phases d'une fissure de fretting-fatigue b) Définition d'un nouveau critère <math>\Delta\sigma_{n,eff}</math></i>	67
<i>Figure 1.35 : Prédictions numériques selon 2 méthodes de chemins expérimentaux de De Pannemaecker [2015] d'après Llavori [2019]</i>	67
<i>Figure 1.36 : Prédiction d'amorçage et de propagation de fissures a) SWT b) FS [Zhai 2020]</i>	71
<i>Figure 2.1 : Principe du montage de fretting simple a) photographie b) schéma de fonctionnement</i>	74
<i>Figure 2.2 : Mesure et contrôle des essais a) cycle de fretting b) buche de fretting</i>	75
<i>Figure 2.3 : Montage de fretting simple à température maîtrisée</i>	76
<i>Figure 2.4 : Montage de fretting-fatigue a) schéma du fonctionnement b) photographie</i>	77
<i>Figure 2.5 : Photographies d'échantillons à la suite d'essais de a) fretting simple b) fretting-fatigue</i>	78
<i>Figure 2.6 : Microstructure du Ti-6Al-4V (grossissement x20 au microscope optique)</i>	79
<i>Figure 2.7 : Microstructure du 35NCD16 (grossissement x50 au microscope optique)</i>	80
<i>Figure 2.8 : Microstructure du 7075-T6 révélée au réactif de Keller</i>	82
<i>Figure 2.9 : Microstructure du MMC : le 2009/Sic/15p</i>	83
<i>Figure 2.10 : Procédure de mesure et d'analyse des profils de fissure [Proudhon 2006]</i>	85
<i>Figure 3.1 : Géométries générées en a) fretting simple b) fretting-fatigue</i>	89
<i>Figure 3.2 : Procédure d'application des chargements durant un cycle de fretting. Le chargement de fretting simple est similaire mais sans contrainte de fatigue ni étape de traction. Domaine d'étude de l'analyse du cycle</i>	90
<i>Figure 3.3 : Géométrie et Reference Points associés</i>	92
<i>Figure 3.4 : Description des conditions limites et charges en fonction des steps du modèle</i>	93
<i>Figure 3.5 : Schéma des surfaces maître (master) et esclave (slave)</i>	94
<i>Figure 3.6 : Description de l'élément CPE4</i>	95
<i>Figure 3.7 : a) schéma des zones de maillage b) maillage au contact cylindre plan (pointe de fissure détaillée</i>	
<i>Figure 3.11)</i>	95



Figure 3.8 : Fissure en 3 segments, entourée par les intégrales de contour, située à une distance $a$ du centre du contact _____	96
Figure 3.9 : Exemple d'une fissure discrétisée en 3 segments _____	97
Figure 3.10 : Raffinement en pointe de fissure ; 1 <sup>er</sup> , 2 <sup>ème</sup> et 11 <sup>ème</sup> contours _____	98
Figure 3.11 : Exemple de maillage au voisinage de la fissure (fissure en rouge) _____	99
Figure 3.12 : Algorithme de fonctionnement de la Crackbox _____	100
Figure 3.13 : Début du fichier crackbox.py, exemple des choix de paramètres à saisir par l'utilisateur _____	101
Figure 3.14 : Création du plan (rectangle) en langage interprétable par Abaqus _____	101
Figure 3.15 : Création de la géométrie de la fissure dans la Crackbox _____	102
Figure 3.16 : Extrait du fichier de sortie d'Abaqus en .dat _____	102
Figure 3.17 : Extraction et traitement de FIC _____	103
Figure 3.18 : Choix et calcul des critères de propagation _____	104
Figure 3.19 : Fonction $Y(a)$ pour une fissure finie dans une plaque finie soumise à de la traction [Tada 1985] _____	105
Figure 3.20 : Principe de superposition appliqué au calcul du FIC _____	106
Figure 3.21 : Variables mises en place dans le cadre d'une estimation du FIC en mode I par la méthode des fonctions poids _____	107
Figure 3.22 : Répartition des contraintes suivant $x$ pour une éprouvette fissurée _____	108
Figure 3.23 : Comparaison de l'estimation du FIC pour les 3 méthodes en fonction de la longueur de fissure $l$ ( $\mu\text{m}$ ) _____	109
Figure 3.24 : Carte des contraintes de Von Mises à l'état de chargement $+Q^*$ _____	110
Figure 3.25 : Calcul du FIC en mode I par la méthode de fonctions poids ( $\Delta$ ) et par la Crackbox ( $\square$ ) ainsi que l'écart absolu entre les deux stratégies ( $X$ ) pour une fissure normale au contact. _____	111
Figure 3.26 : Illustration des contours en pointe de fissure, pour une fissure inclinée de $10^\circ$ par rapport à la normale au contact _____	113
Figure 3.27 : Evolution de $K_{II}$ au cours du chargement de fretting en fonction du contour et du cycle, pour une fissure inclinée de $10^\circ$ par rapport à la normale au contact _____	114
Figure 3.28 : Evolution de $K_{II}$ en fonction de la distance à la pointe de fissure _____	115
Figure 3.29 : Evolution de $K_{II}$ ( $-Q^*$ ) pour différents coefficients de frottements dans la fissure ( $\mu_{\text{fissure}}$ ) _____	116

Figure 3.30 : Statut du contact à $-Q^*$ (collé en rouge, glissant en vert) pour a) $\mu_{\text{fissure}} = 0,2$ b) $\mu_{\text{fissure}} = 0,85$	118
Figure 3.31 : Evolution de $K_{II}(-Q^*)$ en fonction de $\mu_{\text{fissure}}$ et mise en valeur du comportement asymptotique	119
Figure 4.1 : Fissure résultante de l'essai A, référence pour l'étude numérique d'amorçage a) mesure expérimentale de $2a$ sur le profil de fissure b) données d'essai c) mesure de $b$ d) trace de fretting	124
Figure 4.2 : Schéma de la simulation numérique avec $l$ la longueur de la fissure et $\alpha$ l'angle de la fissure par rapport à la normale au contact, exemple pour une fissure située en $x=-a$	125
Figure 4.3 : Evolution des contraintes ( $\sigma_{11}$ , $\sigma_{13}$ , $\sigma_{33}$ , $\tau_{max}$ (Tresca) et $\sigma_{(1,max)}$ (contrainte principale maximale)) sous le contact pour un échantillon non fissuré en a) $-Q^*$ et b) $+Q^*$	126
Figure 4.4 : Rappel du positionnement des points d'analyse	128
Figure 4.5 : Evolution de $P$ et $Q$ au cours d'un cycle de chargement en fonction des steps de calcul. Rappel : étude du cycle entre 0.25 et 1.25, partie grisée	129
Figure 4.6 : Evolutions de $J_s$ et des FIC en fonction de $\alpha$ ( $^\circ$ ), contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	130
Figure 4.7 : Définition conventionnelle du cisaillement, application au cas du fretting en $-Q^*$ et $+Q^*$	131
Figure 4.8 : Evolution de $K_I^+$ en fonction de la position et de l'angle de la fissure, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	132
Figure 4.9 : Exemple de phénomène de multi-fissuration en bord de contact, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	133
Figure 4.10 : a) Evolution de $K_{II}$ à $(+Q^*$ et $-Q^*)$ et de $\Delta K_{II}$ en fonction de $\alpha$ b) Evolution de $\Delta K_{II}$ et $\Delta K_{II}^*$ en fonction de $\alpha$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	135
Figure 4.11 : Evolution de $\Delta K_{II}$ pour trois positions différentes d'amorçage en fonction de $\alpha$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	136
Figure 4.12 : Chemins prédits en par $\Delta K_{II}^* = 0$ , pour les 3 points initiaux possibles, superposition du chemin expérimental pour chaque cas (expérimentalement la fissure se situe en $-a$ ), contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	138
Figure 4.13 : Evolutions des amplitudes des FIC en fonction de la longueur de fissure $l_0$ et de l'angle $\alpha$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V	139

<i>Figure 4.14 : Chemin prédits selon les deux méthodes et pour trois longueurs <math>l_0</math> de segment initial, comparaison avec le trajet expérimental, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V</i>	140
<i>Figure 4.15 : Evolution du module de Young du Ti-6Al-4V (plan) et de l'Inconel 718 (Cylindre) en fonction de la température [Torok 1980]</i>	141
<i>Figure 4.16 : Résultats des essais à débattement variable, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V</i>	142
<i>Figure 4.17 : Champ de contraintes à <math>+Q^*</math> pour un contact non fissuré pour <math>P = 6600</math> N et <math>Q^*/P = 0.55</math>, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V</i>	143
<i>Figure 4.18 : Procédure d'expertise des fissures de fretting simple arrêtées a) schéma de la fissure dans le plan b) trace de fretting et plan de coupe c) mesure de longueur de fissure en coupe</i>	145
<i>Figure 4.19 : Evolution de la longueur de fissure arrêtée en fonction de la température, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V</i>	145
<i>Figure 4.20 : Evolutions des grandeurs issues de la littérature (<math>E</math>), de l'expérimentation (<math>b_{p,CA}</math>) et de la simulation (<math>\Delta K_{th}</math>) en fonction de la température et des grandeurs à température ambiante, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V (<math>\Delta K_{th} = K_{lmax,CA}</math>)</i>	146
<i>Figure 5.1 : Schéma des angles en pointe de fissure</i>	150
<i>Figure 5.2 : Trajets prédits selon les modes I et II stricts, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V</i>	151
<i>Figure 5.3 : Fissure résultante de l'essai étudié, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	155
<i>Figure 5.4 : Evolution des 4 critères continus en fonction de <math>\vartheta</math> (<math>^\circ</math>) pour une fissure de <math>l = 200</math> <math>\mu\text{m}</math> et un angle <math>\alpha = 20,99^\circ</math>, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	156
<i>Figure 5.5 : Evolution des 4 critères continus en fonction de <math>\vartheta</math> (<math>^\circ</math>) pour une fissure de <math>l = 500</math> <math>\mu\text{m}</math> et un angle <math>\alpha = 20,99^\circ</math>, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	156
<i>Figure 5.6 : Comparaison entre le chemin expérimental et les chemins prédits numériquement par les critères MTSR (<math>\Delta\sigma_{\vartheta\vartheta}</math>), Hourlier R (<math>\Delta k_1^*</math>) et MTS<math>\Delta</math>. Itération par pas de <math>l_i = 50</math> <math>\mu\text{m}</math>, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	159
<i>Figure 5.7 : Evolution de <math>K_I^+</math> en fonction de la profondeur de fissure (pas de calcul de 50 <math>\mu\text{m}</math>), contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	160
<i>Figure 5.8 : Evolutions de <math>K_I^+</math> et <math>R_K</math> en fonction de la profondeur de fissure (pas de calcul de 50 <math>\mu\text{m}</math>), contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	161

<i>Figure 5.9 : Evolution de <math>\Delta K_{II}^*</math> en fonction des trois critères et de la profondeur de fissure, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	162
<i>Figure 5.10 : Chemins prédits pour les alliages à base d'aluminium : a) 7075-T6 et b) MMC</i>	164
<i>Figure 5.11 : Chemins prédits pour les alliages a) 35NCD16 et b) Ti-6Al-4V</i>	164
<i>Figure 5.12 : Chemins de fissuration prédits vs. chemin expérimental pour l'essai FF_02, <math>\alpha_0 = 15^\circ</math>, <math>l_i = 100 \mu\text{m}</math>, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	167
<i>Figure 5.13 : Angles prédits successivement à chaque pas de calcul pour les 3 critères retenus, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	168
<i>Figure 5.14 : Chemins de fissuration prédits vs. chemin expérimental pour l'essai FF_02, <math>l_i = 100 \mu\text{m}</math>, <math>\alpha_0</math> variable, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	169
<i>Figure 5.15 : Influence de <math>l_0 - l_i</math> (longueur de fissure initiale – longueur d'incrément) sur les chemins simulés vs. chemin expérimental, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	170
<i>Figure 5.16 : a) Chemins expérimentaux vs. chemins numériques en fretting-fatigue b) focus sur le premier millimètre de propagation, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	171
<i>Figure 5.17 : Fissures résultantes de quatre essais de fretting-fatigue à <math>\sigma_{fat}</math> respectivement a) 50MPa, b) 100 MPa, c) 200 MPa, d) 400 MPa, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	173
<i>Figure 5.18 : Chemins expérimentaux vs. chemins simulés numériquement par le critère de MTSΔ pour les 4 <math>\sigma_{fat}</math> suivants a) 50MPa b) 100 MPa c) 200 MPa d) 400 MPa, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	174
<i>Figure 5.19 : Evolution de <math>\Delta KI</math> pour les différentes contraintes de fatigue, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16</i>	175



## ***Introduction***

Ce travail de recherche est consacré aux phénomènes de fissuration sous sollicitation de fretting et de fatigue. Cette dernière se décompose en trois grandes étapes : l'amorçage, la propagation et enfin la rupture ou l'arrêt de fissuration. Ce type de fissures se trouvant de manière régulière, dans l'industrie lorsque des pièces serrées sont soumises à des vibrations, notamment le contact aube / disque d'un turboréacteur aéronautique. Des études expérimentales ont donc été menées, servant de base de travail et de référence au développement d'outils numériques dont l'objectif est de simuler les phénomènes de fissuration induits par les sollicitations de fretting. Cinq chapitres détaillent les travaux réalisés :

Le Chapitre I débute par la présentation du contexte dans lequel s'inscrivent ces travaux, en détaillant le fretting et ses endommagements caractéristiques ainsi que les notions à connaître de la mécanique de la rupture. Le Chapitre II présente un état de l'art de la connaissance actuelle sur la prédiction du chemin de fissuration. Cette présentation sera suivie d'un chapitre consacré à la description de tous les aspects expérimentaux nécessaires à l'obtention de fissures de fretting, que ce soient des bancs d'essais utilisés aux matériaux soumis à différents chargements et aux méthodes d'expertise des essais.

Enfin, le cœur du manuscrit repose sur un triptyque dont le premier volet traitera du modèle numérique, le deuxième volet des prémices et de l'arrêt d'une fissure avant que le troisième volet ne s'intéresse à la prédiction de propagation. Le Chapitre III, après une présentation du modèle par éléments finis, permet de justifier des hypothèses de modélisations et propose une validation des résultats sur des cas simples et communément admis. Parallèlement, le calcul du facteur d'intensité de contrainte (FIC) étant problématique lorsque les lèvres de la fissure sont en contact, une nouvelle méthode est proposée, permettant de s'affranchir de certaines difficultés qu'engendre la fermeture de fissure. Le Chapitre IV quant à lui fera le lien entre le modèle numérique servant de base au développement de l'outil numérique appelé " Crackbox ", et

s'intéressera à la prédiction des fissurations générées en bordure de contact. L'étude du phénomène d'arrêt de fissuration, couplé à l'influence de la température sera également traité dans cette partie. L'essentiel de la propagation d'une fissure sera donc traité dans le Chapitre V. Après avoir identifié le mode de fissuration privilégié sous des contraintes de fretting, on s'attachera à étudier la fiabilité de nombreux critères sur la prédiction du trajet de propagation en fretting simple, puis en fretting-fatigue avant de proposer un nouveau critère de prédiction des chemins de propagation des fissurations.

## ***Chapitre I - Etat de l'art***

### **I.1. Introduction**

L'ensemble des travaux exposés dans ce manuscrit s'inscrit dans les domaines de la tribologie et de la mécanique du contact, plus particulièrement des fissures induites par des sollicitations de fretting (micro-déplacements alternés). La tribologie est définie comme la science qui étudie les phénomènes susceptibles de se produire entre deux surfaces en contact, qu'il s'agisse du frottement, de l'usure ou de la lubrification. Eden et al. [1911] et Tomlinson [1927] furent les premiers à étudier le processus d'endommagement engendré par des déplacements de très faible amplitude relative entre deux pièces en contact, introduisant la notion de glissement, (*slip* en anglais). A partir de ces constatations, le terme fretting, et par extension fretting-fatigue sont devenus courants dans la description des micros-déplacements et des endommagements générés entre deux surfaces à l'interface de deux pièces [Nowell et al. 2006]. Le domaine de la fatigue des matériaux est indissociable du cumul de dommage qui est observé par l'accumulation de cycles de fretting, et l'action conjointe du fretting et de la fatigue. Cette action conjointe s'avère avoir une grande influence sur les durées de vie des matériaux. McDowell [1952] a en effet montré que le fretting-fatigue pouvait réduire d'un facteur compris entre 2 à 10 la durée de vie en comparaison d'une pièce soumise à de la fatigue seule. Pour cette raison, les chargements de fretting et fretting-fatigue doivent être considérés par une conception industrielle adéquate prenant en compte les phénomènes de fretting pouvant être générés. La performance des outils de prédiction numérique demeure un enjeu majeur dans la prédiction de la durée de vie en fissuration de ces assemblages.

### **I.2. Contexte industriel**



Parmi les impératifs liés à la conception industrielle, la maîtrise de la propagation des fissures revêt un caractère primordial compte tenu des enjeux actuels. La prise en compte seule des conditions de sollicitation en fonctionnement normal ne suffit pas à concevoir un dispositif sûr. En effet, ce dernier peut subir des surcharges, des défauts peuvent être introduits lors de l'élaboration des pièces ou des fissures peuvent s'amorcer par la combinaison de différents phénomènes. On parle alors de tolérancement au dommage. Le domaine aéronautique est un secteur pionnier dans le domaine du dimensionnement pour une sûreté maximisée. Les travaux présentés dans ce manuscrit s'inscrivent dans cette démarche. Une meilleure connaissance du comportement des fissures soumises à des sollicitations de fretting ou fretting-fatigue permet une meilleure estimation des durées de vie des pièces. Cela permet une optimisation des coûts en termes de quantité de matière, de maintenance et potentiellement une réduction du poids des assemblages. D'autre part, une utilisation optimisée des pièces évite un remplacement prématuré, réduisant l'impact carbone de l'industrie aéronautique. La démarche proposée dans cette thèse peut par exemple trouver une application pour les turboréacteurs au niveau de la liaison aube / disque. Cette recherche peut aussi être associée à d'autres problématiques industrielles comme les conduites pétrolières flexibles, mais aussi les assemblages frettés (connectiques embarquées). L'assemblage le plus représentatif reste le contact aube / disque (Figure 1.1). Ce contact de référence est donc considéré pour développer ces travaux de recherche.

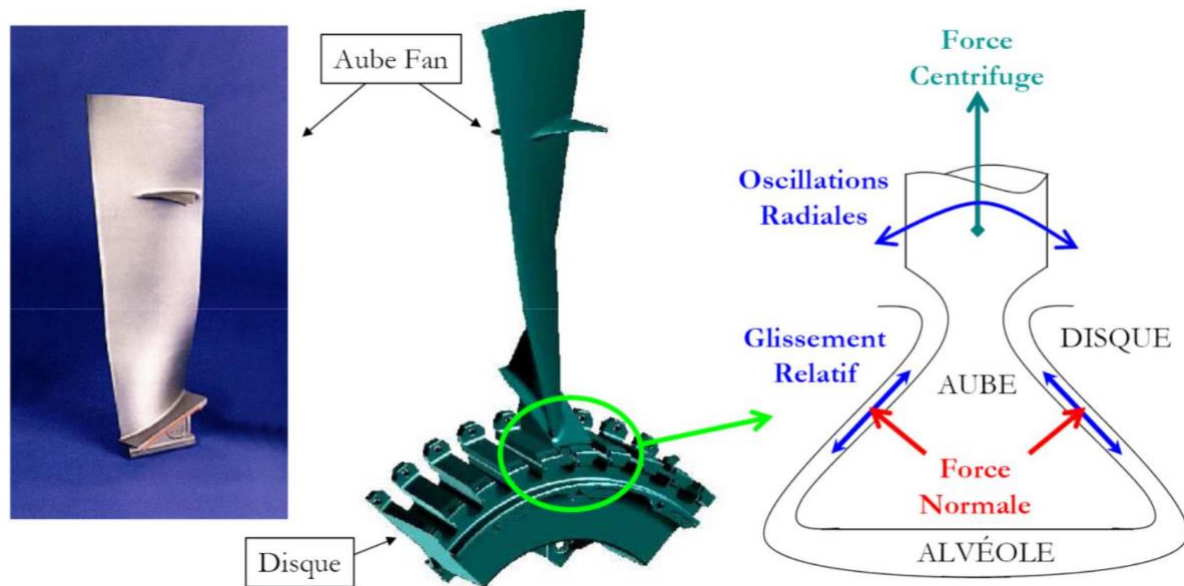


Figure 1.1 : Description du contact aube / disque [Soria 2017]

La liaison mécanique entre l'aube et le disque est appelée "queue-d'aronde". Elle combine un effort généré par la force centrifuge ; et des micro-glissements alternés de fretting, engendrés par les vibrations dues aux fortes vitesses de rotation et aux effets aérodynamiques. Le chargement de fretting est ici associé à un chargement de fatigue induit par le chargement normal, sous la forme de la force centrifuge.

### I.3. Le fretting

#### I.3.i. Définition et géométries mises en jeu

Varenberg et al. [2004] proposent la définition suivante du fretting : " le fretting est un déplacement relatif cyclique entre deux surfaces en contact, ayant une distribution non uniforme des déplacements relatifs dans le contact ". Le fretting en tant que sollicitation de faibles déplacements se rencontre donc dans de nombreux domaines tels que : la connectique automobile [Pompanon 2019], l'aéronautique (contact aube / disque dans les différents étages de turbocompresseurs) ou encore le ferroviaire [Ribeaucourt 2007] (au niveau des bogies). Pour les essais en laboratoire, nous considérons les trois géométries simplifiées suivantes (Figure 1.2) :

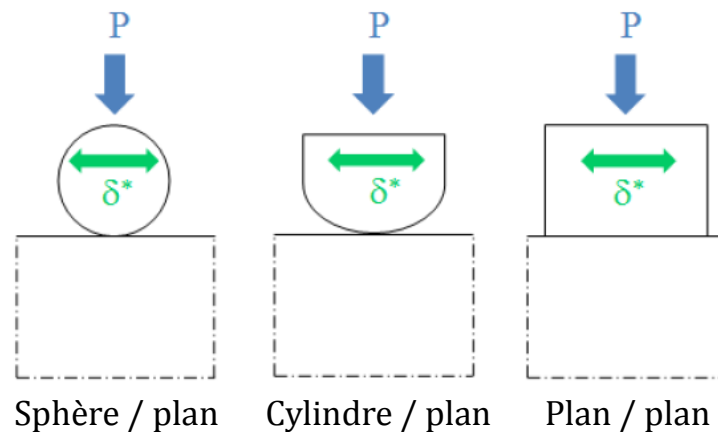


Figure 1.2 : Géométries de référence pour un contact de fretting simple [de Pannemaecker 2015]

- Sphère / Plan : ce contact 3D, non conforme, a été formalisé par Hertz [1882] et Hamilton [1983] pour le cas élastique. Expérimentalement, c'est le plus simple à obtenir car ne nécessitant aucun alignement. Il est généralement plus utilisé pour analyser l'usure que la fissuration, même si Mindlin [1949] le décrit dans le cadre du glissement partiel. Numériquement, il nécessite une modélisation tridimensionnelle.
- Cylindre / plan : ce contact est considéré comme 2D. Analytiquement il a également été décrit par Hertz [1882] et Mindlin [1949] pour des contacts élastiques. Expérimentalement un seul alignement est à réaliser. Numériquement, c'est le contact le plus étudié, car il peut être simulé en 2D considérant une hypothèse de déformation plane (Szolwinski et al. [1996], Proudhon [2005]). Il en existe un formalisme analytique (McEwen [1949]) et il est également possible de conduire des simulations par éléments finis.
- Plan / plan : analytiquement, c'est le contact le moins maîtrisé en raison des fortes discontinuités des profils de pressions et cisaillement notamment aux bords des contacts. Ciavarella et al. [1998] proposent une solution analytique pour un contact plan / plan avec un congé en guise de bord de contact. Expérimentalement c'est également le contact le plus compliqué à mettre en place vis-à-vis de l'alignement de l'interface, bien que le plus présent dans l'industrie.

L'ensemble de ces travaux considère le contact cylindre / plan

### I.3.ii. Contraintes en surface : théories de Hertz et de Mindlin

Les profils de pression et de cisaillement du contact cylindre / plan en glissement partiel sont établis par l'approche élastique de Hertz-Mindlin. Il est ainsi possible de décrire le contact entre un plan semi-infini d'épaisseur  $W$  et un cylindre de rayon  $r$ , de longueur de contact  $L$  et soumis à un effort  $P$  exprimé en N/mm rapporté à longueur du cylindre  $L$  (Figure 1.3). Il en résulte une zone de contact rectangulaire de largeur  $2a$  et de longueur  $L$ . Compte-tenu de la géométrie, on se place dans un plan  $(x, z)$  en deux dimensions, s'affranchissant de  $L$  (à l'exception de  $P$  qui sera exprimé en N/mm pour tenir compte de l'effort linéique).

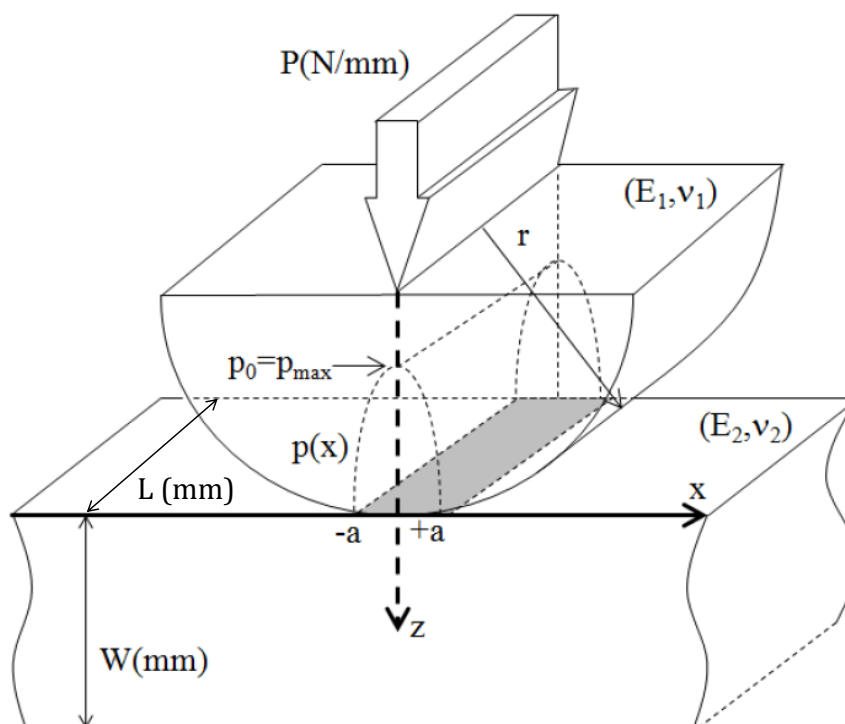


Figure 1.3 : Configuration de contact hertzien cylindre / plan avec  $P$  la force normale,  $p(x)$  la pression de surface,  $r$  le rayon du cylindre,  $a$  la demi-largeur de contact et  $W$  la profondeur du plan

Le profil de pression Hertz est décrit par la Figure 1.3 et exprimé par la relation suivante :

$$p(x) = p_{max} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \quad (1.1)$$

où  $p_{max}$  est le maximum de la pression de contact au centre de l'interface cylindre / plan, donnée par :

$$p_{max} = p_0 = \frac{2P}{\pi a} = \sqrt{\frac{PE^*}{\pi r}} \quad (1.2)$$

$$\text{avec } a = \sqrt{\frac{4Pr}{\pi E^*}} \text{ et } \frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (1.3)$$

Ici,  $r$  le rayon du cylindre et les couples  $(E_1, \nu_1)$  et  $(E_2, \nu_2)$  sont les couples (module de Young, coefficient de poisson) respectivement du cylindre et du plan.

En glissement total (glissement généralisé dans l'interface) on a le profil de cisaillement  $q(x)$  qui est directement proportionnel au profil de pression  $p(x)$  par l'intermédiaire du coefficient de frottement  $\mu$ . Lorsque l'amplitude de l'effort tangentiel est inférieure à la mise en glissement généralisée ( $Q^* < \mu.P$ ), une condition de glissement partiel est alors observée avec une zone collée au centre du contact  $|x| < c$  (Figure 1.4) et des zones glissantes sur les bords latéraux  $c < |x| < a$ .

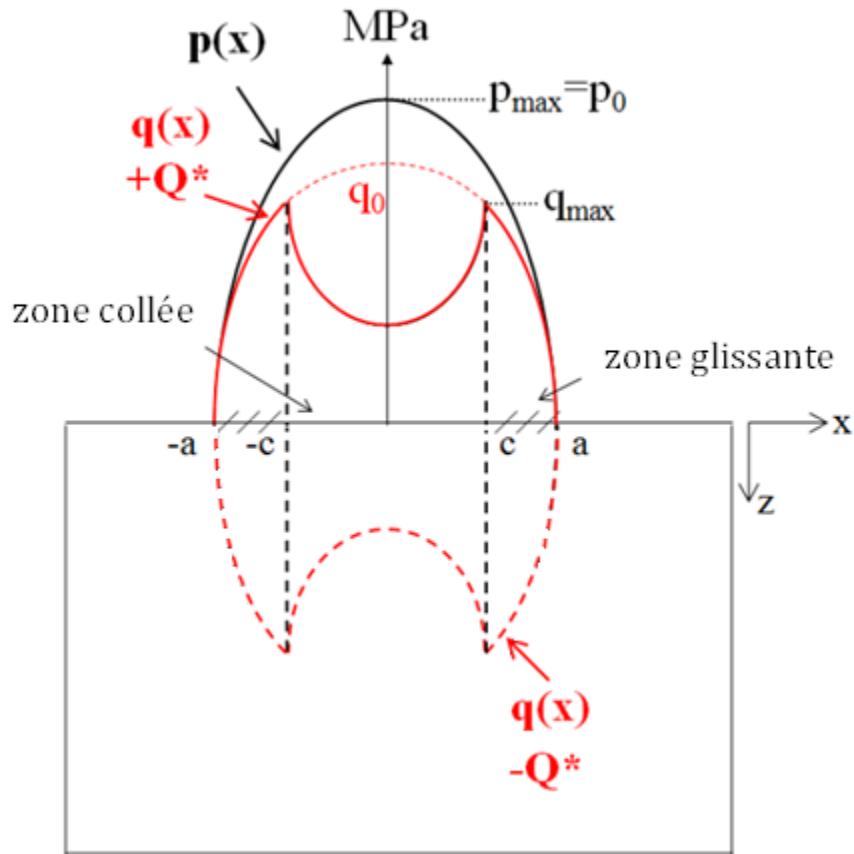


Figure 1.4 : Distribution de pression et cisaillement d'après les formulations de Hertz-Mindlin pour un contact cylindre / plan et glissement partiel à  $\pm Q^*$

Aux extremums de chargement (à  $-Q^*$  et  $+Q^*$  selon l'axe  $x$ ), Mindlin [1949] décrit analytiquement le cisaillement  $q$  comme suit :

$$q_{+Q^*}(x, a, c) = \left\{ \begin{array}{l} q_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \text{ pour } c \leq |x| \leq a \\ q_0 \left[ \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} - \frac{c}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c}\right)^2} \right] \text{ pour } |x| \leq c \end{array} \right\} \quad (1.4)$$

$$\text{et } q_{-Q^*}(x, a, c) = -q_{+Q^*}(x, a, c) \quad (1.5)$$

Le cisaillement maximal  $q_{max}$  est observé pour  $|x| = c$  défini comme suit :

$$q_{max} = q_0 \sqrt{1 - k^2} \quad (1.6)$$

$$\text{avec } k = \frac{c}{a} = \sqrt{1 - \frac{Q^*}{\mu P}} \text{ et } q_0 = \mu p_0 \quad (1.7)$$

Ces expressions nous donnent donc la forme des contraintes de pression et de cisaillement, tracés en Figure 1.4.

### I.3.iii. Conditions de glissement

La condition de glissement est un élément déterminant dans la caractérisation des sollicitations. La transition entre fretting et glissement alterné (*reciprocating*) est généralement définie par un ratio de glissement  $e$ , tel que  $e = \delta_g^*/a$  où  $\delta_g^*$  et  $a$  correspondent respectivement à l'amplitude de glissement et à la demi-largeur de contact (Figure 1.5) [Fouvry 1997]. Ce ratio de glissement  $e$  permet de faire la distinction entre une sollicitation de fretting ( $e < 1$ ) et un glissement alterné. De plus, en glissement alterné l'ensemble de la surface frottée du plan est alors au moins une fois exposée à l'atmosphère ambiante.

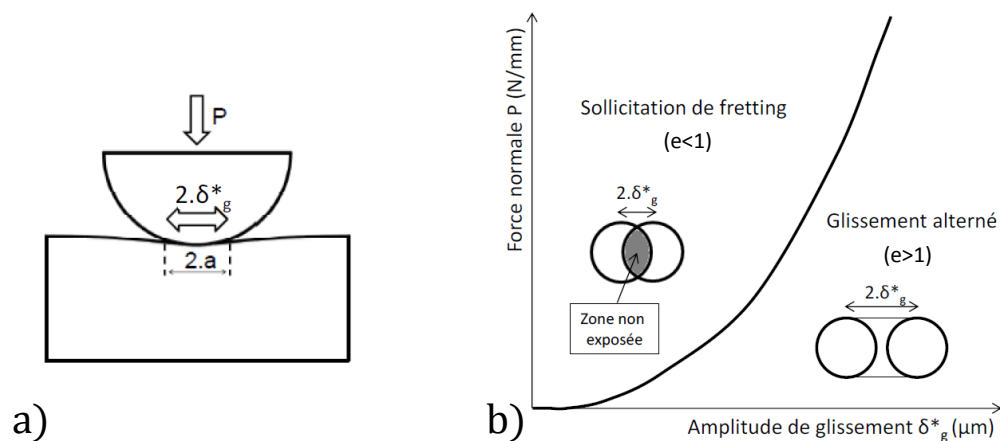


Figure 1.5 : a) schéma d'un contact cylindre-plan, b) définition des deux domaines tribologiques (fretting et glissement alterné)

Le domaine de fretting se décompose une fois de plus en deux domaines distincts en fonction de l'amplitude de débattement. D'une part, pour des amplitudes de

déplacement faibles, le glissement est dit " partiel " avec un contact qui présente une zone collée entourée d'une zone de glissement ; tandis que pour des déplacements plus grands, on parle de glissement total et toute la surface de contact est glissante. Ces deux conditions de glissement génèrent des endommagements différents. Le régime de glissement partiel favorise la fissuration tandis que le régime de glissement total favorise l'usure. Ainsi, la différence d'endommagement est une conséquence du régime de glissement. Il existe, au niveau de la transition, une compétition entre l'usure et la fissure, comme étudié par Waterhouse [1981] ou plus récemment par Madge [2008]. L'évolution de l'effort tangentiel  $Q$  en fonction du déplacement  $\delta$  au cours d'un cycle de chargement forme une boucle qu'on appelle " cycle de fretting " et qui se présente sous la forme d'une hystérésis fermée dans le cas d'un glissement partiel (Figure 1.6).

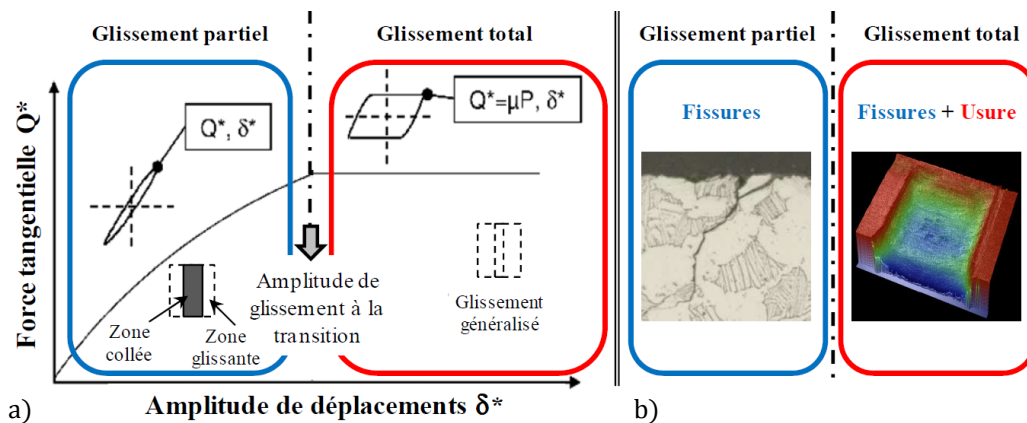


Figure 1.6 : a) Conditions de glissement en fonction de l'amplitude de débattement b) endommagements résultants

### I.3.iii.a. Glissement partiel

Le glissement partiel se déroule en fretting lorsque l'amplitude de déplacement  $\delta^*$  est inférieure à l'amplitude de transition  $\delta^*_t$ . Dans cette configuration, le contact consiste en une zone collée centrale, bordée de part et d'autre par une zone glissante. L'amplitude de l'effort tangentiel  $Q$  évolue proportionnellement à l'amplitude de déplacement  $\delta^*$ , d'où la présence d'une hystérésis fermée. La présence de zones glissantes latérales découle du fait que tout le débattement ne peut pas être absorbé par la déformation élastique dans la zone collée. La présence de deux zones distinctes à



l'interface s'explique également par le profil de cisaillement en surface, comme décrit explicitement par Mindlin [1953] et Cattaneo [1938]. La condition de glissement partiel génère de très forts gradients de contrainte. D'autre part, le chargement maximal reste concentré en bordure de contact et favorise l'amorçage de fissures (cf. Figure 1.7).

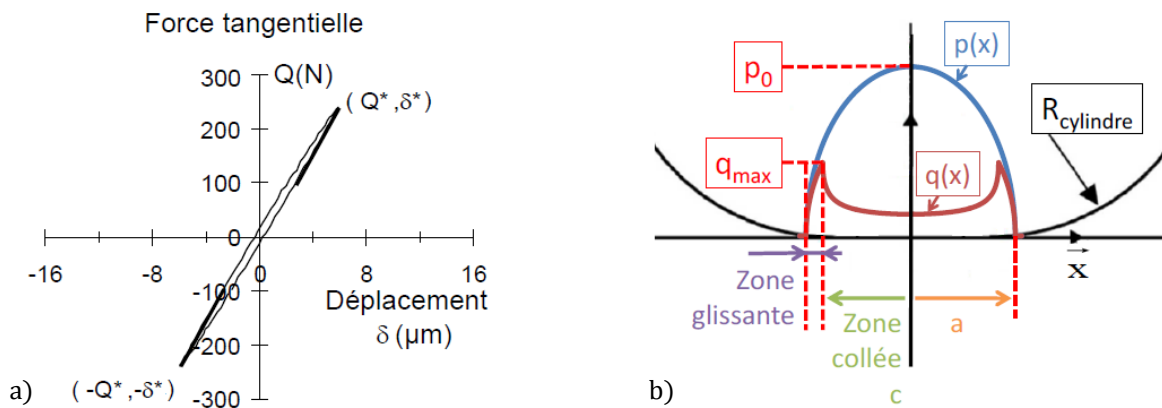


Figure 1.7 : Comportement du contact en glissement partiel a) boucle d'hystérésis b) profils de pression et de cisaillement

### I.3.iii.b. Glissement total

Le glissement total, quant à lui, se produit lorsque l'amplitude  $\delta^*$  est supérieure à l'amplitude de transition  $\delta^*_t$ . Il n'existe plus de zone collée et l'ensemble du contact est glissant. Le cycle de chargement (Figure 1.8.a) présente une forme trapézoïdale avec un plateau tel que  $Q^* = P \cdot \mu_{GT}$  sur une distance de  $2\delta_0$  avec  $\mu_{GT}$  le coefficient de frottement en glissement total (cf. Figure 1.9.c). Les profils de pression et cisaillement suivent une description hertzienne du contact cylindre / plan.

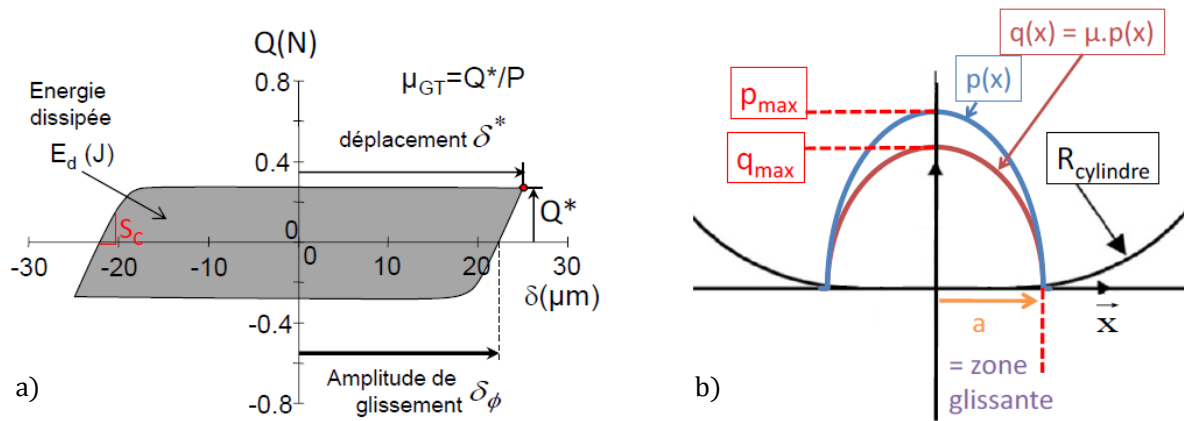


Figure 1.8 : Comportement du contact en glissement total a) cycle de chargement b) profils de pression et de cisaillement

### I.3.iii.c. Frontière entre glissement partiel et total

L'amplitude de glissement apparaît comme un paramètre majeur définissant la condition de glissement. Pour déterminer la transition entre glissement partiel et total, on réalise un essai à débattement variable. Ce type d'essai consiste, pour une force normale fixée, à augmenter progressivement l'amplitude de débattement (+0.2  $\mu\text{m}$  tous les 100 cycles par exemple) (Figure 1.9.a). L'augmentation lente et progressive de l'amplitude de débattement provoque une augmentation de l'amplitude de la force tangentielle  $Q^*$ .

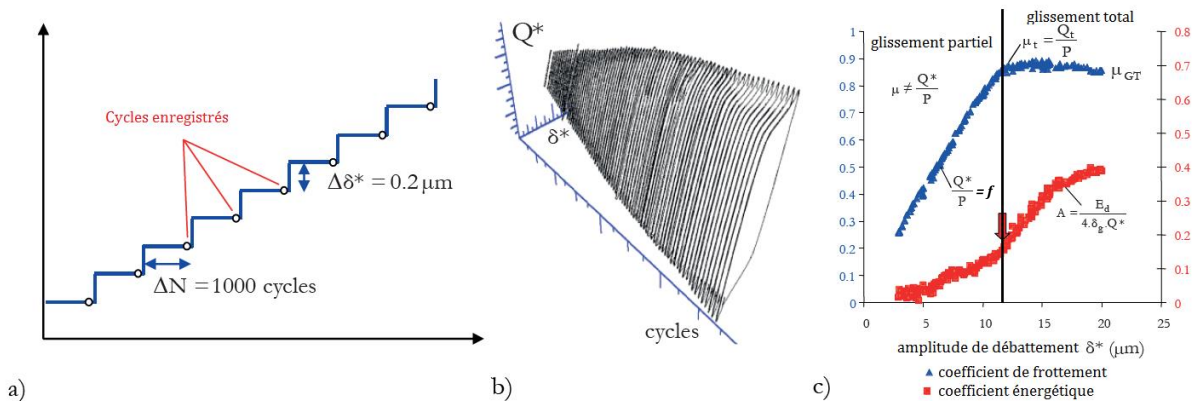


Figure 1.9 : Essai de débattement variable a) méthode incrémentale b) buche de fretting c) évolution des grandeurs caractéristiques (Kubiak [2006])

L'évolution du chargement, tracé en fonction de  $Q^*$  et  $\delta^*$  (cycle de fretting) permet de mieux appréhender la condition de glissement dans le contact. On peut ainsi tracer l'évolution de l'amplitude de la force tangentielle  $Q^*$  et donc du ratio  $f = Q^*/P$  au cours de l'essai. En effet, sur la Figure 1.9.c,  $f$  évolue de manière quasi linéaire avec  $\delta^*$  en glissement partiel. Tant que le contact est en glissement partiel,  $f$  est différent du coefficient de frottement ( $f \neq \mu$ ). Lorsque  $f$  atteint son maximum (Figure 1.9.c) et est égal au coefficient de frottement : on définit  $\mu_t = f_t = Q_t^*/P$  à la transition glissement partiel / glissement total. Après la transition de glissement, le coefficient de frottement diminue légèrement avant de se stabiliser de manière asymptotique vers  $\mu_{GT}$ ; valeur définie comme le coefficient de frottement en glissement total. En effet, l'usure générée en glissement total donne lieu à un lit de débris qui tend à accommoder l'interface et à réduire le coefficient de frottement.

#### **I.3.iii.d. Critères de transition**

L'analyse de l'évolution de  $f$  a été complétée par Fouvry [1997], définissant trois critères permettant de quantifier la transition dans le cadre d'un contact élastique, basés sur les paramètres observés au cours d'un essai expérimental :

- $E_d$  : énergie dissipée dans le contact (i. e. l'aire du cycle de fretting)
- $E_t$  : énergie totale du système (i.e. l'aire du rectangle contenant le cycle de fretting)
- $E_{d0}$  : énergie d'un cycle de fretting idéalement quadratique
- $\delta^*$  : amplitude de glissement
- $\delta_0$  : déplacement pour une force tangentielle nulle.

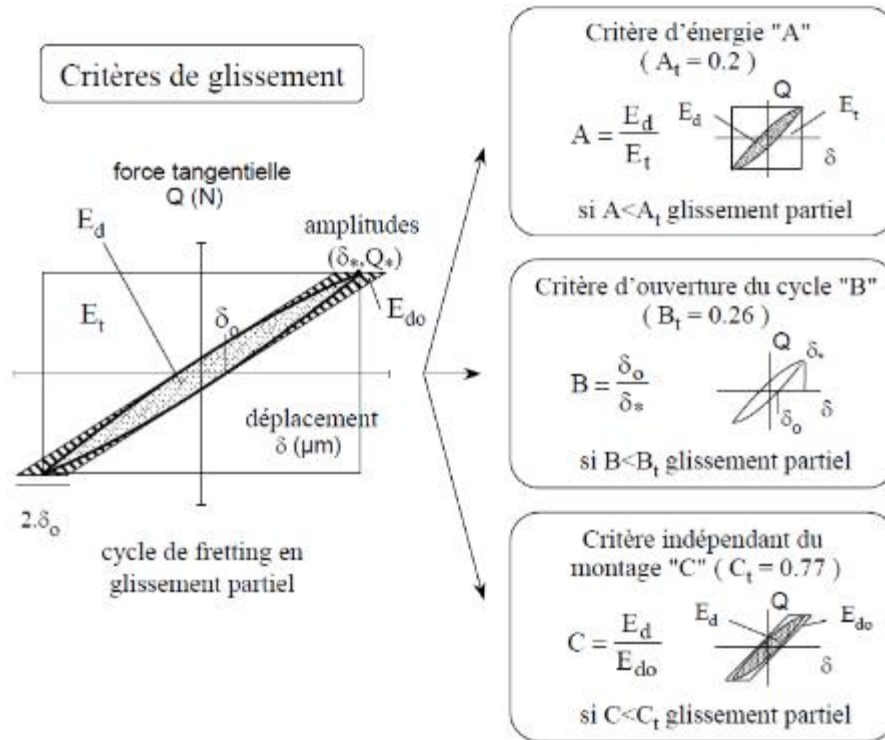


Figure 1.10 : Critères de transition permettant de quantifier la condition de glissement à partir d'un cycle de fretting [Fouvry 1997]

Fouvry et al. montrent (Figure 1.10), que trois critères de transition entre glissement partiel et total peuvent être établis pour un contact sphère / plan, à partir des formulations de Mindlin et ceci indépendamment de la taille et de la nature du contact dans la mesure où les hypothèses de Hertz sont vérifiées :

- $A = E_d / E_t$  : le contact est en glissement partiel si  $A < A_t$
- $B = \delta_o / \delta_s$  : le contact est en glissement partiel si  $B < B_t$
- $C = E_d / E_{do}$  : le contact est en glissement partiel si  $C < C_t$

Les critères A (utilisé le plus fréquemment) et B sont dépendants du banc d'essai et de sa raideur, car dépendants de  $\delta^*$ . Il s'avère cependant qu'ils sont stables puisqu'ils utilisent des grandeurs facilement mesurables. Le troisième critère, C, est quant à lui indépendant du banc d'essai mais beaucoup plus complexe à exploiter parce qu'il utilise les deux grandeurs  $E_{do}$  et  $\delta_o$  qui sont très faibles en glissement partiel et donc leurs mesures induisent une forte dispersion expérimentale Figure 1.9.c. Ces trois variables

(A, B et C) présentant une discontinuité nette, elles permettent de déterminer simplement la transition de glissement.

### I.3.iv. Régimes de fretting

De façon à prendre en compte l'évolution dans le temps, on considère le concept de régime de glissement. Ces régimes de glissement sont étudiés sous la forme d'un graphique à trois axes représentant l'évolution de  $Q$  et  $\delta$  en fonction du nombre de cycles  $N$  formant une " buche de fretting " (Figure 1.11) par P. Blanchard [1991], Z. Zhou [1992] Les régimes sont définis comme suit :

- Régime de Glissement Partiel (RGP) : le contact est soumis à une condition de glissement partiel durant la totalité de l'essai,
- Régime de Glissement Mixte (RGM) : la condition de glissement évolue au cours de l'essai entre glissement total et partiel,
- Régime de Glissement Total (RGT) : le contact est soumis à une condition de glissement total durant la totalité de l'essai.

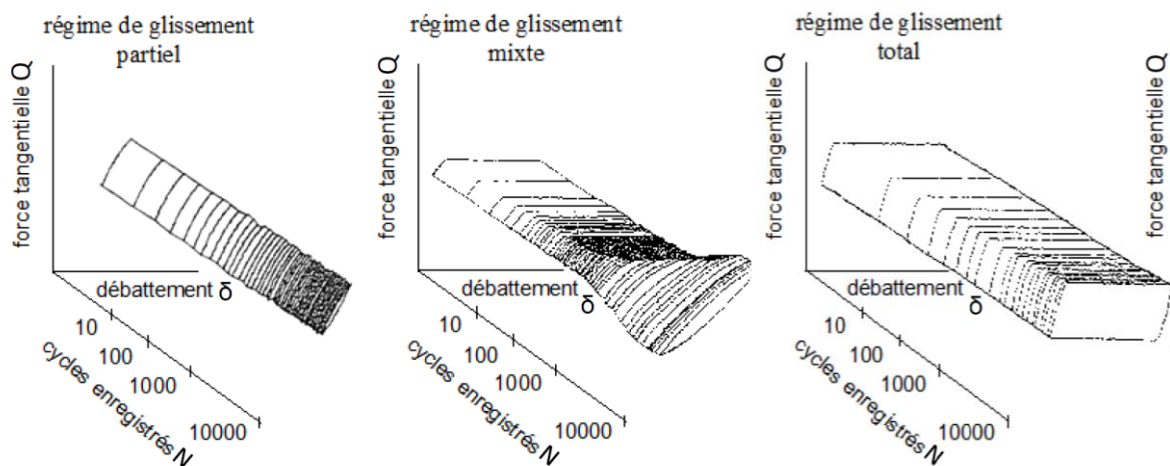


Figure 1.11 : Régimes de glissement observés lors d'un essai de fretting : buches de fretting (d'après Fouvry [1997])

La maîtrise du régime de glissement revêt donc un caractère important dans la maîtrise du mode d'endommagement. Chaque régime engendre des endommagements

qui lui sont propres. De nombreux travaux par Blanchard [1991], Zhou [1992], Vingsbo & Schön [1993] ou Fouvry [1997] montrent que le régime de glissement partiel est responsable de la fissuration tandis que le régime de glissement total provoque principalement de l'usure. Le régime de glissement mixte présente les deux types d'endommagements.

Par conséquent, pour chaque régime de glissement (partiel ou total), il est possible d'établir une cartographie de l'endommagement (Figure 1.12).

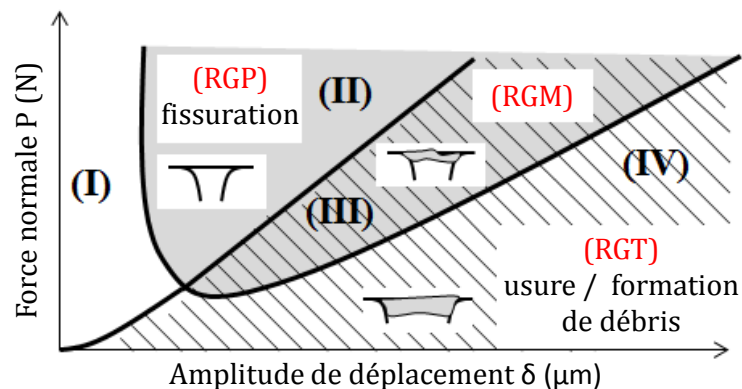


Figure 1.12 : Cartographie des endommagements en fonction du régime de glissement

Pour de très faibles déplacements sous un régime de glissement partiel, aucun dommage n'est à constater compte tenu des faibles efforts mis en jeu (zone I). Au-delà d'un certain seuil de déplacement, donc d'un chargement seuil tangentiel en glissement partiel, nous voyons apparaître la zone II qui correspond à l'amorçage des fissures sans pour autant générer de l'usure ni la formation de débris. A l'extrémité de cette cartographie, pour de grands déplacements, et donc du glissement total, l'usure devient le phénomène prédominant (zone IV). Enfin, la zone III correspond au régime mixte, qui voit s'amorcer des fissures tout en présentant de l'usure par frottement.

## I.4. Association de la fatigue au fretting

### I.4.i. Couplage fretting et fatigue

Waterhouse [1981] montre que la sollicitation de fretting est très souvent associée à un chargement de fatigue (Figure 1.13).

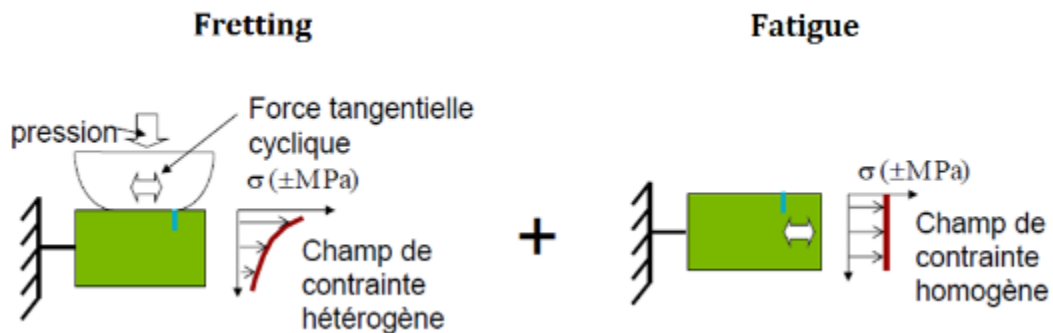


Figure 1.13 : Description du fretting-fatigue par superposition des efforts

Le chargement de fretting, maximum en surface, favorise l'amorçage alors que le chargement de fatigue permet la propagation des fissures. En fonction du niveau de fretting et de fatigue, trois comportements peuvent être observés : ① pas d'amorçage donc pas de fissure (NA, domaine de Non-Amorçage), ② amorçage puis arrêt de fissuration donc sans propagation (NP, domaine de Non-Propagation) et ③ propagation jusqu'à rupture (R). Fouvry et Kubiak [2009] proposent une représentation graphique de cette réponse sous la forme d'une carte de fretting-fatigue pour une condition de glissement partiel donnée (Figure 1.14).

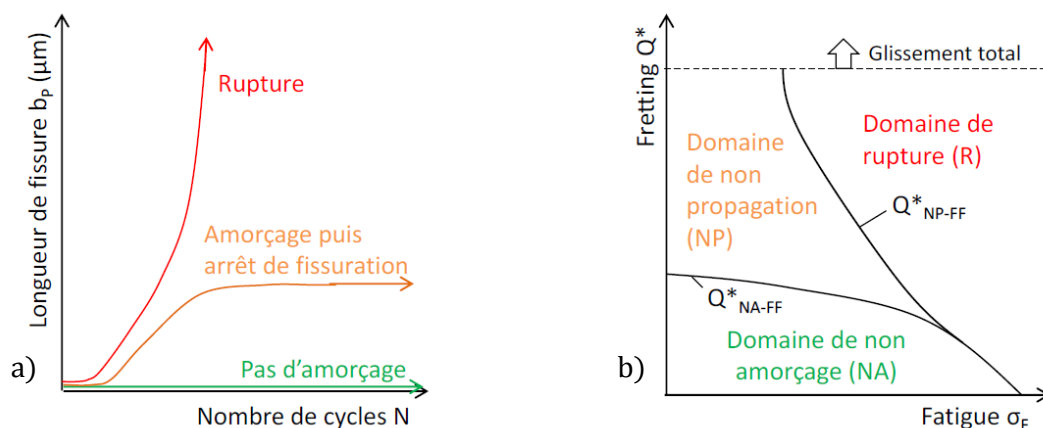


Figure 1.14 : a) classification des fissures en fonction de la longueur de fissure  $b_p$  et du nombre de cycles  $N$  b) carte de fretting associée

La carte de fretting, tracée à partir de la force tangentielle maximale  $Q^*$  et de la contrainte de fatigue  $\sigma_F$  définit de cette manière deux frontières : la frontière de non-amorçage  $Q^*_{NA-FF}$  et la frontière d'arrêt de fissuration  $Q^*_{NP-FF}$ . Néanmoins, cette représentation graphique n'est valable que pour une configuration particulière (géométrie du contact, force normale, rapport de charge de fatigue et nombre de cycles). Arnaud et al. [2020] ont par la suite étendu cette approche au domaine de glissement total en simulant l'effet de l'usure qui réduit le domaine d'amorçage mais aussi de la propagation des fissures.

#### I.4.i.a. Fissuration sous chargement de fatigue

Pour comprendre le couplage fretting-fatigue, il est important de comprendre comment se comportent les fissures amorcées par le fretting sous l'influence de la fatigue. La vie d'une fissure (cf. Figure 1.15 d'après Newman [1998]), que ce soit en fretting également, suit trois phases régies par divers paramètres et qui sont résumées par Schijve [2001] de la manière suivante :

- Une période d'amorçage durant laquelle des microfissures apparaissent, invisible à l'œil nu et de l'ordre de quelques dizaines de microns
- Une période de propagation, période de transition entre les micro et macro-fissures par une croissance stable de ces dernières
- Une période de propagation rapide correspondant à une croissance exponentielle et catastrophique des fissures jusqu'à rupture de la pièce

Différents facteurs relatifs aux concentrations de contraintes s'appliquent à ces phases successives de la vie en fatigue d'une pièce tel que décrit par Schijve [1979]. L'amorçage est décrit et contrôlé par le facteur de concentration de contraintes  $K_t$  tandis que la propagation se réfère plutôt à la variation du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ . Enfin, le FIC critique  $K_{IC}$ , ou la ténacité, permet de formaliser la rupture finale d'un échantillon ou d'un composant.



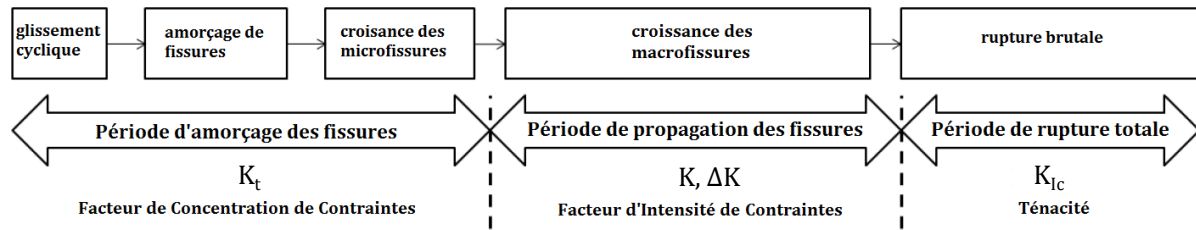
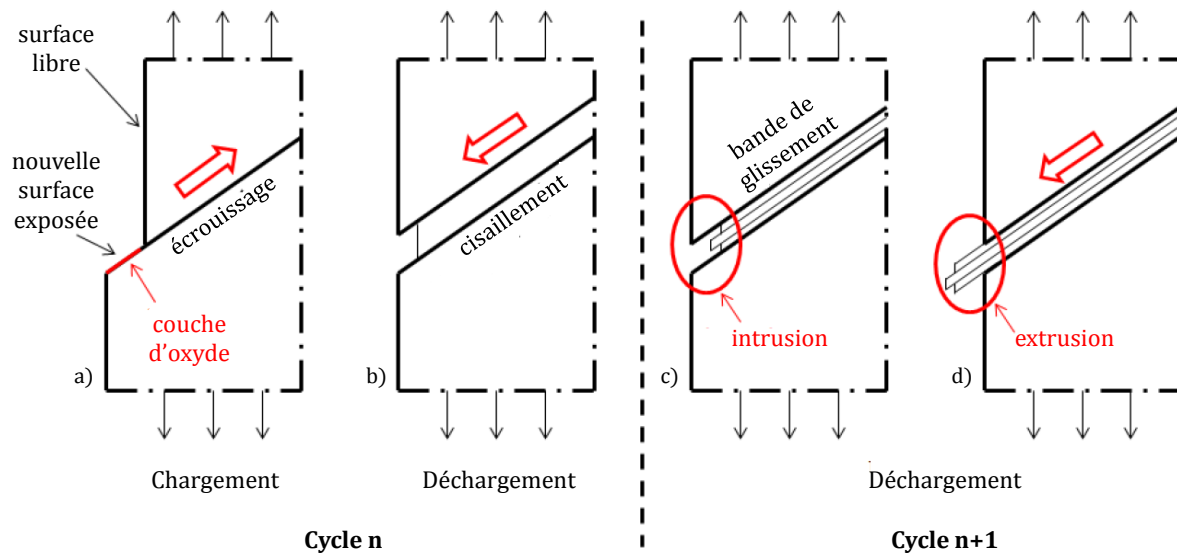


Figure 1.15 : Différentes phases de fatigue et les facteurs correspondants [Newman 1998]

#### I.4.i.b. Le phénomène d'amorçage en fatigue

Bien que n'étant pas traité dans ces travaux, il est important de décrire le processus d'amorçage des fissures. L'amorçage d'une fissure dans les métaux est la conséquence de phénomènes de plasticité à l'échelle du grain. La Figure 1.16 décrit, pour un matériau lisse et sans défaut, le mécanisme menant à l'amorçage de fissures par l'intermédiaire des Bande de Glissement Persistantes (BGP). A l'échelle microscopique, les grains sont orientés de manière aléatoire. Dans les grains les plus défavorablement orientés vis-à-vis du cisaillement, une sollicitation cyclique va engendrer le déplacement des dislocations. Au fur et à mesure des cycles, ces dislocations vont se regrouper et former des structures appelées Bandes de Glissements Persistantes. Les mouvements de va et vient des bandes de glissement conduisent à la formation d'intrusions et d'extrusions de matière à la surface, combiné à un phénomène d'oxydation (Figure 1.16.a). Ceci est le premier signe d'un endommagement irréversible du matériau. Cycle après cycle, les intrusions et extrusions de surfaces engendrent des concentrations de contrainte et l'amorçage de microfissures.



**Figure 1.16 : Formation des bandes de glissement pour un métal soumis à de la traction cyclique uniaxiale a) formation d'une nouvelle surface b) endommagement irréversible c) intrusion d) extrusion [Schijve 2001]**

Le niveau de contraintes en pointe d'une microfissure initiée par une BGP croît lorsque cette fissure (phase I) se propage. Dès que le niveau de contraintes est suffisamment élevé, de nombreuses bandes de cisaillement sont activées en pointe de fissure provoquant un changement d'orientation de la direction de fissuration. La direction de propagation devient perpendiculaire au chargement principal (phase II). Ce mécanisme est illustré dans la Figure 1.17. Newman [1998] rappelle les deux différentes phases d'amorçage d'une fissure : la phase I apparaît en présence d'une seule bande de glissement tandis que la phase II implique de nombreuses bandes de cisaillement en pointe de fissure. Une fissure peut croître directement en phase II (sans passer par la phase I) en présence de défauts de surface.

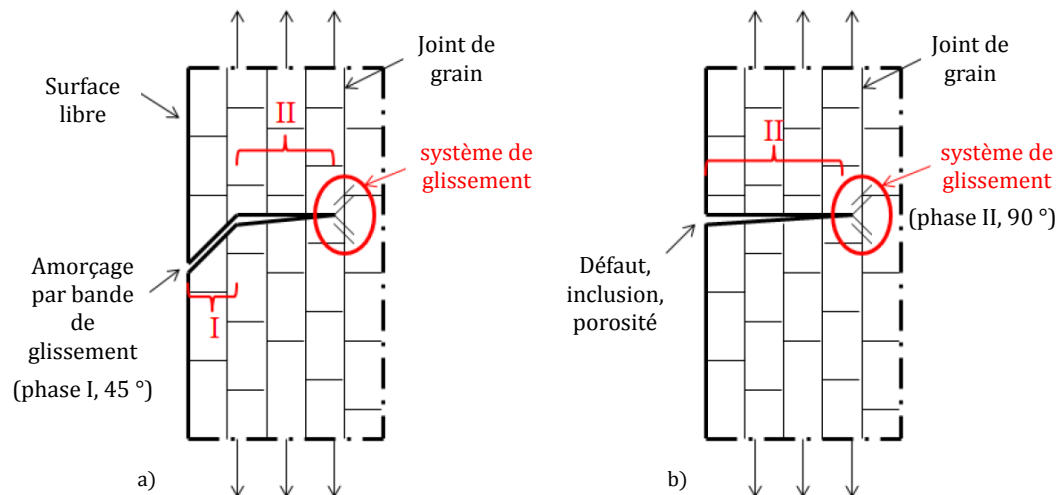
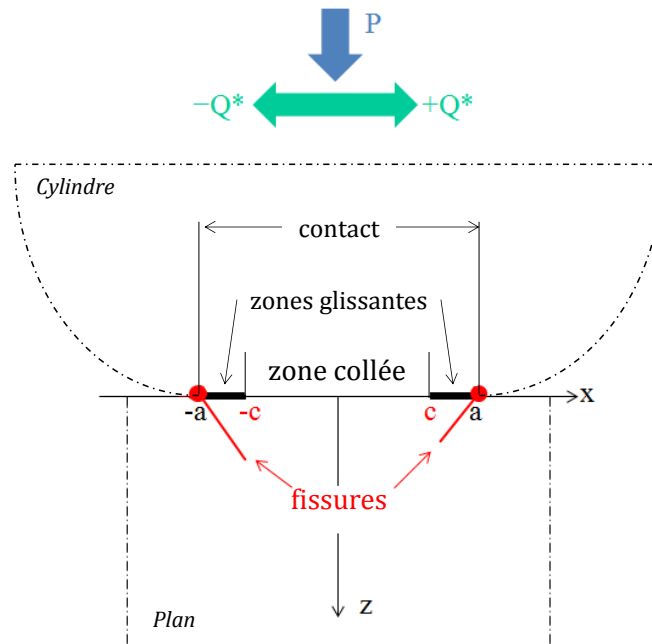


Figure 1.17 : Représentation schématique de la transition entre une fissuration en phase I et II a) amorçage par bande de glissement phase I et II b) amorçage par singularité phase II uniquement [Forsyth 1961] [Morris 1976]

En pratique, les matériaux présentent de nombreux défauts de surface, tels que des pores, rayures ou inclusion, qui facilitent l'amorçage des fissures. Ces discontinuités géométriques produisent une hétérogénéité des contraintes, favorisant l'amorçage d'une fissure.

#### I.4.ii. La fissuration en fretting-fatigue

Comme énoncé précédemment, la fissuration sous contraintes de fretting se déroule principalement en glissement partiel et dans la zone du contact présentant du glissement (bord de contact). Les travaux de Buckley [1983], Kuno [1989] et Nakazawa [1992], convergent vers le consensus suivant : le glissement dans les zones latérales du contact maximise le cisaillement en surface (contrainte de Tresca) ce qui favorise un multi-amorçage dans la zone de glissement. Cependant le maximum de la contrainte principale alternée est généré en bordure de contact ( $|x| = a$ ) ce qui favorise en ce point la fissuration principale (Figure 1.18 et Figure 1.19).



**Figure 1.18 : Schéma d'un contact cylindre / plan en fretting simple, mise en évidence des zones composant le contact et de la fissuration en bord de contact**

Le processus de multi-fissuration tend à s'étendre au fur et à mesure que l'on s'approche de la transition. Lamacq [1997] montre que deux phénomènes sont responsables de l'amorçage en fretting : le mécanisme d'extrusion-intrusion similaire à une fissure de fatigue ou encore la traction engendrée par le chargement de fretting-fatigue (Figure 1.19).

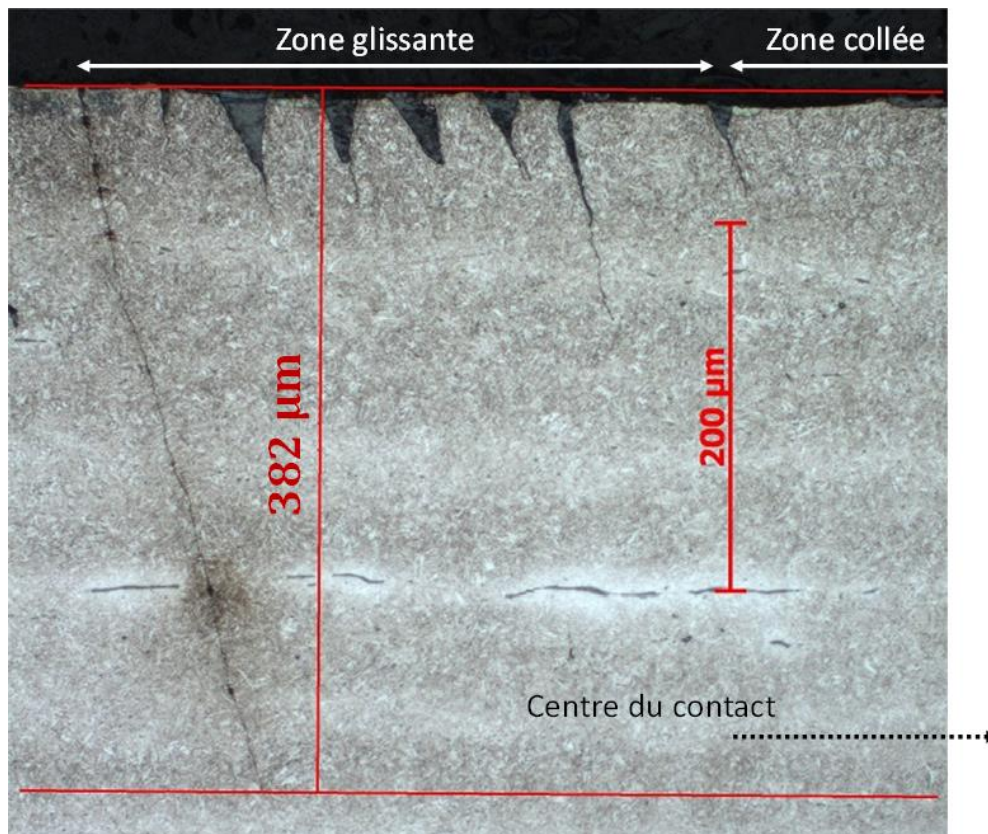


Figure 1.19 : Multi-fissuration observée pour un essai de fretting-fatigue (100C6 / 35NCD16,  $P = 795 \text{ N/mm}$ ,  $Q^* = 445 \text{ N/mm}$ ,  $\sigma_{\text{fat}} = 50 \text{ MPa}$ )

Proudhon [2005] utilisant des observations par tomographie par rayons X, détaille de manière plus précise, le processus de fissuration en condition de fretting fatigue. Il recense quatre étapes schématisées en Figure 1.20. Dans la première phase ①, des microfissures sont générées au sein des grains mal orientés. Ces fissures sont d'abord bloquées aux joints de grains. Un phénomène de coalescence avec les fissures adjacentes se produit permettant le franchissement de ces barrières microstructurales ②. A la suite de la coalescence de la fissure le long de la génératrice, la propagation se développe en sous-couche. Au cours des phases ③ et ④, la fissure qui était oblique par rapport à la direction de fretting à l'étape précédente présente alors un branchement et propage suivant une direction normale à la surface. La fissure poursuit sa propagation en sous-couche suivant un front homogène. Cet aspect est important, car il suggère que la mesure de la longueur de fissuration  $b$  suivant l'axe médian est bien représentative du plan de propagation de la fissure.

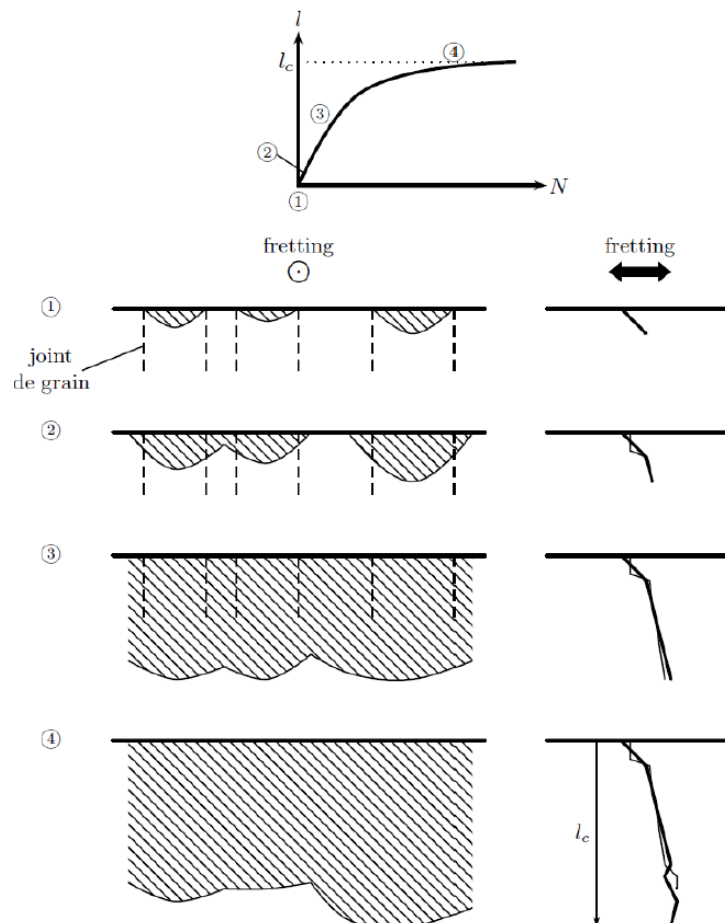


Figure 1.20 : Mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures de fretting, cas d'un alliage Al2024A  
[Proudhon 2005]

En complément de Proudhon (Figure 1.20), Lemaitre & Chaboche [2004] décrivent également la fissuration selon le point de vue des sollicitations plutôt que du point de vue microstructural. Selon les auteurs, quatre phases peuvent être identifiées :

① Phase d'accommodation

Les contraintes dans le contact engendrent des dislocations et des déformations plastiques. Ces déformations sont générées au voisinage des singularités, des défauts ou directement par la sollicitation.

② Phase d'amorçage

Le chargement tangentiel de fretting est le facteur prépondérant dans le phénomène d'amorçage. Les déformations plastiques et dislocations engendrent les

fissures dans les grains orientés préférentiellement (généralement entre 30 et 60° en fonction de nombreux paramètres). Ces microfissures, de quelques microns, vont croître indépendamment jusqu'à former une seule fissure qui sera détectable (5 à 10  $\mu\text{m}$ ) c'est à ce moment qu'une fissure est définie comme amorcée.

### ③ Phase de propagation pilotée par le contact

La fissure traversant les premiers grains se propage en suivant un comportement de fissures courtes. Une fois amorcée, la fissure se propage selon l'angle initial. Principalement sous l'influence du fretting tout en observant une influence de la force de fatigue croissante au fur et à mesure qu'elle s'éloigne de la surface.

### ④ Phase de propagation pilotée par la fatigue

Au-delà d'une certaine longueur, si seul un chargement de contact est imposé, la fissure s'arrête sans bifurquer. En revanche, dans le cas d'un chargement combiné de fretting et de fatigue, sous l'influence de la sollicitation de fatigue, la trajectoire de la fissure se redresse jusqu'à se propager orthogonalement au contact (angle de 90° par rapport à la direction du chargement de fatigue) pilotée uniquement en fatigue jusqu'à rupture en mode I.

## I.5. Comportement polycyclique des matériaux

### I.5.i. Limite de fatigue

L'endurance d'un matériau traduit sa capacité à résister à un nombre donné de cycles. On définit la limite de fatigue  $\sigma_d$ , contrainte en dessous de laquelle la durée de vie est supposée " infinie ". Pour des chargements supérieurs à ce seuil, l'endommagement est décrit par l'intermédiaire des courbes de Wöhler, ou courbes S-N, pour *Stress – Number of cycles* (Figure 1.21). Cette courbe permet d'estimer la durée de vie d'un matériau pour un chargement donné. L'évolution asymptotique de l'endurance  $\sigma_d$  à  $10^7$  cycles est généralement observée pour les aciers mais peut être mise en défaut pour les alliages d'aluminium qui présentent une réduction continue de la durée de vie. Ces

travaux se limiteront à  $10^6$  cycles et donc la limite d'endurance  $\sigma_d$  sera considérée pour l'analyse des résultats.

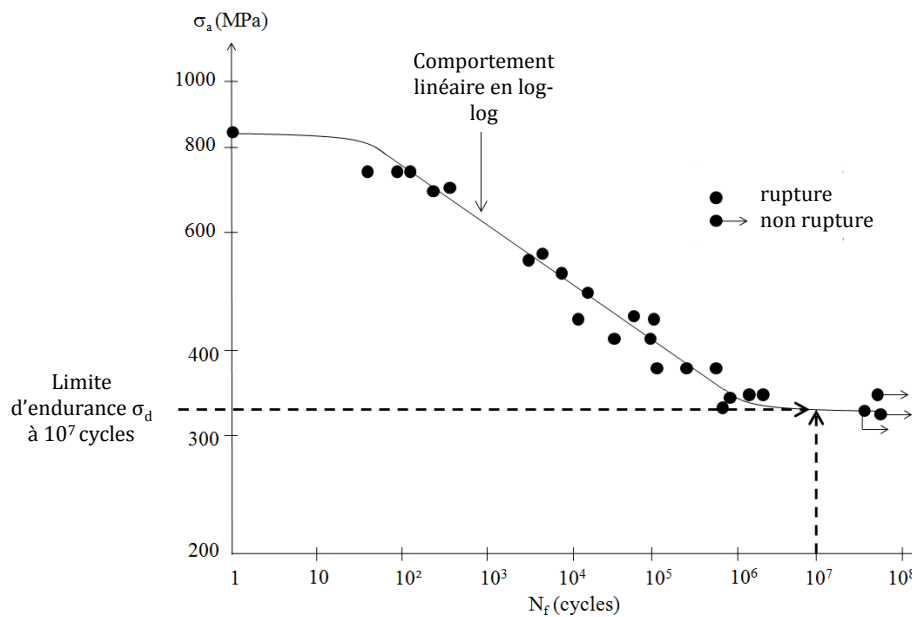


Figure 1.21 : Courbe de Wöhler d'un alliage d'aluminium [Grover 1951]

De nombreux modèles permettent d'estimer la durée de vie d'un matériau à partir des courbes de Wöhler [Castillo 2009]. Néanmoins, ces travaux n'ayant pas pour but de prédire la durée de vies des essais, la notion de durée de vie n'est pas développée.

### I.5.ii. Loi de Paris

Les courbes de Wöhler présentent de nombreuses limitations et notamment le fait de caractériser uniquement la rupture de l'échantillon, occultant la cinétique de propagation. L'approche la plus courante pour décrire la cinétique de fissuration d'une pièce soumise à un chargement cyclique est la loi de Paris. Paris et Erdogan [1963] proposent une courbe empirique quantifiant l'évolution de la vitesse de croissance d'une fissure  $db/dN$  en fonction de l'amplitude du FIC  $\Delta K$  (Figure 1.22). Trois zones sont ainsi définies en fonction de la valeur de  $\Delta K$  décrivant les étapes de l'endommagement par la fissuration. Une fissure dont l'amplitude du FIC est inférieure au seuil de non-



propagation de fissure longue  $\Delta K_{th}$  ( $th$  pour threshold) ne propage pas ou plus, on parle d'arrêt de fissuration.

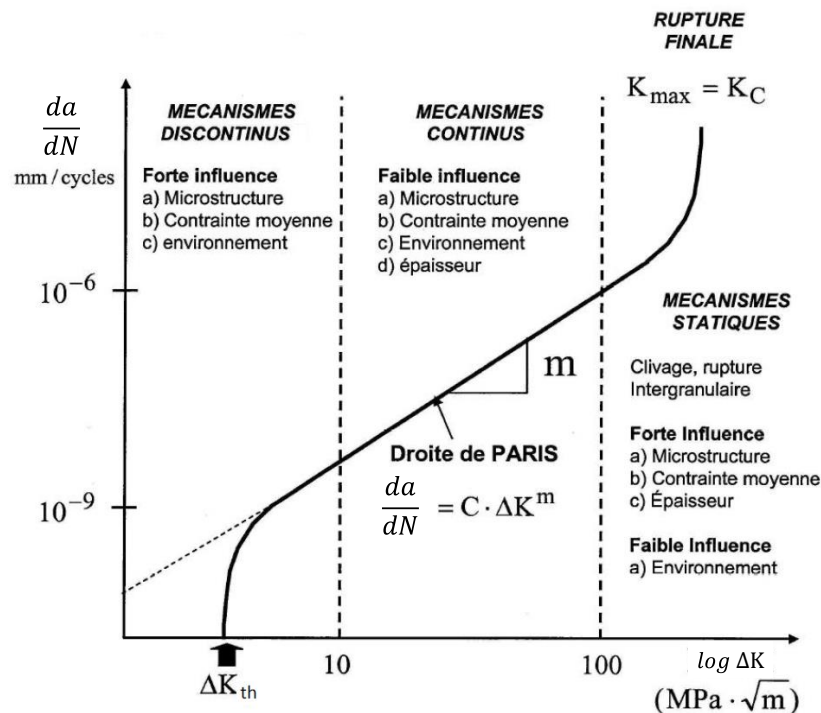


Figure 1.22 : Description de la courbe de Paris et des facteurs influents [Proudhon 2005, Paris 1963]

A contrario la rupture est considérée dès que la valeur du FIC dépasse une valeur critique  $K_c$ . Entre ces deux conditions, Paris et Erdogan montrent que le logarithme de la vitesse de propagation évolue linéairement avec le logarithme de  $\Delta K$ . Cette évolution linéaire est définie comme loi de Paris, soit :

$$\frac{db}{dN} = C \Delta K^m \quad (1.8)$$

avec  $b$  la longueur de fissure,  $N$  le nombre de cycles,  $K$  le FIC et enfin  $C$  et  $m$  des constantes dépendantes du matériau considéré. A partir des données expérimentales et en intégrant l'équation (1.8), il est possible de déterminer le nombre de cycles correspondant à une longueur de fissure donnée ( $b_0$  correspondant à la fissure initiale obtenue au bout de  $N_0$  cycles). La loi de Paris permet de bien décrire la cinétique de propagation.

$$N = \int_{b_0}^b \frac{db}{C \Delta K^m} + N_0 \quad (1.9)$$

### I.5.iii. Cas particulier des fissures courtes

Une partie des travaux présentés dans ce manuscrit traitant de l'arrêt de fissuration, il est nécessaire de s'assurer que les fissures arrêtées suivent un comportement de fissures longues. Miller [1982] caractérise les fissures courtes par le fait qu'elles ne suivent pas la propagation décrite par la loi de Paris. Le premier auteur à avoir observé ce comportement, Pearson [1975], rapporte que les fissures très courtes se propagent avec une vitesse supérieure aux fissures longues pour des FIC inférieurs à  $\Delta K_{th}$  (Figure 1.23).

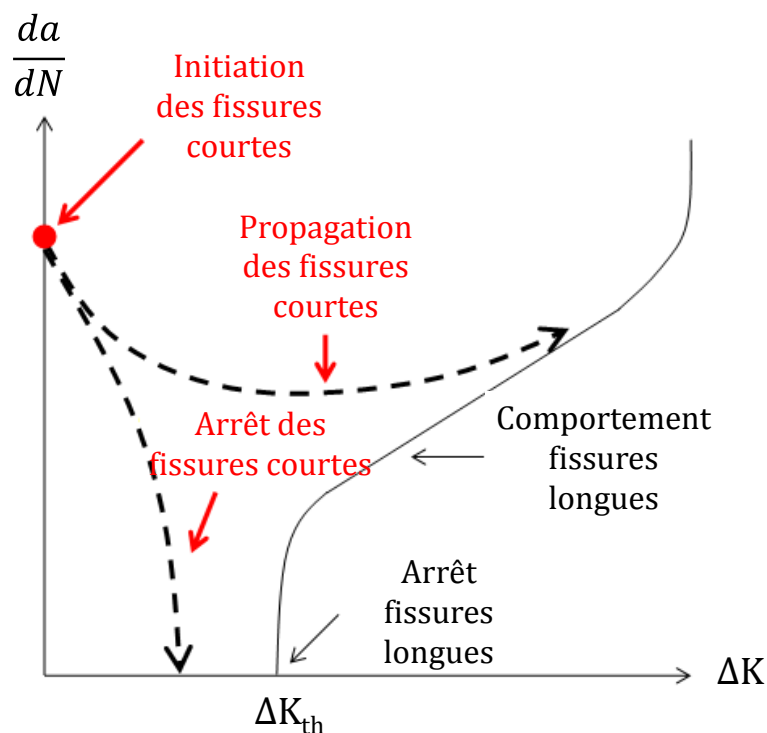


Figure 1.23 : Comportement des fissures courtes [Suresh 1984]

Des essais normalisés, via des éprouvettes CT (compact tension), permettent de déterminer  $\Delta K_{th}$  pour les fissures longues selon la norme ASTM E647 par décroissance

du FIC. A contrario la propagation des fissures courtes se fait à FIC inférieur à  $\Delta K_{th}$ . D'autres difficultés viennent s'ajouter à la quantification des fissures courtes telles que la fermeture de fissure par l'intermédiaire de la plasticité localisée, la microstructure ou d'autres perturbations environnementales (voir Rice [1967], Elber [1971]). Dans le but de s'affranchir de ce caractère singulier, il est primordial de s'assurer que l'étude porte sur des fissures qui peuvent être considérées comme longues. Kitagawa et Takahashi [1976] proposent un diagramme classifiant le caractère long ou court d'une fissure (Figure 1.24) en considérant une taille de fissure en dessous de laquelle la fissure n'a aucune influence sur la limite de fatigue de la pièce.

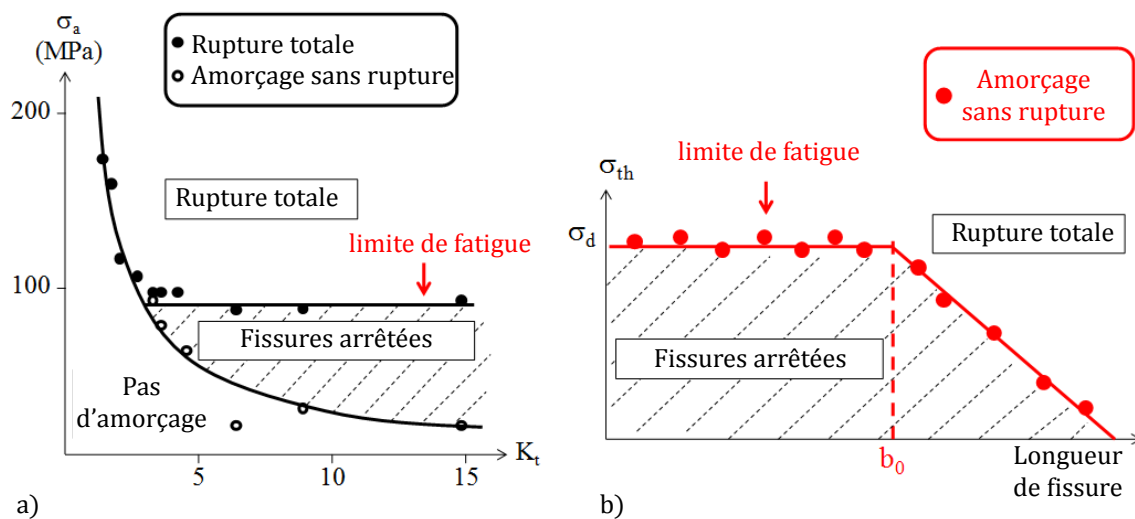


Figure 1.24 : a) carte de propagation des fissures b) diagramme de Kitagawa-Takahashi associé

Le comportement des fissures courtes peut être étudié sous deux prismes : en fonction de la vitesse (Figure 1.23) ou de la longueur des fissures (Figure 1.25).

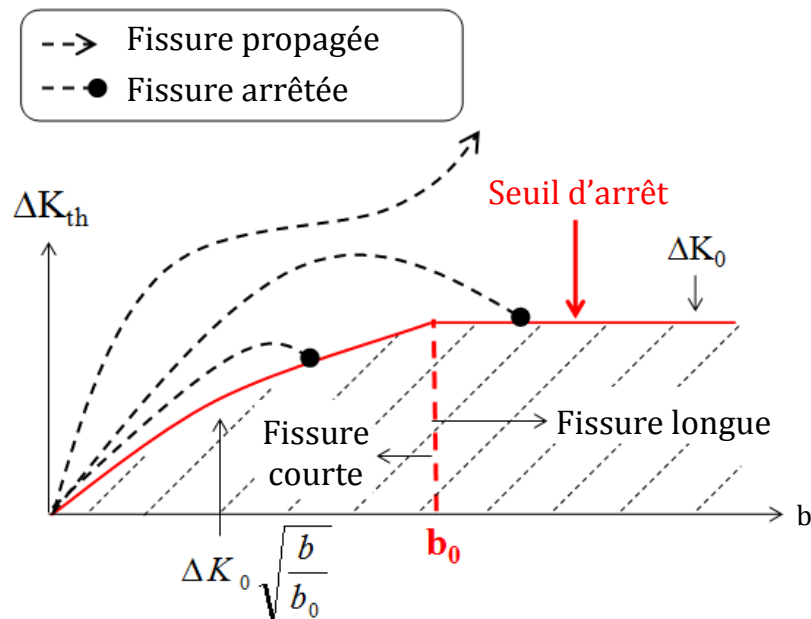


Figure 1.25 : Transposition du diagramme de Kitagawa-Takahashi pour  $\Delta K_{th}$  en fonction de la longueur de fissure

Dès lors qu'une fissure s'amorce, deux scénarios sont possibles en fonction de l'évolution de la variation de l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes  $\Delta K$  (Fig. 1.25):

- Il décroît, provoquant un arrêt de fissuration.
- Il continue de croître, permettant une propagation de la fissure rejoignant le domaine comportemental des fissures longues puis potentiellement la rupture.

#### I.5.iv. Corrélation entre longueur de fissure et facteur d'intensité de contrainte

De cette manière, il est possible de caractériser l'évolution de  $\Delta K_{th}$  pour des fissures courtes et longues. Tant que  $\Delta K_{th}$  croît, on considère que la fissure est courte, puis lorsque  $\Delta K_{th}$  se stabilise, on obtient  $\Delta K_{th} = \Delta K_0$  qui correspond au seuil d'arrêt de fissuration, permettant de déterminer  $b_0$ , longueur de fissure limite entre fissures courtes et longues. El Haddad [1979] introduit cette longueur  $b_0$  caractéristique permettant de décrire l'évolution de  $\Delta K_0$  pour toute fissure de la manière suivante :

$$\Delta K_0 = \beta \Delta S \sqrt{\pi(b + b_0)} \quad (1.10)$$

où  $b_0$  est défini comme suit (cas d'une fissure débouchante sur un échantillon semi-infini) :

$$b_0 = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_0}{1.12 \sigma_d} \right)^2 \quad (1.11)$$

D'autres formulations existent pour la détermination de la limite de transition entre fissures courtes et fissures longues en particulier le formalisme de Kitagawa-Takahashi qui propose une évolution discontinue. De Pannemaecker [2015] ayant montré que le critère de transition d'El Haddad est plus conservatif que celui de Kitagawa-Takahashi sans subir de discontinuité, nous utiliserons donc le critère d'El Haddad (Eq. 1.11) de façon à nous assurer que les fissures obtenues au cours de nos essais se situent bien au-delà de cette transition et suivent a fortiori un comportement de type fissures longues.

### **I.5.v. Les modes de fissuration**

Avant de traiter du couplage entre les sollicitations de fretting et de fatigue, il paraît important d'introduire la notion de mode de fissuration. En fonction des directions des efforts appliqués et des réponses des matériaux fissurés, Irwin [1958] propose une classification en trois modes des fissures existantes (Figure 1.26). Le mode I, dit mode d'ouverture, se produit généralement lors d'une traction orthogonale à une entaille (essais CT, barreau sous traction...). Les modes II et III rendent compte de la présence de cisaillement qui peut être soit dans le plan (mode II) ou hors plan (mode III, essai de torsion par exemple).

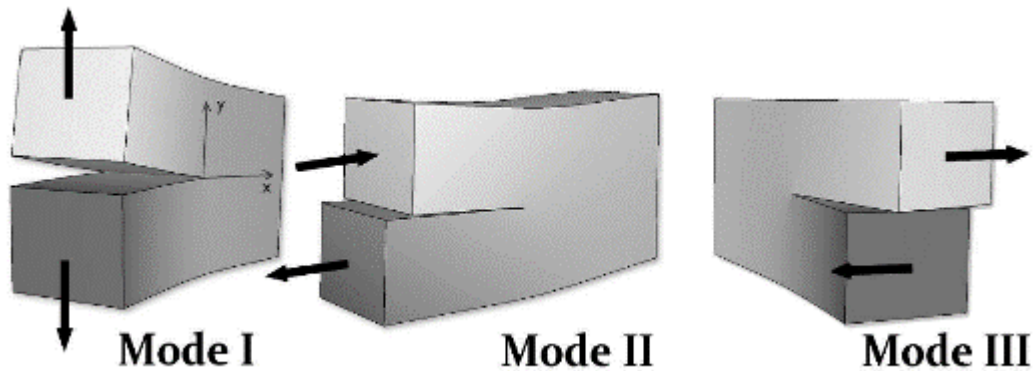


Figure 1.26 : Les trois modes de fissuration : ouverture, cisaillement dans le plan et cisaillement hors plan

On observe dans les assemblages industriels généralement une combinaison de ces trois modes. Cependant, dans le cas d'un problème supposé linéaire élastique, le principe de superposition s'applique et permet de décomposer les composantes relatives à chaque mode.

#### **I.5.v.a. Théorie analytique des facteurs d'intensité de contrainte**

L'approche basée sur l'étude des champs de contraintes et déplacement en pointe de fissure permet la compréhension de la mécanique élastique linéaire de la rupture sous un autre angle que l'approche énergétique. C'est Irwin [1957] qui introduit la notion de facteur d'intensité de contrainte (FIC ou SIF en anglais pour Stress Intensity Factor). Afin d'explicitier ces facteurs, on se place dans le cas d'une fissure dans une plaque infinie (Figure 1.27).

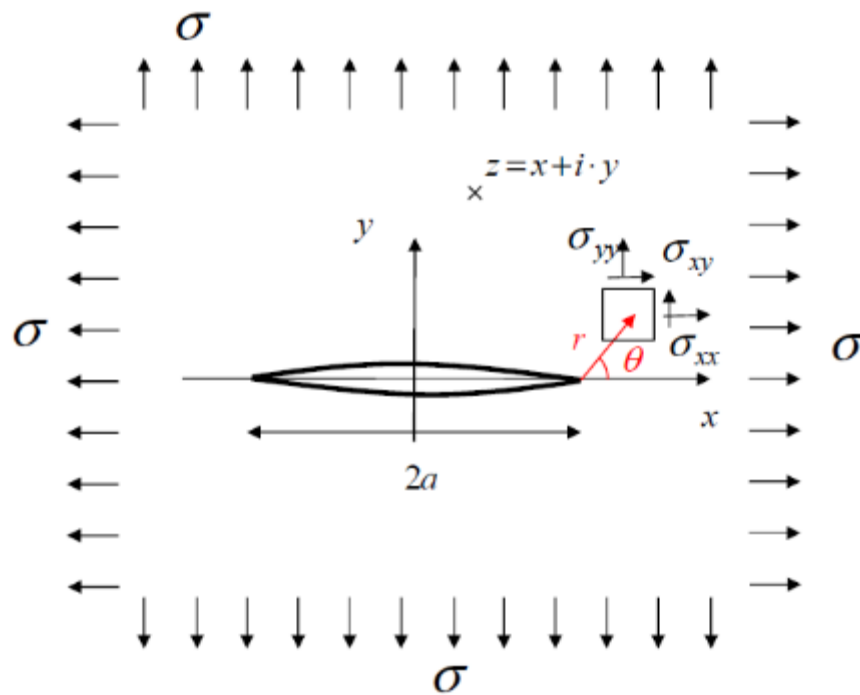


Figure 1.27 : Illustration du problème posé : fissure de Griffith

Le problème 2D présente deux plans de symétrie par l'intermédiaire des axes  $x$  et  $y$ . Westergaard [1939] propose une solution exacte  $Z(z)$  à la fonction d'Airy  $F$ , telle que :

$$F = Re(\bar{Z}) + yIm(\bar{Z}) \tag{1.12}$$

Loin de la fissure, le chargement est bidimensionnel et  $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = S$  et  $\sigma_{xy} = 0$ , ce qui implique une singularité des contraintes aux extrémités de la fissure en  $(+a ; 0)$  et  $(-a ; 0)$ . Les contraintes s'expriment à partir de la fonction d'Airy de la manière suivante :

$$\sigma_{xx} = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} ; \sigma_{yy} = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} ; \sigma_{xy} = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \tag{1.13}$$

Par conséquent, on déduit de (1.12) et (1.13), sous les conditions de Cauchy-Riemann, que :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = Re(Z) - yIm(Z') \\ \sigma_{yy} = Re(Z) + yIm(Z') \\ \sigma_{xy} = -yRe(Z') \end{cases} \tag{1.14}$$

La singularité en pointe de fissure étant introduite par la fonction complexe suivante :

$$Z(z) = \frac{\sigma z}{\sqrt{z^2 - a^2}} \text{ avec } \lim_{z \rightarrow \infty} Z(z) = \sigma \quad (1.15)$$

A partir d'un changement de repère et en supposant que  $r$  est négligeable devant  $a$ , il vient :

$$Z(z) = \frac{\sigma \sqrt{a}}{\sqrt{2r}} e^{-i\theta/2} \quad (1.16)$$

Permettant d'exprimer les contraintes en pointes de fissure dans le repère cylindrique :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{xy} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (1.17)$$

On remarque ici que le terme  $\sigma \sqrt{\pi a}$  apparaît dans chaque composante du tenseur des contraintes. C'est ce terme qui est défini comme FIC par Irwin. On peut donc décomposer les contraintes de la manière suivante :

$$\sigma_{i,j} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{i,j}(\theta), \text{ avec } K = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (1.18)$$

Où la fonction  $f_{i,j}(\theta)$  dépend du champ de contraintes en pointe de fissure,  $K$  rend compte de l'intensité des contraintes et  $\beta$  de la géométrie. Pour de nombreux cas simplifiés, les expressions analytiques ou approchées des FIC peuvent être trouvées



dans les ouvrages de Rooke [1976] et Tada [1985]. Dans la majorité des cas complexes, leur calcul est complexe et requiert l'usage d'approches numériques par éléments finis.

### I.5.v.b. Définition de l'intégrale J de Rice

Au voisinage d'une pointe de fissure, Eshelby [1956] puis Rice [1968] définissent l'intégrale J (intégrale curviligne) qui permet de calculer le taux de relaxation de l'énergie de déformation ou le travail (énergie) par unité de surface de zone rompue (Figure 1.28).

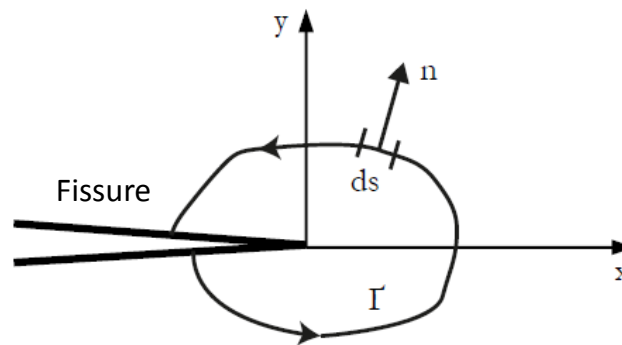


Figure 1.28 : Schéma du contour en pointe de fissure, support du calcul de l'intégrale J

Pour une fissure dans le plan  $(x, y)$ , l'intégrale J se détermine de la manière suivante pour un problème à deux dimensions :

$$J = \oint_{\Gamma} W dy - t \frac{\partial u}{\partial x} ds \quad (1.19)$$

où  $\Gamma$  est un contour fermé quelconque défini dans le sens trigonométrique, et de normale  $n$  et d'élément d'arc  $ds$ . La densité d'énergie de déformation  $W$  est définie par :

$$W = W(\varepsilon_{ij}) = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{pq} d\varepsilon_{pq} \quad (1.20)$$

et  $t$  est le vecteur-contrainte en un point de  $\Gamma$ , tel que :

$$t_i = \sigma_{ij}n_j \quad (1.21)$$

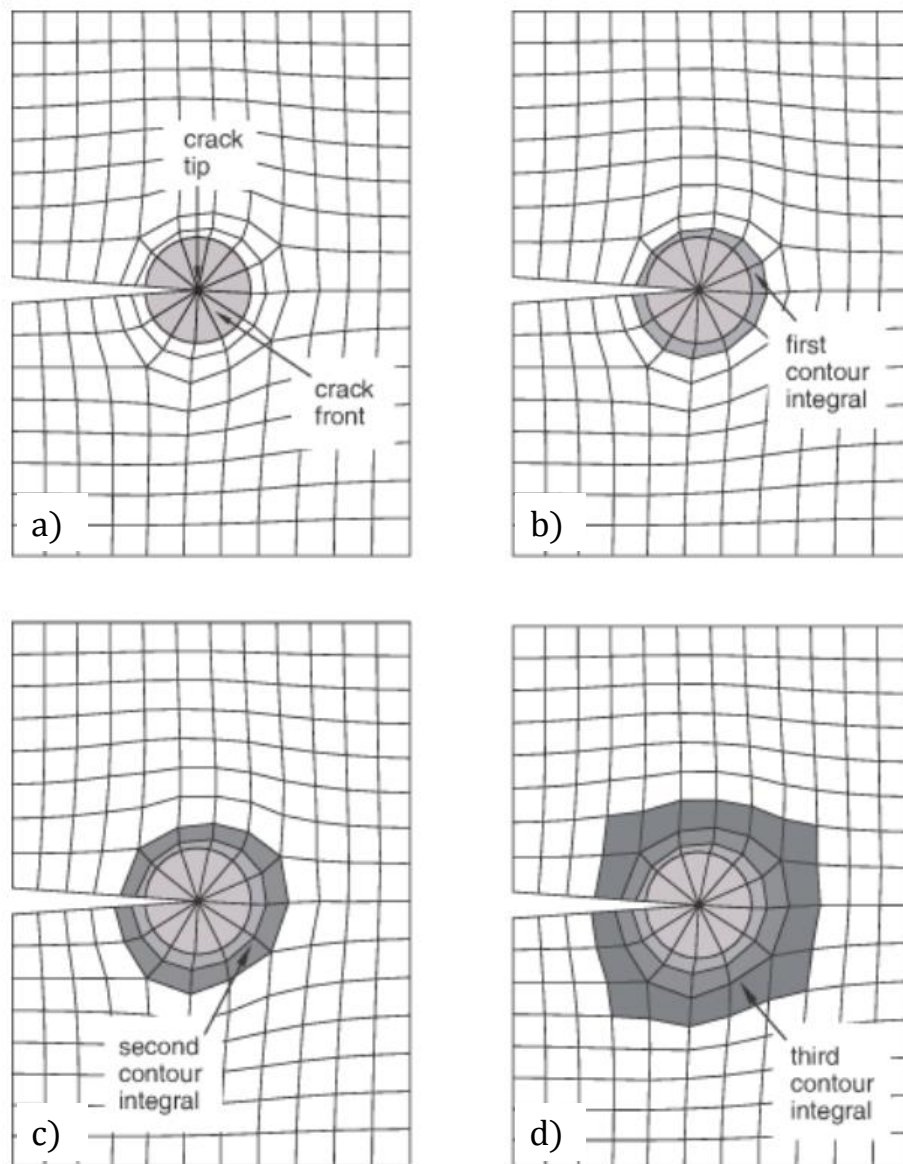
enfin,  $u$  est le vecteur de déplacement en un point du contour. Pour les matériaux élastiques linéaires, Rice a montré que l'intégrale  $J$  est indépendante du contour  $\Gamma$  pour une fissure ouverte et qu'elle est reliée à la variation d'énergie potentielle associée à la croissance d'une fissure. L'intégrale  $J$  peut donc se développer comme suit :

$$J = \oint_{\Gamma} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} - \oint_{\Gamma} \left( (\sigma_x n_x + \sigma_{xy} n_y) \frac{\partial u_x}{\partial x} + (\sigma_y n_y + \sigma_{xy} n_x) \frac{\partial u_y}{\partial y} \right) ds \quad (1.22)$$

$J$  est une façon efficace de calculer les contraintes au voisinage de la pointe de fissure, mais peut aussi être utilisé comme force motrice pour la propagation de fissure.

#### **I.5.v.c. Détermination des FIC à partir de l'intégrale $J$ de Rice**

C'est la méthode d'extension virtuelle de fissure qui est intégrée dans le logiciel Abaqus 6.10 pour calculer  $J$ , basée sur les travaux respectifs de Parks [1977] et Shih [1986]. Pour déterminer ces intégrales, Abaqus utilise un maillage approximant des cercles concentriques en pointe de fissure appelés des contours (Figure 1.29).



**Figure 1.29 : Schématisation des contours successifs en pointe de fissure par ajout de couches d'éléments a) front de fissure b) première intégrale de contour c) deuxième intégrale de contour d) troisième intégrale de contour [Dassault 2017]**

Les contours sont donc constitués par couches d'éléments successifs, construits de manière concentrique et circulaire en pointe de fissure, le premier jeu d'éléments n'étant pas considéré pour le premier contour. Pour chaque contour, l'intégrale d'interaction telle que définie par Shih [1988] permet l'extraction des FIC. Les coordonnées sont exprimées en pointe de fissure avec  $x_I$  selon la direction de la fissure. Pour un modèle en déformation plane,  $J$  s'exprime en fonction de  $K_I$  et  $K_{II}$  comme suit :

$$J = (K_I^2 + K_{II}^2) \left( \frac{1 - \nu^2}{E} \right) \quad (1.23)$$

Deux états du corps fissuré sont considérés : l'état 1 correspondant à l'état courant de la pièce tandis que l'état 2 défini comme état auxiliaire correspondant aux champs asymptotiques en mode I et II. J est donc la somme des deux états tel que :

$$J^{(1+2)} = \int_{\Gamma} \left[ \frac{1}{2} (\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}) (\varepsilon_{ij}^{(1)} + \varepsilon_{ij}^{(2)}) \delta_{1j} - (\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}) \frac{\partial (u_i^{(1)} + u_i^{(2)})}{\partial x_1} \right] n_j d\Gamma \quad (1.24)$$

Mais encore en développant et réarrangeant les termes :

$$J^{(1+2)} = J^{(1)} + J^{(2)} + I^{(1,2)} \quad (1.25)$$

où  $I^{(1,2)}$  est l'intégrale d'interaction entre les états 1 et 2 telle que :

$$I^{(1,2)} = \int_{\Gamma} \left[ W^{(1,2)} \delta_{1,j} - \sigma_{ij}^{(1)} \frac{\partial u_i^{(2)}}{\partial x_1} - \sigma_{ij}^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial x_2} \right] n_j d\Gamma \quad (1.26)$$

L'équation 1.25 donne, par combinaison des états et après réarrangement :

$$J^{(1+2)} = J^{(1)} + J^{(2)} + 2 \left( \frac{1 - \nu^2}{E} \right) (K_I^{(1)} K_I^{(2)} + K_{II}^{(1)} K_{II}^{(2)}) \quad (1.27)$$

Par 1.25 et 1.27, on obtient :

$$I^{(1,2)} = 2 \left( \frac{1 - \nu^2}{E} \right) (K_I^{(1)} K_I^{(2)} + K_{II}^{(1)} K_{II}^{(2)}) \quad (1.28)$$

Il est possible de déterminer la contribution du mode I seul en posant :  $K_I^{(2)} = 1$  et  $K_{II}^{(2)} = 0$ , ce qui implique que :

$$K_I^{(1)} = 2 \left( \frac{1 - \nu^2}{E} \right) I^{(1, mode I)} \tag{1.29}$$

Le processus est similaire pour le mode II. Le calcul de l'intégrale de contour n'étant pas trivial (cf. Eq. 1.27), elle doit être réarrangée pour le calcul par éléments finis. Une fonction poids  $q(x)$  est introduite telle que  $q(x) = 0$  pour un contour  $C_0$ ,  $q(x) = 1$  sinon (Figure 1.30).

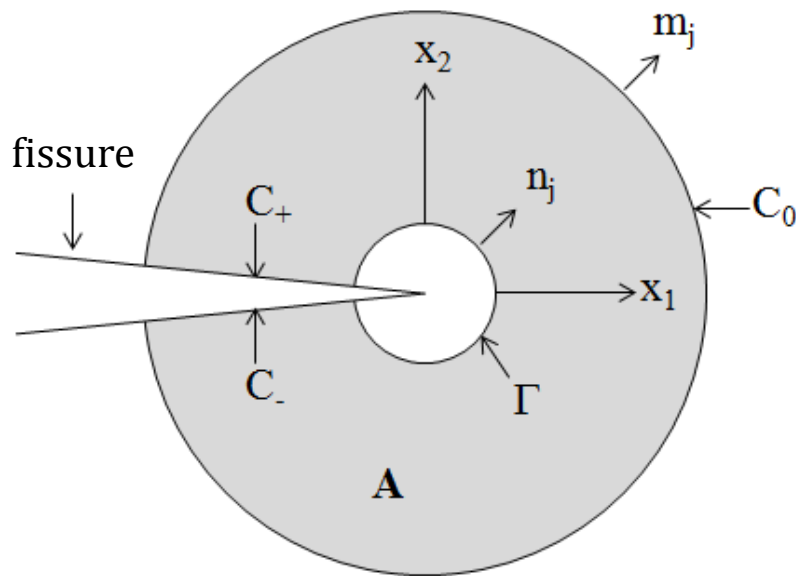


Figure 1.30 : Conventions des contours en pointe de fissure. Le domaine A est borné par  $\Gamma$ ,  $C_-$ ,  $C_0$  et  $C_+$ .  $m_j = -n_j$  sur  $\Gamma$ ,  $m_j = n_j$  sinon [De Pannemacker 2015]

Supposant que les faces de la fissure sont droites, l'intégrale d'interaction peut s'écrire :

$$I^{(1,2)} = \int_C \left[ \sigma_{ij}^{(1)} \frac{\partial u_i^{(2)}}{\partial x_1} + \sigma_{ij}^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial x_1} - W^{(1,2)} \delta_{1,j} \right] q m_j dC \tag{1.30}$$

$$- \int_{C_+ + C_-} \left[ \sigma_{i2}^{(1)} \frac{\partial u_i^{(2)}}{\partial x_1} + \sigma_{i2}^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial x_1} \right] q m_2 dC$$

où  $C = \Gamma + C_+ + C_- + C_0$  et  $\vec{m}$ , le vecteur unitaire normal sortant. Sachant que  $m_j = -n_j$  sur  $\Gamma$ ,  $m_j = n_j$  sinon et  $m_1 = 0$  sur  $C_+$  et  $C_-$ , l'équation précédente peut être dérivée. En utilisant le théorème de Green sur le contour fermé  $C$ , l'équation suivante est obtenue :

$$\begin{aligned}
I^{(1,2)} = & \int_{CA} \left[ \sigma_{ij}^{(1)} \frac{\partial u_i^{(2)}}{\partial x_1} + \sigma_{ij}^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial x_1} - W^{(1,2)} \delta_{1,j} \right] \frac{\partial q}{\partial x_j} dA \\
& - \int_{C_+ + C_-} \left[ \sigma_{i2}^{(1)} \frac{\partial u_i^{(2)}}{\partial x_1} + \sigma_{i2}^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial x_1} \right] q m_2 dC
\end{aligned} \tag{1.31}$$

La dernière transformation repose sur le fonctionnement même des éléments finis. Dans la méthode des éléments finis, le champ de déplacement est continu mais pas celui des contraintes. Les contraintes sont calculées aux points d'intégration (ou point de Gauss) de chaque élément puis elles sont moyennées sur l'élément et extrapolées aux nœuds de l'élément.

## **I.6. Approche amorçage / propagation pour décrire la phase initiale de fissuration d'un contact soumis à des sollicitations de fretting**

### **I.6.i. Présentation de critères d'amorçage de fissure**

L'état de contrainte en fretting et fretting-fatigue d'un contact cylindre / plan est uniaxial en bordure de contact (Fouvry et al. 2014) et multiaxial et non proportionnel sous le contact. Aussi, nous utiliserons des critères de fatigue multiaxiale pour appréhender le risque de fissuration. Il existe trois grandes familles de critères :

- en contrainte : plus adaptés à la fatigue à grand nombre de cycles et sous déformation élastiques
- en déformation : plus adaptés à la fatigue oligocyclique et aux déformations plastiques
- énergétiques : permettant une combinaison des deux précédents

Généralement, les critères consistent à définir une contrainte équivalente qui se trouve être une combinaison linéaire d'une grandeur permettant de prendre en compte l'effet de la contrainte tension (normale) moyenne et d'une grandeur caractérisant

l'amplitude de cisaillement durant le cycle de fatigue. Weber [1999] a comparé 37 critères multiaxiaux et les a référencés dans 3 groupes, empirique, globale et plan critique (Figure 1.31). Il a pu expérimenter leur pertinence sur des essais expérimentaux.

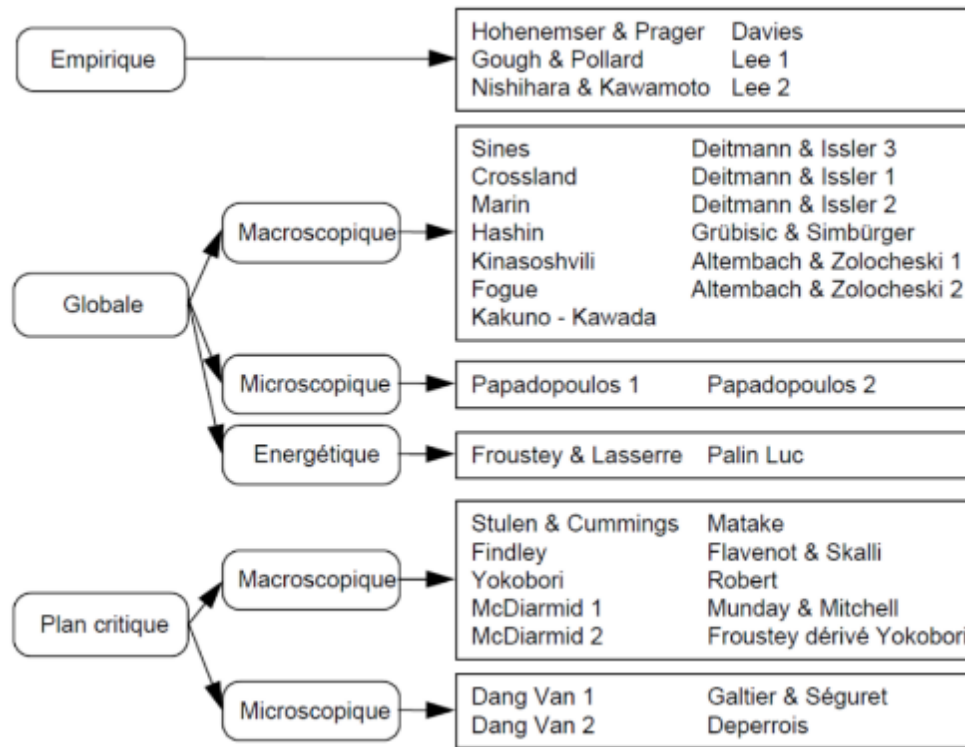


Figure 1.31 : Tableau de Weber 1999 récapitulant 37 critères d'amorçage

### I.6.i.a. Approche globale

Les critères de cette catégorie sont basés sur les invariants du tenseur des contraintes. Ils utilisent le premier invariant,  $tr \underline{\underline{\Sigma}}$  ou pression hydrostatique  $\sigma_H$  et le deuxième invariant du déviateur des contraintes  $J_2$ . Le critère de Crossland [1956] est le critère le plus utilisé de cette famille. Ainsi, il y a un risque d'amorçage d'une fissure si l'inégalité suivante est satisfaite :

$$\sqrt{J_{2,a}} + \alpha \sigma_{H,max} \leq \beta \tag{1.32}$$

où  $\sigma_{H,max}$  est la contrainte hydrostatique maximale durant le cycle de chargement :

$$\sigma_{H,max} = \max_{t \in T} \left( \frac{1}{3} tr \underline{\underline{\Sigma}}(t) \right) \leq \beta \quad (1.33)$$

et  $\sqrt{J_{2,a}}$  est exprimé en fonction de  $D$  associé au petit diamètre du cercle contenant le cycle de chargement dans le plan déviatorique soit :

$$\sqrt{J_{2,a}} = \frac{1}{2\sqrt{2}} D = \frac{1}{2} \max_{t_0 \in T} \left[ \max_{t \in T} \left[ \sqrt{\frac{1}{2} (\underline{\underline{S}}(t) - \underline{\underline{S}}(t_0)) : (\underline{\underline{S}}(t) - \underline{\underline{S}}(t_0))} \right] \right] \quad (1.34)$$

Avec  $T$  la période du cycle et  $\underline{\underline{S}}$  le déviateur des contraintes. Les valeurs  $\alpha$  et  $\beta$  sont des constantes matériaux qui valent :

$$\alpha = \frac{\tau_d - \frac{\sigma_d}{\sqrt{3}}}{\frac{\sigma_d}{3}} \quad (1.35)$$

$$\beta = \tau_d \quad (1.36)$$

Avec  $\tau_d$  la limite de fatigue en torsion alternée et  $\sigma_d$  la limite de fatigue en flexion plane alternée ou traction / compression (rapport des forces minimales sur maximales vaut - 1). Du fait de la combinaison linéaire des invariants, il est possible de tracer les domaines d'amorçage rupture et non amorçage dans le diagramme  $\sqrt{J_{2,a}} - \sigma_{H,max}$  (Figure 1.32).



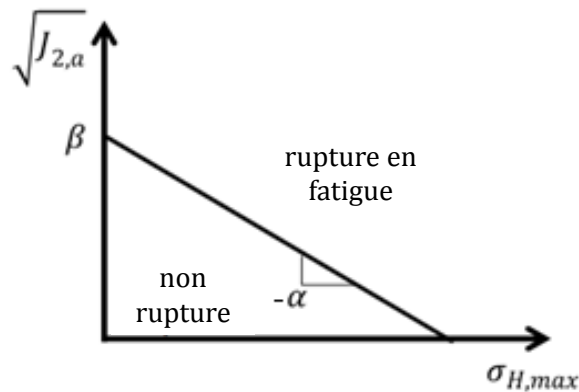


Figure 1.32 : Diagramme des domaines de rupture et non rupture d'après le critère de Crossland

Pour prendre en compte l'effet bénéfique des contraintes de compression, ceci est utilisable pour des matériaux tels que  $\alpha > 0$  ou encore  $\tau_d \leq \frac{\sigma_d}{\sqrt{3}}$ .

### I.6.i.b. Approche plan critique

La base commune de ces différents critères est que la fissure s'amorce selon le plan qui maximise l'endommagement. De nombreux critères existent comme celui de Dang Van [1993], Findley [1958] ou Smith Watson Topper [1970] (SWT). Ce dernier consiste à maximiser le produit de l'amplitude de déformation normale  $\Delta\varepsilon$  par la contrainte normale maximale  $\sigma_{max}$ , imposés au plan d'orientation  $\theta$  au cours du cycle de fatigue, soit :

$$\Gamma_{SWT} = \max_{\theta} \left[ \sigma_{max}(\theta) \frac{\Delta\varepsilon(\theta)}{2} \right] \quad (1.37)$$

Le paramètre  $\Gamma_{SWT}$  peut être associé à l'endurance pour un nombre de cycles  $N$  donné, soit, en considérant les approximations des courbes d'endurance de Basquin et Manson-Coffin :

$$\Gamma_{SWT} = \frac{\sigma'_f{}^2}{E} (2N)^{2b'} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N)^{b'+c'} \quad (1.38)$$

Avec  $\sigma'_f$  le coefficient de tenue en fatigue,  $b'$  l'exposant de déformation de fatigue,  $\varepsilon'_f$  le coefficient de ductilité en fatigue,  $c'$  l'exposant de ductilité en fatigue et  $N$  le nombre de cycles à rupture considérés.

## I.7. Critères de propagation sous chargements multiaxiaux

D'une manière générale, et particulièrement en présence de fretting, le chargement est uniaxial. La fissure se propage sous l'effet combiné des modes I, II et III au travers d'un processus de propagation dit de mode mixte. L'analyse porte non seulement sur la formalisation de la cinétique de propagation mais aussi et surtout sur le trajet de propagation. Ainsi, à chaque incrément de propagation, il s'agira de prédire l'angle de propagation de l'incrément suivant. Lorsque le chargement fluctue dans le temps, la direction de propagation d'une fissure en mode mixte tend à suivre une sollicitation de mode I [Suresh 1998]. Plusieurs critères s'attachent donc à prédire la direction de propagation d'une fissure en fonction du chargement.

### I.7.i. $\min(\Delta\tau)$ : critère MSSR (Minimum Shear Stress Range)

De nombreuses études se sont penchées sur l'utilisation du critère MSSR (minimum de l'amplitude de la contrainte de cisaillement) dans la prédiction du chemin de fissuration en fretting-fatigue. Infante-Garcia [2019] propose de travailler sur l'amplitude du cisaillement en pointe de fissure et présente des résultats probants malgré la remise en cause de ce critère par des études antérieures. En effet, l'utilisation de ce critère est remise en cause par Cardoso [2016] qui juge que le critère en  $\min(\Delta\tau)$  conduit à des résultats incohérents tandis que Pereira [2017] conclut que l'utilisation de cette méthode dans une configuration de cylindre / plan peut conclure à des prédictions erronées.

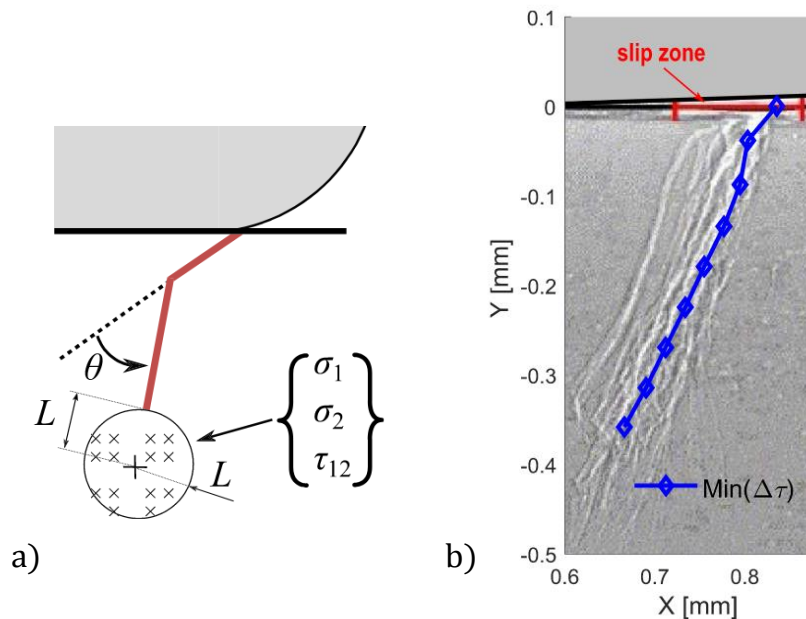


Figure 1.33 : a) Schéma de définition du calcul de  $(\tau_{12})$  en point de fissure pour le critère de MSSR b) comparaison de la prédiction du critère de  $\text{min}(\Delta\tau)$  à partir des résultats expérimentaux de [Proudhon 2006], [Infante-Garcia 2019]

Ainsi, si l'on décompose la propagation d'une fissure en 3 étapes, Infante-Garcia a montré que dans l'étape II le critère MSSR produisait des résultats satisfaisants quant à la prédiction de la propagation de la fissure sur les alliages 2024-T351 et 100C6.

### I.7.ii. $\max(\Delta\sigma_{n,eff})$ : critère de l'amplitude de la contrainte normale

Llavori et al. [2019] s'intéressent au maximum de l'amplitude de la contrainte normale effective dans le cadre de la prédiction de chemin de fissuration. A partir des travaux de Dubourg [2000] lors de la phase I de propagation (Figure 1.34.a) l'auteur entend étendre le critère  $\max(\Delta\sigma_{n,eff})$  à l'ensemble de la phase de propagation de la fissure d'un contact soumis au fretting fatigue.

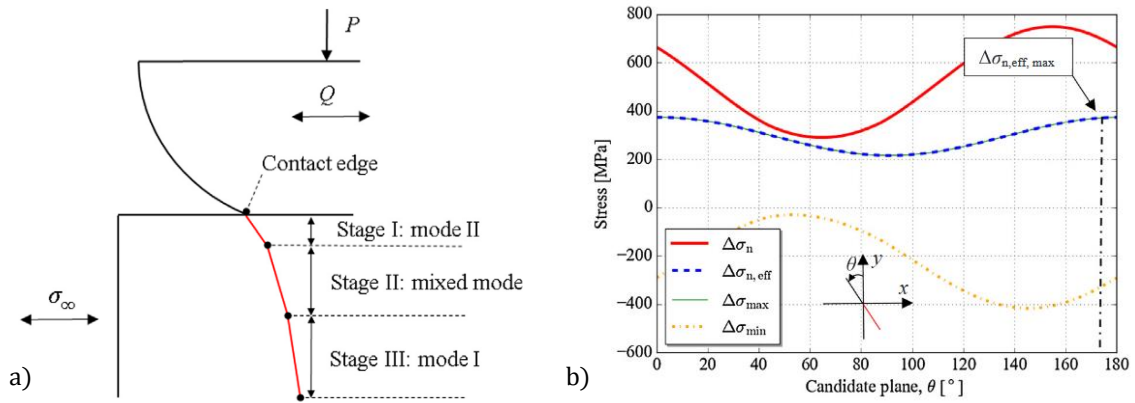


Figure 1.34 : a) 3 phases d'une fissure de fretting-fatigue b) Définition d'un nouveau critère  $\Delta\sigma_{n,eff}$

S'appuyant sur les essais expérimentaux de De Pannemaeker [2015] sur l'alliage Al7075-T6, Llavori compare les critères  $max(\Delta\sigma_{n,eff})$  et  $min(\Delta\tau)$  (Figure 1.35)

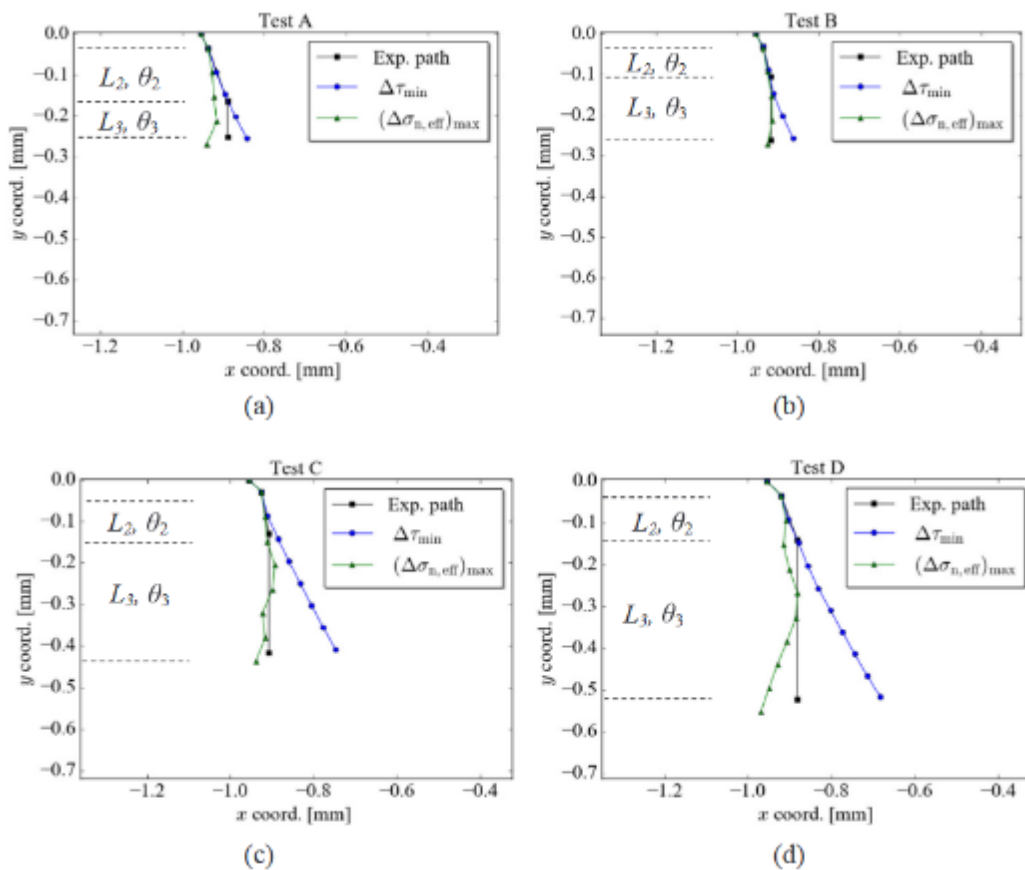


Figure 1.35 : Prédictions numériques selon 2 méthodes de chemins expérimentaux de De Pannemaeker [2015] d'après Llavori [2019]

Dans le cas d'un alliage d'aluminium et une trajectoire simplifiée des fissures, Llavori montre que le critère min ( $\Delta\tau$ ) semble meilleur pour prédire la première phase de la fissure ( $b < 50 \mu\text{m}$ ) tandis que le critère  $max(\Delta\sigma_{n,eff})$ , malgré un comportement instable, semble plus précis pour l'extension plus en profondeur des fissures (étape 3,  $b > 150 \mu\text{m}$ ).

### I.7.iii. Critères MTS (Maximum Tangential Stress)

En 1963, Erdogan & Sih proposent un critère de bifurcation en mode mixte selon lequel la fissure tend à se propager dans la direction pour laquelle la contrainte de traction circonférentielle est maximale. Le champ de contrainte est exprimé dans un repère cylindrique de la manière suivante :

$$\begin{cases} \sigma_{rr} = \frac{1}{4\sqrt{2\pi r}} \left( K_I \left( 5 \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) - \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) - K_{II} \left( 5 \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) - \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) \right) \\ \sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{4\sqrt{2\pi r}} \left( K_I \left( 3 \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) - 3K_{II} \left( \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) \right) \\ \sigma_{r\theta} = \frac{1}{4\sqrt{2\pi r}} \left( K_I \left( \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) + K_{II} \left( \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + 3\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) \right) \end{cases} \quad (1.39)$$

Le critère d'Erdogan et Sih revient à chercher la solution  $\theta$  du système suivant :

$$\frac{\partial \sigma_{\theta\theta}}{\partial \theta} = 0 \text{ et } \frac{\partial^2 \sigma_{\theta\theta}}{\partial^2 \theta} > 0 \quad (1.40)$$

On en déduit que  $\theta$  est solution de l'équation suivante :

$$K_I \sin(\theta) + K_{II} (3\cos(\theta) - 1) = 0 \quad (1.41)$$

ou encore :

$$\theta = 2 \operatorname{atan} \left( \frac{K_I - \sqrt{K_I^2 + 8K_{II}^2}}{4K_{II}} \right) \quad (1.42)$$

Ainsi on définit l'angle  $\theta$  à partir des valeurs de  $K_I$  et  $K_{II}$  calculées en pointe de fissure qui maximisera l'état de tension imposé à un incrément  $db$  de fissuration.

#### I.7.iv. Critère d'Hourlier et Pineau

Une alternative à Erdogan, proposée par Hourlier et Pineau [1983] repose sur les formulations d'Amestoy [1979]. Ils proposent une définition des FIC après bifurcation  $k_i^*(\theta, t)$  à partir des valeurs avant bifurcation  $K_i^\infty(t)$  en utilisant une méthode des perturbations. Trois critères sont définis :

- Rupture fragile : l'angle de bifurcation  $\theta$  maximise  $k_1^*(\theta, t)$
- Fissuration par fatigue en ouverture : l'angle de bifurcation  $\theta$  maximise  $\Delta k_1^*(\theta, t)$
- Fissuration par fatigue en cisaillement : l'angle de bifurcation  $\theta$  maximise  $\Delta k_2^*(\theta, t)$

avec :

$$\begin{cases} k_1^*(\theta, t) = K_{11}(\theta) * K_I(t) + K_{12}(\theta) * K_{II}(t) \\ k_2^*(\theta, t) = K_{21}(\theta) * K_I(t) + K_{22}(\theta) * K_{II}(t) \end{cases} \quad (1.43)$$

et :

$$\begin{cases} \Delta k_1^* = \max_t k_1^*(\theta, t) - \min_t k_1^*(\theta, t) \\ \Delta k_2^* = \max_t k_2^*(\theta, t) - \min_t k_2^*(\theta, t) \end{cases} \quad (1.44)$$

Dont les coefficients  $K_{ii}$  sont définis par Amestoy de la manière suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} K_{11}(\theta) = \left(\frac{1-m}{1+m}\right)^{\frac{m}{2}} \left(\cos \theta - \frac{1}{2\pi} \sin L\theta\right) \\ K_{12}(\theta) = \left(\frac{1-m}{1+m}\right)^{\frac{m}{2}} \left(-\frac{3}{2} \sin \theta\right) \\ K_{21}(\theta) = \left(\frac{1-m}{1+m}\right)^{\frac{m}{2}} \left(\frac{1}{2} \sin \theta\right) \\ K_{22}(\theta) = \left(\frac{1-m}{1+m}\right)^{\frac{m}{2}} \left(\cos \theta + \frac{1}{2\pi} \sin L\theta\right) \end{array} \right. \quad (1.45)$$

Et pour terminer,  $m$  et  $L$  définis tels que :

$$\left\{ \begin{array}{l} m = \frac{\theta}{180} \\ L = \ln\left(\frac{1-m}{1+m}\right) - 2 \frac{m}{1-m^2} \end{array} \right. \quad (1.46)$$

A partir de cette démarche, on peut simuler l'avancée successive de la fissuration en considérant les critères précédents  $\max k_1^*(\theta, t)$ ,  $\max \Delta k_1^*(\theta, t)$  et  $\max \Delta k_2^*(\theta, t)$ .

D'autres formulations telles que le critère de Fatemi et al. [1988] peuvent être considérées pour des sollicitations de cisaillement.

#### **I.7.v. Comparaison Fatemi-Socie (FS) versus Smith-Watson-Topper (SWT)**

Plus récemment, différents auteurs ont développé des approches attentives à la mécanique de la rupture (calcul de FIC) pour prédire les trajets de propagation. La démarche proposée consiste à calculer en pointe de fissure la distribution d'un critère de fatigue multiaxial, par exemple le critère de SWT. L'extension de la fissuration se fait suivant la direction qui présent la valeur du critère le plus élevé. Zhai [2020] a mené une étude comparative de prédiction des critères d'amorçage de Fatemi-Socie (FS) et de Smith-Watson-Topper (SWT) dans le cadre d'un essai de fretting-fatigue pour un alliage Chrome-Nickel (Figure 1.36).

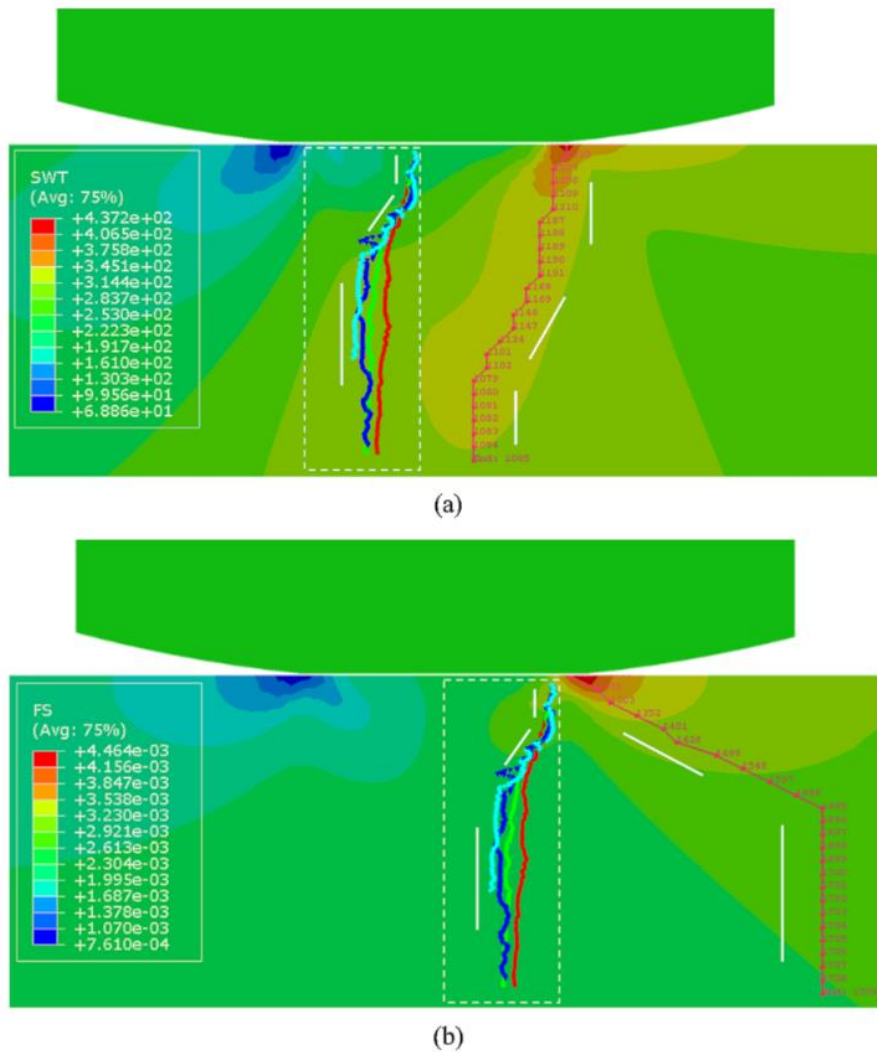


Figure 1.36 : Prédiction d'amorçage et de propagation de fissures a) SWT b) FS [Zhai 2020]

Plusieurs constats sont tirés. D'une part la fissure s'amorce bien en bord de contact dans la zone glissante, et les deux critères rendent bien compte de la position d'amorçage. D'autre part, les résultats analytiques montrent que le critère de SWT peut simuler « grossièrement » (*roughly*) les étapes de fissuration.

## I.8. Conclusion

Cette synthèse bibliographique nous a donc permis de présenter les différents aspects du fretting, de sa combinaison avec la fatigue et des particularités de la fissuration sous ce phénomène. En effet, la mécanique de la rupture dispense de



nombreux outils capables de traiter de problématiques diverses telles que l'influence de la multiaxialité des contraintes, l'influence des forts gradients de contraintes ou encore l'estimation de durées de vie. Cependant, ces différentes approches performantes dans leurs domaines respectifs ne sont pas toujours en adéquation avec les réalités du fretting. Si la modélisation simplifiée des chargements de fretting et de fretting-fatigue est aujourd'hui maîtrisée, la prédiction de la fissuration nécessite encore d'approfondir des critères de prédiction de chemins de fissures, valides en fatigue.

La difficulté de ces critères à rendre compte des vrais chemins de fissuration résulte de plusieurs verrous. D'une part, ils ne sont pas suffisamment performants pour traduire la complexité et les gradients de chargement imposés par le contact. D'autre part, les critères usuels tendent à faire suivre à la fissure un comportement de mode I en omettant la contribution du mode II. D'autres approches consistent à supposer que la propagation d'une fissure peut se simuler par une succession d'amorçages et donc d'appliquer le critère de fatigue comme le critère de SWT (*Smith-Watson-Topper*) de façon à simuler le chemin de propagation. Concernant les critères développés en parallèle de ces travaux, si l'on considère que la propagation d'une fissure se fait suivant 3 étapes, l'approche  $(\Delta\tau)_{min}$  semble la plus pertinente pour la prédiction des phases I et II, tandis que l'approche  $(\Delta\sigma_{n,eff})_{max}$  semble plus pertinente lors de la phase III malgré son comportement erratique. Dans le cadre de ces travaux, le parti a été pris de développer des formes en amplitude des critères MTS et MTSR (R pour *Range*, i.e. amplitude), d'Hourlier et Pineau dans le but d'essayer de proposer un outil fiable et permettant de prédire le trajet de propagation dans des contacts soumis à des sollicitations de fretting. Les critères utilisés seront présentés ultérieurement.

# ***Chapitre II - Bancs expérimentaux et matériaux étudiés***

## **II.1. Introduction**

L'objectif de ce chapitre est de détailler la démarche expérimentale mise en place dans le cadre de ces travaux, qui implique différents matériaux et différents essais de fretting simple à température ambiante et haute température ainsi que des essais de fretting fatigue. Une première partie s'attache à présenter les bancs et l'instrumentation ainsi que les procédures suivies, tandis qu'une seconde partie donnera les caractéristiques des matériaux utilisés pour la réalisation des essais de fretting et fretting-fatigue. Enfin, les expertises destructives pour analyser les chemins de propagation sous le contact seront exposées.

## **II.2. Bancs de fretting**

Notre objectif est d'étudier le processus d'amorçage des fissures pour des sollicitations de fretting lors d'une configuration cylindre / plan. L'étude de ce processus implique la réalisation d'essais. Pour ce faire il a été nécessaire de mettre en place des campagnes sur des bancs existants, adaptés aux spécificités des études. Les bancs d'essai doivent permettre de vérifier les points suivants :

- Aligner et maintenir les échantillons de manière rigide
- Maintenir en contact les échantillons avec un effort donné P
- Déplacer les échantillons les uns par rapport aux autres avec une amplitude maîtrisée
- Mesurer l'effort tangentiel induit par le déplacement

- Enregistrer l'ensemble des grandeurs physiques
- Maîtriser les conditions environnementales le cas échéant

### II.2.i. Fretting simple : mono-vérin

Le montage permettant d'appliquer la sollicitation de fretting simple est présenté sur la Figure 2.1. La force normale statique  $P$  est appliquée mécaniquement par un jeu de ressorts (jeux interchangeables en fonction de la gamme des valeurs de force normale à appliquer). Elle est mesurée par un capteur de force de 10kN. L'alignement est réalisé à partir de deux glissières et le désalignement éventuel du montage compensé par une vis micrométrique. Le poinçon cylindrique est monté sur un bloc fixe. Le plan est monté sur un bras actionné par un vérin hydraulique d'une capacité de 100 kN. Ce vérin est utilisé pour imposer un déplacement cyclique alternatif  $\delta(t)$  au plan, générant la force tangentielle cyclique alternée  $Q(t)$  à l'interface telle que :  $R_Q = Q_{\min}/Q_{\max} = -Q^*/+Q^* = -1$ . Un extensomètre, placé proche des surfaces en contact, permet de mesurer le déplacement relatif avec une grande précision. Ce système est décrit en détail par Fouvry [2004]. Une fréquence de 12 Hz permet une réalisation relativement rapide des essais ( $10^6$  cycles en 23h) tout en garantissant leur stabilité et en évitant les effets dynamiques (cf. Lykins [2001]).

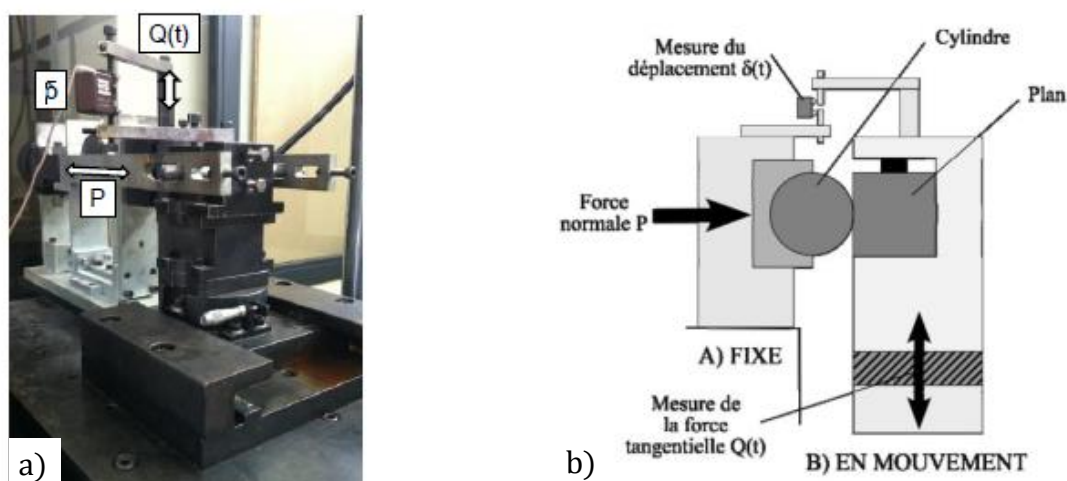


Figure 2.1 : Principe du montage de fretting simple a) photographie b) schéma de fonctionnement

Au cours de l'essai, le déplacement  $\delta(t)$ , la force normale  $P$  et la force tangentielle  $Q(t)$  sont enregistrés. A noter que la raideur du montage est la grandeur liant  $Q(t)$  et  $\delta(t)$ . L'ensemble des grandeurs sont conservées jusqu'en fin d'essai permettant l'extraction d'un grand nombre de paramètres quantifiant de manière quasi-exhaustive l'essai en question. Ces mesures permettent également de tracer instantanément le cycle de fretting  $Q$ - $\delta$  mais aussi la buche de fretting (Figure 2.2), représentation en trois dimensions de l'évolution du cycle de fretting en fonction du nombre de cycles. Cette représentation permet de s'assurer que le cycle de fretting est resté fermé au cours de la durée de l'essai (pour demeurer en régime de glissement partiel) pour ce qui nous concerne, et qu'aucun phénomène d'usure notable n'est apparu.

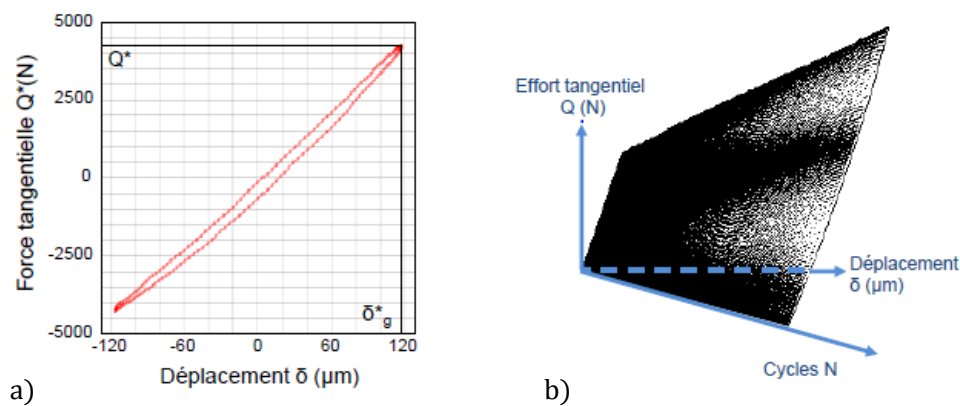


Figure 2.2 : Mesure et contrôle des essais a) cycle de fretting b) buche de fretting

## II.2.ii. Fretting simple : chauffage à induction

Un second montage, toujours au LTDS (Figure 2.3), permet la réalisation d'essais pour une gamme de température allant de la température ambiante à plus de 600 °C. Le chauffage par induction résulte du phénomène physique d'induction électromagnétique, mis en évidence par Faraday en 1831. Lorsque l'on fait circuler un courant électrique dans une bobine (ou inducteur / coil d'induction), celui-ci induit un champ magnétique. Ce champ va circuler dans le métal qui sera positionné au centre de l'inducteur. Ce sera alors exclusivement le métal situé au centre du champ magnétique qui va chauffer par

effet Joule. Ainsi, la chaleur se génère en surface par induction et se transmet au cœur par induction et conduction thermique.

Le montage de chauffe est asservi en température sur le principe de l'émissivité des matériaux. Un pyromètre optique (laser) est pointé sur la surface la plus proche du contact, préalablement recouverte d'une couche de peinture dont l'émissivité est connue en fonction de la température. Si la température mesurée est inférieure à la température cible, le générateur de courant s'active. Du fait du circuit de refroidissement et d'isolants céramiques en MACOR, le reste du montage est isolé thermiquement. Une procédure de calibration a été établie de façon à ajuster la température mesurée en surface des échantillons à l'aide du pyromètre avec la température réellement opérante dans le contact qui a été préalablement mesurée à l'aide d'un thermocouple coincé entre les deux corps.

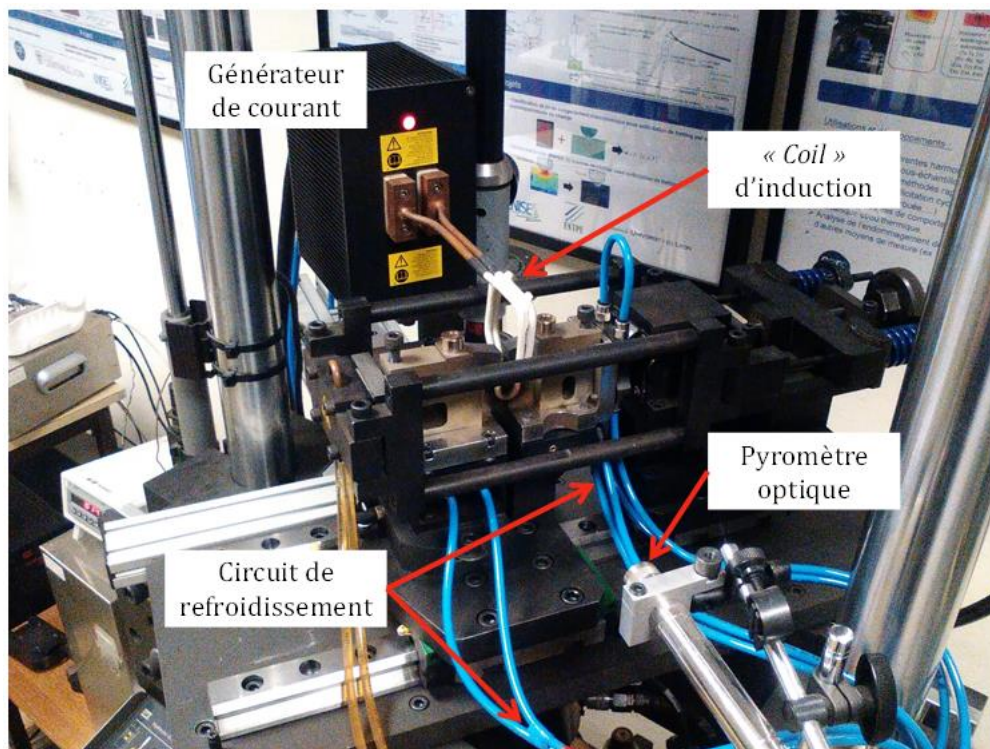


Figure 2.3 : Montage de fretting simple à température maîtrisée

### II.2.iii. Fretting-fatigue : multi-vérins

Les essais de fretting-fatigue requièrent quant à eux plusieurs vérins. En effet, deux vérins sont nécessaires pour piloter de façon indépendante les chargements de fretting et de fatigue. Une photographie du dispositif d'essai est présentée Figure 2.4 complétée par un schéma de principe. Deux vérins permettent les applications et le contrôle indépendants des sollicitations de force tangentielle  $Q(t)$  et de force de fatigue  $\sigma_F(t)$ . La force normale  $P$  est appliquée et maintenue constante par un système mécanique (ressort). La particularité du montage multi-vérins réside dans l'application du fretting, qui passe par l'intermédiaire d'une cage. Lorsque le déplacement, ou l'effort, est appliqué, c'est toute la cage de fretting qui se déplace.

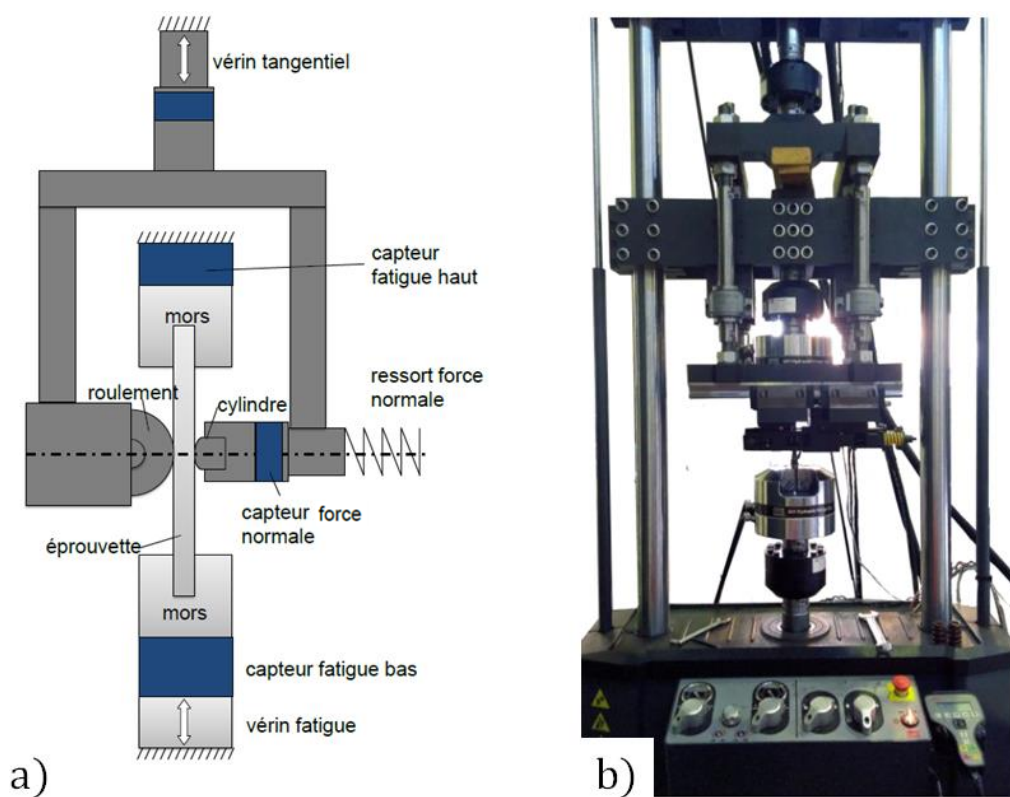


Figure 2.4 : Montage de fretting-fatigue a) schéma du fonctionnement b) photographie

De la même manière que pour l'essai de fretting simple, le vérin de fretting permet l'application soit d'un déplacement –soit d'un effort– tangential alterné, les deux pilotages étant envisageables. Dans le cadre des essais de glissement partiel, il est cependant préférable de piloter l'essai en force de façon à maîtriser le cycle de chargement induisant la fissuration. Les efforts cycliques de fretting et de fatigue sont pilotés en opposition de phase (déplacements opposés du fretting et de la fatigue), de

sorte que les efforts maximums de fretting et de fatigue sont appliqués simultanément. De plus, comme le vérin de fretting est opposé au vérin de fatigue, cela permet de limiter les déplacements de la cage de fretting. Tous les essais de fretting-fatigue réalisés dans le cadre de cette étude ont été conduits à force normale constante, à fréquence constante et avec une sollicitation de fretting purement alternée. La sollicitation de fatigue est imposée avec un rapport de charge  $R = 0.1$ .

#### II.2.iv. Géométrie des échantillons

Compte-tenu de la nature des essais et des montages utilisés, les échantillons de fretting simple et de fretting-fatigue diffèrent dans leur géométrie. En effet, les échantillons de fretting simple sont généralement de forme parallélépipédique dans le but d'être encastrés dans les mors. Les échantillons de fretting-fatigue quant à eux sont de géométrie différente (Figure 2.5).

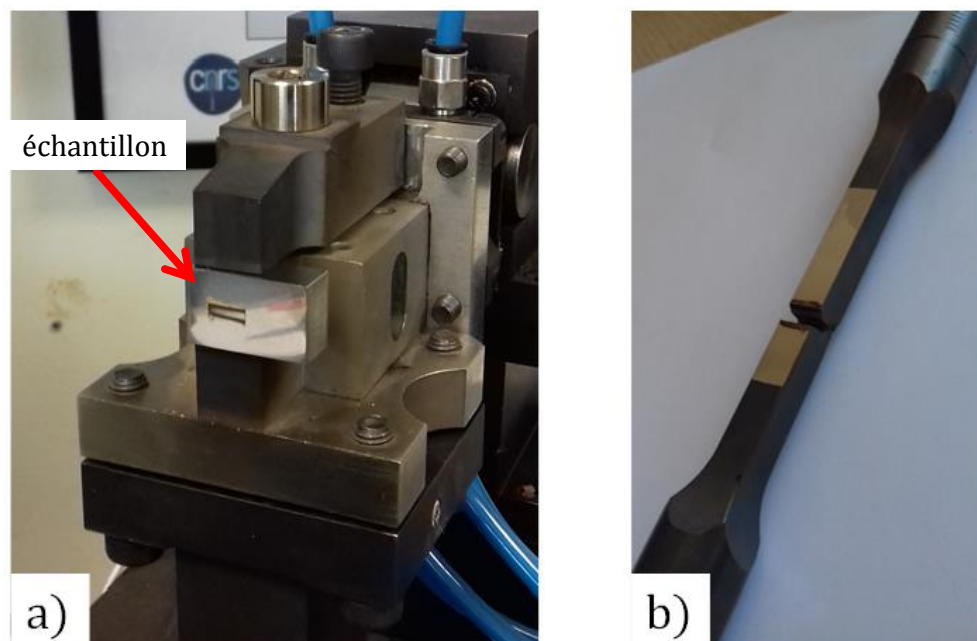


Figure 2.5 : Photographies d'échantillons à la suite d'essais de a) fretting simple b) fretting-fatigue

### II.3. Matériaux

Différents alliages ont été étudiés dans le cadre de ces travaux.

### II.3.i. Ti-6Al-4V

L'alliage de titane étudié est un alliage TA6V. C'est un alliage issu d'une éponge de titane purifiée pour être conforme à l'appellation de " première qualité ". La composition de l'alliage est détaillée Tableau 2.5 (Ferré [2002]).

Le matériau est formé par fusion sous vide puis refusions à l'arc sous vide avant d'être forgé à près de 1000 °C dans le domaine  $\alpha$ - $\beta$  du matériau. Le matériau subit enfin un traitement thermique composé d'une mise en solution à près de 900 °C suivi d'une trempe à l'eau puis d'un recuit pendant 2 heures à 700 °C. L'alliage ainsi obtenu présente une bonne résistance à la corrosion ainsi que de très bonnes performances mécaniques pour une faible masse volumique : 4400 kg.m<sup>-3</sup>. L'aluminium (6%) étant  $\alpha$ -gène et le vanadium (4%)  $\beta$ -gène, la structure duplex obtenue est composée d'une phase lamellaire mixte  $\alpha$ + $\beta$  et de nodules  $\alpha$  visibles en Figure 2.6.

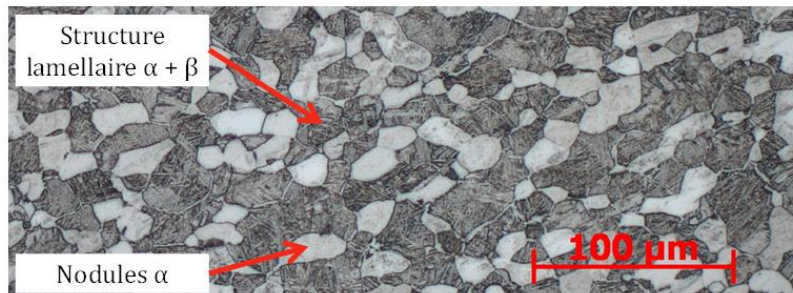


Figure 2.6 : Microstructure du Ti-6Al-4V (grossissement x20 au microscope optique)

La microstructure est révélée par attaque chimique au réactif de Kroll pendant 70 secondes. La taille moyenne des nodules  $\alpha$  est estimée à 30  $\mu$ m. Les propriétés obtenues pour cet alliage sont présentées Tableau 2.1, selon Ferré [2013].



Tableau 2.1 : Propriétés mécaniques du Ti-6Al-4V

Matériau	Module de Young E (GPa)	Dureté Vickers HV <sub>0,3</sub> (HV)	Coefficient de Poisson $\nu$ (-)	Limite d'élasticité $\sigma_e$ (MPa)
Ti-6Al-4V	119,4	360	0,286	970

### II.3.ii. Aciers

Plusieurs aciers ont été étudiés au cours des différentes campagnes d'essai. Le 35NCD16, ou 35 Ni Cr Mo 16, est le premier d'entre eux. Il est obtenu à la suite d'une austénitisation à 875 °C précédant un refroidissement à l'air puis un revenu. C'est un acier faiblement allié, performant pour les pièces soumises à la fatigue, utilisé notamment dans le domaine ferroviaire. Il présente une microstructure martensitique revenue sans phase austénitique révélée Figure 2.7.

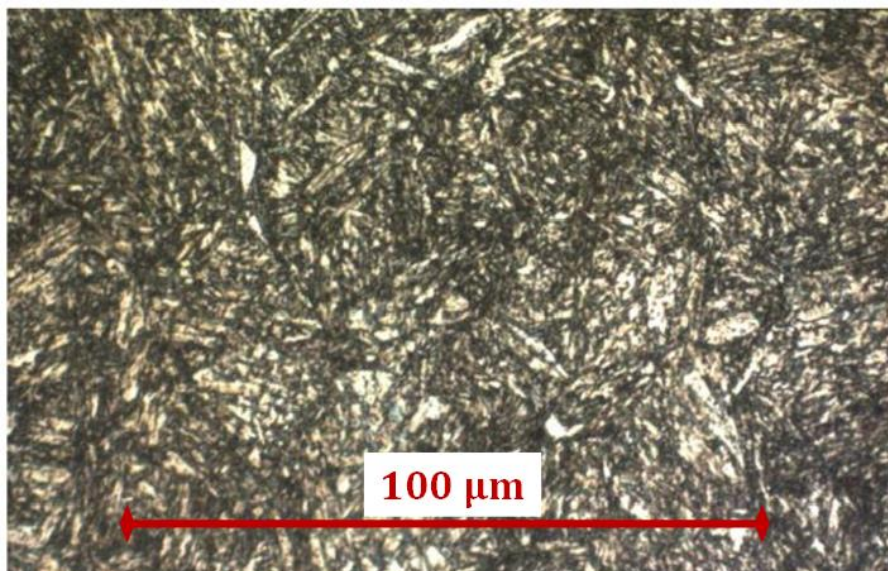


Figure 2.7 : Microstructure du 35NCD16 (grossissement x50 au microscope optique)

Le second acier utilisé est le 100C6. Compte-tenu de sa dureté extrêmement élevée (acier à roulement à billes), il est utilisé en tant que poinçon. Sa composition est détaillée Tableau 2.5 et ses performances Tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Propriétés mécaniques des aciers [Baïetto 2012] et [Fouvry 2014]

Matériau	Module de Young E (GPa)	Dureté Vickers HV <sub>0,3</sub> (HV)	Coefficient de Poisson ν (-)	Limite	FIC Seuil
				d'élasticité à 0,2 % σ <sub>y 0,2</sub> (MPa)	(pour R=-1) ΔK <sub>th</sub> (MPa.m <sup>0.5</sup> )
35NCD16	200	400	0,3	1127	3.2
100C6	195	813	0,3	1500	--

### II.3.iii. Alliages d'aluminium

Deux alliages ont été analysés au cours de ces travaux. Le premier est le 7075-T6 (AlZn5,5Mg-Cu), un alliage de type Mg-Cu (cf. Tableau 2.5). Le traitement T6 de durcissement structural est appliqué de façon à augmenter les propriétés mécaniques de l'alliage. Il consiste en une chauffe durant 4h à 470 °C suivi d'une trempe à l'eau. S'en suit un revenu à 120 °C pendant 24h avant un refroidissement à l'air. Sa composition est détaillée Tableau 2.5 selon Donnelly [2002]. Issu d'un procédé de laminage, sa microstructure présente une direction préférentielle (L) observable Figure 2.8.

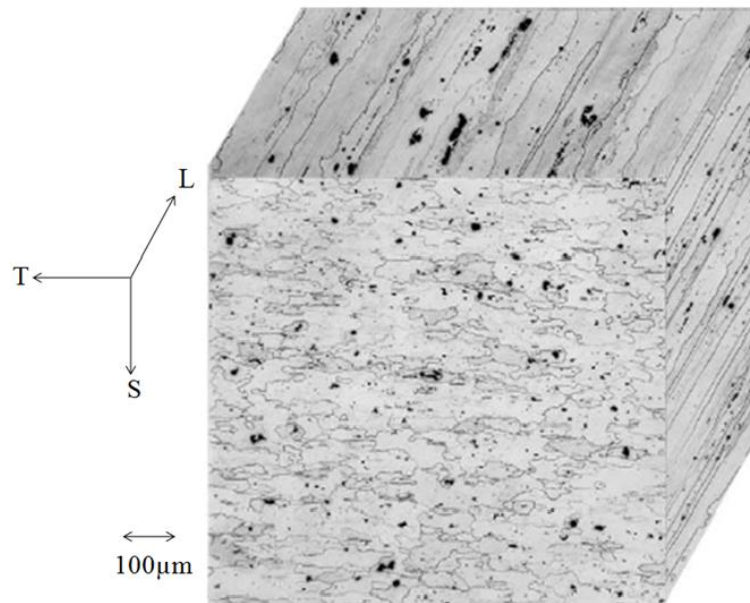


Figure 2.8 : Microstructure du 7075-T6 révélée au réactif de Keller

Le second alliage d'aluminium, le 2009/SiC/15p-T4 (nommé MMC pour Metal Matrix Composite par la suite) présente la particularité d'être un composite à matrice métallique. La matrice est composée d'un alliage d'aluminium (composition détaillée Tableau 2.5), garnie de renforts en SiC (cf. Figure 2.9).

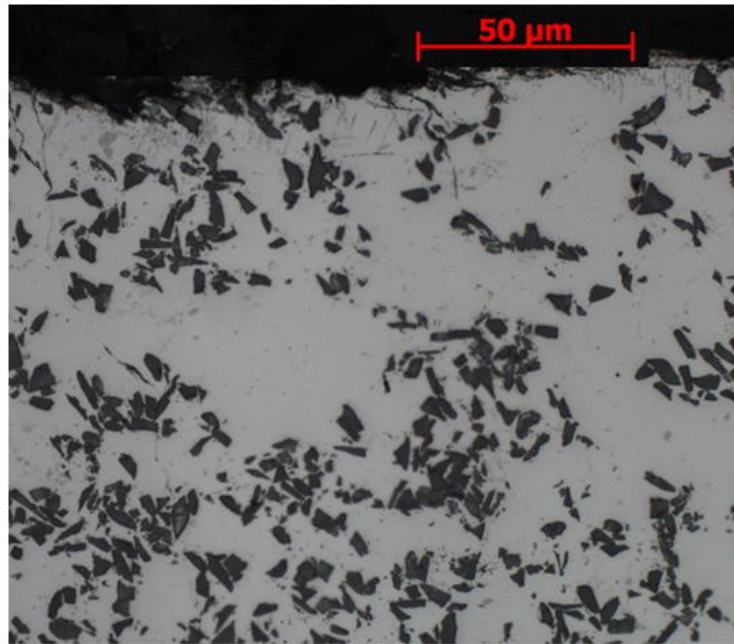


Figure 2.9 : Microstructure du MMC : le 2009/Sic/15p

Les propriétés mécaniques sont données selon DWA Aluminum Composites USA Tableau 2.3.  $\Delta K_{th}$  a été déterminé à partir de la méthode développée par De Pannemaecker et présentée plus tard dans ce manuscrit. Sa valeur est estimée  $\Delta K_0 = 1.6 \text{ MPa.m}^{0.5}$ .

Tableau 2.3 : Propriétés mécaniques du MMC

Matériau	Module de Young E (GPa)	Dureté Rockwell (HRB)	Coefficient de Poisson $\nu$ (-)	Limite d'élasticité à 0,2 % $\sigma_{y,0,2}$ (MPa)	FIC Seuil $\Delta K_{th}$ (MPa.m <sup>0.5</sup> )
MMC	96	84-87	0,3	352	1.6

#### II.3.iv. Inconel 718

Le dernier matériau utilisé est un alliage base Nickel-, l'Inconel 718. Il présente une bonne tenue en fluage, fatigue et corrosion sur une large gamme de température. C'est sa bonne tenue sur la plage 0-650 °C qui nous a poussés à l'utiliser en tant que



## II.4. Expertise des échantillons

Pour tous les essais, de fretting simple et fretting-fatigue, une analyse post-mortem destructive est réalisée afin de mesurer le trajet de propagation des fissures (cf. Figure 2.10). Une fois l'essai mené à son terme au bout d'un nombre  $N$  de cycles (avec rupture totale ou non), la trace de fretting peut être expertisée de plusieurs façons. Des profils 3D de la surface frottée peuvent être réalisés de façon à quantifier l'usure. On peut aussi réaliser une analyse MEB+EDX ou une analyse physico-chimique de type spectroscopie Raman si l'on souhaite connaître la composition d'éventuels débris observés en surface. Ces deux analyses de traces sont réalisées en début de campagne d'essais de fissuration pour s'assurer de l'absence de modification de la géométrie du contact induite par une éventuelle usure des surfaces, l'usure ne faisant pas partie du cadre de ces travaux.

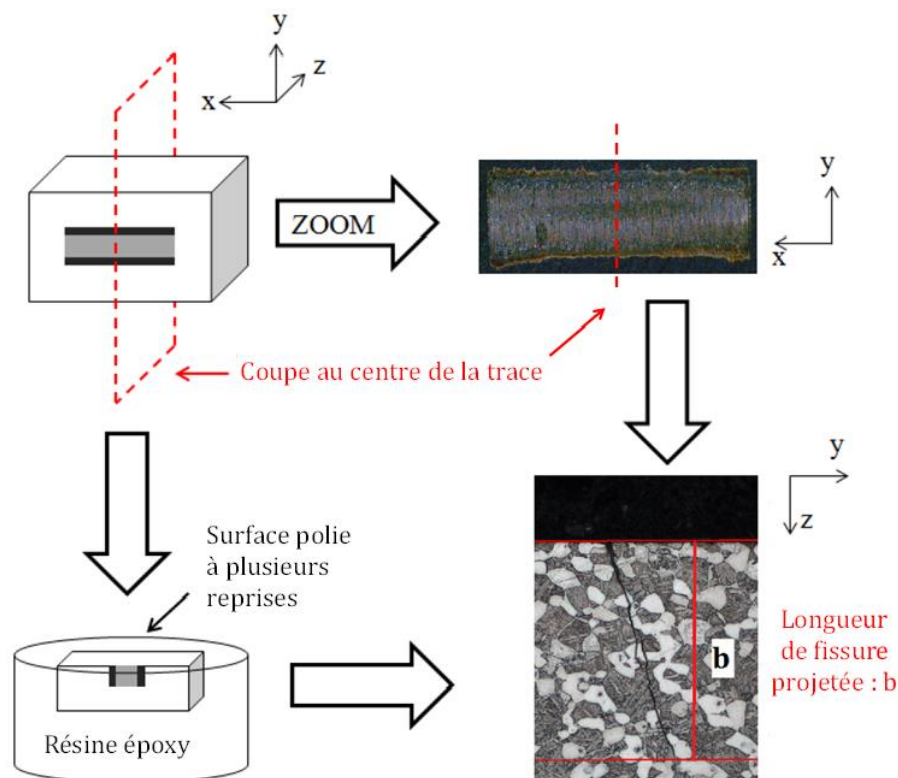


Figure 2.10 : Procédure de mesure et d'analyse des profils de fissure [Proudhon 2006]

Concernant ces travaux réalisés en glissement partiel, l'usure est négligeable et les traces de fretting ont simplement été photographiées à la binoculaire avant que les

échantillons ne soient coupés suivant le plan médian des traces puis enrobés. Un polissage méticuleux est réalisé suivant une gamme adaptée à chaque matériau de sorte à obtenir une vue nette de la fissure. L'étape de polissage et d'observation peut être réalisée plusieurs fois permettant ainsi d'observer la fissure sur différents plans de coupe tout au long de la trace et de pouvoir si besoin recréer la fissure en 3 dimensions de part et d'autre du plan médian.

## **II.5. Conclusion**

Ce chapitre permet tout d'abord de présenter les essais expérimentaux de fretting et fretting-fatigue. Il détaille les différents éléments clefs dans la réalisation des essais. La particularité de ces travaux réside en partie dans les essais à haute température développés antérieurement et utilisés cette fois pour étudier l'influence de la température sur le phénomène d'arrêt de fissuration.

Dans cette section ont également été présentés l'ensemble des matériaux analysés au cours de ces travaux. La relative diversité des métaux étudiés permet d'éprouver les méthodes numériques et les différents critères de propagation que nous allons comparer. Ce choix de métaux repose aussi sur le fait qu'ils sont largement utilisés dans les assemblages soumis au fretting.

# **Chapitre III - Développement de l'outil numérique "Crackbox"**

## **III.1. Introduction**

Pour ce travail, nous avons choisi de développer un outil de simulation de trajet de fissuration utilisant la méthode des éléments finis. Ce code appelé "Crackbox" combine le code commercial Abaqus ainsi que différentes routines Python et Matlab. Les éléments finis sont largement utilisés en calcul des structures, ils permettent d'obtenir une solution approchée dans le cas de géométries complexes, sollicitations variées et lois de comportement non linéaires. Dans le cas présent, la géométrie simple étudiée (cylindre / plan) et des chargements macroscopiquement élastiques simplifient le modèle. Les éléments finis permettent de lever les verrous scientifiques tels que :

- Le fretting-fatigue, une sollicitation complexe du fait de sa multi-axialité et d'un fort gradient de contraintes
- La mécanique de la rupture mise en jeu couplée à une forte pression hydrostatique et la prise en compte d'efforts de compression en pointe de fissures

L'objectif de ce chapitre est d'abord de détailler le modèle numérique : présenter les hypothèses de base, les choix faits pour le modèle et donner l'ensemble des informations pour reproduire les simulations. On s'attache à décrire en premier lieu le modèle non fissuré, avant d'introduire la fissure et ses particularités dans la création et le fonctionnement du modèle. Ensuite, la validation du modèle revêt un caractère important afin de s'assurer de sa cohérence avec les résultats expérimentaux. Enfin, une mise au point du modèle est proposée en introduisant une nouvelle stratégie de calcul de FIC lorsque la fissure est soumise à des contraintes de compression.



## III.2. Modèle de simulation de propagation des fissures

### III.2.i. Présentation du modèle

Un modèle numérique simulé par éléments finis (MEF ou EF (éléments finis)) se trouve être un compromis : être le plus représentatif possible, sans être trop coûteux en temps de calcul. Afin de formaliser les endommagements sous sollicitation de fretting, on se place dans des conditions de déformations planes, c'est-à-dire pour des contacts cylindre / plan ou plan / plan. Ceci impose d'avoir une largeur transverse de contact suffisamment grande de façon à vérifier les hypothèses de déformations planes suivant l'axe médian et ainsi de réduire l'analyse à une simulation 2D. La condition de déformations planes 2D est de plus idéale pour l'étude de la mécanique linéaire de la rupture puisqu'il minimise les zones déformées plastiquement en pointe de fissure. On introduit donc le modèle avec deux objectifs majeurs :

- Expliciter et justifier les hypothèses de modélisation
- Garantir une reproductibilité des résultats.

#### ❖ Géométrie globale

D'un point de vue géométrique, le contact étudié dans l'espace, tel qu'introduit dans le chapitre précédent, est de nature linéique (cylindre / plan). Or, il faut savoir que sous certaines conditions, un problème exprimé en trois dimensions (3D) peut être simplifié en un problème 2D par le biais d'une hypothèse soit de déformations planes, soit de contraintes planes. Dans le cas présent, il n'existe pas de direction privilégiée des structures (la génératrice de contact est de l'ordre de la dizaine de millimètres) ce qui exclut l'hypothèse de contrainte planes. En revanche, l'hypothèse de déformation plane est admissible, car elle respecte les conditions suivantes :

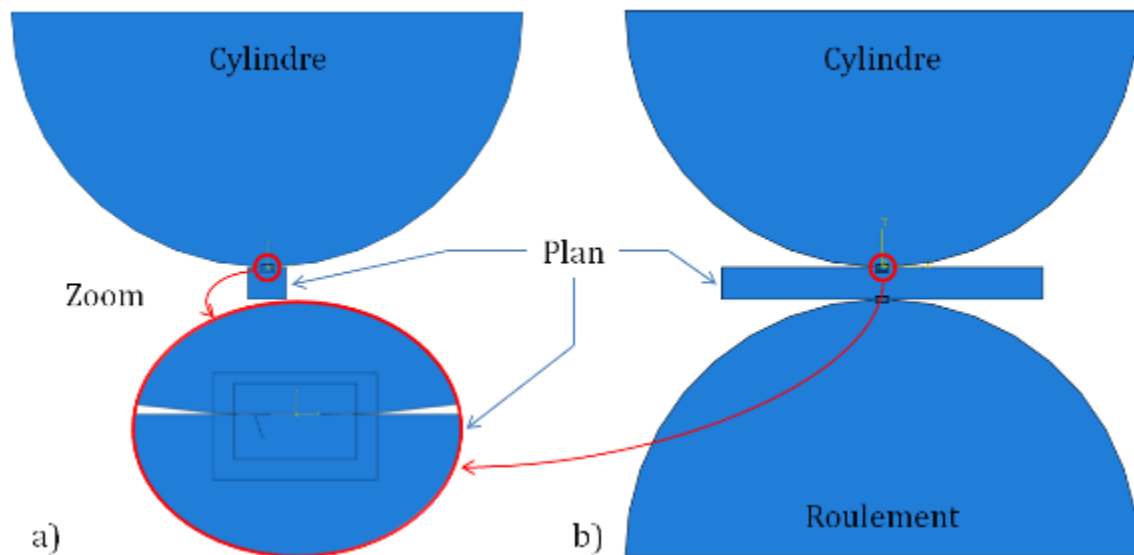


Figure 3.1 : Géométries générées en a) fretting simple b) fretting-fatigue

- Une dimension longitudinale est nettement supérieure aux deux autres
- Les sollicitations sont essentiellement exercées dans le plan de coupe

Ce problème en trois dimensions se trouve ainsi réduit à deux dimensions permettant ainsi un gain de coût de calcul sans que la simplification n'affecte l'exactitude des résultats. Concernant la géométrie en tant que telle, il a été choisie de façon à modéliser le poinçon cylindrique par un demi-disque dont le rayon est une donnée d'entrée, tandis que le plan est modélisé selon les dimensions réelles (cf. Figure 3.1). La modélisation du plan donnant lieu à deux géométries : proche d'un carré dans le cas du fretting simple, ou plus allongé dans le cas du fretting-fatigue. La seconde particularité du modèle est de considérer la présence d'un roulement à l'arrière de l'éprouvette de fretting-fatigue qui permet de reprendre la charge normale sans impliquer de chargement tangentiel (contact sans frottement). On admet que le roulement n'induit pas de cisaillement. Le contact entre le demi-cylindre simulant la présence du roulement est associé à un coefficient de frottement nul.

#### ❖ Lois de comportement des matériaux

Pour toutes les simulations, nous nous plaçons dans le domaine des déformations élastiques (à l'échelle macroscopique). De ce fait, nous n'utilisons que des lois de comportement élastiques linéaires isotropes dont les seuls paramètres sont le module

de Young ( $E$ ) et le coefficient de Poisson ( $\nu$ ). Ces paramètres dépendront des matériaux simulés (cf. Chapitre II), à l'exception du roulement en acier pour lequel  $E = 210 \text{ GPa}$  et  $\nu = 0.3$ .

❖ Steps : étapes de la simulation

De la même manière qu'un essai expérimental, l'ordre chronologique de l'application des charges est clairement défini numériquement. L'application des efforts successifs est schématisée par la Figure 3.2. Dans le cadre des simulations numériques, la partie grisée correspond au domaine associé à l'analyse du cycle de chargement.

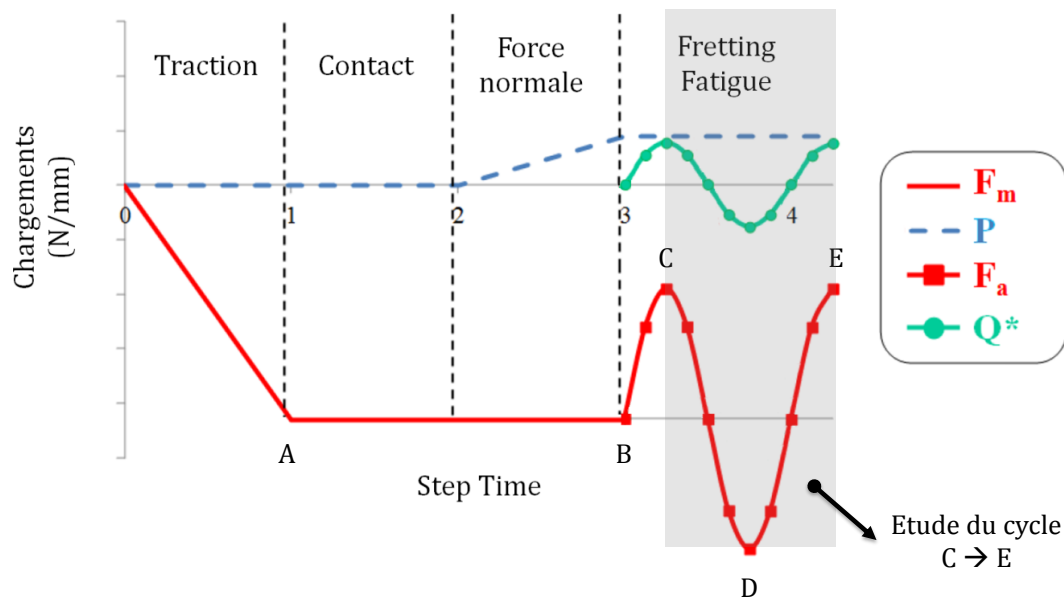


Figure 3.2 : Procédure d'application des chargements durant un cycle de fretting. Le chargement de fretting simple est similaire mais sans contrainte de fatigue ni étape de traction. Domaine d'étude de l'analyse du cycle

Dès qu'une condition aux limites est appliquée ou modifiée, il est nécessaire de créer une nouvelle étape de calcul ou step. C'est pour cela que 5 étapes (steps) sont déclarées pour réaliser un essai de fretting-fatigue (cf. Tableau 3.1).

Tableau 3.1 : Etapes de l'application des conditions aux limites

<b>Steps</b>	<b>Description</b>
0 Initial	Initialisation des variables
0 → 1 Traction	Traction à $\sigma_m$ et déplacement des cylindres et roulements (step absente en fretting simple) suivant $-\vec{x}$
1 → 2 Contact	Application d'un déplacement assurant le contact cylindre / plan suivant $-\vec{y}$
2 → 3 Force Normale	Application de la force normale P suivant $-\vec{y}$
3 → 4 Fretting-fatigue	Mise en route du cycle de fretting et de fatigue (si nécessaire)

Concernant cette même étape de traction, on applique une contrainte sur la surface libre du plan et un déplacement au cylindre et au roulement afin de rester centré par rapport au plan de façon à simuler le déplacement du chariot de fretting. Une précision est importante dans le cas de la *step* de contact : d'un point de vue numérique, lorsque le cylindre et le plan ne sont pas en contact, il n'est pas possible d'appliquer un effort normal. En effet, les quantités d'accélération font que le problème n'est plus quasi-statique. C'est pourquoi il y a deux étapes dans la mise en contact : d'abord un déplacement pour s'assurer de la mise en contact des deux contre-corps puis l'application de l'effort normal.

#### ❖ Conditions aux limites, interactions et chargement

Les conditions aux limites de cette modélisation se présentent sous trois formes différentes : les déplacements imposés (*Boundary Conditions - BC*) qui peuvent être permanents ou transitoires, les efforts de fretting et de fatigue (*Loads*), ainsi que les interactions entre les différents corps et surfaces. Pour plus de facilité, nous avons fait le choix d'imposer les conditions aux limites *via* des points de contrôle, c'est-à-dire des

points cinématiquement couplés aux surfaces des pièces qui leur sont liés (cf. Figure 3.3). De cette manière, quatre points de référence, des *RP*, sont introduits comme suit :

- RP 1 : Lié à la surface supérieure du cylindre
- RP2 et 3 : Liés aux surfaces latérales du plan (resp. surface libre et encastrée)
- RP 4 : Lié à la surface inférieure du roulement

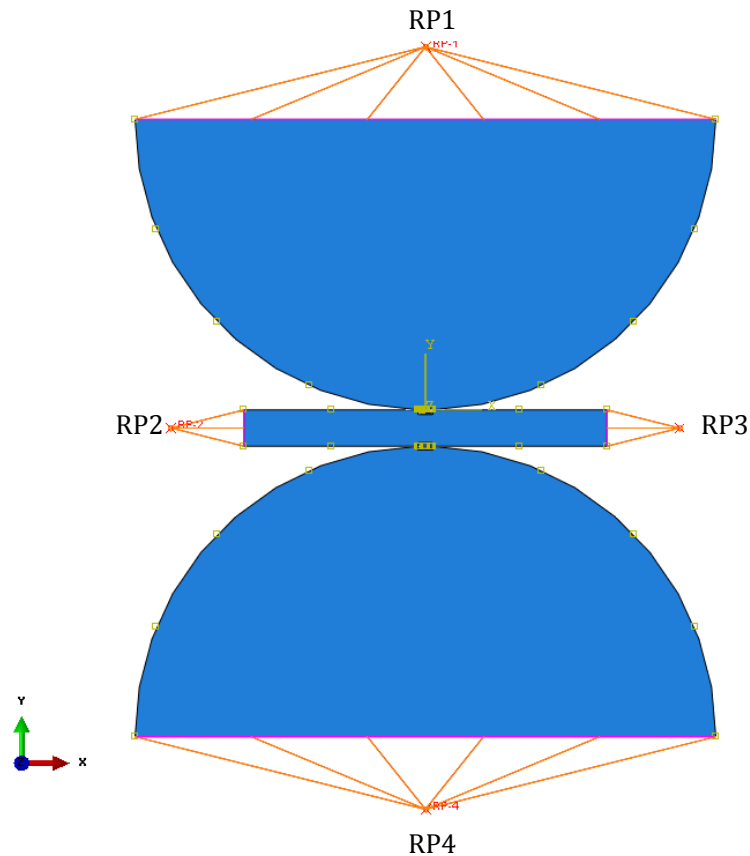


Figure 3.3 : Géométrie et *Reference Points* associés

Le cylindre et le roulement sont bloqués en rotation suivant  $\vec{z}$  et suivant  $\vec{x}$  lors de l'étape de mise en contact.

Le plan est encastré à droite (RP3) et seul le déplacement suivant  $\vec{x}$  est autorisé à gauche, piloté par RP2. Lors de l'application de la contrainte de traction en RP2, le cylindre et le roulement sont décalés afin de suivre la zone de contact (maillage fin). L'amplitude de translation est facilement déterminée étant donné que le comportement du modèle est linéaire : le déplacement appliqué à RP2 vaut deux fois celui du centre du plan.

Lors de la mise en contact, on impose des déplacements au cylindre et au roulement (RP1 et RP4) de 50 μm, respectivement suivant  $-\vec{y}$  et  $+\vec{y}$ . Ce déplacement est remplacé à l'étape suivante par l'application de la force normale de fretting aux mêmes RP. Enfin, la dernière *step* nommée fretting voit l'application du cycle de fretting et de fatigue le cas échéant du chargement de fatigue. Le cycle de fretting est piloté en force suivant un cycle dont l'amplitude est caractérisée par l'effort tangentiel Q sur une période. Le cycle de fatigue quant à lui peut être piloté de deux manières : en effort ou en déplacement. Ici, le choix a été fait de piloter la fatigue en déplacement, en phase avec le cycle de fretting qui lui est piloté en force.

Name	Initial	Traction	Contact	Force_normal	Fretting	
✓ Bridage_cylindre	Created	Propagated	Propagated	Propagated	Propagated	Boundary Conditions
✓ Bridage_plan_droite	Created	Propagated	Propagated	Propagated	Propagated	
✓ Bridage_plan_gauche	Created	Propagated	Propagated	Propagated	Propagated	
✓ Bridage_roulement	Created	Propagated	Propagated	Propagated	Propagated	
✓ Contact_cylindre			Created	Inactive	Inactive	
✓ Contact_roulement			Created	Inactive	Inactive	
✓ Fatigue_plan					Created	
✓ Fatigue_roulement					Created	
✓ Traction_cylindre		Created	Propagated	Propagated	Inactive	
✓ Traction_plan		Created	Propagated	Propagated	Inactive	
✓ Traction_roulement		Created	Propagated	Propagated	Inactive	
✓ FN_cylindre				Created	Propagated	
✓ FN_roulement				Created	Propagated	
✓ Fretting					Created	

Figure 3.4 : Description des conditions limites et charges en fonction des *steps* du modèle

Enfin, le dernier volet de cette partie concerne les interactions. On en dénombre au maximum trois. La première concerne le contact entre le cylindre et le plan. C'est un contact de type *surface-to-surface* adapté dans notre cas (deux surfaces en contact) en opposition à *node-to-surface*, caractérisant plutôt une singularité de contact. Dans notre cas il faut considérer une surface dite maître et une surface dite esclave. De manière générale, on choisira la surface la plus rigide comme surface maître, Abaqus autorisant plus de pénétration sur la surface esclave (cf. Figure 3.5). La partie inférieure du cylindre est donc considérée comme la surface maîtresse et la face supérieure du plan esclave.

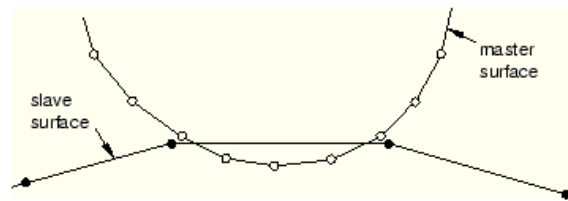


Figure 3.5 : Schéma des surfaces maître (master) et esclave (slave)

Pour simuler le contact de fretting, la méthode des multiplicateurs de Lagrange est choisie par opposition à la méthode de pénalisation. En effet, la méthode de pénalisation, bien que plus simple, autorise des déplacements relatifs où il peut y avoir interpénétration entre les deux corps. Ceci ne peut être toléré dans le cas d'un contact de fretting, et nécessite le choix, souvent arbitraire, d'un paramètre de raideur de contact qui bloque l'interpénétration des corps. Nous choisissons donc de travailler avec la méthode des multiplicateurs de Lagrange, avec pour seule donnée d'entrée le coefficient de frottement qui est préalablement mesuré expérimentalement. La simulation de la fissure impliquera encore une fois la prise en compte du contact entre les lèvres de la fissure. La détermination de ce coefficient de frottement fait l'objet d'une étude au cours de ce manuscrit. Enfin, le dernier contact se situe entre le plan et le roulement dans le cas d'un essai de fretting-fatigue. Il est défini comme un contact sans frottement, c'est-à-dire qu'aucun effort n'est transmis de manière tangentielle et simule donc bien la réalité du contact entre l'éprouvette de fatigue et le roulement.

#### ❖ Maillage par éléments finis

Pour l'ensemble de la simulation, des éléments de type CPE4 (Figure 3.6) sont choisis pour leur bonne propriété de gestion du contact. Ce type d'éléments adaptés pour l'hypothèse de déformation plane, est constitué de quadrangle à 4 nœuds et 4 points d'intégration et des fonctions de forme bilinéaires.

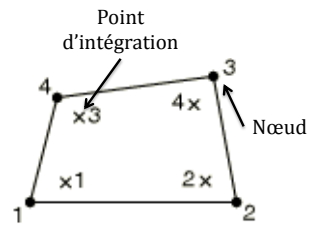


Figure 3.6 : Description de l'élément CPE4

Les zones de contact et le voisinage de fissures sont des zones à forts gradients de contraintes. Afin d'avoir une estimation la plus fiable des contraintes dans ces zones d'intérêt, le maillage est raffiné.

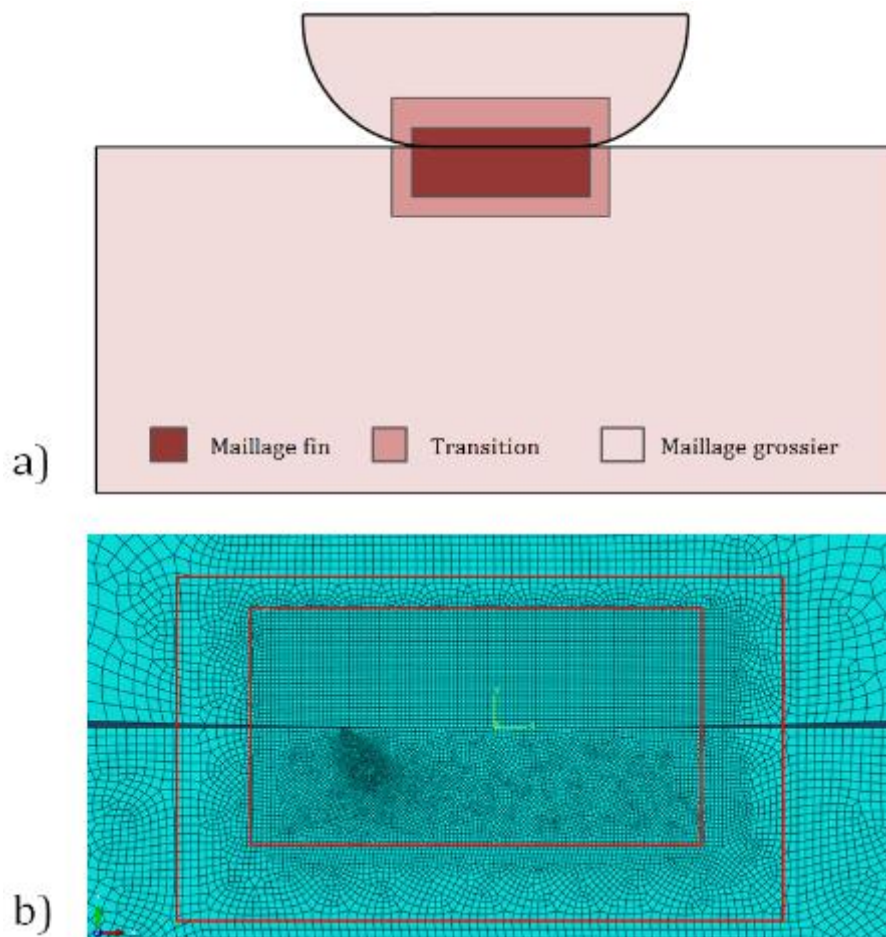


Figure 3.7 : a) schéma des zones de maillage b) maillage au contact cylindre plan (pointe de fissure détaillée Figure 3.11)

En effet, au contact entre deux pièces, ainsi qu'au voisinage de la fissure, un maillage plus fin permet une meilleure estimation des champs de contrainte. En



revanche, pour les zones de faible gradient de contraintes, un maillage plus grossier permet d'optimiser le temps de calcul. Une zone de transition est mise en place afin de permettre, une transition entre les maillages fins et grossiers. A noter que des zones identiques sont construites au niveau du contact plan / roulement permettant, là encore, de mieux appréhender les efforts transitant via ce contact.

### III.3. La fissure dans le modèle numérique

#### ❖ Géométrie de la fissure

Ces travaux s'inscrivant dans le cadre du fretting, et plus particulièrement en glissement partiel, la fissure et sa modélisation représentent un point crucial. Dans le cas présent, la fissure est caractérisée tout d'abord par sa position. L'origine du repère se situe au centre du contact cylindre / plan. L'amorce de la fissure se situe en bord de contact, à une distance  $a$  du centre du repère. La largeur de contact  $a$  peut être déterminée de différentes manières : expérimentalement par l'expertise des traces de fretting, numériquement en relevant les profils de pression de contact entre les deux corps ou plus généralement à l'aide de la théorie de Hertz. Rappelons par ailleurs que dans le cas d'un régime élastique à l'échelle macroscopique (ce qui est le cas dans l'ensemble des essais menés pour ces travaux), la théorie de Hertz s'applique.

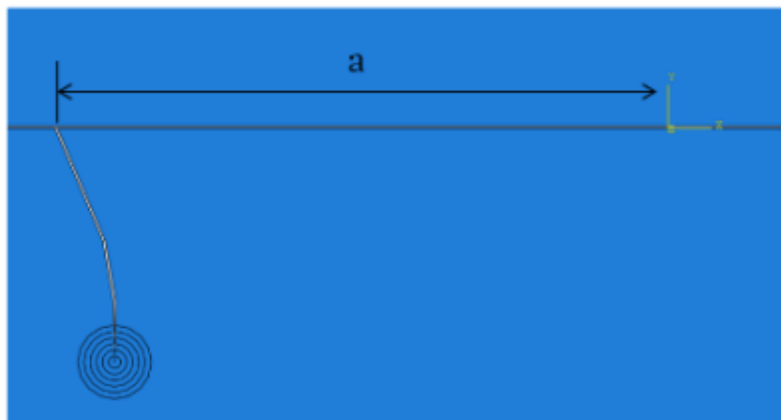


Figure 3.8 : Fissure en 3 segments, entourée par les intégrales de contour, située à une distance  $a$  du centre du contact

La fissure en elle-même se modélise par deux surfaces libres et se discrétise en segments successifs dont la longueur  $l$  et l'orientation par rapport à la verticale  $\alpha$  (*i.e.* la normale à la surface de contact du plan) sont des paramètres d'entrée (cf. Figure 3.9). Cette stratégie permet de modéliser toutes les formes de fissures, avec pour limite basse une taille de segment de  $15 \mu\text{m}$  pour permettre un raffinement du maillage en pointe de fissure (ce point sera explicité plus tard). En dessous de  $15 \mu\text{m}$ , le logiciel ne peut plus tracer de cercles suffisamment petits pour définir les intégrales de contour. Enfin, la largeur initiale de la fissure est un paramètre d'entrée sans influence dès lors qu'elle est suffisamment petite et qu'elle assure un contact entre les lèvres de la fissure. Elle est ici fixée arbitrairement à  $0,1 \mu\text{m}$ .

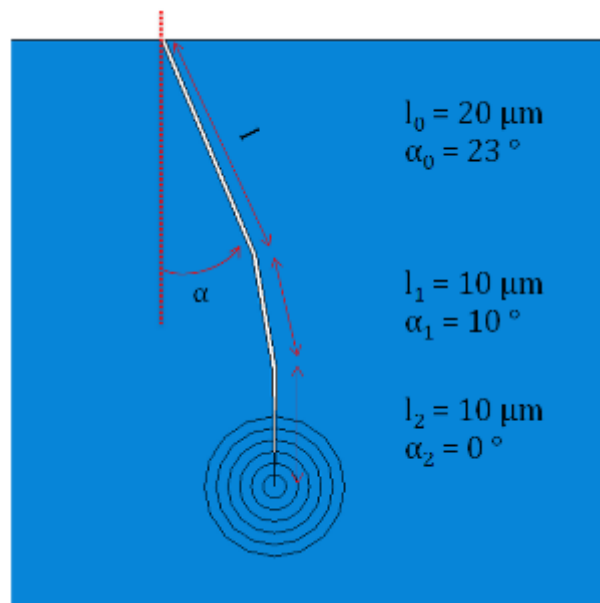


Figure 3.9 : Exemple d'une fissure discrétisée en 3 segments

#### ❖ Maillage au voisinage de la fissure

Enfin, en pointe et au voisinage de la fissure, le maillage est également adapté en fonction du nombre de segments impliqués pour simuler la fissure. En pointe de fissure, une discrétisation circulaire est mise en place afin d'obtenir un maillage réglé et calibré. Un tel maillage est nécessaire pour une bonne application des intégrales de contour et le calcul des FIC. Cette discrétisation se décompose en cercles concentriques dont le centre se situe en pointe de fissure. Le premier cercle est caractérisé par un diamètre de  $2 \mu\text{m}$ , puis chaque cercle consécutif voit son diamètre augmenté de  $2 \mu\text{m}$ . Au total 11 cercles

concentriques sont construits permettant de construire 10 anneaux d'éléments pour les intégrales de contour. La Figure 3.10 met en exergue les deux premiers cercles et l'anneau ainsi créé ainsi que le 11<sup>ème</sup> et dernier cercle de discrétisation.

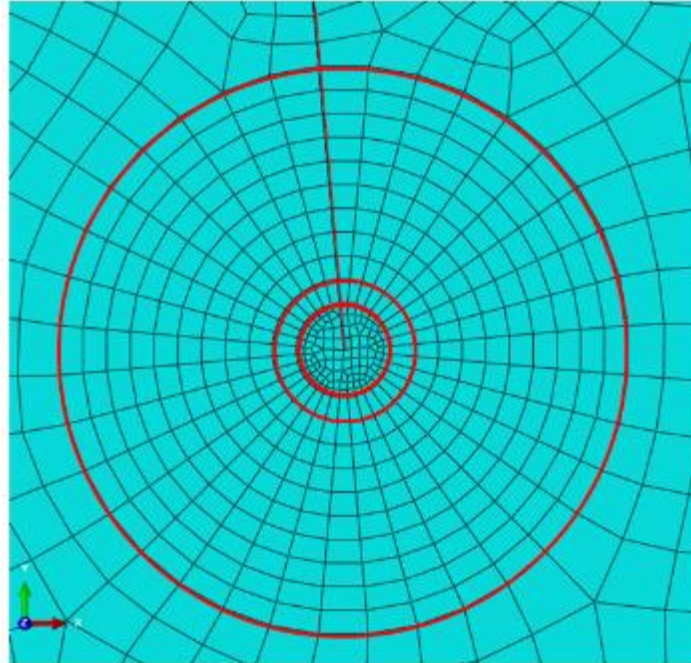


Figure 3.10 : Raffinement en pointe de fissure ; 1<sup>er</sup>, 2<sup>ème</sup> et 11<sup>ème</sup> contours

Concernant le reste de la fissure, le maillage est réalisé de sorte à avoir une transition entre les éléments proches de la surface et ceux proches de la pointe de fissure. Les éléments en pointe de fissure sont entre 10 et 50 fois plus petits que les éléments en début de fissure (cf. Figure 3.11).

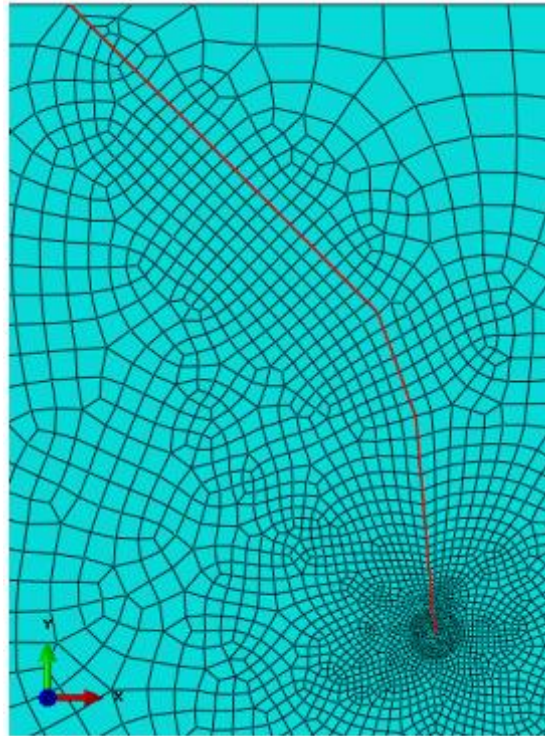


Figure 3.11 : Exemple de maillage au voisinage de la fissure (fissure en rouge)

### III.3.i. Automatisation et algorithmique

Le modèle qui est présenté ici est inspiré des travaux de thèse de De Pannemaecker. Cependant, cette première version ne permettait que de simuler une fissure donnée dont la géométrie était fixée et composée de maximum 3 segments. Mon travail a été d'automatiser ces simulations de façon à gérer la propagation sous le contact avec une infinité de segments de propagation incrémentale. La Crackbox se présente sous la forme d'un algorithme mis en place afin d'automatiser la propagation complète d'une fissure. Sur la base de fichiers Matlab combinés au code Abaqus et à des codes en Python, permettent de calculer les FIC en pointe de fissure.

Schématiquement, la Crackbox se présente de la façon suivante :

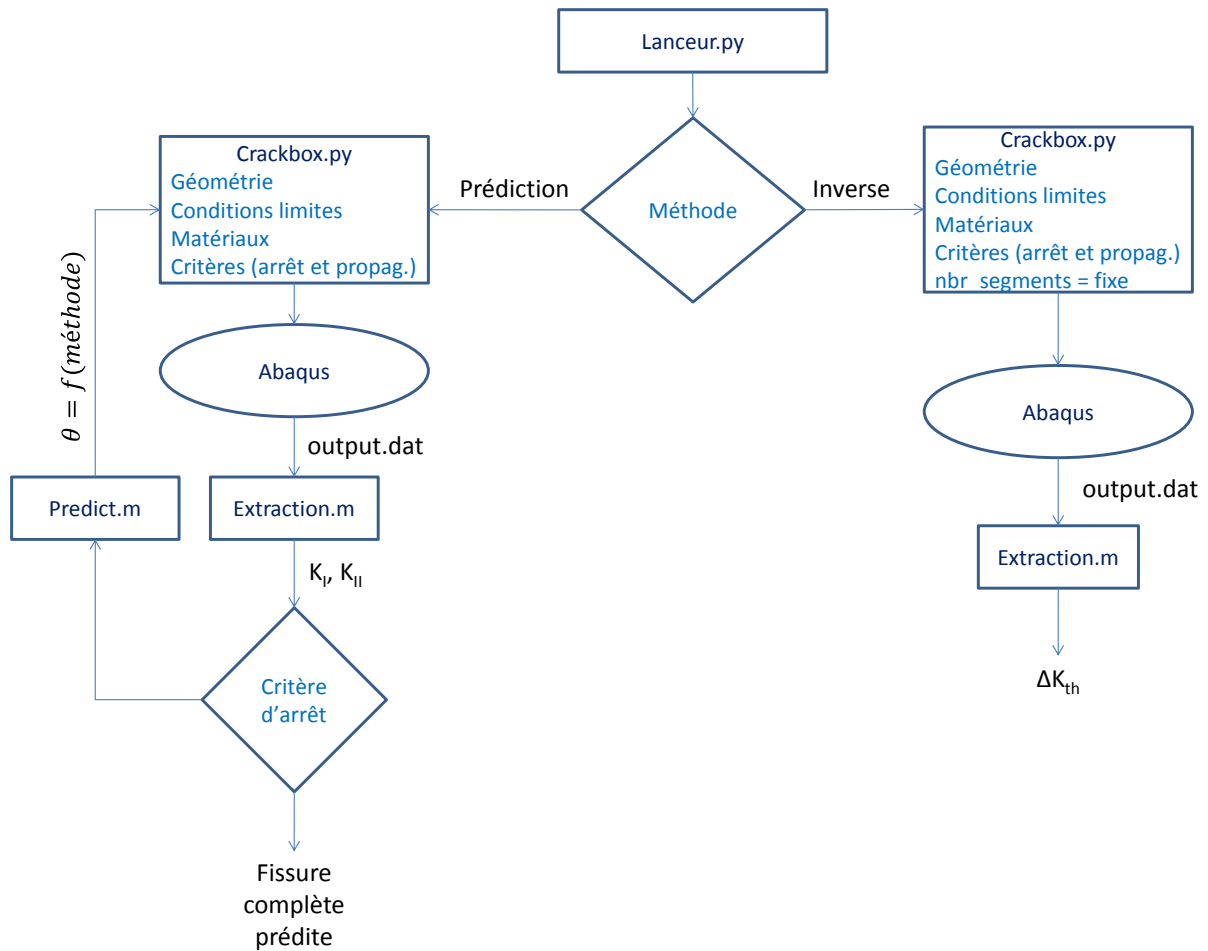


Figure 3.12 : Algorithme de fonctionnement de la Crackbox

Le fichier lanceur est le premier élément utilisé dans le fonctionnement du code. C'est ce fichier qui commande les autres successivement. Au départ du fichier lanceur, l'utilisateur choisit le type de calcul et la géométrie de la fissure si elle est présente (nombre de segments, angles et longueurs).

Le fichier crackbox.py est le principal fichier de création du modèle par éléments finis. Il est également à compléter par l'utilisateur dans sa première partie (cf. Figure 3.13).



```

→ if Nfiss==0: → #si pas de fissure, ligne droite
→ mySketch.Line(point1=(Longueur_Plan/2,0.0), point2=(-Longueur_Plan/2,0.0))
→ else: → #si fissure
→ mySketch.Line(point1=(Longueur_Plan/2,0.0), point2=(-a+d0,0.0)) → #Face sup droite
→ x=zeros((Nfiss+1))*1.
→ y=zeros((Nfiss+1))*1.
→ d=zeros((Nfiss+1))*1.
→ x[0]=-a
→ y[0]=0.
→ d[0]=d0
→ for ii in range(1,Nfiss+1): #les segments sont construits de haut en bas par 2, d'abord celui de gauche
→ x[ii]=x[ii-1]+l[ii-1]*sin(alpha[ii-1]) → #coordonnees x fissure theorique
→ y[ii]=y[ii-1]-l[ii-1]*cos(alpha[ii-1]) → #coordonnees y fissure theorique
→ d[ii]=d[ii-1]
→ d[Nfiss]=0.
→
→ l1x1 = x[ii-1]-d[ii-1]
→ l1x2 = x[ii]-d[ii]
→ l1y1 = y[ii-1]
→ l1y2 = y[ii]
→ l2x1 = x[ii-1]+d[ii-1]
→ l2x2 = x[ii]+d[ii]
→ l2y1 = y[ii-1]
→ l2y2 = y[ii]
→ mySketch.Line(point1=(l1x1,l1y1), point2=(l1x2,l1y2)) → #EDITER FISSURE PLAN
→ mySketch.Line(point1=(l2x1,l2y1), point2=(l2x2,l2y2)) → #EDITER FISSURE PLAN
→
→ mySketch.Line(point1=(-a-d0,0.0), point2=(-Longueur_Plan/2,0.0)) → #Face sup gauche
→
→ xFiss = x[Nfiss]
→ print 'xFiss =', xFiss
→ yFiss = y[Nfiss]
→ print 'yFiss =', yFiss

```

Figure 3.15 : Création de la géométrie de la fissure dans la Crackbox

Abaqus quant à lui fonctionne en arrière-plan sans être ouvert et fournit un fichier de données (extension en .dat) de la forme suivante :

```

TIME INCREMENT COMPLETED 0.100000, FRACTION OF STEP COMPLETED 0.100000
STEP TIME COMPLETED 0.100000, TOTAL TIME COMPLETED 0.100000

.....
K F A C T O R E S T I M A T E S
.....
.. CRACKFRONT..... C O N T O U R S
.. NAME..... NODE SET
.....
..... 1..... 2..... 3..... 4..... 5
..... 6..... 7..... 8..... 9..... 10
.....
.. KFACTORS_CRACK-1
..... -9..... K1:..... 1.647..... 1.647..... 1.646..... 1.646..... 1.645.....
..... K2:..... 0.2859..... 0.2861..... 0.2860..... 0.2859..... 0.2858.....
..... MTS..... DIRECTION (DEG):..... -18.65..... -18.67..... -18.67..... -18.67..... -18.67.....
..... J from Ks:..... 1.2403E-05..... 1.2401E-05..... 1.2392E-05..... 1.2388E-05..... 1.2369E-05
.....
..... K1:..... 1.645..... 1.645..... 1.645..... 1.645..... 1.645.....
..... K2:..... 0.2858..... 0.2858..... 0.2858..... 0.2857..... 0.2857.....
..... MTS..... DIRECTION (DEG):..... -18.67..... -18.67..... -18.67..... -18.66..... -18.66.....
..... J from Ks:..... 1.2372E-05..... 1.2374E-05..... 1.2374E-05..... 1.2374E-05..... 1.2374E-05
.....

```

Figure 3.16 : Extrait du fichier de sortie d'Abaqus en .dat

Ce fichier .dat est lu et traité par un fichier développé en interne (extraction.m) qui va venir extraire et traiter les FIC en pointe de fissure (Figure 3.17).

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  
%% . FINALISATION . : . CALCUL . DES . MAX . ET . MIN . DE . NOS . K1, K2 . %%  
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  
%  
%  
ListeDistanceTip = 0.001 * (4:13) ;  
liste_K2_moinsQ = ListeK2(1, :) ;  
liste_K1_moinsQ = ListeK1(1, :) ;  
  
liste_K2_plusQ = ListeK2(2, :) ;  
liste_K1_plusQ = ListeK1(2, :) ;  
  
%Extrapolation  
K2_moinsQetoile = fit_lineaire_K2(ListeDistanceTip, liste_K2_moinsQ) ;  
K2_moinsQetoile = K2_moinsQetoile/sqrt(1000) ;  
K1_moinsQetoile = fit_lineaire_K1(ListeDistanceTip, liste_K1_moinsQ) ;  
K1_moinsQetoile = K1_moinsQetoile/sqrt(1000) ;  
  
K2_plusQetoile = fit_lineaire_K2(ListeDistanceTip, liste_K2_plusQ) ;  
K2_plusQetoile = K2_plusQetoile/sqrt(1000) ;  
K1_plusQetoile = fit_lineaire_K1(ListeDistanceTip, liste_K1_plusQ) ;  
K1_plusQetoile = K1_plusQetoile/sqrt(1000) ;
```

**Figure 3.17 : Extraction et traitement de FIC**

La méthode choisie est ensuite appliquée pour déterminer le prochain segment de fissuration (Figure 3.18). A noter que la méthode de prédiction, choisie dès le départ, est la même pour toute la propagation.



```

%Critere 2
%Trajet.methode.Contrainte.circo
Circo_Theta -> -> -> = [-90:0.01:90].;
Circo_Partie1 -> -> -> = -3*cosd(Circo_Theta./2)+cosd(3*Circo_Theta./2).;
Circo_Partie2 -> -> -> = sind(Circo_Theta./2)+sind(3*Circo_Theta./2).;
Circo_plusQetoile -> -> -> = Circo_Partie1.*K1_plusQetoile-3*Circo_Partie2.*K2_plusQetoile.;
Circo_moinsQetoile -> -> -> = Circo_Partie1.*K1_moinsQetoile-3*Circo_Partie2.*K2_moinsQetoile.;
Circo_delta -> -> -> = Circo_plusQetoile.-Circo_moinsQetoile.;

Theta_CC = Circo_Theta(find(Circo_delta==max(Circo_delta))).;

%Critere 4
%Trajet.methode.Amestoy.
Amestoy_Theta -> -> -> = [-90:0.01:90].;
Amestoy_m -> -> -> = Amestoy_Theta/180.;
Amestoy_L -> -> -> = log((1-Amestoy_m)/(1+Amestoy_m))-2*(Amestoy_m/(1-Amestoy_m.^2)).;
Amestoy_coeff -> -> -> = (((1-Amestoy_m)/(1+Amestoy_m)).^(Amestoy_m/2)).;

Amestoy_K11 -> -> -> = Amestoy_coeff.*(cosd(Amestoy_Theta)-sind(Amestoy_L.*Amestoy_Theta)/(2*pi())).;
Amestoy_K12 -> -> -> = Amestoy_coeff.*(-3*sind(Amestoy_Theta)/2).;
Amestoy_K21 -> -> -> = Amestoy_coeff.*(sind(Amestoy_Theta)/2).;
Amestoy_K22 -> -> -> = Amestoy_coeff.*(cosd(Amestoy_Theta)+sind(Amestoy_L.*Amestoy_Theta)/(2*pi())).;
Amestoy_k1_plusQetoile -> -> -> = Amestoy_K11.*K1_plusQetoile.+Amestoy_K12.*K2_plusQetoile.;
Amestoy_k1_moinsQetoile -> -> -> = Amestoy_K11.*K1_moinsQetoile.+Amestoy_K12.*K2_moinsQetoile.;

Amestoy_delta_k1 -> -> -> = Amestoy_k1_plusQetoile.-Amestoy_k1_moinsQetoile.;

Theta_Am = Amestoy_Theta(find(Amestoy_delta_k1==max(Amestoy_delta_k1))).;

%Critere 5
%Trajet.formule.Hoop.Stress
Theta_HS -> -> -> = 2*atan((Delta_K_1-sqrt(Delta_K_1^2+8*Delta_K_2^2))/(4*Delta_K_2))*180/pi().;

%Choix.critere.: Theta_Am.ou.Theta_CC.ou.Theta_HS

Theta -> -> -> = Theta_CC.;
RDK = Delta_K_2/Delta_K_1.;
Theta -> -> -> = -100*RDK.;

```

Figure 3.18 : Choix et calcul des critères de propagation

Lors de l'ultime étape, si la valeur des FIC est inférieure au critère d'arrêt désiré (ou du nombre d'incrémentes voulus), la routine s'arrête, stocke dans un fichier les valeurs numériques présélectionnées et efface les fichiers résultats bruts trop volumineux.

### III.4. Validation en configurations simples

Après avoir créé le modèle, il est indispensable de valider les résultats sur des cas simples de référence. L'objectif est donc de comparer les FIC calculés par la Crackbox avec les FIC déterminés analytiquement ou estimés de manière semi-analytique avec la méthode des fonctions poids. De cette manière, si les résultats sont proches de la théorie, on pourra en déduire que notre modèle est suffisamment représentatif. Deux approches se distinguent :

- Approche découplée : aucune nécessité de mailler et simuler la fissure. Les calculs sont analytiques et ce résultat est considéré comme une référence
- Approche couplée : la fissure est maillée et simulée dans son intégralité par l'intermédiaire de la Crackbox.

### III.4.i. Cas de la traction simple

Parmi les cas de référence dans le cadre d'une simulation numérique on trouve le cas d'une plaque de longueur infinie et de largeur finie soumise à de la traction (Figure 3.19). En effet, pour un chargement de traction orthogonale à une fissure, seul le mode I est présent. Il est possible d'écrire  $K_I$  (le FIC en mode I ici) sous la forme  $K_I = \sigma \cdot Y(a)$  où  $Y(a)$  est une fonction de la géométrie et  $\sigma$  la contrainte nominale de traction. La fonction  $Y(a)$  étant définie de manière analytique (Figure 3.19). Le FIC en mode I peut s'exprimer en fonction d'une longueur de fissure.

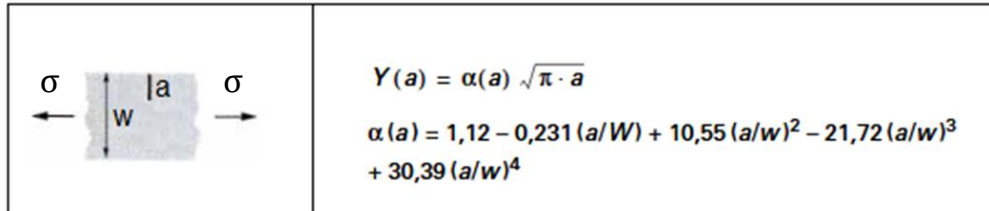


Figure 3.19 : Fonction  $Y(a)$  pour une fissure finie dans une plaque finie soumise à de la traction [Tada 1985]

L'intérêt dans cette démarche réside dans la comparaison du calcul du FIC par 3 méthodes :

- CI : Une estimation numérique du FIC par l'intermédiaire de l'intégrale de contour à partir d'une éprouvette fissurée
- FP : Une formulation semi-analytique du FIC à partir de la méthode des fonctions poids (approche découplée)
- Ana. : Formulation purement analytique du FIC à partir de la géométrie et du chargement

La méthode des fonctions poids repose sur le principe de superposition. En effet, étant donné que nous travaillons avec l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire, le principe de superposition peut s'appliquer tel que décrit Figure 3.20. Ce principe repose sur le fait qu'un problème à l'équilibre peut être décomposé en un ensemble de sous problèmes à l'équilibre et qu'il suffit de sommer les solutions individuelles pour déterminer l'effet de l'ensemble des sollicitations. Nous pouvons donc déterminer les effets de plusieurs sollicitations sur le champ de contraintes autour d'une fissure en additionnant les FIC induits par chaque type de sollicitation.

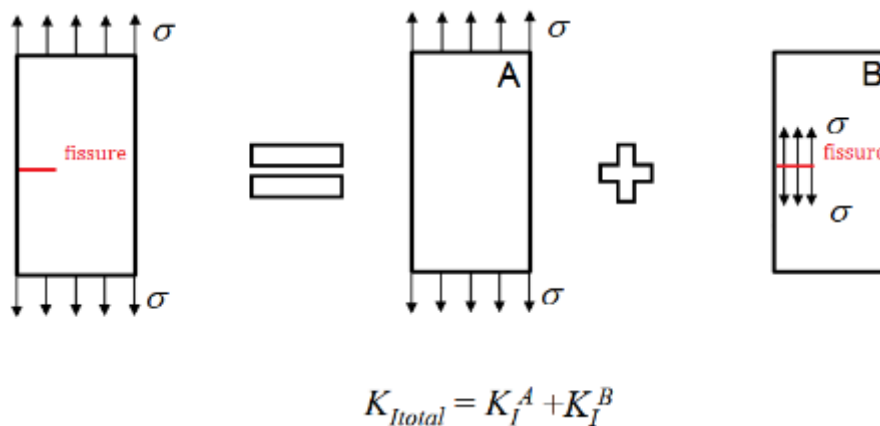


Figure 3.20 : Principe de superposition appliqué au calcul du FIC

La méthode des fonctions poids consiste à résoudre deux problèmes successifs :

- Premier problème : nous considérons la même géométrie de pièce, non fissurée, mais avec les mêmes conditions aux limites. Le champ de contraintes est alors estimé en supposant un comportement élastique linéaire (*via* Abaqus par exemple)
- Second problème : cette fois-ci la géométrie fissurée est considérée et on remplace toutes les conditions aux limites par l'application sur la fissure existante de la contrainte extraite du premier problème suivant le même chemin que la fissure

Théoriquement on considère la pièce fissurée et on substitue les conditions aux limites par ce champ de contraintes directement appliqué aux lèvres de la fissure mais dont le signe est changé. Dans la pratique on calcule le FIC via l'intégrale (Eq. 3.1).

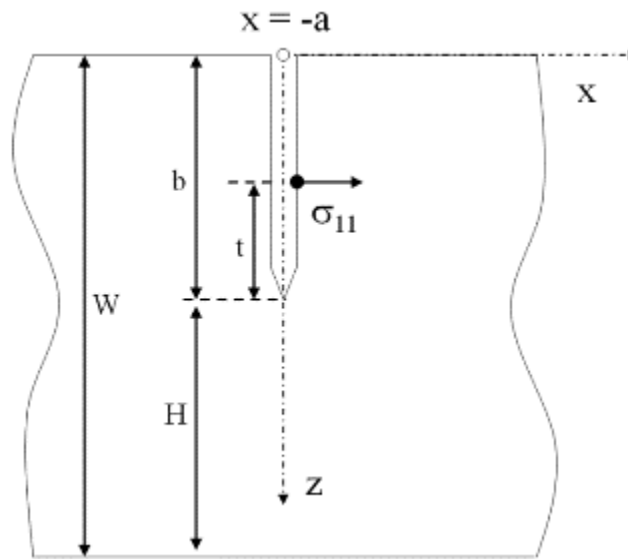


Figure 3.21 : Variables mises en place dans le cadre d'une estimation du FIC en mode I par la méthode des fonctions poids

Le FIC est calculé de la manière suivante :

$$K_{IFP} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^b M(t) \sigma_{11}(t) dt \quad (3.1)$$

La Figure 3.21 schématise les grandeurs suivantes : la contrainte normale  $\sigma_{11}$  est d'abord estimée par la simulation à une distance  $t$  de la pointe de fissure. La fonction de poids  $M(t)$ , également exprimée à une distance  $t$  de la pointe de fissure, tient compte de la géométrie et plus particulièrement du caractère fini de la pièce et de la longueur, supposée finie, de la fissure :

$$M(t) = \frac{1}{\sqrt{t}} \left( 1 + m_1 \frac{t}{b} + m_2 \left( \frac{t}{b} \right)^2 \right) \quad (3.2)$$

$m_1$  et  $m_2$  étant deux constantes dépendant du ratio  $r_{fp} = b/W$ , et exprimées de la manière suivante :

$$m_1 = A_1 + B_1 r_{fp}^2 + C_1 r_{fp}^6 \quad (3.3)$$

$$m_2 = A_2 + B_2 r_{fp}^2 + C_2 r_{fp}^6 \quad (3.4)$$

les constantes  $A_1, A_2, B_1, B_2, C_1$  et  $C_2$  prenant les valeurs suivantes, compte tenu de la géométrie :

$$\left\{ \begin{array}{l} A_1 = 0.6147 ; B_1 = 17.1844 ; C_1 = 8.7822 \\ A_2 = 0.2502 ; B_2 = 3.2889 ; C_2 = 70.0444 \end{array} \right\} \quad (3.5)$$

En plus de la méthode découplée de fonction de poids (ci-dessus) et de la formulation explicitée Figure 3.19, nous appliquons le code Crackbox : modélisation couplée pour simuler l'évolution de  $K_{I\max}$  en fonction de l'extension de la fissuration dans l'éprouvette fissurée. Outre le calcul de  $K_{I\max}$ , la méthode couplée par éléments finis permet d'avoir les champs de contraintes au voisinage de la fissure.

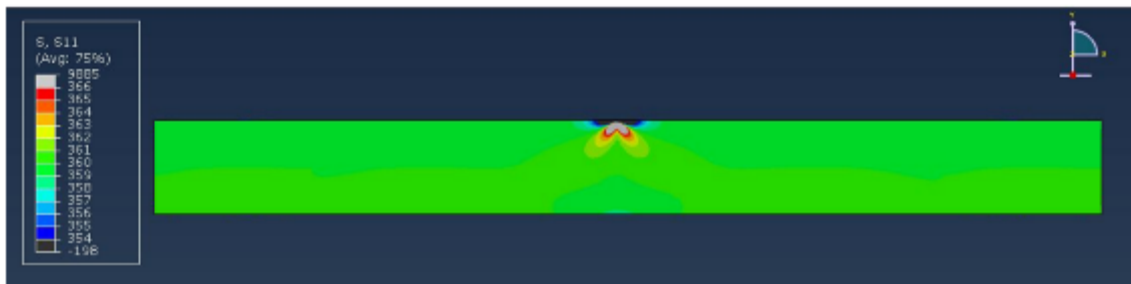


Figure 3.22 : Répartition des contraintes suivant  $\bar{x}$  pour une éprouvette fissurée

Dans le cas présent, la Figure 3.22 nous donne un aperçu des contraintes globales suivant l'axe principal à la suite d'une traction de 360 MPa pour une pièce d'acier d'épaisseur  $W = 10$  mm et une fissure orthogonale d'une longueur  $l = 200$   $\mu\text{m}$  (donc  $a/w = 0.02$ ). On remarque déjà la singularité des contraintes engendrées par la fissure à son voisinage. Les résultats du calcul de  $K$  en fonction des 3 méthodes sont présentés Figure 3.23.

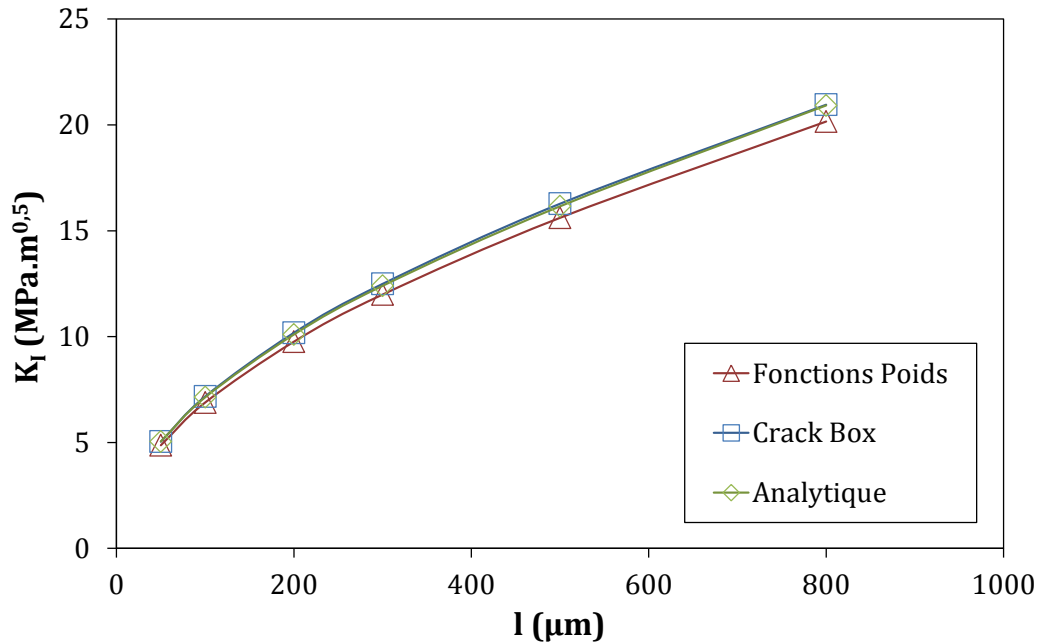


Figure 3.23 : Comparaison de l'estimation du FIC pour les 3 méthodes en fonction de la longueur de fissure  $l$  ( $\mu\text{m}$ )

La valeur estimée par l'intermédiaire des fonctions poids (FP) semble être légèrement inférieure aux deux autres (écart maximum de 3,6 %). Ce résultat peut être expliqué par le fait qu'elle résulte du calcul d'une intégrale à partir de données discrétisées selon le paramètre  $t$  (cf. Figure 3.21), et donc d'une approximation du résultat (discrétisation de  $25 \mu\text{m}$ ). *A contrario* la méthode de l'intégrale de contour est très fidèle (écart maximum de 0,7 %) aux résultats analytiques. Ce résultat, en plus de valider notre modèle, nous permet de conclure que la Crackbox est encore plus précise que la méthode des fonctions poids pour estimer les FIC. Ayant validé la Crackbox pour une éprouvette de référence fissurée à l'aide de formulations explicites exactes, nous analysons la réponse du code pour le système plus complexe d'un contact cylindre / plan.

#### III.4.ii. Cas du fretting simple

L'étape suivante de validation du problème correspond à la mise en situation sur un problème de fretting simple. Etant donné qu'il n'existe pas de solution analytique explicite pour calculer les FIC d'un contact fissuré soumis au fretting, la méthode des

fonctions poids est considérée comme résultat de référence. La Figure 3.24 nous montre la répartition des contraintes pour un échantillon non fissuré permettant de calculer le champ de contraintes avant d'y appliquer les fonctions poids. La simulation représente un contact cylindre / plan avec pour cylindre un alliage de Ti-6Al-4V et un rayon de 80 mm et une génératrice de 8 mm et pour plan un Inconel 718 de dimension 12\*10 mm dans le plan avec pour chargement  $P = 815 \text{ N/mm}$  et  $Q^* = 451 \text{ N/mm}$ .

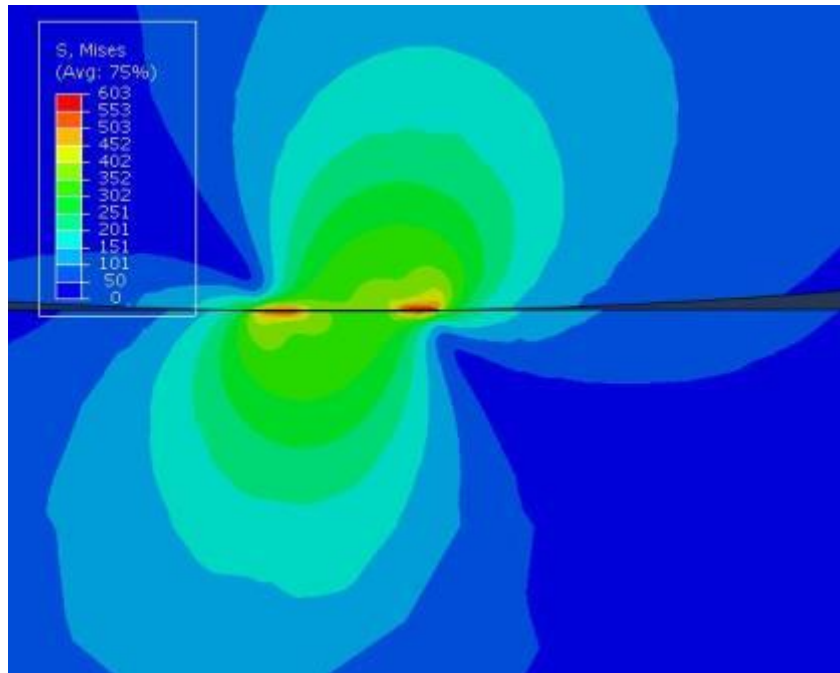


Figure 3.24 : Carte des contraintes de Von Mises à l'état de chargement +Q\*

Les coefficients de la méthode des fonctions poids ne dépendant pas de la géométrie, ce sont les mêmes que ceux utilisés pour l'éprouvette simple fissurée (Eq. 3.1). Là encore, on trace l'évolution de  $K_I(+Q^*)$  (FIC en mode I à +Q\*) en fonction de la longueur de fissure pour les deux méthodes (Crackbox et des fonctions poids) (Figure 3.25).

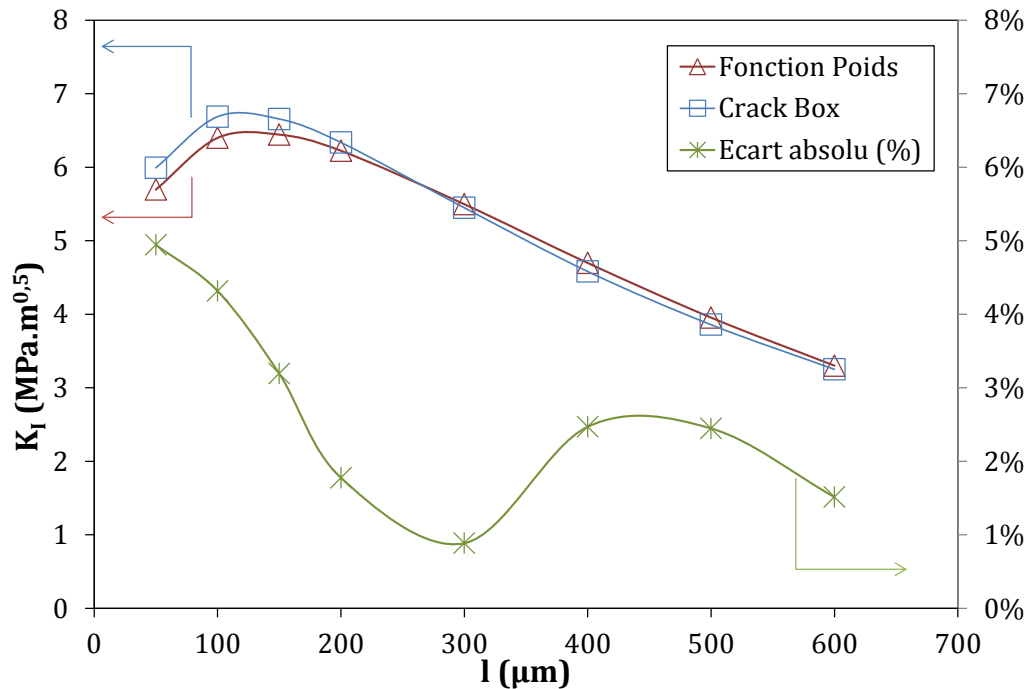


Figure 3.25 : Calcul du FIC en mode I par la méthode de fonctions poids ( $\Delta$ ) et par la Crackbox ( $\square$ ) ainsi que l'écart absolu entre les deux stratégies ( $\times$ ) pour une fissure normale au contact.

On remarque que les deux méthodes suivent la tendance classique d'évolution du FIC en mode I avec l'accroissement de la longueur de la fissure, à savoir une augmentation au début puis une baisse progressive. La baisse s'explique par le fait qu'au fur et à mesure du développement de la fissure, elle s'éloigne des champs de contrainte en surface induits par la sollicitation de fretting. L'écart absolu entre les deux méthodes est calculé comme suit :

$$E_{\%}(l) = \frac{|K_{IFP}(l) - K_{ICB}(l)|}{K_{IFP}(l)} * 100 \quad (3.6)$$

Où  $K_{IFP}$  et  $K_{ICB}$  sont les FIC selon la méthode des fonctions poids (FP) et selon la Crackbox (CB) respectivement. Le faible écart observé, inférieur à 5%, atteste par ailleurs de la bonne fiabilité de notre modèle. En effet, il est maximum pour une fissure très courte : 4.9 % à 50  $\mu\text{m}$  avant de décroître à 1.6 % pour une fissure de 600  $\mu\text{m}$ . Sur les 300 premiers microns, on peut même constater que la méthode FP sous-estime le FIC par rapport à la Crackbox, ce qui suggère que le code CB permet une estimation plus conservative pour les calculs des FIC. Ce constat s'explique peut-être par le fait que les



FP ne prennent pas en compte l'effet du contact, prépondérant sur les 300 premiers microns notamment.

Ces deux premiers résultats obtenus numériquement permettent donc de s'assurer de la validité du modèle. En effet, en prenant comme référence une approche par les fonctions poids, le modèle EF s'avère cohérent. Dans le cas de la traction simple et pour des fissures allant de 50 à 800 micromètres, l'erreur reste inférieure à 3,6 %, tandis que pour le cas du fretting simple et pour des fissures comprises entre 50 et 600 micromètres, l'erreur maximale n'est que de 4,9 % pour des fissures courtes. Le modèle s'avérant de plus en plus précis à mesure que les fissures se développent. Compte-tenu du fait que la Crackbox donne de meilleurs résultats en traction simple et en mode I que les fonctions poids, on peut supposer que la Crackbox donne de meilleurs résultats que les fonctions poids en fretting simple et toujours en mode I. Aussi cette analyse permet de conclure que le modèle par éléments finis est suffisamment précis pour le calcul du FIC en mode I et nous autorise à l'utiliser pour des simulations ultérieures. Au sujet du mode de cisaillement, les travaux de Fouvry [2008] et de Pannemaecker [2016] concluent qu'en fretting-fatigue, on peut négliger la contribution du mode II. Cependant, il a été choisi d'étudier de façon un peu plus aboutie la réponse du mode II qui paraît être primordial dans le comportement d'une fissure oblique propagée en mode mixte comme semble être observé pour les fissurations sous contraintes de fretting simple. Nous négligerons en revanche le mode III, car contrairement à un contact 3D sphère / plan, les sollicitations d'un contact 2D cylindre / plan ne font pas apparaître de cisaillement hors plan [Fouvry 2008].

### **III.5. Etude du mode II : cisaillement dans le plan**

Comme introduit au chapitre I, le calcul des FIC s'effectue par l'intermédiaire des intégrales de contour. De cette manière, le modèle par éléments finis, à partir des données d'entrées, fournit les FIC en mode I ( $K_I$ ) et en mode II ( $K_{II}$ ) pour chaque contour défini comme suit et tout au long du cycle de chargement.

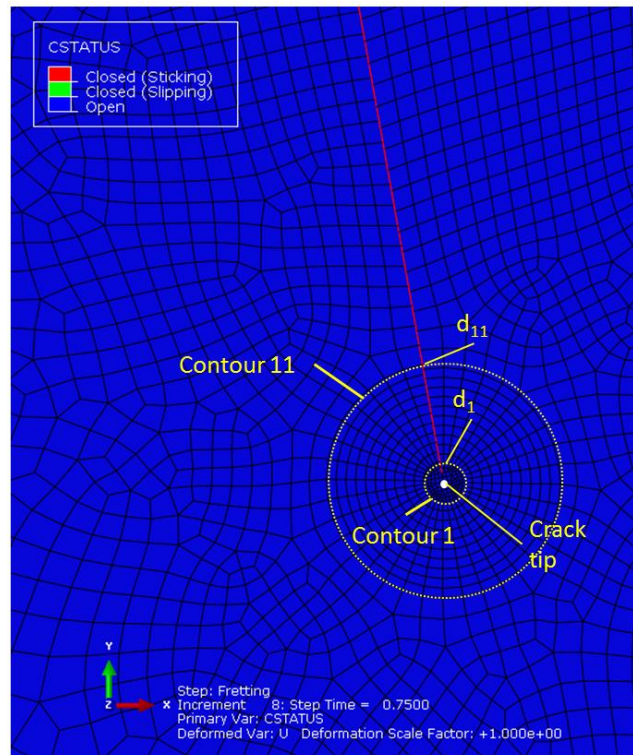


Figure 3.26 : Illustration des contours en pointe de fissure, pour une fissure inclinée de  $10^\circ$  par rapport à la normale au contact

Dans le cas présent, la Figure 3.26 nous montre également que les lèvres de la fissure sont collées. On étudiera l'influence du statut du contact (collé ou glissant) par la suite. Le raffinement du maillage en pointe de fissure étant construit de sorte à avoir des contours circulaires, chaque contour se situe à une distance  $d$  de la pointe de fissure. Le premier contour se situant à 1 micromètre de la pointe, et chaque contour distant d'un demi-micromètre du précédent.

### III.5.i. Influence du contour sur le calcul de $K_{II}$ lorsque la fissure est fermée

La Figure 3.27 nous permet d'analyser l'évolution de  $K_{II}$  selon deux paramètres différents : le contour et le chargement. Ici, le chargement tangentiel de fretting oscille sur un cycle et la fissure est alternativement ouverte, fermée puis ouverte.

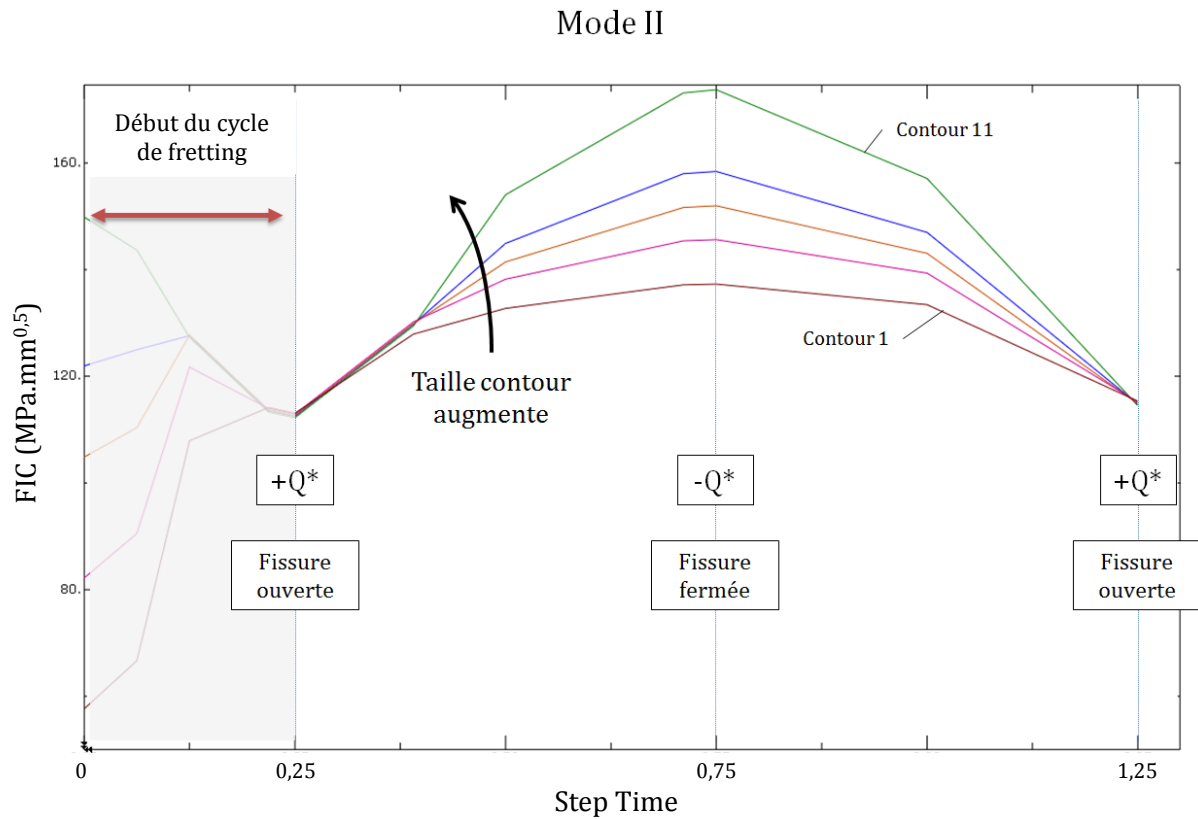


Figure 3.27 : Evolution de  $K_{II}$  au cours du chargement de fretting en fonction du contour et du cycle, pour une fissure inclinée de  $10^\circ$  par rapport à la normale au contact

Le premier constat est que lorsque la fissure est ouverte, le contour n'a pas d'influence sur  $K_{II}$ . En revanche, quand la fissure est fermée,  $K_{II}(-Q^*)$  dépend du contour. En effet, la méthode d'estimation des FIC par l'intégrale de Rice est valable uniquement pour une fissure ouverte. Deux enseignements peuvent être tirés de ces résultats. Pour une fissure ouverte, le calcul du FIC est bien indépendant du contour choisi ; en revanche pour une fissure dont les lèvres sont en contact, le choix du contour n'est donc pas anodin et il est nécessaire de changer de méthode.

### III.5.ii. Proposition d'une nouvelle méthode de calcul de $K_{II}(-Q^*)$

Ainsi, il s'agit maintenant de quantifier l'évolution de  $K_{II}$  aux extrema du cycle de fretting. On cherche donc à établir une loi déterminant  $K_{II}$  indépendamment de la taille des contours. Dans les deux cas (à  $+Q^*$  et  $-Q^*$ ), on observe une linéarité des valeurs. On choisit de retirer le résultat donné par le premier contour étant donné que le maillage

auquel il s'applique n'est pas réglé (premier contour autour de la pointe de fissure, éléments non concentriques). La Figure 3.28 suivante trace l'évolution de  $K_{II}$  ( $-Q^*$ ) et  $K_{II}$  ( $+Q^*$ ) en fonction de la distance du contour par rapport à la pointe de la fissure. A noter que le logiciel Abaqus travaillant en mm, la précédente Figure 3.27 nous a exposé les résultats en  $\text{MPa}\cdot\text{mm}^{0.5}$ . Par la suite, les résultats seront exprimés en  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ .

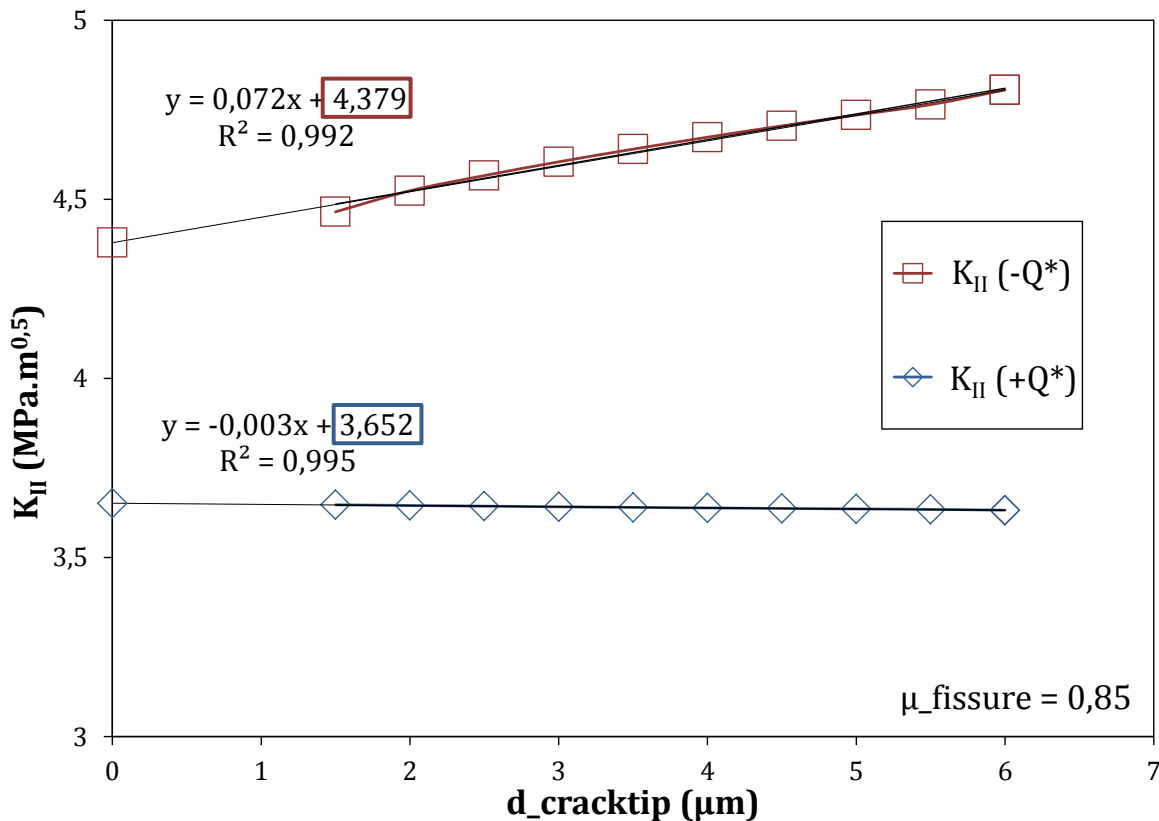


Figure 3.28 : Evolution de  $K_{II}$  en fonction de la distance à la pointe de fissure

A partir de cette évolution, les résultats confirment que, lorsque la fissure est ouverte ( $Q = +Q^*$  : chargement en tension à l'arrière du contact)  $K_{II}$  est indépendant du contour. Lorsque la fissure est fermée (quand  $Q = -Q^*$ )  $K_{II}$  dépend du contour choisi. Ce qui s'explique par le fait que dans cette configuration les valeurs de  $K_{II}$  sont sujettes au frottement au sein de la fissure. Toutefois, en établissant une régression linéaire d'ordre 1, avec un coefficient de détermination  $R^2$  très élevé, on peut en déduire par extrapolation la projection d'un  $K_{II}$  limite lorsque  $d_{cracktip}$  converge vers zéro. Cette méthode permet de s'affranchir du contour choisi. En effet, plus la distance du contour par rapport à la pointe de fissure est grande, plus l'effet du frottement entre les lèvres de

la fissure vient perturber le calcul de l'intégrale de Rice. Ainsi, en extrapolant la valeur de  $K_{II}$  pour une distance nulle entre le contour et la pointe de fissure, on estime une valeur plus fiable du  $K_{II}$  opérant en pointe de fissure, là où le processus de propagation est réellement effectif.

Ainsi, cette variation du  $K_{II}$  calculé provient de l'énergie élastique consommée par frottement dans la fissure. Le but est ici de s'affranchir de cet artefact numérique. Donc, pour s'affranchir de cette énergie consommée, il faut éliminer les surfaces de contact et tendre vers un rayon de contour d'intégrale nul. La prise en compte du contact dans la fissure est un enjeu primordial pour le calcul de  $K_{II}$  lorsque la fissure est fermée, nous conduisant à étudier l'influence du coefficient de frottement dans la fissure lorsque cette dernière est fermée.

La Figure 3.29 rend compte de l'évolution du  $K_{II}$  calculé à  $-Q^*$  en considérant différentes valeurs du coefficient de frottement entre les lèvres de la fissure ( $\mu_{\text{fissure}}$ ).

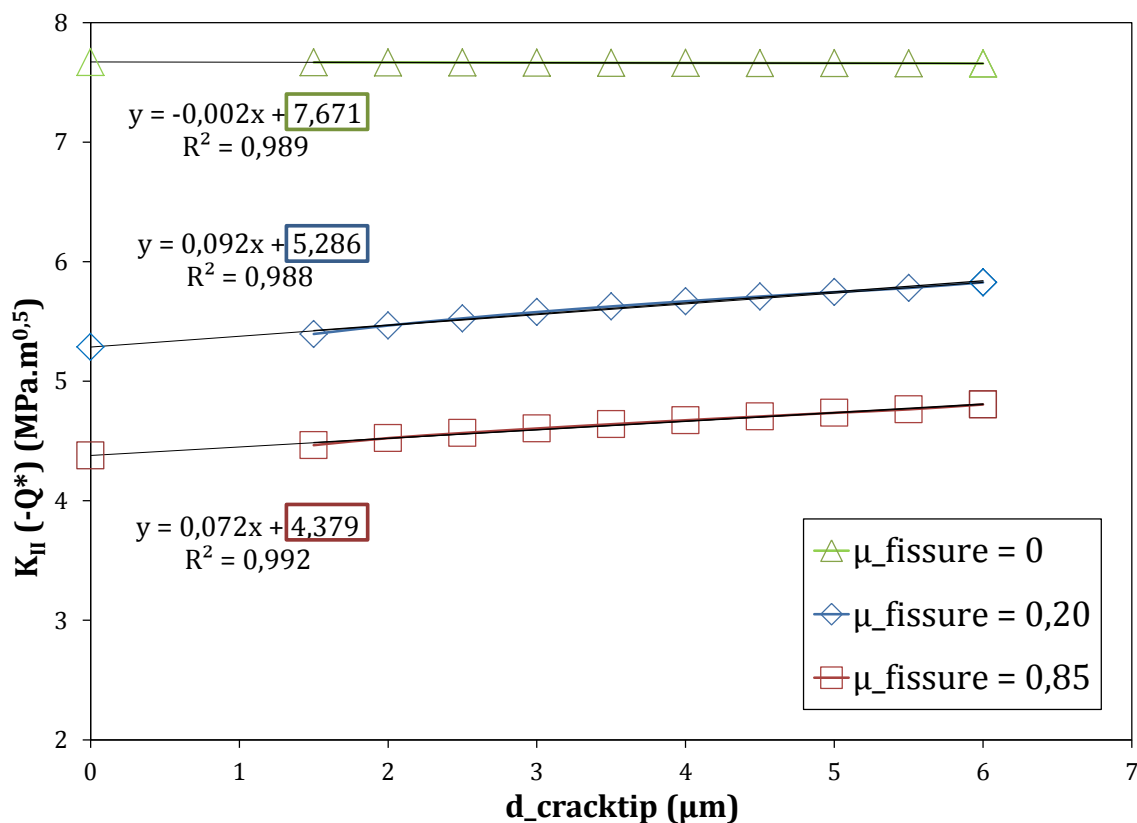


Figure 3.29 : Evolution de  $K_{II} (-Q^*)$  pour différents coefficients de frottements dans la fissure ( $\mu_{\text{fissure}}$ )

Le Tableau 3.2 ci-dessous permet de mettre en perspective les résultats des deux méthodes de calcul de  $K_{II}$  en pointe de fissure pour un coefficient de frottement différent (méthode usuelle au 5<sup>ème</sup> contour et nouvelle méthode en extrapolant en pointe de fissure).

Tableau 3.2 : Calcul de  $K_{II}(-Q^*)$  selon différentes méthodes et  $\mu_{\text{fissure}}$

	$K_{II}$ (MPa.m <sup>0,5</sup> )		
	$\mu_{\text{fissure}} = 0$	$\mu_{\text{fissure}} = 0,2$	$\mu_{\text{fissure}} = 0,85$
$\mu_{\text{fissure}}$	0	0,2	0,85
$K_{II}$ 5 <sup>ème</sup> contour	7,66	5,58	4,61
$K_{II}$ extrapolation	7,67	5,29	4,38
Ecart	-0,1%	5,5%	5,2%

Nous montrons que pour  $\mu_{\text{fissure}} = 0$ , la valeur de  $K_{II}$  reste constante quelle que soit la distance entre le contour et la pointe de fissure. En revanche, en considérant les conditions telles que  $\mu_{\text{fissure}} > 0$ , nous montrons une influence de la distance du contour. En considérant les valeurs à la limite telles que  $d_{\text{cracktip}} = 0$ , nous confirmons que plus le coefficient de frottement est élevé, plus la valeur de  $K_{II}$  est diminuée.

Il existe d'autres méthodes de validation des FIC en mode II. Il est par exemple possible de considérer le cas d'une plaque semi-infinie avec une fissure centrale soumise à une sollicitation de mode I ou II dont les solutions analytiques sont connues. Le calcul des FIC peut également se faire en recalant les solutions analytiques des champs de déplacements exprimés en fonction des FIC par une méthode de lissage sur ceux obtenus par calculs éléments finis autour de la fissure. Cependant, mes travaux de validation sur le mode I et ceux développés initialement par A. De Pannemaecker (2015) sur le mode II montrent que la démarche numérique proposée (code « Crackbox ») permet une estimation relativement fiable des FIC en mode I et II pour une fissure implémentée dans un contact soumis à des sollicitations de fretting.

### III.5.iii. Influence du coefficient de frottement sur le calcul de $K_{II}(-Q^*)$

On montre que le coefficient de frottement dans la fissure influe fortement sur le FIC en mode II lorsque la fissure est fermée. La première raison de ce constat tient du fait que, compte tenu de la définition de contact (Lagrangien), le coefficient de frottement établit une limite entre un contact glissant et collé à partir des efforts normaux et tangentiels rencontrés dans les lèvres de fissure. La Figure 3.30 nous montre cette différence de contact (CSTATUS) entre la simulation à  $\mu_{\text{fissure}} = 0,2$  et à  $\mu_{\text{fissure}} = 0,85$  avec le contact respectivement glissant (*slipping*) et collé (*sticking*).

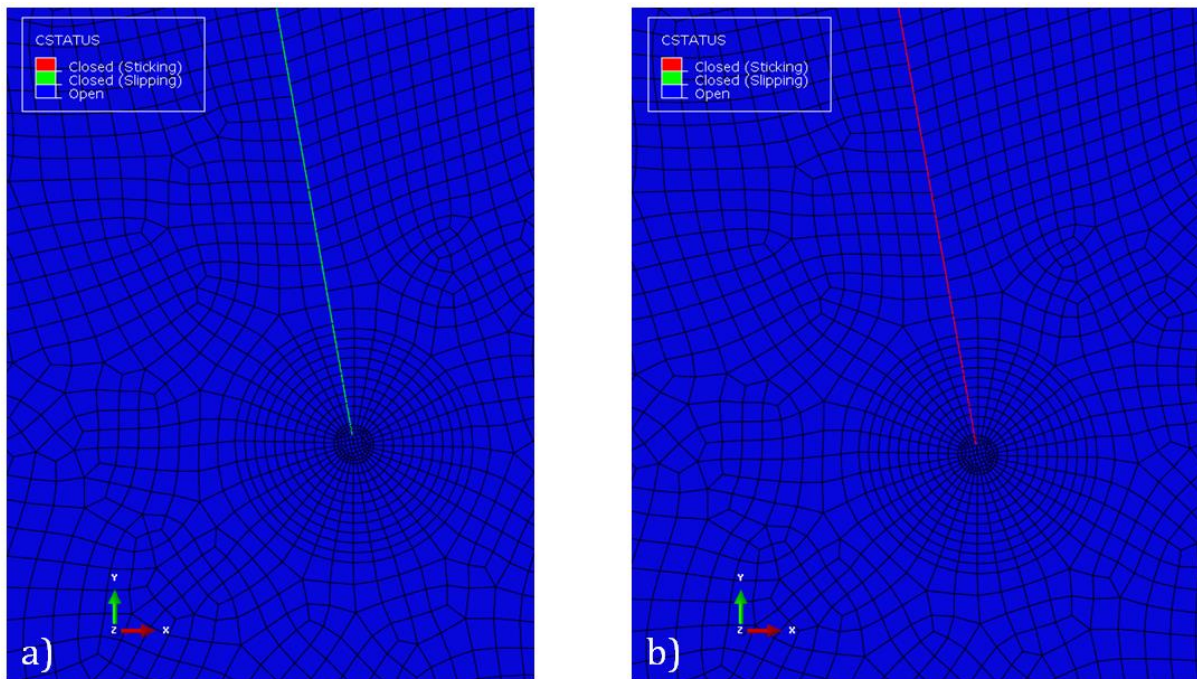


Figure 3.30 : Statut du contact à  $-Q^*$  (collé en rouge, glissant en vert) pour a)  $\mu_{\text{fissure}} = 0,2$  b)  $\mu_{\text{fissure}} = 0,85$

Une fois la tendance établie pour quelques cas particuliers, nous cherchons à prévoir l'influence d'un tel coefficient de frottement sur une plus large amplitude, *i.e.* entre 0 et 1.  $K_{II}$  évolue de concert avec la nature du contact. En effet, à mesure que  $\mu_{\text{fissure}}$  augmente,  $K_{II}$  diminue. Ce qui s'explique là encore par l'effet du frottement sur la fissure, à mesure que  $\mu_{\text{fissure}}$  augmente, de plus en plus d'efforts sont repris de part et d'autre de la fissure ce qui tend à réduire le  $K_{II}$  en pointe de fissure

Tableau 3.3 : Evolution du statut du contact et de  $K_{II}(-Q^*)$  en fonction de  $\mu_{\text{fissure}}$

$\mu_{\text{fissure}}$	Statut	$K_{II}$ Extrapolation (MPa.m <sup>0.5</sup> )
0	Glissant	7,67
0,1	Glissant	6,49
0,2	Glissant	5,29
0,25	Glissant	4,71
0,3	Collé	4,46
0,1	Collé	4,43
0,6	Collé	4,41
0,85	Collé	4,38
0,95	Collé	4,39

Seulement, à partir d'un  $\mu_{\text{fissure}}$  de transition entre un contact glissant et collé,  $K_{II}$  se stabilise vers une valeur asymptotique quasiment constante lorsque la fissure au sein du contour reste collée (Tableau 3.3 et Figure 3.31).

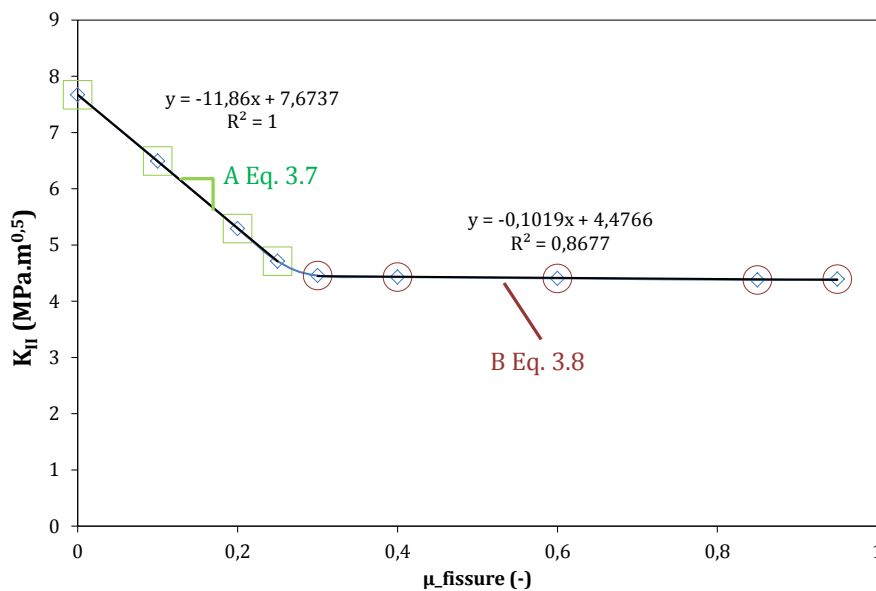


Figure 3.31 : Evolution de  $K_{II}(-Q^*)$  en fonction de  $\mu_{\text{fissure}}$  et mise en valeur du comportement asymptotique

Ainsi, dans ce cas de référence, nous pouvons considérer une formulation bilinéaire de l'évolution du  $K_{II}$  en fonction du coefficient de frottement telle que :



$$K_{II} = -11.86 * \mu_{fissure} + 7.67 \text{ MPa}\sqrt{m} \quad (3.7)$$

si  $\mu_{fissure} < \mu_{th} = 0.3$  (contact glissant)

$$K_{II} = 4,48 \text{ MPa}\sqrt{m} \quad (3.8)$$

si  $\mu_{fissure} > \mu_{th} = 0.3$  (contact collé)

### III.6. Conclusion

- Le modèle de simulation numérique choisi repose sur la méthode des éléments finis en considérant une hypothèse de déformations planes. L'ensemble des éléments utilisés dans le cadre de cette modélisation sont des CPE4 : des quadrangles à 4 nœuds avec un schéma d'intégration standard à deux dimensions.

Ces travaux ont permis de démontrer les points suivants :

- La validité du modèle a été établie en se basant sur la méthode semi-analytique des fonctions poids et du principe de superposition pour des cas de traction simple et de fretting simple.
- Des simulations préliminaires ont révélé que le calcul du FIC en mode II (cisaillement dans le plan) était dépendant du contour lorsque la fissure est fermée. Une nouvelle méthode a été proposée. Elle consiste à extrapoler la valeur du FIC lorsque  $r$  tend vers 0, *i.e.* en pointe de fissure de façon à s'affranchir de l'énergie de frottement dissipée entre les lèvres de la fissure vis-à-vis du calcul de l'intégrale de Rice.
- Enfin, à l'aide de cette nouvelle méthode d'extrapolation de  $K_{II}$ , on a pu établir que le coefficient de frottement dans les lèvres de la fissure était un paramètre à ne pas négliger lors de l'établissement du modèle. Nous montrons une réponse

bilinéaire en fonction du coefficient de frottement et du statut de la fissure, c'est-à-dire si elle reste collée ou glissante.

Disposant d'un code permettant le calcul des FIC en mode I et II, la suite de mes travaux porte sur l'analyse et potentiellement la prédiction du chemin de propagation.



## ***Chapitre IV - Prémices et arrêt de fissuration en fretting simple***

### **IV.1. Introduction**

La partie précédente ayant introduit la Crackbox de manière relativement exhaustive, nous sommes en mesure de l'utiliser pour différentes prévisions numériques. Toute fissure voit se succéder différentes phases lors de sa durée de vie : tout d'abord un amorçage, puis une propagation, parfois terminée par la rupture de l'éprouvette ou l'arrêt de la fissure. Ces phases de fissuration nécessitent toutefois suffisamment d'efforts ou d'énergie pour qu'une fissure, y compris soumise à des contraintes de fretting, puisse croître sous peine de s'arrêter.

Les objectifs de ce chapitre sont donc d'appréhender le processus initial de propagation à l'aide d'une analyse impliquant les FIC. Dans un premier temps le but est de prévoir l'amorçage puis d'étudier l'arrêt de fissuration et d'évaluer en particulier l'effet de la température. Le but sera tout d'abord de comprendre l'influence de la température sur le phénomène d'arrêt de fissuration, puis d'établir une corrélation entre les FIC seuil ( $\Delta K_{th}$ ) à température ambiante et à haute température.

#### **IV.1.i. Etablissement du cas d'étude**

##### **IV.1.i.a. Essai de référence**

La méthode repose sur un couplage entre les essais et la simulation numérique. Un cas expérimental connu avec une fissure suffisamment grande sera considéré comme base de travail pour le modèle numérique. La première étape consiste donc à établir cet essai de référence. Pour ce faire, nous considérons un essai de fretting simple pour

lequel une fissure suffisamment grande s'est propagée. Dans le cas présent l'essai A : constitué d'un poinçon cylindrique en Inconel 718 de rayon 80 mm et d'une génératrice de 8 mm et d'un plan en Ti-6Al-4V. Les efforts appliqués sont de  $P = 825$  N/mm en force normale et  $Q^* = 451$  N/mm en force tangentielle, imposant un chargement macroscopiquement élastique à l'exception de la pointe de fissure. A la suite de 2 millions de cycles à 12 Hz, en résulte une fissure (cf. Figure 4.1.c) approximée rectiligne d'une longueur projetée  $b_p = 1094$   $\mu\text{m}$  et d'un angle par rapport à la normale de  $9,2^\circ$ .

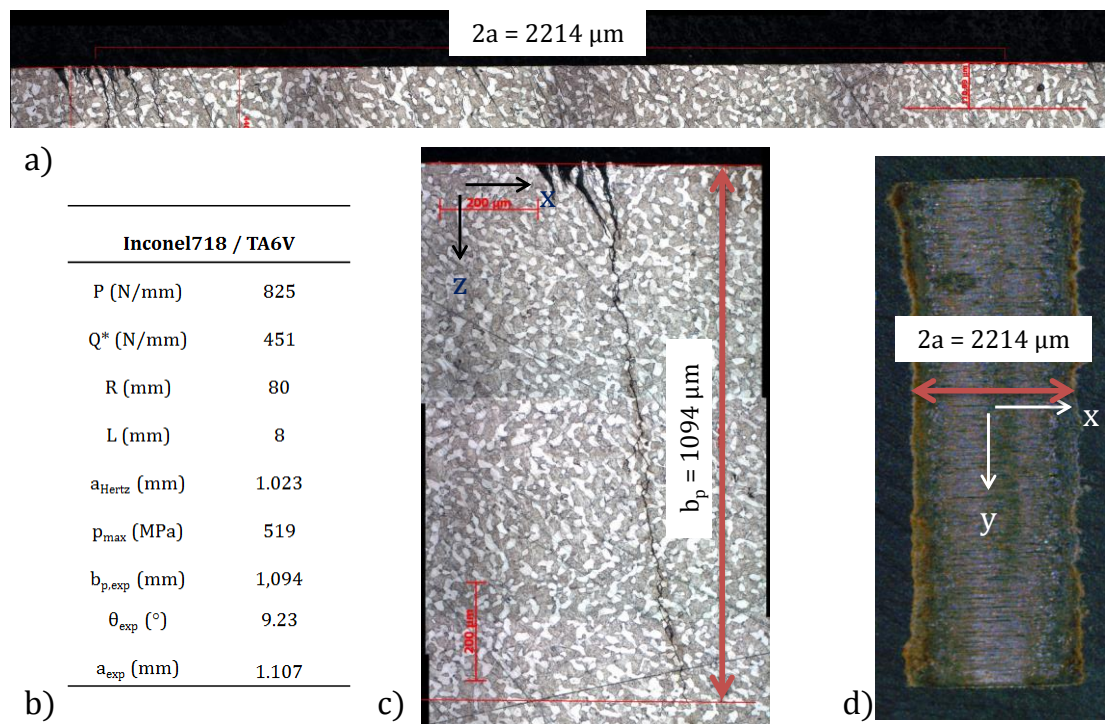


Figure 4.1 : Fissure résultante de l'essai A, référence pour l'étude numérique d'amorçage a) mesure expérimentale de 2a sur le profil de fissure b) données d'essai c) mesure de bp d) trace de fretting

Cet essai a la particularité de présenter un phénomène de multi-fissuration au niveau de la zone collée. En effet, la multi-fissuration apparaît lors de la phase d'accommodation, c'est-à-dire au début de l'essai. L'amorçage d'une première fissure tend à modifier la répartition des contraintes localement, modifiant ainsi le contact et provoquant d'autres amorçages. Cependant nos travaux se focalisent sur la fissuration principale, supérieure à 1 mm. Nous pouvons donc raisonnablement négliger l'influence des petites fissures observées dans la zone de glissement et considérer une modélisation portant uniquement sur nos fissurations avant qu'une seule fissure ne propage complètement. Le phénomène de multi-fissuration est important si l'on s'intéresse à

l'amorçage mais pas lorsque l'on étudie la propagation. Bien que brièvement expliqué à ce stade, le phénomène de multi-fissuration n'est pas l'objet de ces travaux.

#### IV.1.i.b. Simulation numérique

La configuration ainsi obtenue est simulée selon la méthode détaillée au chapitre précédent. Pour l'étude qui nous intéresse, le segment initial ( $l_0$ ) est fixé à  $50 \mu\text{m}$  et deux paramètres sont étudiés :

- l'angle par rapport à la normale au contact  $\alpha$ . Quand  $\alpha > 0$ , la fissure tend vers l'intérieur du contact
- la position initiale de fissuration :  $x = -a$ ,  $-m$  et  $-c$ .

Rappelons que  $-a$  est défini comme le bord du contact,  $-c$  le bord de la zone collée et  $-m$  le centre de la zone glissante (équidistant de  $-a$  et  $-c$ ), ces grandeurs étant schématisées en Figure 4.2.

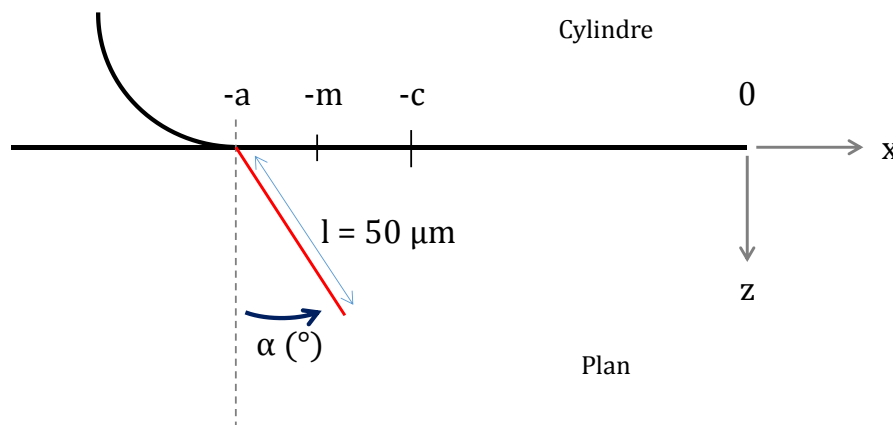


Figure 4.2 : Schéma de la simulation numérique avec  $l$  la longueur de la fissure et  $\alpha$  l'angle de la fissure par rapport à la normale au contact, exemple pour une fissure située en  $x=-a$

#### IV.1.ii. Contraintes sous le contact : analytiques vs. numériques

L'introduction des critères d'amorçages classiques, que ce soit l'approche globale ou l'approche en plan critique, permet d'explicitier le rôle des contraintes sous le contact dans le cadre de l'amorçage d'une fissure. Ce rôle est tout aussi primordial dans notre démarche basée sur les FIC. Le cas de référence établi précédemment se doit donc d'être

transposé numériquement, c'est-à-dire que l'on crée le modèle numérique le plus proche de l'essai (géométrie, chargement, etc.). La première étape consiste à déterminer l'état de contraintes au cours du cycle sous le contact à partir d'une simulation d'éprouvette non fissurée. Il en résulte les courbes tracées Figure 4.3.

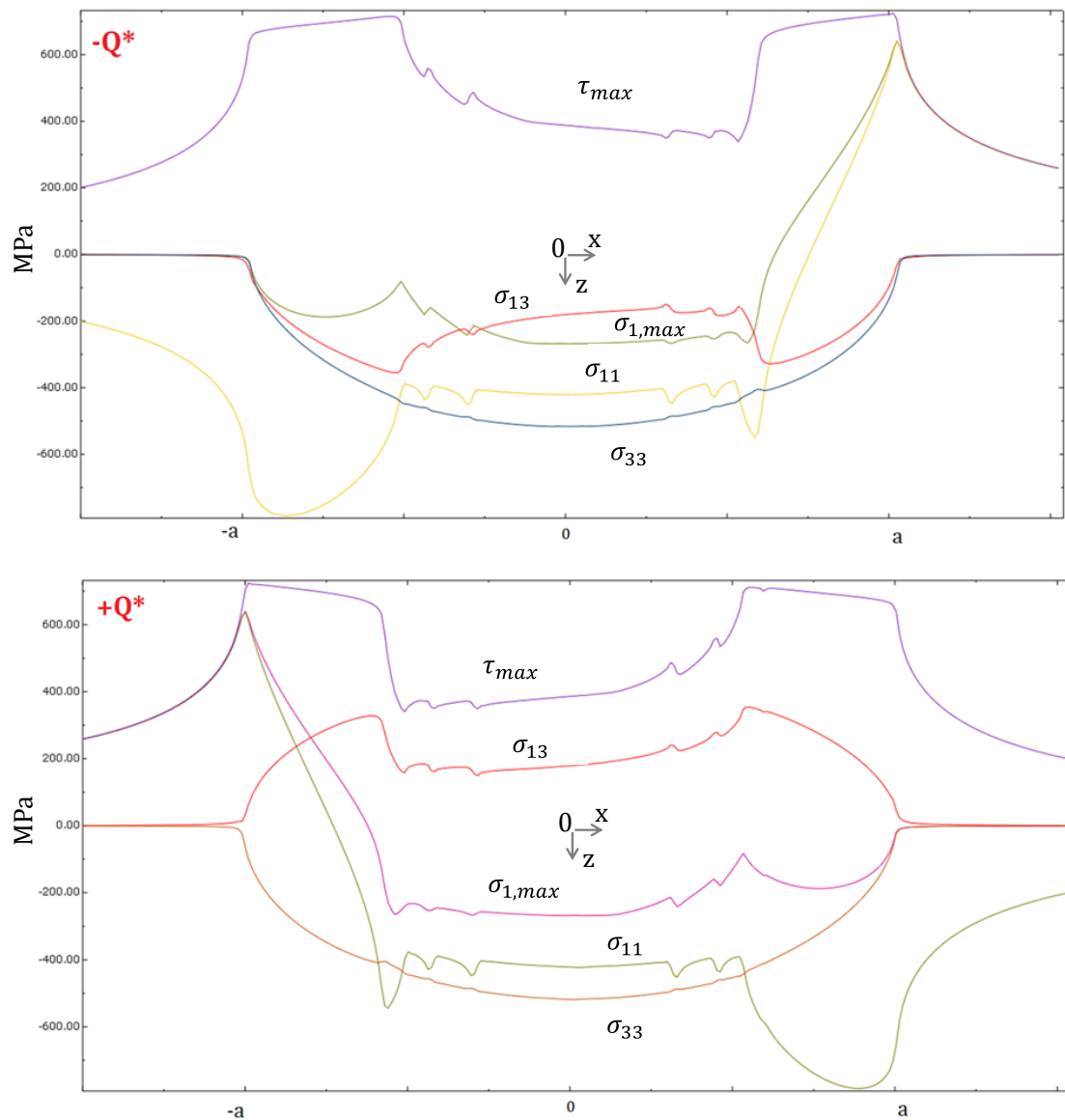


Figure 4.3 : Evolution des contraintes ( $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{13}$ ,  $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{max}$  (Tresca) et  $\sigma_{(1,max)}$  (contrainte principale maximale)) sous le contact pour un échantillon non fissuré en a)  $-Q^*$  et b)  $+Q^*$

De nombreuses constatations peuvent déjà être faites à partir de l'éprouvette non fissurée. D'une part, encore une fois le modèle numérique est en concordance avec les pressions de Hertz analytiques qui peuvent être calculées (toujours selon l'hypothèse de déformations planes) cf. I.3.ii Contraintes en surface : théories de Hertz et de Mindlin.

D'autre part, les différents sauts de valeur et extremums permettent de déterminer la taille du contact et des différentes longueurs caractéristiques du fretting : la demi-largeur du contact  $a$  et la demi-largeur de la zone collée  $c$ . Dans le cas de la demi-largeur contact, on remarque que les extrema de  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{1,\max}$  (contrainte principale max), et  $\tau_{\max}$  coïncident avec l'annulation de la pression  $\sigma_{33}$  et le cisaillement  $\sigma_{13}$  et permettent de prévoir une demi-largeur de contact  $a = 1.01$  mm (sachant que  $a_{Hertz} = 1.023$ ). On remarque également que le cisaillement ( $S_{Tresca}$ ) est maximum dans la zone glissante. Similairement, on peut déterminer la demi-largeur de la zone collée  $c$  à partir du maximum de  $\sigma_{13}$  (à  $+Q^*$ )  $c = 0.57$  mm et à partir de l'inflexion de  $\sigma_{11}$   $c = 0.61$  mm, une fois encore en concordance avec la théorie de Mindlin qui prédit  $c_{Hertz} = 0.60$ . Enfin, compte tenu des contraintes, si la fissure devait s'amorcer aux zones soumises à des efforts importants, il semblerait d'après la contrainte de Tresca, que ce soit entre  $-a$  et  $-c$ , avec une prédominance des efforts en  $-a$ . En conclusion de ces résultats initiaux, les fissures semblent s'amorcer sur les zones glissantes tel qu'observé expérimentalement (entre  $-a$  et  $-c$ ), c'est pourquoi l'analyse d'amorçage se portera entre  $-a$  et  $-c$  (avec l'ajout d'un point intermédiaire appelé  $-m$  cf. Figure 4.4). Il est important de noter qu'un chargement de fretting simple induit une distribution des contraintes parfaitement symétrique de sorte que les conclusions déduites à  $-a$  et  $-c$  à  $+Q^*$  sont équivalentes à celles observées à  $+a$  et  $+c$  au chargement  $-Q^*$ . Cependant sous l'action d'un chargement de fretting fatigue, la sollicitation de fatigue induit un offset de la zone collée de sorte que le chargement est maximisé du côté négatif ( $x < 0$ ). Aussi, dans la suite de ce document on se focalisera sur l'analyse des contraintes du côté négatif du contact ( $x < 0$ ).



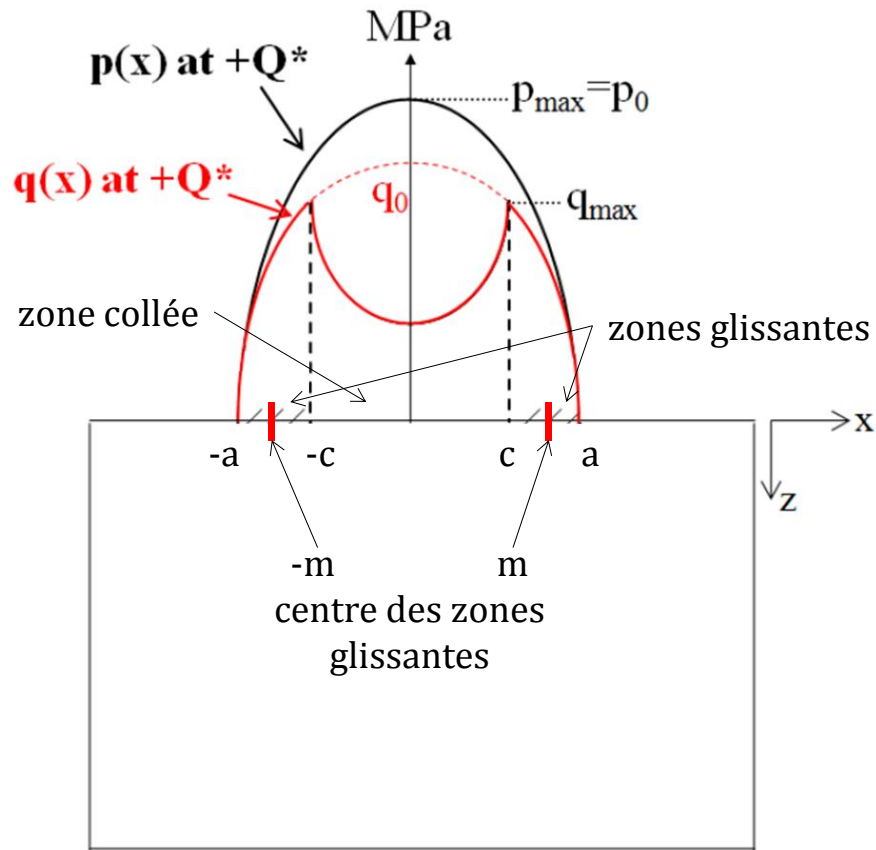


Figure 4.4 : Rappel du positionnement des points d'analyse

La problématique posée dans cette partie consiste donc, à partir d'essais de fretting simple présentant une fissure, d'être en mesure de prévoir à la fois sa position d'amorçage ainsi que la direction préférentielle de cette dernière.

Avant de procéder à la prédiction même de l'amorçage, il paraît important de rappeler quelques notions qui vont être abordées. Il a été choisi dans ces travaux de présenter une méthode basée uniquement sur les FIC.  $K_I$  et  $K_{II}$  sont facilement estimés par l'intermédiaire d'Abaqus® et  $J_s$  de Rice, qui correspond à la densité d'énergie de déformation et qui s'exprime en fonction de  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $E$  et  $\nu$ , respectivement module de Young et coefficient de Poisson du matériau.

#### IV.1.ii.a. Analyse du cycle de chargement

Une première montée de chargement tangentiel à  $+Q^*$  est réalisée pour s'affranchir des artefacts numériques liés à la mise en contact, précédant un cycle complet. Les étapes qui seront déterminantes dans le calcul des extremums des FIC correspondent aux *steptime* 0.75 pour  $-Q^*$  et 1.25 pour  $+Q^*$  respectivement premier minimum et second maximum de la fonction  $Q(\text{steptime})$  tracé en Figure 4.5.

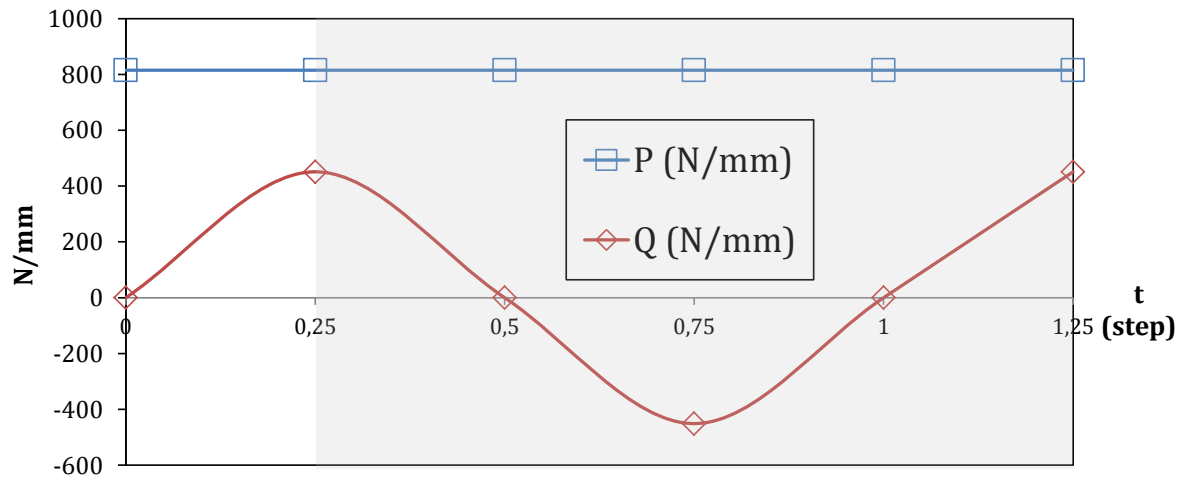


Figure 4.5 : Evolution de P et Q au cours d'un cycle de chargement en fonction des steps de calcul. Rappel : étude du cycle entre 0.25 et 1.25, partie grisée

#### IV.1.ii.b. Evolution de $J_s$ , $K_I$ , et $K_{II}$ au cours du cycle

Pour être en adéquation avec les observations expérimentales et les critères de fatigue, les fissures sont modélisées avec pour point d'amorçage, le point situé à une distance  $-a$  du centre du contact, *i.e.* au bord du contact. Cette convention constitue donc le point de départ de notre étude. Afin de vérifier notre approche en termes de précision d'angle d'amorçage, nous allons donc simuler une fissure d'une longueur de  $50 \mu\text{m}$ , située en  $-a$  tout en faisant varier l'angle  $\alpha$  de cette dernière par rapport à la normale au plan (cf. Figure 4.2) et ainsi étudier l'évolution de  $J_s$ ,  $K_I$  et  $K_{II}$  en fonction de l'orientation de la fissure. Les résultats sont montrés dans la Figure 4.6.

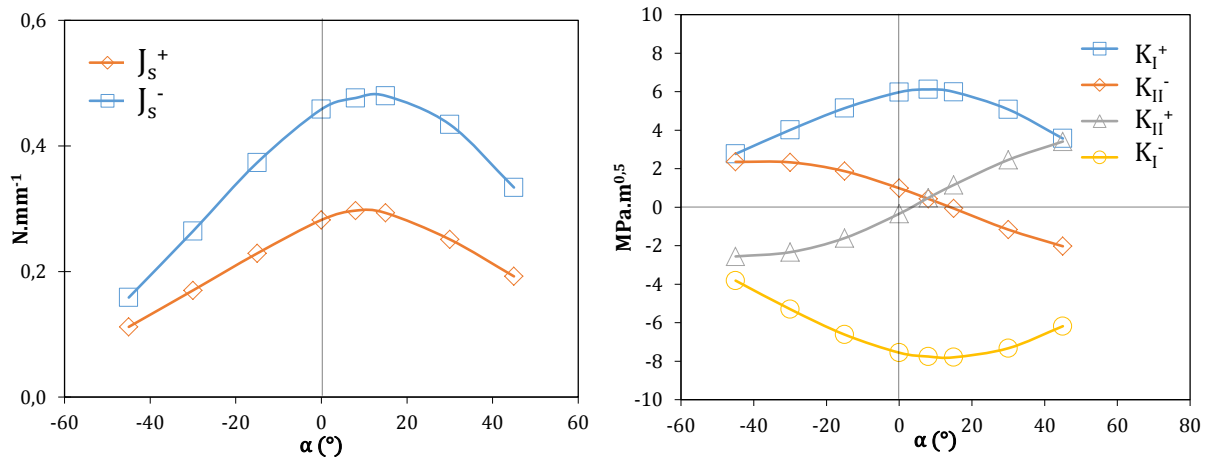


Figure 4.6 : Evolutions de  $J_s$  et des FIC en fonction de  $\alpha$  ( $^\circ$ ), contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Sur la Figure 4.6, nous remarquons que  $J_s$  suit une courbe concave et admet pour maximum  $\alpha = 13^\circ$ .  $K_{I^+}$  se comporte de la même manière, a contrario de  $K_{I^-}$  dont l'évolution suit une cloche inversée, sa courbe est convexe. La première constatation induit que, si on se fie aux valeurs maximales de ces grandeurs ( $J_s$  ou  $K_{I^+}$ ), elles semblent indiquer que la fissure se dirige vers l'intérieur du contact. Pour compléter cette étude des FIC en mode I, Kujawski émet l'hypothèse que pour des  $R_{eq} = \frac{K_{min}}{K_{max}}$  négatifs, seule la partie positive du FIC (i.e.  $K_I > 0$ ) joue un rôle dans le mécanisme de propagation. En  $-Q^*$  le calcul donne  $K_{I^-}$  négatif lorsque la fissure est fermée. Or, un  $K_I$  négatif n'a pas de sens physique, car il suppose une interpénétration de matière. C'est pour cette raison qu'à partir de ce point, lorsque  $K_{I^-}$  est négatif, sa valeur sera remplacée par 0 (cf. Equation 4.12).

#### IV.1.ii.c. Cas particulier du cisaillement dans le plan (mode II)

Parallèlement, l'étude de  $K_{II}$  semble moins intuitive. Les conventions du cisaillement sont rappelées en Figure 4.7.

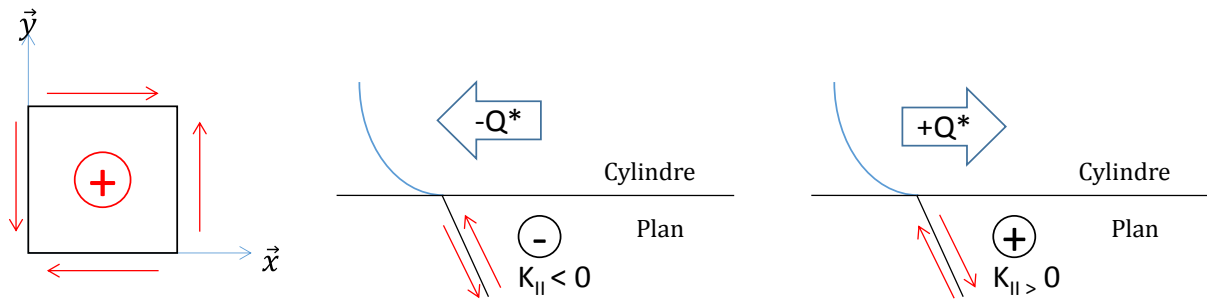


Figure 4.7 : Définition conventionnelle du cisaillement, application au cas du fretting en  $-Q^*$  et  $+Q^*$

Cette convention de signe nous permet d'analyser le cisaillement en pointe de fissure. Si le FIC en mode II est négatif, la fissure tend à se diriger vers l'intérieur du contact. Si le FIC en mode II est positif, la fissure tend à se diriger vers l'extérieur du contact. Le corollaire à cette observation est que si  $K_{II}$  est nul, la fissure se propagera de manière rectiligne. Ainsi, la Figure 4.6 nous donne une première estimation de la direction de la fissure à partir de ces conventions. En effet, que ce soit à  $+Q^*$  ou  $-Q^*$ , les évolutions des courbes portent à croire que la direction privilégiée de la fissure se situe aux alentours de  $\alpha = 10^\circ$  et donc vers l'intérieur du contact (cf.  $\max(K_I)$  et  $\min(\Delta K_{II})$  ou  $\Delta K_{II}^* = 0$ ).

### IV.1.iii. Etudes des modes purs

#### IV.1.iii.a. Influence du mode I

Par ailleurs, d'un point de vue qualitatif, les valeurs du FIC en mode I sont supérieures aux valeurs du FIC en mode II. On décide donc de se concentrer sur l'évolution de  $K_I^+$  en fonction de la position initiale d'amorçage ( $-a$ ,  $-m$  et  $-c$ , cf. Figure 4.4), tout en faisant varier l'angle  $\alpha$ . Les résultats sont exprimés en Figure 4.8.

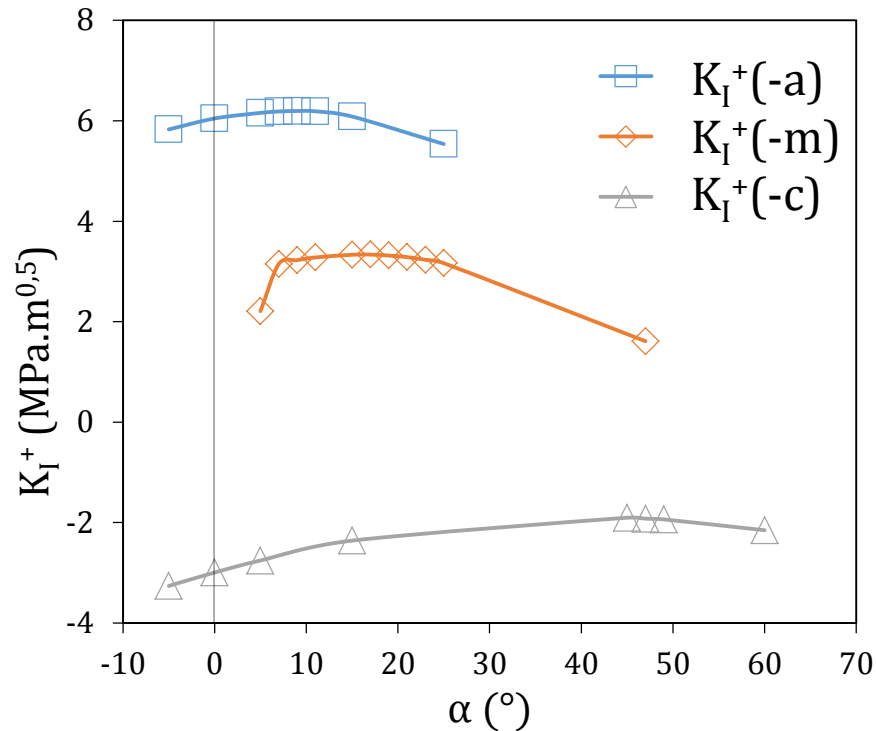


Figure 4.8 : Evolution de  $K_I^+$  en fonction de la position et de l'angle de la fissure, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Pour chacune des trois simulations, on se rend compte que le maximum varie en fonction de la position de la fissure, d'où la nécessité d'adapter à chaque fois les simulations sur les maximums locaux. Concernant les maxima, en  $-c$  tout d'abord on se rend compte que le FIC est négatif, ce qui signifie que la fissure éventuelle n'est jamais ouverte sans pour autant en déduire que l'amorçage soit impossible. En revanche, pour  $-a$  et  $-m$  il est bel et bien positif et plus élevé en  $-a$  que  $-m$ , ce qui tend à indiquer que la fissure qui s'amorce en  $-a$  propage plus facilement. Concernant la direction d'amorçage, le maximum est atteint pour respectivement  $\alpha = 9^\circ$ ,  $17^\circ$  et  $45^\circ$  en  $-a$ ,  $-m$  et  $-c$ . Dans tous les cas la fissure semble donc s'amorcer sous le contact et tend à propager vers l'intérieur du contact. Plus elle se rapproche de la zone collée, plus elle présente un angle incliné, ce qui est cohérent avec l'observation des faciès expérimentaux (cf. Figure 4.9).

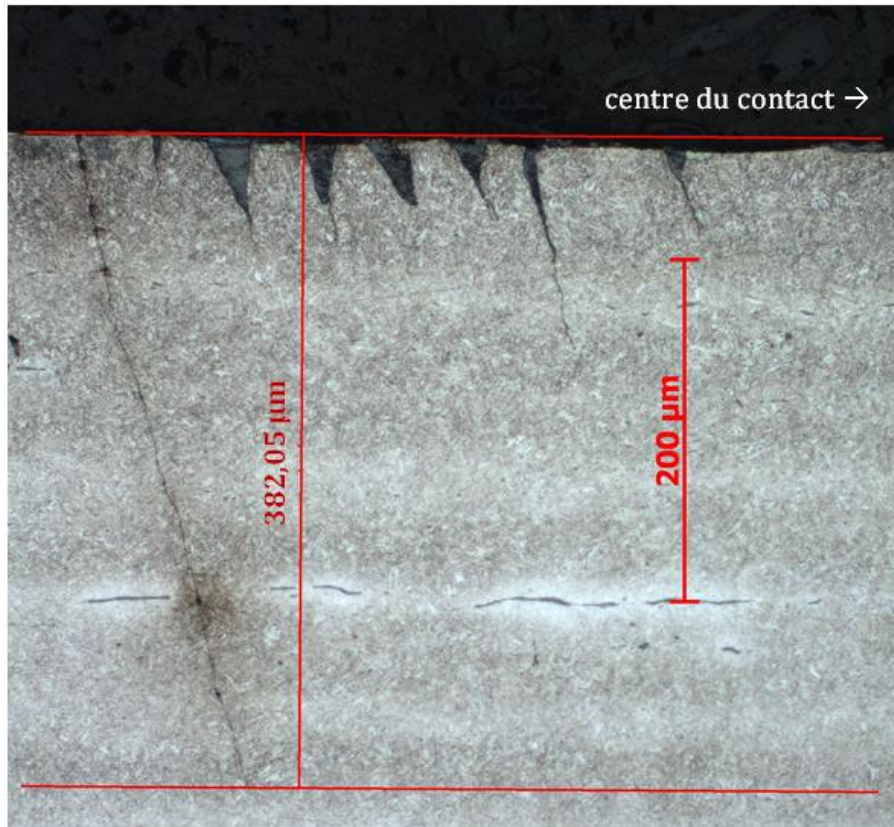


Figure 4.9 : Exemple de phénomène de multi-fissuration en bord de contact, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Ainsi, pour les trois configurations possibles, la plus envisageable d'après la maximisation de  $K_I^+$  est un amorçage en  $-a$  pour une direction de  $\alpha = 10^\circ$ , donc une orientation sous le contact. Le processus de propagation étant principalement géré par l'amplitude du FIC nous déduisons la condition suivante :

$$\Delta K_I = \begin{cases} K_{I_{max}} - K_{I_{min}} = K_I^+ - K_I^- & \text{si } K_{I_{min}} > 0 \\ K_{I_{max}} = K_I^+ & \text{si } K_{I_{min}} < 0 \end{cases} \quad (4.1)$$

#### IV.1.iii.b. Introduction d'un nouveau mode de calcul de $\Delta K_{II}$

Classiquement, dans la littérature,  $\Delta K_{II}$  est défini comme la différence entre les valeurs maximales et minimales de  $K_{II}$  (cf. Equation 4.2). Or, dans cette définition,  $\Delta K_{II}$  se trouve toujours être positif. Il s'avère que dans le cadre de ces travaux, il est primordial d'avoir un  $\Delta K_{II}$  pouvant être négatif afin de prévoir de manière adéquate le chemin de

fissuration (cf. chapitre V et Figure 4.7). C'est pour cette raison que nous décidons d'introduire un nouveau  $\Delta K_{II} : \Delta K_{II}^*$ , défini de la manière suivante :

$$\Delta K_{II} = K_{II_{max}} - K_{II_{min}} \quad (4.2)$$

$$\Delta K_{II}^* = K_{II}^+ - K_{II}^- \quad (4.3)$$

A titre d'observation, on déduit d'après (4.2) et (4.3) que :

$$\Delta K_{II} = |\Delta K_{II}^*| \quad (4.4)$$

Ce nouveau FIC en mode II présente l'avantage d'admettre des valeurs négatives. Bien que dans le cadre du mode I, les valeurs négatives ne revêtent pas un caractère physique, le fait de disposer de valeurs négatives en mode II permet d'interpréter le cisaillement en pointe de fissure. Cotterell et Rice [1980] proposent, dans l'hypothèse où la bifurcation de la fissure est pilotée en mode I uniquement, que la direction de bifurcation est celle qui minimise le mode II. C'est-à-dire que  $K_{II} = 0$  (critère dite de symétrie locale). Ainsi, dans le cas du fretting avec un chargement alterné, il est pertinent d'analyser la propagation d'une fissure qui minimiserait  $\Delta K_{II}$  ou encore  $\Delta K_{II}^* = 0$ . L'un des critères utilisé au cours de ces travaux est une adaptation du critère MTS [Ma 2005] (avec l'indice  $MTS\Delta$  afin d'inclure la notion d'amplitude, initialement absente) et formulé de la façon suivante :

$$\theta_{MTS\Delta} = 2 \operatorname{atan} \left( \frac{\Delta K_I - \sqrt{\Delta K_I^2 + 8\Delta K_{II}^2}}{\Delta K_{II}} \right) \quad (4.5)$$

Si l'on procède à une analyse de signe de l'équation (4.5) nous avons :

$$\sqrt{\Delta K_I^2 + 8\Delta K_{II}^2} > \Delta K_I \quad (4.6)$$

donc :

$$\Delta K_I - \sqrt{\Delta K_I^2 + 8\Delta K_{II}^2} < 0 \quad (4.7)$$

Ainsi, le numérateur est toujours négatif. De plus, compte tenu de la définition de la fonction Arc tangente, on déduit que  $\theta_{MTSD}$  sera du signe de l'expression contenue dans l'arc tangente, et donc du signe opposé à  $\Delta K_{II}$ . Dès lors, nous comprenons que le signe de  $\Delta K_{II}$  influence directement l'angle  $\theta_{MTSD}$  prédit par ce critère, et c'est pourquoi il est préférable de travailler avec  $\Delta K_{II}^*$  (dont les valeurs peuvent être positives et négatives) plutôt que  $\Delta K_{II}$  tel que défini par l'équation (4.3) et dont le signe est toujours positif.

#### IV.1.iii.c. Relation entre $\Delta K_{II}$ et position d'amorçage

Avant de s'intéresser à la position d'amorçage préférentielle, on étudie de manière plus ciblée l'évolution des  $K_{II}$  en fonction de  $\alpha$  et toujours en -a :

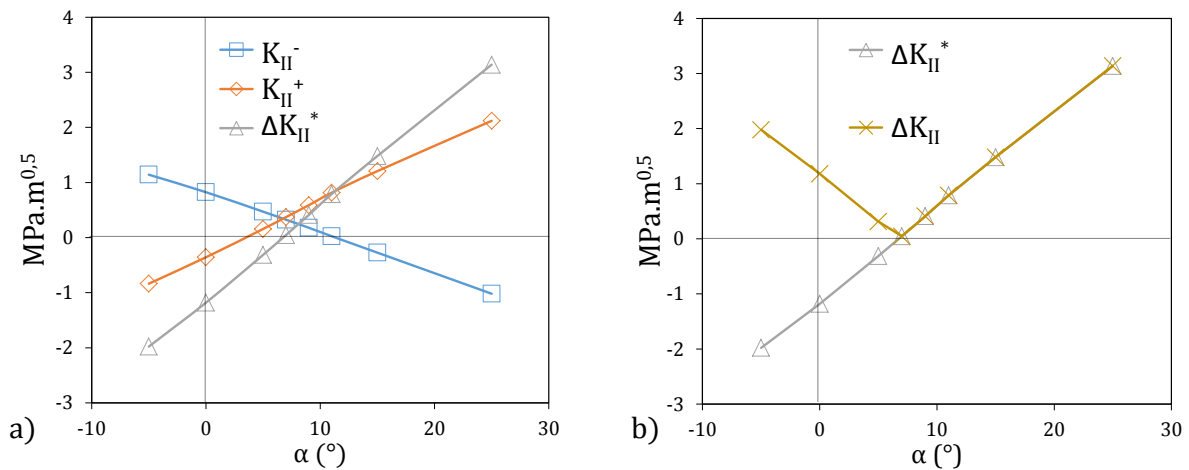


Figure 4.10 : a) Evolution de  $K_{II}$  à (+Q\* et -Q\*) et de  $\Delta K_{II}$  en fonction de  $\alpha$  b) Evolution de  $\Delta K_{II}$  et  $\Delta K_{II}^*$  en fonction de  $\alpha$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Les résultats présentés dans la Figure 4.10 ci-dessus sont une extension de ceux présentés en Figure 4.6. En effet, ici on se focalise autour de l'intersection de  $K_{II}^+$  et  $K_{II}^-$ , c'est-à-dire lorsque  $\Delta K_{II}^* = 0$ , toujours dans le cas d'une fissure s'amorçant en bord de contact. On remarque un comportement linéaire de ces trois grandeurs avec



respectivement  $K_{II^-}$  décroissant et  $K_{II^+}$  croissant, tout comme  $\Delta K_{II}^*$ . Dans le cas présent, on peut déduire que la fissure se dirige vers l'intérieur du contact avec un angle de  $\alpha = 6^\circ$  en  $-a$ . On s'intéresse donc aux autres positions de départ possible pour l'amorçage, toujours par le biais de  $\Delta K_{II}^*$  :

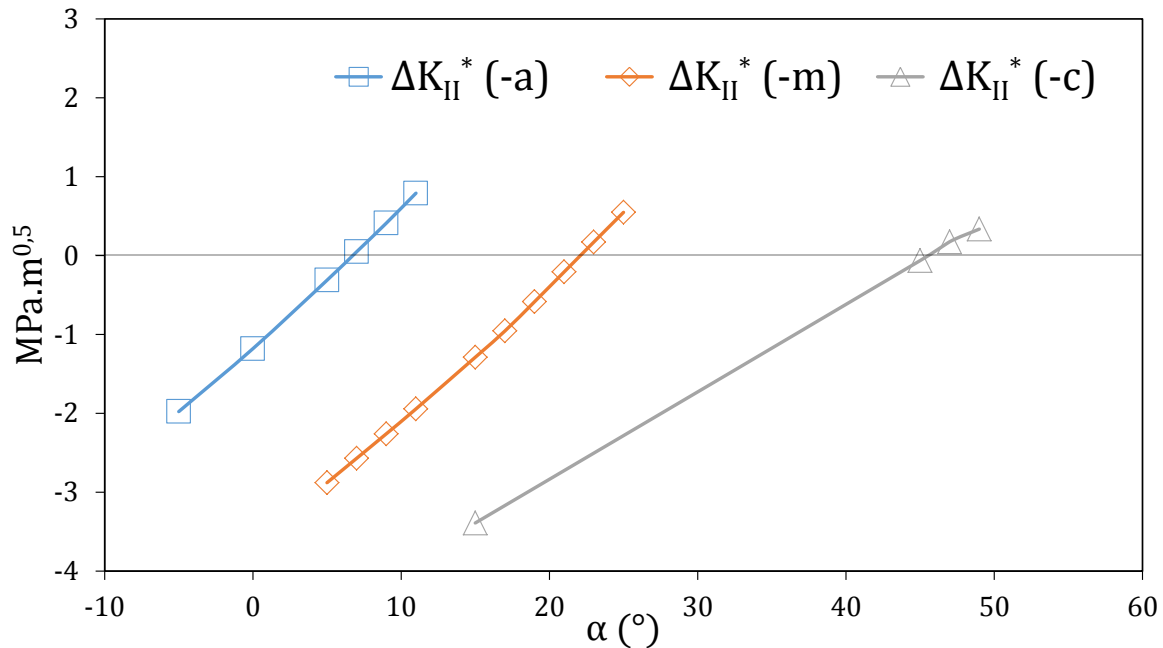


Figure 4.11 : Evolution de  $\Delta K_{II}$  pour trois positions différentes d'amorçage en fonction de  $\alpha$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Si on analyse l'évolution de  $\Delta K_{II}^*$  en fonction de la position d'amorçage Figure 4.11, on confirme que plus on s'approche du centre du contact, plus l'angle pour lequel  $\Delta K_{II}^*$  est nul est élevé. On trouve  $\alpha = 6^\circ$ ,  $22^\circ$  et  $46^\circ$  en  $-a$ ,  $-m$  et  $-c$ .

#### IV.1.iv. Synthèse des analyses et amorçage prédits

En conclusion de cette analyse des modes I et II, indépendamment l'un de l'autre et de leurs amplitudes, nous pouvons résumer les prévisions de la manière suivante (Tableau 4.1) :

Tableau 4.1 : Résultats des prévisions de chemin de fissuration

Abscisse	$\alpha$ (°)		
	-a	-m	-c
<b>max (<math>\Delta K_I</math>)</b>	9	17	45
<b><math>\Delta K_{II}^*=0</math></b>	6	22	46

Dans les trois configurations d'amorçages testées et avec un segment de longueur constante ( $l_0 = 50 \mu\text{m}$ ) on remarque une tendance similaire dans la prédiction de l'angle préférentiel de propagation.

Une première constatation que nous pouvons faire est que le modèle permet de bien prédire l'orientation des fissures initiales qui tendent à se propager vers l'intérieur du contact. On montre aussi que, plus les fissures se rapprochent du centre du contact, plus l'angle de la fissure s'incline vers l'intérieur. En effet, en -a l'angle prédit est selon le critère  $6^\circ$  et  $9^\circ$ ,  $17^\circ$  et  $22^\circ$  en -m puis  $45^\circ$  et  $46^\circ$  en -c. On rappelle qu'en -c, les FIC en mode I sont négatifs tout au long du cycle, l'étude en ce point via  $\Delta K_{II}^*=0$  est-elle pertinente? Nous pouvons donc en déduire que parmi les 3 lieux d'amorçages numériquement envisagés, le modèle par éléments finis est cohérent avec les résultats expérimentaux (Figure 4.12). On note cependant que cette simulation ne considère qu'une fissure simulée. Pour avoir un descriptif plus complet, il serait intéressant de simuler plusieurs fissures en même temps et d'étudier les effets d'écrantage entre les fissures.

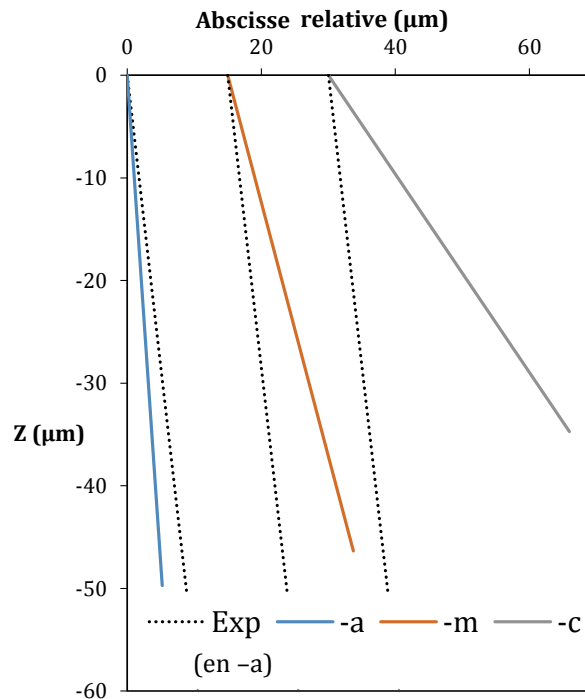


Figure 4.12 : Chemins prédits en par  $\Delta K_{II}^* = 0$ , pour les 3 points initiaux possibles, superposition du chemin expérimental pour chaque cas (expérimentalement la fissure se situe en -a), contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

On retiendra que pour la première fois, ce travail permet d'expliquer numériquement pourquoi une fissure de fretting se propage systématiquement vers l'intérieur du contact en donnant lieu à des faciès caractéristiques avec des distributions symétriques de fissurations de part et d'autre du contact avec des fissures systématiquement orientées vers l'intérieur du contact.

Ainsi, bien que l'amorçage observé pour une abscisse  $x = -a$  est confirmé par la simulation numérique, il paraît encore trop tôt pour affirmer si cette fissure est pilotée en mode I ou II. Toujours est-il que pour un segment initial  $l_0$  de 50 μm les deux modes semblent similaires. Pour cette raison, nous choisissons d'investiguer de manière plus complète l'influence du seul paramètre qui était pour l'instant fixé, à savoir la longueur initiale de simulation  $l_0$ .

#### IV.1.v. Influence de l'incrément initial de fissure $l_0$

L'objectif est de simuler la condition d'arrêt de propagation. Pour cela nous devons faire une propagation incrémentale. Or, l'incrément initial peut jouer un rôle prépondérant sur les résultats. En d'autres termes : l'incrément initial correspond à la taille du segment de fissure de départ tandis que le pas correspond à la taille de fissure ajoutée à chaque étape de calcul. C'est pour cela que nous avons choisi d'étudier l'influence de 3 longueurs initiales dans notre étude, à savoir 25  $\mu\text{m}$ , 50 $\mu\text{m}$  et 200  $\mu\text{m}$  pour  $l_0$  cette fois-ci en choisissant un amorçage en bord de contact indépendamment de  $b_0$ ). Les évolutions respectives des amplitudes des deux FIC sont présentées en figure suivante :

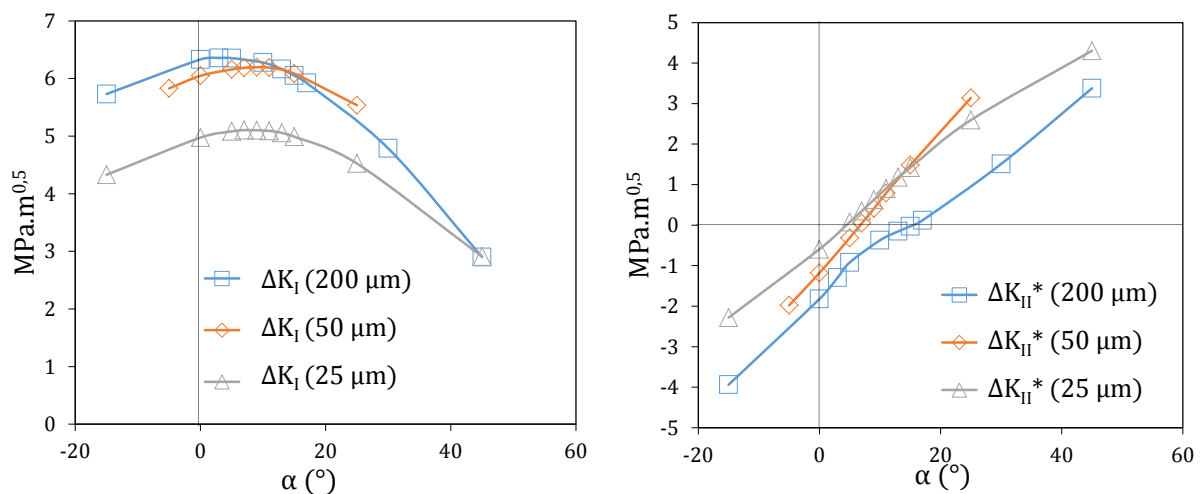


Figure 4.13 : Evolutions des amplitudes des FIC en fonction de la longueur de fissure  $l_0$  et de l'angle  $\alpha$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

A la lecture des graphiques présentés Figure 4.13, on observe le même comportement que lors des résultats initiaux de l'étude. Concernant le mode I, un segment initial de 25  $\mu\text{m}$  se différencie des deux autres alternatives avec une valeur maximale de FIC plus faible. A contrario, pour le second critère c'est le segment de 200  $\mu\text{m}$  qui se différencie des deux autres ( $\Delta K_{II}^*=0$  pour  $\alpha=19^\circ$ ). Pour apporter plus de clarté, la Figure 4.14 est établie afin de retranscrire sur un graphique les segments obtenus par la simulation numérique vis-à-vis du trajet expérimental.

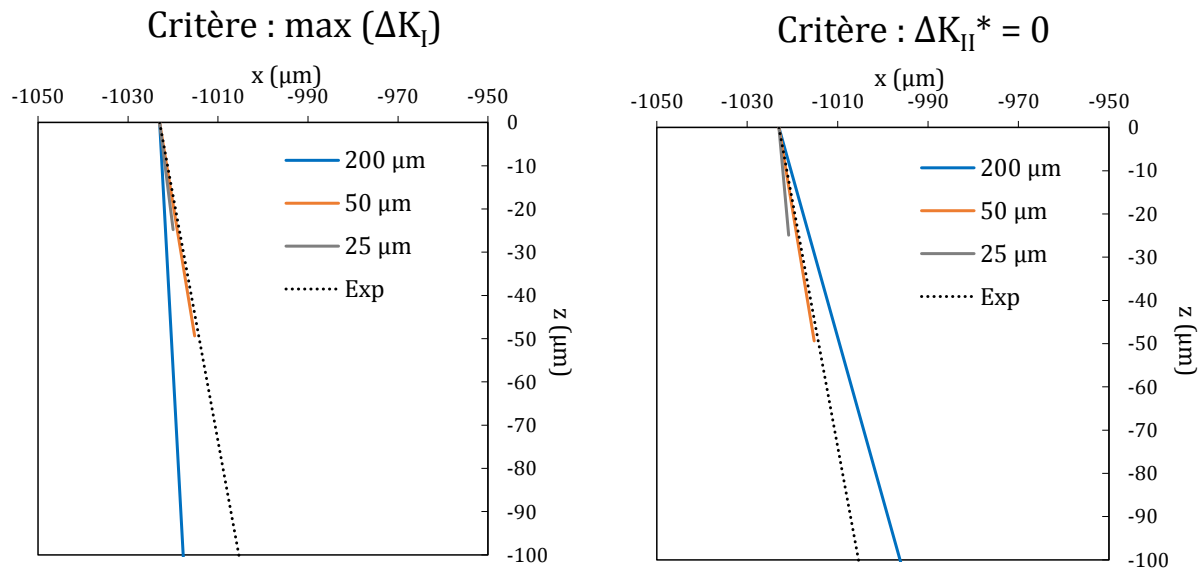


Figure 4.14 : Chemin prédits selon les deux méthodes et pour trois longueurs  $l_0$  de segment initial, comparaison avec le trajet expérimental, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

De cette manière, nous observons qu'un segment initial de  $50 \mu\text{m}$  semble être la solution optimale dans le cadre de la prédiction numérique du processus initial de propagation. Cependant, il est encore impossible pour l'instant de tirer une conclusion quant au pilotage de la fissure en mode I ou en mode II d'après ces résultats.

## IV.2. Arrêt de fissuration en fretting simple

L'arrêt de fissuration a été l'un des premiers phénomènes étudiés dans ces travaux. En effet, le modèle développé par De Pannemaeker [2015] et exploité au LTDS permettait la discrétisation d'une fissure en trois segments maximum, puis le calcul des FIC en pointe de cette même fissure discrétisée. Cette étude de la phénoménologie de l'arrêt de fissuration sous influence de la température a donc permis la prise en main à la fois du code et des bancs d'essais existants, et l'analyse sous un nouvel angle de l'arrêt de fissuration.

## IV.2.i. Analyse expérimentale

### IV.2.i.a. Propriétés matériaux à haute température

Les conditions d'essais doivent garantir que les efforts soient suffisamment élevés pour qu'une fissure d'une longueur suffisante se propage, tout en garantissant l'arrêt de la fissure. En raison de sa présence dans les turboréacteurs, sujets à une élévation de la température, le Ti-6Al-4V (présenté au Chapitre II) est étudié ici. Pour le second matériau constitutif du cylindre, c'est l'Inconel 718 qui a été choisi, pour sa bonne tenue à haute température. Le module de Young ( $E$ ) et la limite d'élasticité ( $\sigma_{0.2}$ ) des deux matériaux sont donnés pour la gamme de température (Figure 4.15) et récapitulés pour les températures extrêmes (Tableau 4.2)

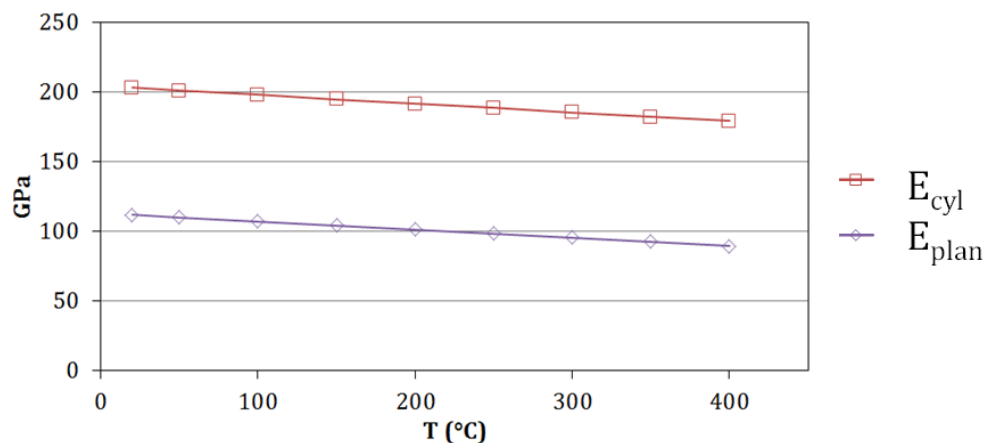


Figure 4.15 : Evolution du module de Young du Ti-6Al-4V (plan) et de l'Inconel 718 (Cylindre) en fonction de la température [Torok 1980]

Tableau 4.2 : Module de Young et limite d'élasticité à 0.2 % pour les deux températures extrêmes

T (°C)	20	400
$E_{Inconel\ 718}$ (GPa)	203	179
$E_{Ti-6Al-4V}$ (GPa)	119	93
$\sigma_{0.2\ Inconel\ 718}$ (MPa)	1230	987
$\sigma_{0.2\ Ti-6Al-4V}$ (MPa)	970	567

C'est bien l'alliage de titane, sujet d'étude principal, qui est le plus impacté par la haute température. En effet, son module de Young subit une baisse de près de 25 % tandis que sa limite d'élasticité à 0.2 % se trouve réduite approximativement de moitié. Compte tenu du fait que le chargement appliqué reste le même indépendamment de la température, il faudra donc s'assurer de rester macroscopiquement élastique à haute température, condition qui semble la plus sévère.

#### IV.2.i.b. Etude expérimentale

Les pièces en présence ont des géométries standard pour un essai de fretting simple, à savoir un rayon de  $R = 80 \text{ mm}$  et une génératrice de contact de  $l = 8 \text{ mm}$  pour le cylindre en Inconel, un cube d'arête 10 mm pour le plan encastré dans le mors. A partir de ces géométries, nous sommes en mesure de mettre en place un essai à débattement variable afin de déterminer le coefficient de frottement limite entre glissement partiel et total. Sachant que l'on souhaite demeurer en glissement partiel, garantissant la fissuration (et non l'usure) du plan. Dans cette optique, deux essais à débattement variable ont été réalisés à température ambiante et 450 °C. Les résultats sont présentés dans la Figure 4.16.

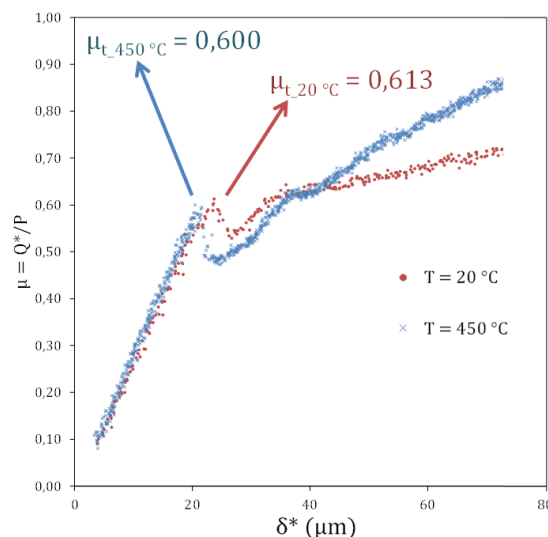


Figure 4.16 : Résultats des essais à débattement variable, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Ces deux essais semblent donc montrer la faible variabilité de la transition entre glissement partiel et glissement total en fonction de la température (une fois ce seuil franchi le reste de la courbe n'est pas interprétée). En effet, le coefficient de frottement à la transition vaut respectivement  $\mu_t = 0.613$  à  $T = 20\text{ °C}$  et  $\mu_t = 0.600$  à  $T = 450\text{ °C}$ , nous choisissons donc pour la suite de l'étude de travailler avec un ratio entre force tangentielle et force normale de  $Q^*/P = 0.55$ . Ces valeurs de frottement seront considérées pour simuler le contact mais aussi le frottement au sein des fissures même si, comme nous l'avons montré (Figure 3.31), au-delà d'un coefficient de frottement de 0.3, une variation de ce dernier n'a plus d'influence sur la valeur calculée du  $\Delta K_{II}$ .

A partir de ce ratio entre P et Q\*, nous sommes en mesure de réaliser une simulation par éléments finis d'un cycle de fretting sans fissure afin de déterminer la force normale maximale admissible dans la condition la plus sévère (*i.e.* 400 °C) garantissant une étendue de la plastification inférieure à un élément au niveau du contact (Figure 4.17).

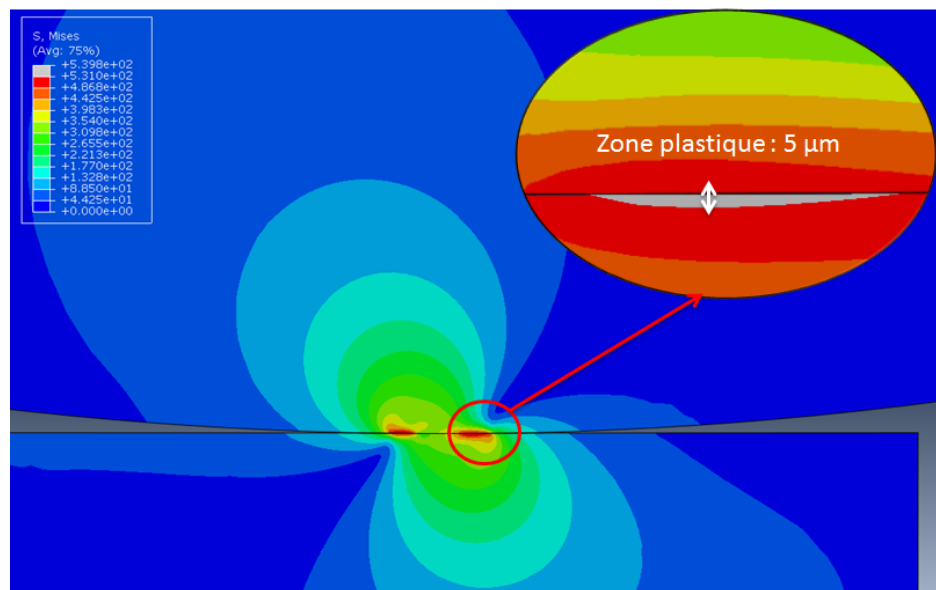


Figure 4.17 : Champ de contraintes à +Q\* pour un contact non fissuré pour  $P = 6600\text{ N}$  et  $Q^*/P = 0.55$ , contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

A partir d'une étude paramétrique, on détermine que pour une force normale de  $P = 6600\text{ N}$  et un ratio  $Q^*/P = 0,55$ , l'essai reste macroscopiquement élastique. En d'autres termes, la contrainte de Von Mises au contact ne dépasse pas la limite d'élasticité à 0,2 %. On retient donc les efforts suivants pour l'ensemble de la campagne



d'essais  $P = 825 \text{ N/mm}$  et  $Q^* = 454 \text{ N/mm}$ . Les conditions d'essais sont résumées dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3 : Récapitulatif des conditions d'essai

<b>Force normale P</b>	825 N/mm
Force tangentielle $Q^*$	454 N/mm
Rayon du cylindre R	80 mm
Génératrice de contact l	8 mm
Fréquence d'essai f	12 Hz
Gamme de température T	[20 ; 400] °C
Nombre de cycles N	$2 \cdot 10^6$ cycles

#### IV.2.ii. Exploitation et simulation des résultats expérimentaux

Chaque essai est mené à une température désirée et interrompu après 2 millions de cycles. Ensuite, l'échantillon est extrait, nettoyé et la trace photographiée. S'en suit une coupe au centre de la trace suivie d'un polissage et d'une attaque chimique au réactif de Kroll permettant la mise en évidence des fissures (Figure 4.18).

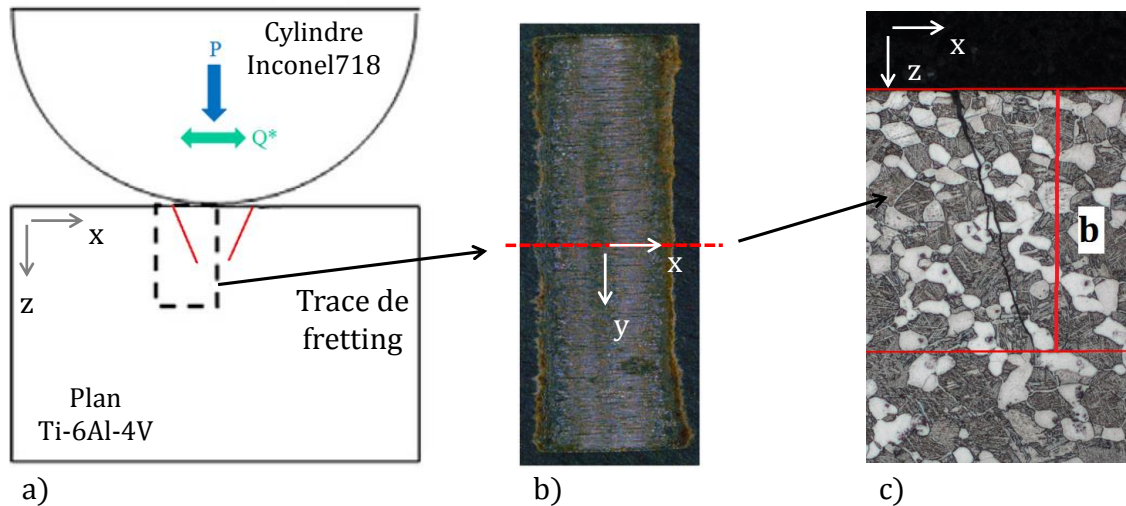


Figure 4.18 : Procédure d'expertise des fissures de fretting simple arrêtées a) schéma de la fissure dans le plan b) trace de fretting et plan de coupe c) mesure de longueur de fissure en coupe

A partir des fissures observées pour chaque essai, une simulation par éléments finis est menée afin de calculer  $\Delta K_{th} = K_{I_{max}}$  en pointe de fissure. Les données brutes de longueur de fissures ont été mesurées et sont présentées Figure 4.19.

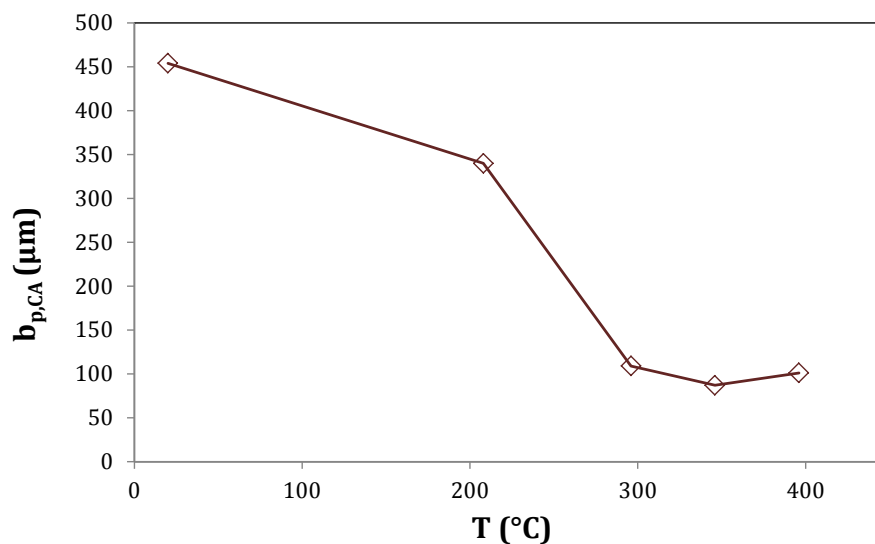


Figure 4.19 : Evolution de la longueur de fissure arrêtée en fonction de la température, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

Les résultats peuvent être résumés de la façon suivante en fonction de la température par des valeurs normalisées à  $T = 20^\circ\text{C}$  (Figure 4.20).

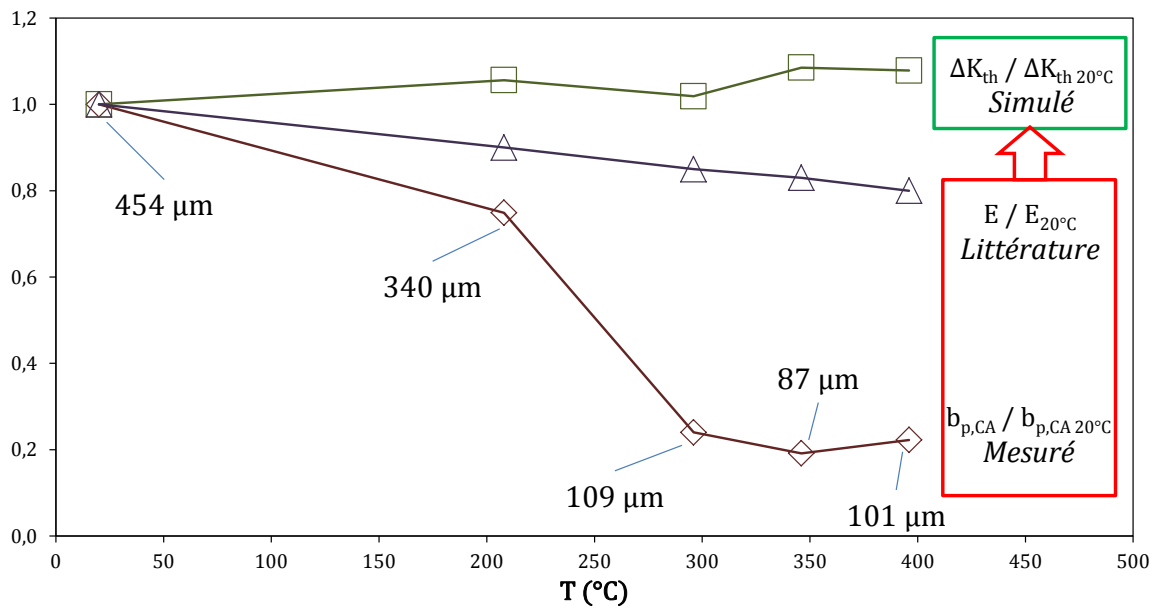


Figure 4.20 : Evolutions des grandeurs issues de la littérature (E), de l'expérimentation ( $b_{p,CA}$ ) et de la simulation ( $\Delta K_{th}$ ) en fonction de la température et des grandeurs à température ambiante, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V ( $\Delta K_{th} = K_{I_{max,CA}}$ )

#### IV.2.ii.a. Analyse de l'influence de la température sur l'arrêt de fissuration

Différents constats peuvent être tirés et interprétés de ces 3 courbes. Tout d'abord, on rappelle simplement que le module de Young du Ti-6Al-4V décroît légèrement avec la température, comme présenté en début de partie. Concernant l'exploitation des essais, nous pouvons remarquer que la température semble avoir une influence directe sur la longueur de fissure arrêtée. En effet, pour une température de  $T = 200$  °C, la projection de la fissure résultante est 20 % plus courte qu'à température ambiante, tandis qu'aux environs de 400 °C, la longueur projetée de la fissure s'en trouve même divisée par 4 voire 5 (Figure 4.19). A contrario, malgré cette diminution de longueur de la fissure, le FIC seuil en pointe de fissure semble être indépendant de la température. Ainsi, nous pouvons conclure que la réduction du module élastique, même faible, compense la réduction de longueur de fissure arrêtée. Nous pouvons aussi conclure que pour cette configuration de contact, et les longueurs de fissuration expertisées qui sont dans le domaine des fissures longues, une faible fluctuation du  $\Delta K_{th}$  induit une forte fluctuation de l'extension des fissurations et inversement une forte

fluctuation des longueurs de fissuration à l'arrêt de propagation est associée en fait à une très faible variation du  $\Delta K_{th}$ . Nous pouvons néanmoins conclure à la lumière de ces résultats que l'augmentation du seuil d'arrêt de fissuration avec la température reste faible, de l'ordre de 10 % entre 25 °C et 400 °C. Ce résultat est cohérent avec les travaux de Chrétien [2016] qui montre que pour le même matériau, via des essais de fatigue, que le  $\Delta K_{th}$  est faiblement influencé par la température (chute de 20 %). On retiendra que notre analyse est perfectible par une meilleure prise en compte de la déformation plastique en surface, qui augmente avec la température. D'autre part, pour les résultats à 400 °C, associés à des fissures arrêtées relativement courtes, il conviendrait de prendre certaines précautions dans le sens où il est probable que la plasticité en pointe de fissure ne permette plus de se situer dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture.

### **IV.3. Conclusion**

Les travaux montrent qu'une analyse des FIC en pointe de fissure est particulièrement intéressante pour étudier les phénomènes de fissuration sous chargements de fretting.

- Il a été observé que les fissures expérimentales tendent à s'amorcer en bord de contact dans le cas du fretting. Or, les FIC nous ont permis de prédire cette position d'amorçage de manière relativement fidèle (grâce aux maximums et extremums des FIC).
- Par ailleurs les deux critères retenus pour prédire la direction d'amorçage confirment et expliquent un résultat expérimental, à savoir qu'une fissure propage toujours initialement vers l'intérieur du contact. Nous montrons aussi que plus la fissure se rapproche du centre du contact, plus elle est inclinée.
- De plus, la nouvelle méthode d'extrapolation du  $\Delta K_{II}$  proposée permet de s'affranchir des contours.

La méthode a également permis d'étudier le gradient d'inclinaison des fissures sous le contact en fonction du mode I et II. En revanche, il est encore trop tôt pour

pouvoir confirmer ou infirmer la prédominance du mode I ou II dans la propagation de la fissure.

Parallèlement, la température a une influence sur l'arrêt de fissuration, et ce pour un modèle macroscopiquement élastique. En effet, à haute température, la longueur de fissure arrêtée est directement impactée en raison de la baisse des propriétés mécaniques des matériaux. Cependant, malgré l'affaiblissement du TA6V et la baisse de la longueur de fissure,  $\Delta K_{th}$  semble être indépendant de la température. Se basant sur les travaux de De Pannemaecker qui montrait l'équivalence entre  $\Delta K_{th}$  en fretting simple et en fatigue à température ambiante, la question est pertinente de se demander si cette équivalence est encore valable à haute température. Une analyse plus approfondie basée sur les résultats Chrétien en fatigue à 400 °C devra être envisagée.

Enfin, disposant désormais d'un outil de prédiction de position et d'amorçage de fissuration, la suite de ces travaux s'intéressera à la prédiction d'un chemin complet de fissure en fretting et en fretting-fatigue.

## ***Chapitre V - Prédiction de chemin de fissuration***

### **V.1. Introduction**

Les travaux réalisés précédemment nous conduisent donc à ce dernier chapitre dont le but est de proposer la méthode numérique la plus cohérente avec l'expérimentation. En effet, après avoir introduit les bases bibliographiques existantes dans le domaine, développé la démarche expérimentale, présenté et perfectionné la Crackbox puis étudié l'amorçage et l'arrêt de fissuration, nous pouvons étudier une prédiction complète de chemin de fissuration. En débutant par des méthodes simples, basées sur  $\Delta KI$  ou  $\Delta KII$  uniquement, puis des critères existants ou des adaptations basés sur les FIC.

La partie initiale porte sur l'étude du mode I et du mode II indépendamment l'un de l'autre, en prolongement des résultats du Chapitre IV. Conséquemment, une méthode de combinaison des deux modes sera étudiée avant de comparer les critères de bifurcation existants. Enfin, une fois le critère le plus performant identifié, nous porterons notre analyse sur la prédiction complète de chemin de fissuration, en débutant par le fretting simple à partir de 4 couples de matériaux / chargements différents, puis sur une campagne d'essais en fretting-fatigue.

### **V.2. Procédure de propagation incrémentale**

Pour simuler l'extension incrémentale d'une fissure, nous considérons un incrément fictif  $l_i$  de fissure en pointe de fissure qui est caractérisé par l'angle  $\theta$  mesuré entre la fissure réelle et la fissure prédite. La fissure réelle étant elle-même caractérisée par l'angle  $\alpha$  qu'elle forme avec la normale au contact (Figure 5.1).

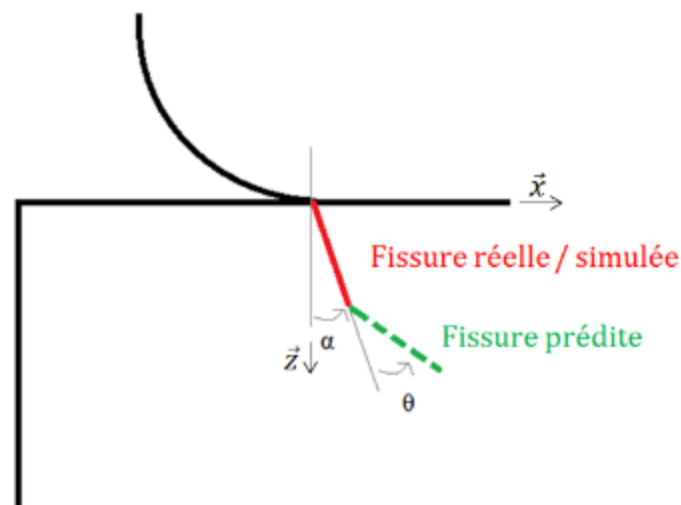


Figure 5.1 : Schéma des angles en pointe de fissure

L'analyse est conduite pour chaque incrément  $i^{\text{th}}$  de propagation en enregistrant les positions  $x_i$ ,  $z_i$ , de l'incrément ainsi que les angles  $\alpha_i$  et  $\theta_i$ , la longueur de l'incrément étant fixée.

On applique cette démarche pour l'essai A, Inconel 718 / Ti-6Al-4V résultant d'une fissure telle que  $l = 1,108$  mm et  $\alpha = 9,2^\circ$ . Ainsi, le premier segment est fixé à  $9,2^\circ$  et d'une longueur  $l_0 = 0,1$  mm. La démarche consiste donc à faire plusieurs simulations afin de déterminer l'angle  $\theta$  en considérant les deux critères suivants :  $\max(\Delta K_I)$ , et  $\Delta K_{II}^* = 0$ . Ces deux critères permettent d'établir les angles  $\theta$  associés aux extensions des incréments de fissurations successifs et in fine de prédire le trajet de propagation sous le contact. Après 5 itérations, les chemins de propagation simulés sont présentés Figure 5.2:

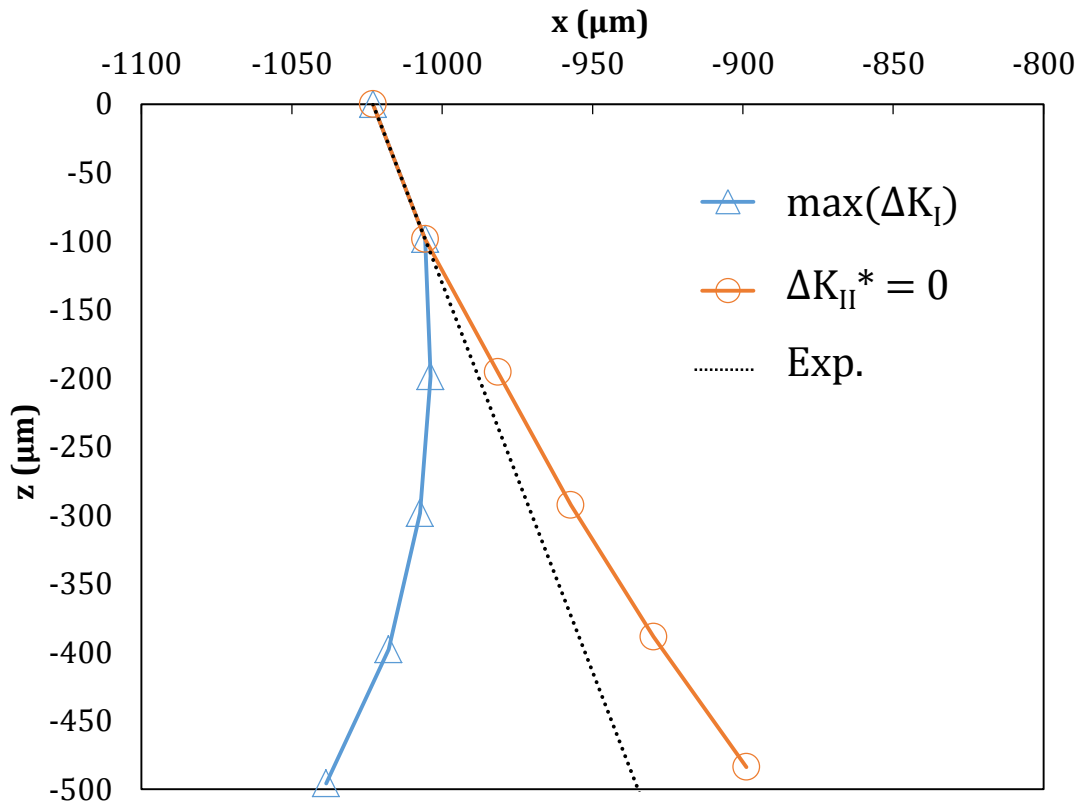


Figure 5.2 : Trajets prédits selon les modes I et II stricts, contact cylindre / plan : Inconel 718 / TA6V

A la lecture de ce graphique, nous constatons que les trajets divergent très rapidement selon les méthodes proposées. En effet, nous remarquons que le critère  $\max(\Delta K_I)$  tend à faire croître la fissure à l'extérieur du contact, et ceci même sans composante de fatigue, tandis que le critère  $\Delta K_{II}^* = 0$  tend à faire croître la fissure sous le contact.

Le trajet expérimental se situant entre ces deux prédictions, nous pouvons émettre l'hypothèse que la méthode optimale sera une combinaison de  $K_I$  et de  $K_{II}$ , hypothèse vérifiée par de très nombreux travaux de recherche (en attestent l'ensemble des critères proposés).

### V.3. Comparaison de critères : usuels *versus* en amplitude



Dans le cadre de la fatigue classique ou d'autres phénomènes de fissuration, de nombreux critères sont en mesure de prédire de manière tout à fait précise l'évolution d'une fissure dans la totalité de durée de vie et notamment des critères de bifurcation concernant la trajectoire d'une fissure. Ce sont notamment les critères de contrainte tangentielle maximum (MTS pour *Maximum Tangential Stress*) [Erdogan 1963] et d'Hourlier et Pineau [Hourlier 1982]. Concernant le fretting, diverses raisons font que les critères de fatigue usuels ne semblent pas s'appliquer, notamment en raison du caractère non proportionnel du chargement, des rapports de charges négatifs impliquant que la fissure est fermée, ou encore des fortes pressions hydrostatiques imposées par le contact. C'est pourquoi, à partir des critères de bifurcation existants présentés en chapitre I, nous souhaitons analyser d'autres stratégies. Le premier critère proposé repose sur la définition de la contrainte tangentielle et plus particulièrement son maximum en pointe de fissure (MTS) (Eq. 5.1), pour lequel les amplitudes sont considérées afin de tenir compte des variations dues au fretting (MTSR) (Eq. 5.2). Ces critères sont définis de la manière suivante (cf. Chapitre I) :

$$\max_{\theta} \sigma_{\theta\theta}(\theta) = \frac{1}{4\sqrt{2\pi r}} \left( K_I(+Q^*) * \left( 3 \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) - 3K_{II}(-Q^*) * \left( \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right) \right) \quad (5.1)$$

$$\max_t \Delta\sigma_{\theta\theta}(t) = \max_t \sigma_{\theta\theta}(t) - \min_t \sigma_{\theta\theta}(t) \quad (5.2)$$

A noter que seul le maximum de la contrainte tangentielle étant étudié, la distance  $r$  n'a pas d'influence et prend 1 pour valeur arbitraire.

La seconde série de critères quant à elle repose sur les formulations d'Amestoy exploitées par Hourlier [1982]. Les valeurs  $k_I^*(\theta)$  et  $\Delta k_I^*(\theta)$  étant calculés à partir des vraies valeurs de la fissure réelle  $K_I(t)$  et  $K_{II}(t)$ .

$$\max_{\theta} k_1^*(\theta) = K_{11}(\theta) * K_I(t) + K_{12}(\theta) * K_{II}(t) \quad (5.3)$$

$$\max_{\theta} \Delta k_1^*(\theta) = \max_{\theta} k_1^*(\theta) - \min_{\theta} k_1^*(\theta) \quad (5.4)$$

Avec les coefficients déterminés tels que [Cotterel 1980] :

$$K_{11}(\theta) = \left( \frac{1-m}{1+m} \right)^{\frac{m}{2}} \left( \cos \theta - \frac{1}{2\pi} \sin L\theta \right) \quad (5.5)$$

$$K_{12}(\theta) = \left( \frac{1-m}{1+m} \right)^{\frac{m}{2}} \left( -\frac{3}{2} \sin \theta \right) \quad (5.6)$$

D'où la définition de deux paramètres  $m$  et  $L$  comme suit :

$$m = \frac{\theta}{180} \quad (5.7)$$

$$L = \ln \left( \frac{1-m}{1+m} \right) - 2 \frac{m}{1-m^2} \quad (5.8)$$

Ces deux coefficients  $m$  et  $L$  permettent des approximations ; valables lorsque  $K_{II} \ll K_I$ .

Ces formulations considèrent les valeurs maximales du FIC (resp.  $k_1^*(\theta)$  et  $\Delta k_1^*(\theta)$ ) en pointe d'un incrément de fissure virtuel infinitésimal présentant un angle  $\beta$  en pointe de fissure. Les valeurs  $k_1^*(\beta)$  et  $\Delta k_1^*(\beta)$  étant calculées à partir des grandeurs de la fissure physique  $K_I$  et  $K_{II}$ .

Enfin, le dernier critère étudié consiste en une approximation du critère MTS où il est proposé de substituer les FIC par leurs amplitudes respectives, *i.e.*  $\Delta K_I$  en lieu et place de  $K_I$  et  $\Delta K_{II}^*$  en lieu et place de  $K_{II}$  (d'où la notation  $MTS\Delta$ ,  $\Delta$  pour l'utilisation de l'amplitude des FIC). Il vient :

$$\theta_{MTS\Delta} = 2 \operatorname{atan} \left( \frac{\Delta K_I - \sqrt{\Delta K_I^2 + 8\Delta K_{II}^{*2}}}{4\Delta K_{II}^*} \right) \quad (5.9)$$

Ainsi, nous obtenons 5 critères à étudier dont les notations sont définies de la façon suivante :

Tableau 5.1 : Récapitulatif des notations utilisées pour les différents critères

Critère	Equation	Notation	Angle prédit
MTS	5.1	$\sigma_{\theta\theta}$	$\theta_{\sigma\theta\theta}$
MTS Range	5.2	$\Delta\sigma_{\theta\theta}$	$\theta_{\Delta\sigma\theta\theta}$
Hourlier	5.3 °	$k_1^*$	$\theta_{k_1^*}$
Hourlier Range	5.4 °	$\Delta k_1^*$	$\theta_{\Delta k_1^*}$
MTS $\Delta$	5.9	MTS $\Delta$	$\theta_{MTS\Delta}$

Dans le cas présent, il a été choisi de comparer ces critères sur un essai de type fretting simple avec cylindre en 100Cr6 et un plan en 35NCD16. Il en résulte une fissure rectiligne d'une longueur de  $l = 581 \mu\text{m}$  inclinée d'un angle  $\alpha = 20,99^\circ$  par rapport à la normale au contact (cf. Figure 5.3).

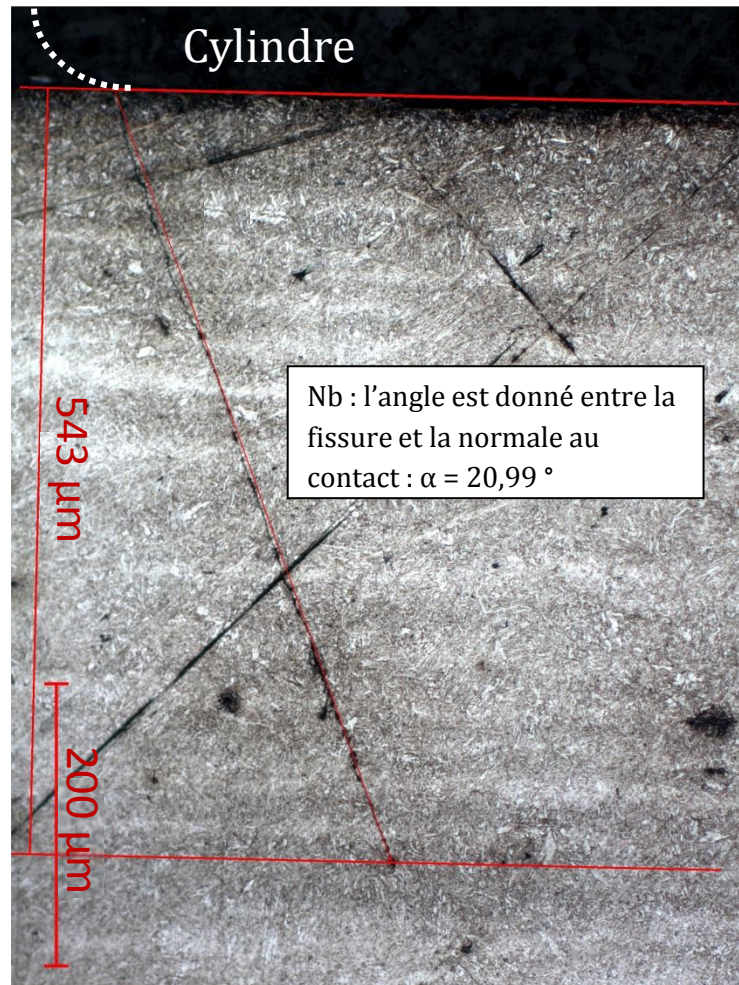


Figure 5.3 : Fissure résultante de l'essai étudié, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Pour comparer ces 5 critères de bifurcation, nous choisissons de procéder à deux analyses ponctuelles à  $l = 200 \mu\text{m}$  puis  $l = 500 \mu\text{m}$  l'angle  $\alpha$  restant le même à  $\alpha = 20,99^\circ$ . Pour chaque simulation, les prédictions des 5 critères sont calculées. Sachant que la fissure est rectiligne, la valeur cible expérimentale équivaut à  $\theta_{\text{exp}} = 0^\circ$ . Les 4 premiers critères étant définis de manière continue, nous sommes en mesure de tracer l'évolution de chacun en fonction de  $\theta$ , balayant l'ensemble du champ mathématiquement possible à savoir  $[-180^\circ ; 180^\circ]$ . Pour le dernier critère, c'est une valeur discrète de  $\theta_{\text{MTS}\Delta}$  qui est calculée directement à partir des valeurs des FIC. Les résultats sont les suivants (Figure 5.4 et Figure 5.5) :

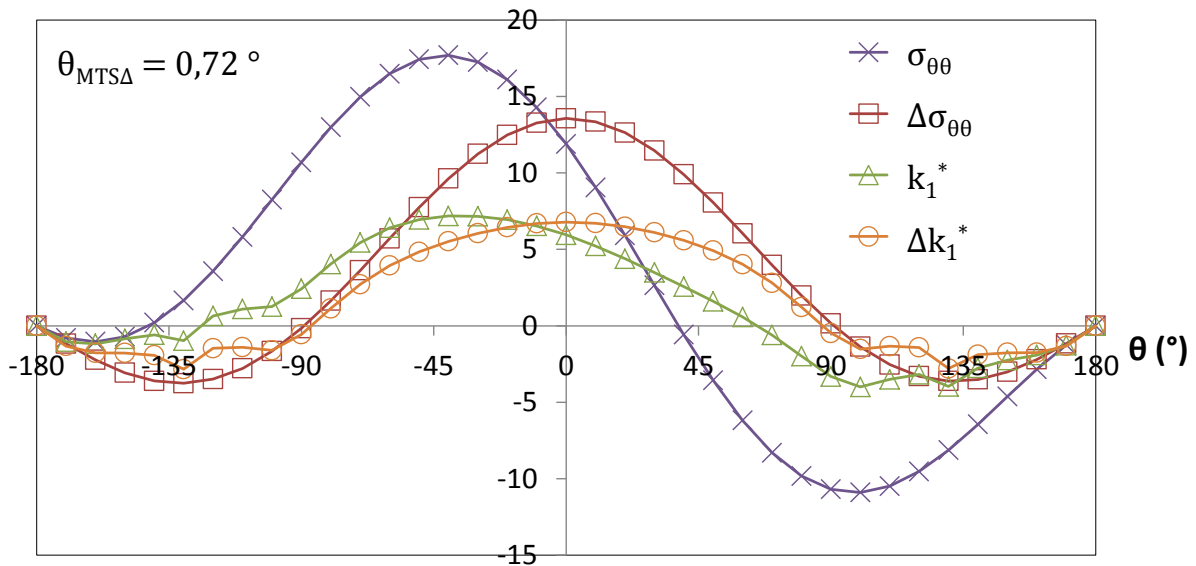


Figure 5.4 : Evolution des 4 critères continus en fonction de  $\theta$  ( $^{\circ}$ ) pour une fissure de  $l = 200 \mu\text{m}$  et un angle  $\alpha = 20,99^{\circ}$ , contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

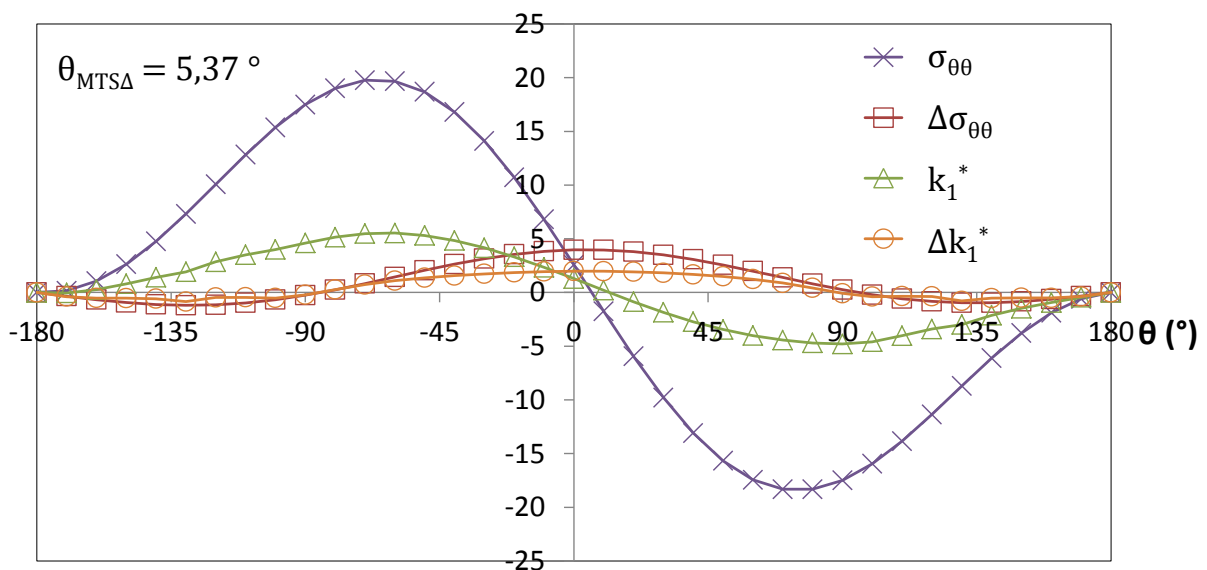


Figure 5.5 : Evolution des 4 critères continus en fonction de  $\theta$  ( $^{\circ}$ ) pour une fissure de  $l = 500 \mu\text{m}$  et un angle  $\alpha = 20,99^{\circ}$ , contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

La différence des résultats montre bien le caractère non proportionnel du chargement. Les deux graphiques présentent des tendances similaires avec toutefois une atténuation des grandeurs dans le cas où la fissure est la plus longue, excepté pour le

critère MTS ( $\sigma_{\theta\theta}$ ). De plus, une différence claire s'établit entre les critères classiques ( $\sigma_{\theta\theta}$  et  $k_1^*$ ) et leurs amplitudes ( $\Delta\sigma_{\theta\theta}$  et  $\Delta k_1^*$ ), conséquence du caractère non proportionnel du chargement. Cette différence est corroborée par la valeur obtenue par le dernier critère, le MTS $\Delta$ . Les valeurs sont résumées au sein du tableau suivant :

Tableau 5.2 : Résultats numériques des 2 simulations comparant les 5 critères

$\theta_{\max}$ (°)	$l = 200 \mu\text{m}$	$l = 500 \mu\text{m}$
	$\theta_{\text{exp}} = 0^\circ$	
$\theta_{\sigma_{\theta\theta}}$	-41,77 °	-66,05 °
$\theta_{\Delta\sigma_{\theta\theta}}$	0,76 °	4,2 °
$\theta_{k_1^*}$	-35,79 °	-63,28 °
$\theta_{\Delta k_1^*}$	0,58 °	3,3 °
$\theta_{\text{MTS}\Delta}$	0,72 °	5,37 °

Dans le cas de la simulation pour une fissure à 200  $\mu\text{m}$ , les 3 critères en amplitude offrent un écart inférieur au degré par rapport au trajet expérimental (Figure 5.6) tandis que les critères classiques offrent une prédiction vers l'extérieur du contact de l'ordre de la quarantaine de degrés (respectivement -42 et -36 °). Concernant la simulation de la fissure à 500  $\mu\text{m}$ , les trois critères d'amplitude présentent une erreur cette fois-ci de l'ordre de 3 à 5 °. Ceci peut s'expliquer par le fait que la fissure arrive à proximité de ses conditions d'arrêt et que les amplitudes de ces critères restent relativement faibles par rapport à la simulation précédente. Les 2 critères ( $\sigma_{\theta\theta}$  et  $k_1^*$ ) demeurent une fois de plus totalement imprécis.

Au regard de ces résultats, nous choisissons donc de conserver les trois critères en amplitude ( $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ ,  $\Delta k_1^*$  et MTS $\Delta$ ) qui présentent les meilleures approximations du trajet de propagation observé pour un essai de fretting sur un contact 100Cr6/35NCD16.

#### V.4. Analyse incrémentale de la propagation ( $l_i = 50 \mu\text{m}$ )

**V.4.i. Validation des critères sur un seul essai de fretting simple**

A partir de l'essai de fretting simple 100Cr6 / 35NCD16 (Tableau 5.3), on se propose d'utiliser les 3 critères retenus pour réaliser une première simulation numérique (Figure 5.6).

**Tableau 5.3 : Données expérimentales de l'essai de fretting simple**

<b>100C6 / 35NCD16</b>	
<b>P (N/mm)</b>	795
<b>Q* (N/mm)</b>	445,26
<b>p<sub>max</sub> (N)</b>	600
<b>R<sub>fa</sub> (-)</b>	0,1
<b>N<sub>cycles</sub> (-)</b>	2,10 <sup>6</sup>
<b>F (Hz)</b>	12
<b>a<sub>Hertz</sub> (mm)</b>	0,84

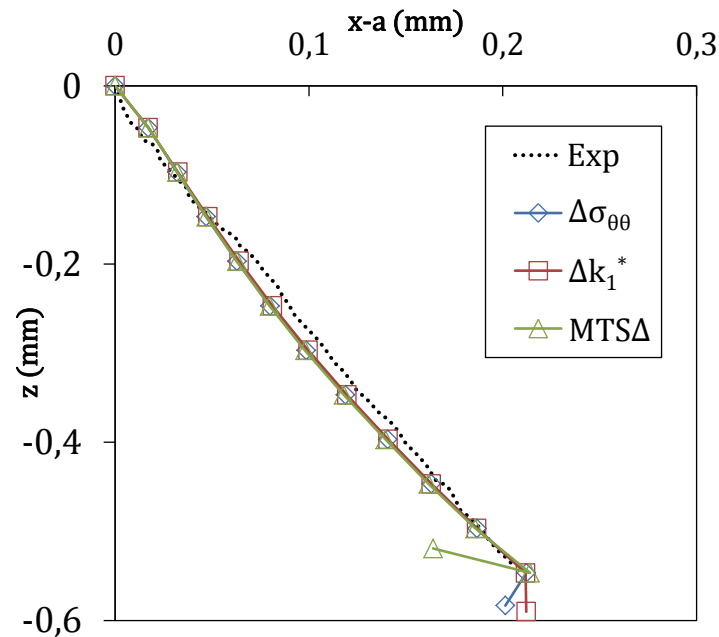


Figure 5.6 : Comparaison entre le chemin expérimental et les chemins prédits numériquement par les critères MTSR ( $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ ), Hourlier R ( $\Delta k_1^*$ ) et MTS $\Delta$ . Itération par pas de  $l_i = 50 \mu\text{m}$ , contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Les 3 trajets de fissuration obtenus numériquement (par pas de  $l_i = 50 \mu\text{m}$ ) sont très proches les uns des autres ainsi que du trajet expérimental obtenu cette fois non pas par approximation linéaire mais par une méthode de digitalisation de fissure (la fissure est reconstruite à partir de photographies prises à la loupe binoculaire). Ces résultats confirment donc les deux études ponctuelles réalisées à 200 et 500  $\mu\text{m}$  précédemment. Concernant les conditions d'arrêt de l'algorithme, nous avons choisi de le laisser aller le plus loin possible pour les 3 critères. Sur la figure nous voyons que le dernier segment simulé prend une orientation aberrante. Cette simulation erratique provient du fait que  $K_I^+$  devient négatif. L'évolution des FIC est la suivante :



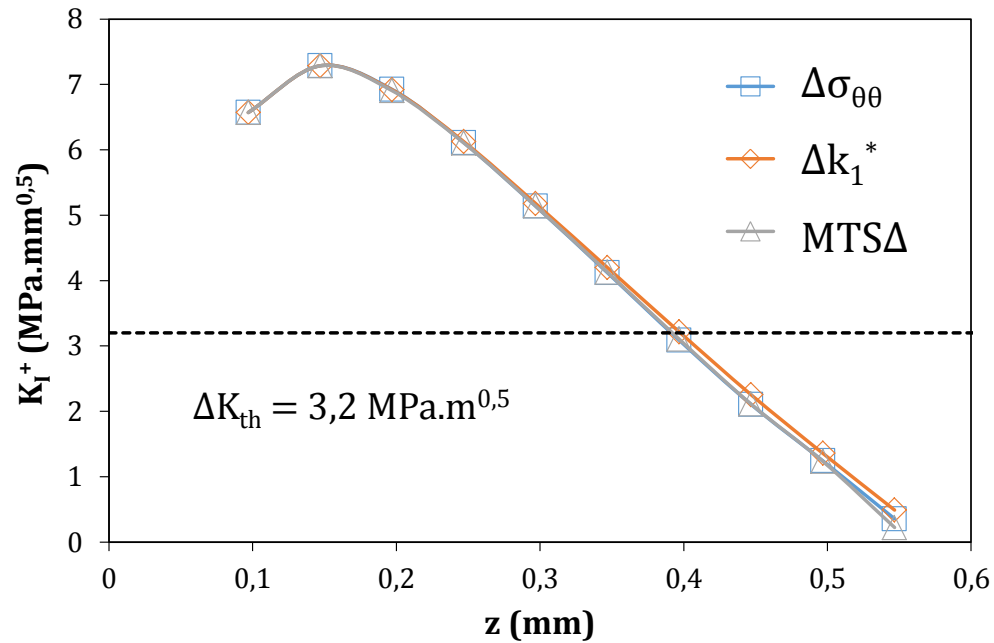


Figure 5.7 : Evolution de  $K_{I^+}$  en fonction de la profondeur de fissure (pas de calcul de 50  $\mu\text{m}$ ), contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

La Figure 5.7 nous montre donc la forme caractéristique du FIC en mode I pour un essai de fretting, à savoir une augmentation rapide sous le contact avant une décroissance. Ce résultat est classique pour les conditions de fretting simple. En effet, les FIC vont augmenter avec l'extension de la fissure jusqu'à une profondeur critique qui correspond à un maximum. Au-delà, plus on s'éloigne des chargements de surface, plus les contraintes imposées sur la fissure diminuent, ainsi que les FIC, jusqu'à tendre vers zéro. On trace également l'évolution de  $R_K = K_{I^-}/K_{I^+}$  en fonction de  $z$  :

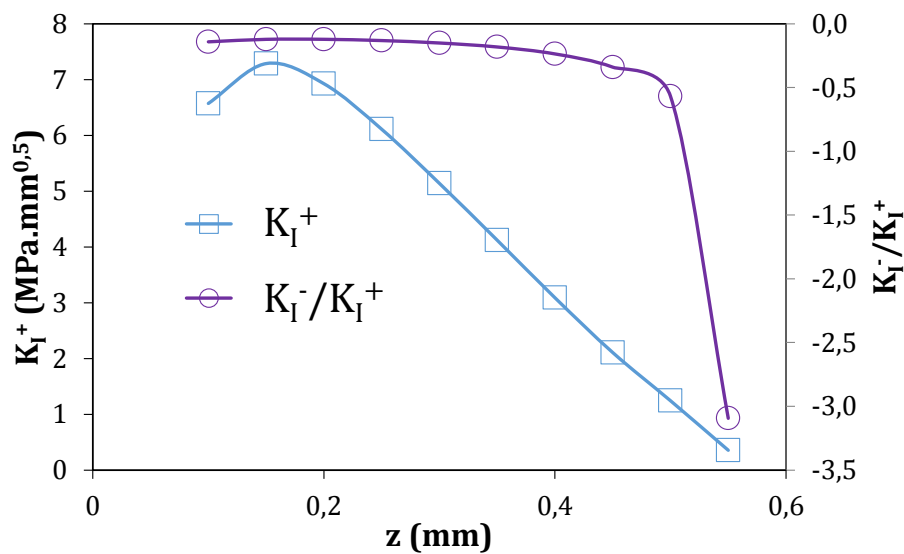


Figure 5.8 : Evolutions de  $K_I^+$  et  $R_K$  en fonction de la profondeur de fissure (pas de calcul de  $50 \mu\text{m}$ ), contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Les trois critères nous offrent des valeurs relativement similaires, bien que la formulation d'Amestoy se distingue en ayant un FIC légèrement plus élevé que les deux autres. L'arrêt de fissuration ne semble cependant pas être piloté par  $\Delta K_{th}$  issu de la littérature [Fouvry 2014].

Les trois critères sont donc très performants par leur capacité à prédire le trajet de fissuration expérimental. En revanche, une étude plus poussée de l'arrêt de la fissure semble montrer les limites de ces stratégies. En effet, la fissure admet une longueur projetée de  $b_{p,CA} = 0,541 \text{ mm}$ . Le meilleur moyen d'estimer la longueur de fissure projetée semble donc de se fier à la valeur de  $K_I^+$  et de considérer que la fissure s'arrête lorsque  $K_I^+ = 0$  (donc dès que  $K_I^+ < 0$  nous considérons que la fissure s'arrête). Dans ce cas nous obtenons des longueurs de fissures projetées respectives de  $0,547 \text{ mm}$ , ce qui signifie que l'écart entre la longueur projetée expérimentale et numérique est de l'ordre du pourcent. Mais, cette hypothèse revient à supposer qu'une fissure pourrait se propager pour des variations de FIC inférieures à  $\Delta K_{th}$ , ce qui est incohérent avec la physique de propagation d'une fissure en fatigue. C'est pourquoi nous devons considérer  $\Delta K_{th}$  comme critère d'arrêt de propagation de la fissure (indiqué Figure 5.7). De cette manière, nous obtenons une longueur de fissure projetée de  $0,397 \text{ mm}$ , et donc un écart de  $26,6 \%$ . Ce qui surprend donc dans ces résultats c'est que le critère d'arrêt qui

considère que la fissure s'arrête lorsque  $K_I^+$  atteint  $\Delta K_{th}$  semble erroné tandis que le critère qui considère que la fissure s'arrête lorsque  $K_I^+$  devient négatif présente la meilleure corrélation avec le résultat expérimental.

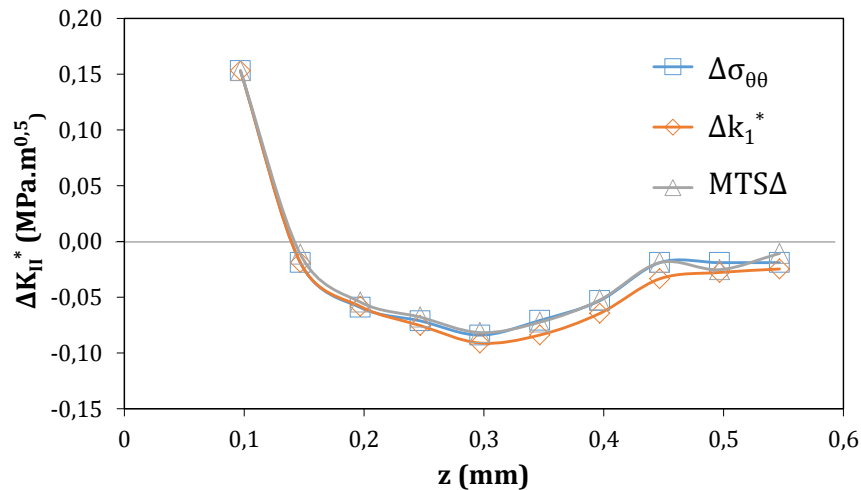


Figure 5.9 : Evolution de  $\Delta K_{II}^*$  en fonction des trois critères et de la profondeur de fissure, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Les chemins prédits par les 3 critères (cf. Figure 5.9) étant similaires et proches de la fissure expérimentale, seul le critère  $MTSA$  est par la suite considéré de façon à ne pas alourdir les figures. D'autres simulations sont donc désormais envisageables pour différents couples de matériaux afin d'étendre le champ d'analyse de la Crackbox, toujours en fretting simple.

#### V.4.ii. Application du critère sur quatre essais de fretting simple

Après avoir simulé intégralement une fissure arrêtée pour un essai sur un acier usuel, nous choisissons 4 différents couples de matériaux et de chargements afin d'éprouver ces critères pour diverses configurations. Les paramètres d'entrée des simulations numériques sont résumés dans le tableau suivant :

Tableau 5.4 : Paramètres d'entrée des quatre essais de fretting simple étudiés

<b>Cylindre</b>	Ti-6Al-4V	100Cr6	Inconel 718	100Cr6
<b>R (mm)</b>	80	80	80	40
<b>Plan</b>	7075-T6	35NCD16	Ti-6Al-4V	MMC
<b>Génératrice (mm)</b>	8	8	8	8
<b>a (mm)</b>	0,964	0,84	1,013	0,499
<b>P (N/mm)</b>	461	795	825	367,5
<b>Q* (N/mm)</b>	260	445	451	190,375
<b>p<sub>max</sub> (MPa)</b>	304	589	519	468
<b>ΔK<sub>th</sub> (MPa√m)</b>	3,9	3,2	7,88	1,6
<b>L<sub>1</sub> (mm)</b>	0,038	0,581	1,05	0,06
<b>θ<sub>1</sub> (°)</b>	23	21	10	16
<b>L<sub>2</sub> (mm)</b>	0,138	0	0	0,03
<b>θ<sub>2</sub> (°)</b>	23	0	0	47
<b>L<sub>3</sub> (mm)</b>	0,087	0	0	0,068
<b>θ<sub>3</sub> (°)</b>	0	0	0	8
<b>b<sub>p,CA</sub> (mm)</b>	0,249	0,542	1,034	0,145

Nous disposons donc d'un alliage d'aluminium (7075-T6), d'un acier allié (35NCD16), d'un alliage de titane (Ti-6Al-4V) et d'un aluminium renforcé par carbure de silicium (métal à matrice céramique, MMC). On étudie l'influence de la taille de l'incrément initial et du pas de simulation. A partir d'un segment de fissure initial  $l_0$  et un pas de calcul  $l_i$  variables, de simuler intégralement le chemin de fissure. Pour un couple ( $l_0 ; l_i$ ) de (40 ; 20) cela veut dire que le premier incrément de calcul est de 40  $\mu\text{m}$ , puis chaque pas de calcul permet de simuler la fissure par pas de 20  $\mu\text{m}$ . Ce couple ( $l_0 ; l_i$ ) est choisi indépendamment de  $b_0$ . Nous choisissons d'arrêter la simulation lorsque  $K_i$  devient négatif dans l'ensemble du cycle. Les chemins prédits sont affichés, dans des repères orthonormés Figure 5.10 et Figure 5.11.

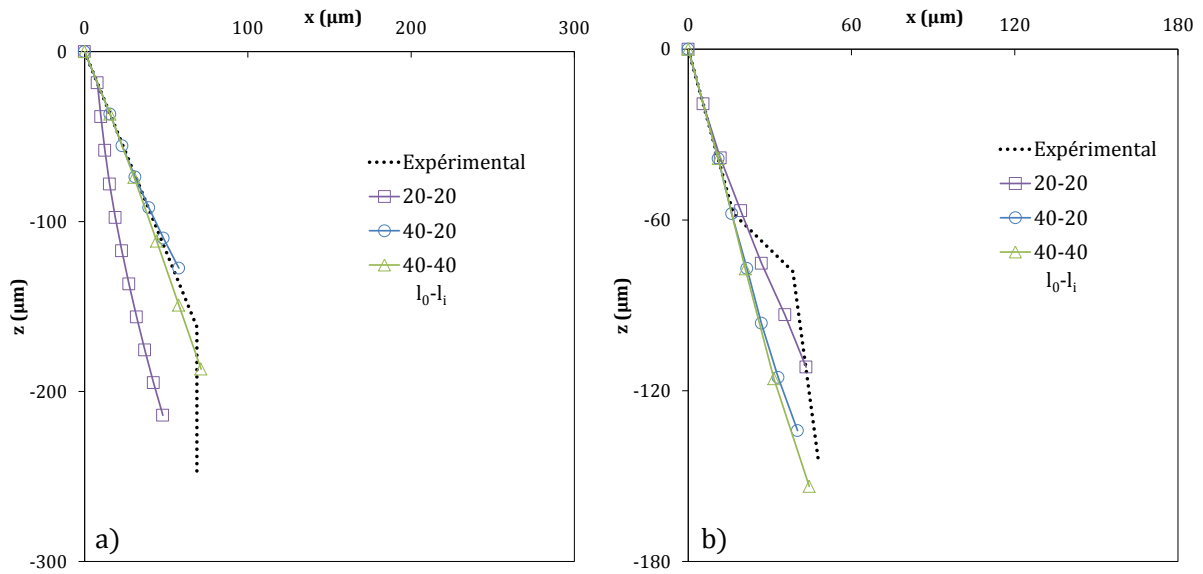


Figure 5.10 : Chemins prédits pour les alliages à base d'aluminium : a) 7075-T6 et b) MMC

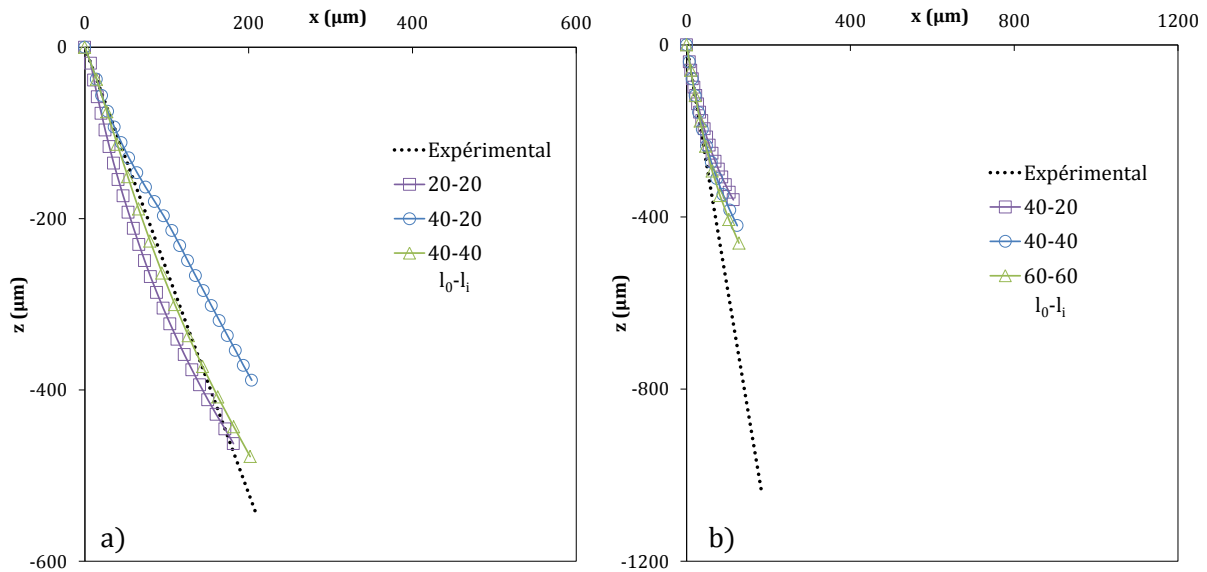


Figure 5.11 : Chemins prédits pour les alliages a) 35NCD16 et b) Ti-6Al-4V

D'une manière globale, nous pouvons constater que pour tous les essais étudiés, les prédictions numériques suivent relativement bien les chemins expérimentaux de propagation. Concernant le pas de simulation, il ne semble pas y avoir de couple  $(l_0 ; l_i)$  optimal pour les 4 essais. Cependant, il semble y avoir des améliorations à apporter concernant la longueur de fissure prédite lors de l'arrêt de fissuration. Le Tableau 5.5

présente les résultats numériques prédits ainsi que leur écart par rapport aux résultats expérimentaux :

**Tableau 5.5 : Résultats quantitatifs des longueurs de fissures projetées obtenus numériquement et expérimentalement pour les 4 essais**

	$b_{p,CA}$ num ( $\mu\text{m}$ )	$b_{p,CA}$ exp ( $\mu\text{m}$ )	Ecart (%)
7075-T6	214	249	-14
MMC	153	145	6
35NCD16	477	542	-12
Ti-6Al-4V	461	1034	-55

Il faut remarquer que, hormis l'alliage de titane, les prévisions numériques se situent à environ  $\pm 15$  % de la longueur expérimentale de fissuration mesurée. Ce qui, compte tenu des méthodes existantes et des fortes variabilités expérimentales, s'avère être relativement acceptable. Ainsi, d'autres essais de fretting simple sont à envisager afin d'éprouver la méthode dans diverses conditions.

## V.5. Prédiction de chemin en fretting-fatigue

L'objectif de ce travail est désormais de comparer les approches pour un chargement plus complexe de fretting-fatigue. En effet, plusieurs campagnes ont été menées en couplant le fretting à la fatigue. Une première campagne, inspirée des travaux d'Arnaud, consiste à faire varier uniquement la force tangentielle maximum,  $Q^*$ , et d'amener les éprouvettes à la rupture. Les données d'essai sont présentées Tableau 5.6.

Tableau 5.6 : Données expérimentales des essais de fretting fatigue

<b>100C6 / 35NCD16</b>		
	FF_02	FF_03
<b>R (mm)</b>	8	8
<b>W (mm)</b>	10	10
<b>P (N)</b>	3200	3200
<b>Q* (N)</b>	1400	2400
<b>R<sub>fa</sub> (-)</b>	0,1	0,1
<b><math>\sigma_{fa}</math> (MPa)</b>	400	400
<b>N (Cycles)</b>	230 000	152 000

On retient les essais suivants : FF\_02 et FF\_03 avec les efforts tangentiels max  $Q^*$  respectifs : 1400 N et 2200 N. A noter que dans les simulations suivantes, on se limite à 2 mm sous le contact. En effet, bien que les échantillons aient tous atteint la rupture totale (10 mm), au-delà de la moitié de l'échantillon (i.e. 5 mm). Cette campagne se base sur l'essai de fretting simple développé précédemment avec l'ajout de forces de fatigue variables.

#### **V.5.i. Développement de la méthode sur un essai de fretting-fatigue**

L'essai FF\_02 est le premier à être analysé. Les trois critères retenus sont donc cette fois-ci mis en place en comparaison du chemin de fissuration expérimental, avec pour l'instant un angle initial  $\alpha_0 = 15^\circ$ ,  $l_0 = 200 \mu\text{m}$  et un pas de simulation constant  $l_i = 100 \mu\text{m}$  (Figure 5.12).

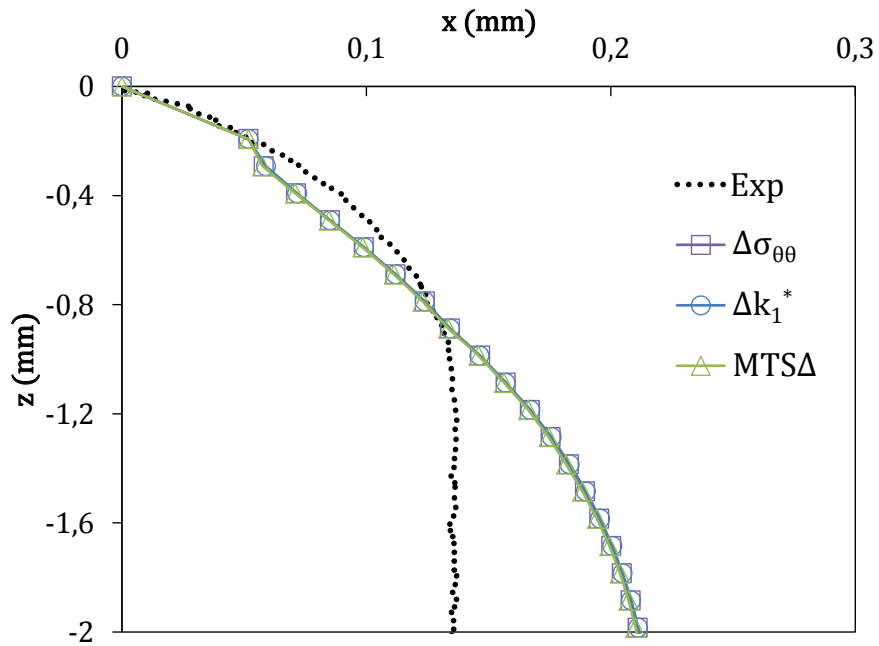


Figure 5.12 : Chemins de fissuration prédits vs. chemin expérimental pour l'essai FF\_02,  $\alpha_0 = 15^\circ$ ,  $l_i = 100 \mu\text{m}$ , contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Une fois encore, les trois critères sont très similaires dans leurs prédictions respectives du chemin de propagation. Il est également possible d'observer la succession des angles prédits pour chaque critère pour constater un écart infinitésimal entre les 3 prédictions (Figure 5.13).



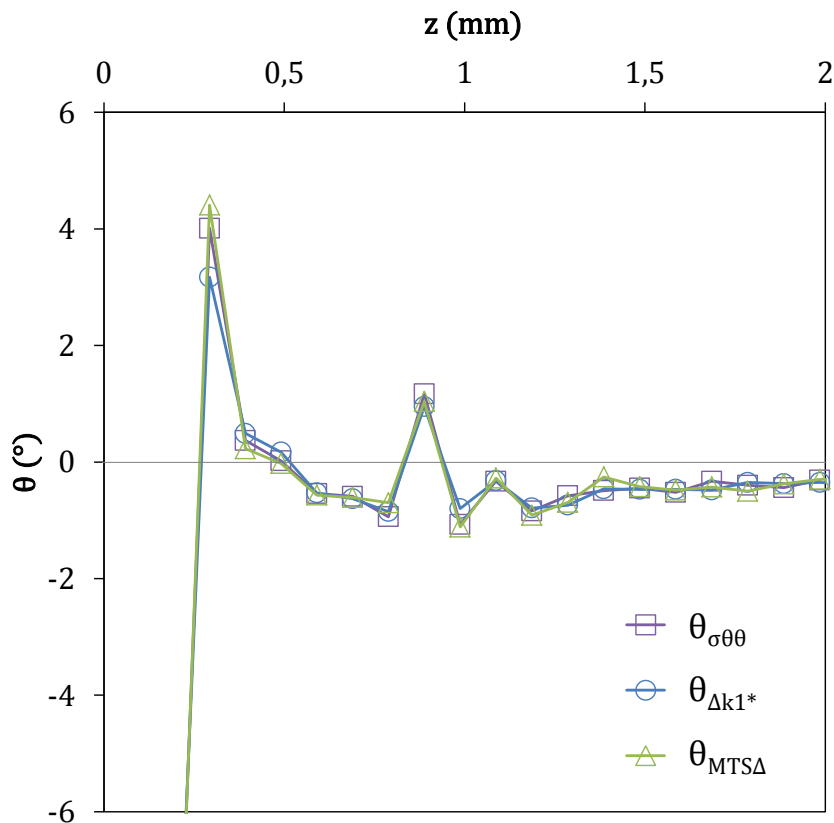


Figure 5.13 : Angles prédits successivement à chaque pas de calcul pour les 3 critères retenus, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Ces trois critères offrent également une estimation très précise de la position de la fissure au cours de la première phase de propagation ( $z < 1$  mm). Cependant, le chemin semble différer ensuite de l'expérimental, occasionnant un écart selon  $x$  de l'ordre de  $70 \mu\text{m}$  à 2 mm de profondeur. Ainsi, bien qu'une orientation de  $\alpha_0 = 15^\circ$ , coïncidant parfaitement avec l'initiation de la fissure réelle, il résulte un écart tout au long de la propagation. Qu'en serait-il pour un  $\alpha_0$  différent ? La Figure 5.14 apporte des éléments de réponse concernant l'effet d'une variation de l'angle initial d'amorçage. Dans un souci de clarté, le critère  $MTS\Delta$  sera là encore le seul critère conservé.

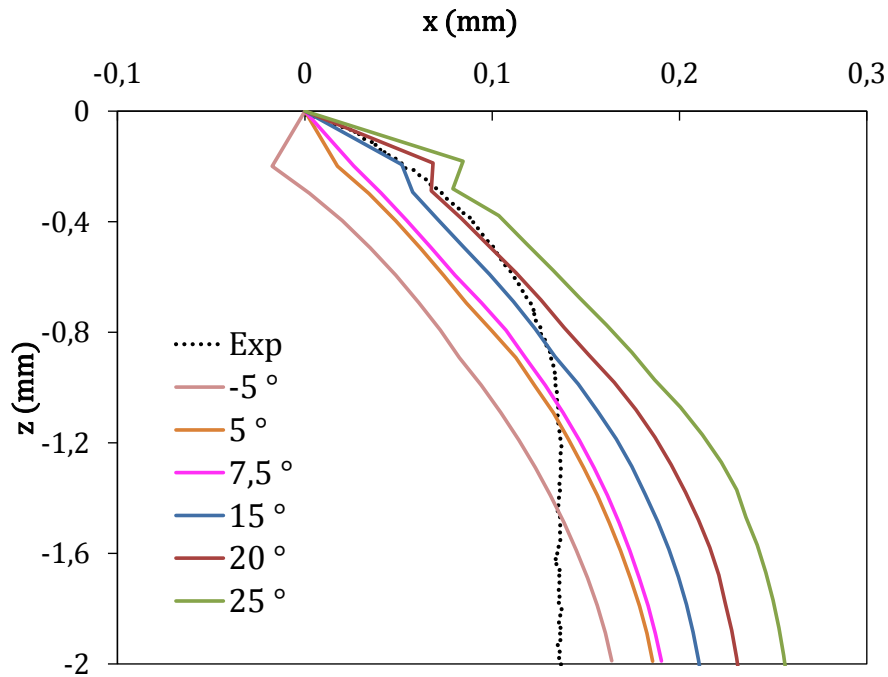


Figure 5.14 : Chemins de fissuration prédits vs. chemin expérimental pour l'essai FF\_02,  $l_i = 100 \mu\text{m}$ ,  $\alpha_0$  variable, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

La Figure 5.14 montre que le choix de l'angle initial n'a pas d'influence sur la forme globale de la fissure simulée. En revanche, ce paramètre provoque un *offset* qui perdure tout au long de la simulation et semble donc à prendre en compte. Ainsi, chercher l'angle initial minimisant l'écart avec la seconde itération ne semble pas être une stratégie optimale. Aussi nous pouvons, comme pour le fretting simple, nous intéresser à l'influence du pas de simulation ainsi que de la longueur initiale toujours sur le même cas de fretting-fatigue pour un angle initial fixé à  $\alpha_0 = 25^\circ$ . Les résultats sont présentés Figure 5.15 :

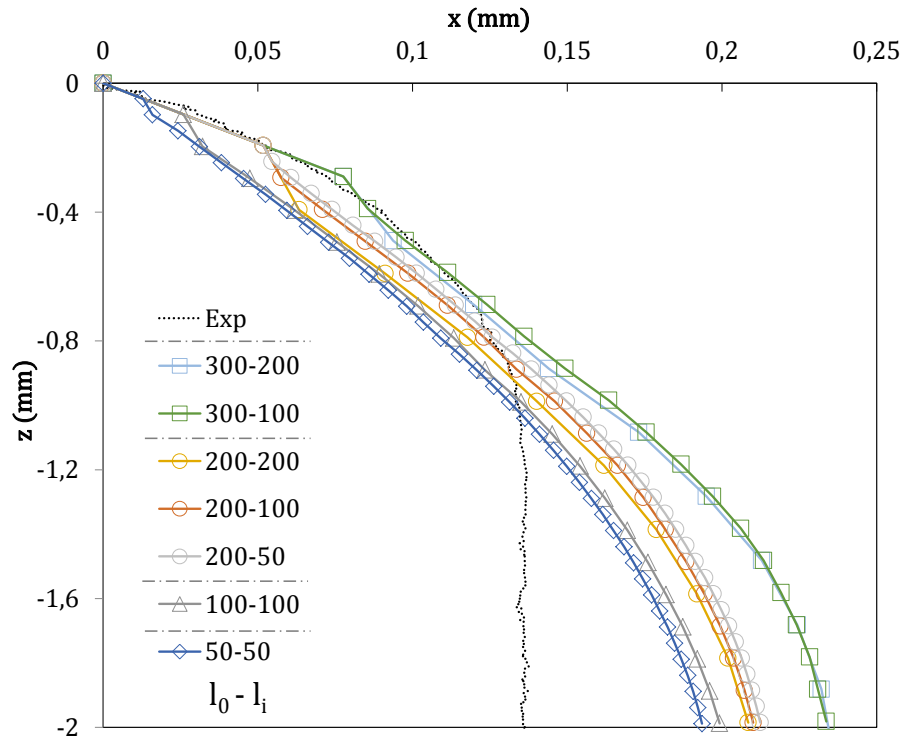
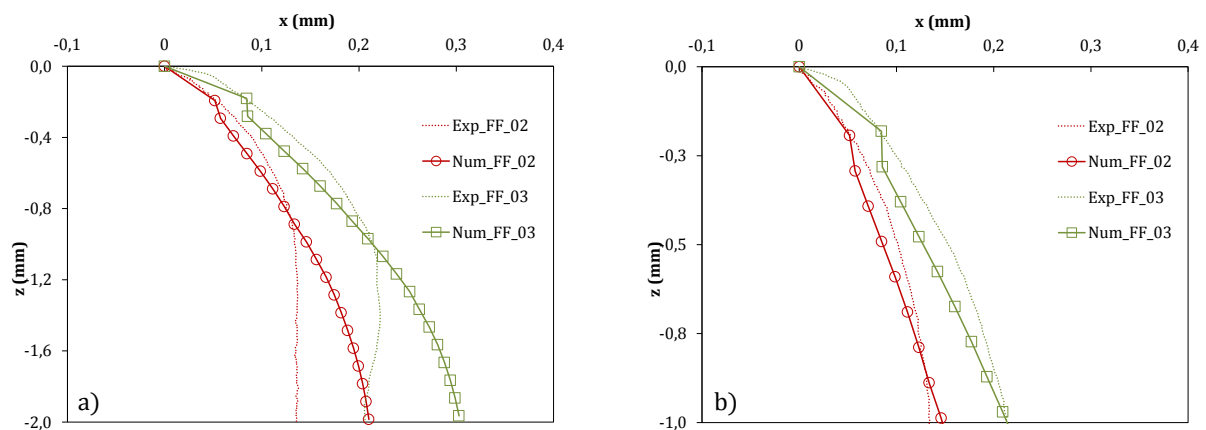


Figure 5.15 : Influence de  $l_0-l_i$  (longueur de fissure initiale - longueur d'incrément) sur les chemins simulés vs. chemin expérimental, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Là encore, le segment initial présente une importance prépondérante sur le trajet simulé sans pouvoir expliquer si cette influence découle de la modélisation ou si elle est liée aux caractéristiques de l'essai. En effet, si on prend le cas d'un segment initial de 200  $\mu\text{m}$  (marqueurs  $\circ$ ) pour lequel nous avons successivement simulé des pas de 20, 100 et 200  $\mu\text{m}$ , nous remarquons que le pas de simulation ne semble pas avoir d'influence une fois deux itérations réalisées. Il en est de même dans le cas où  $l_0 = 300 \mu\text{m}$ . D'une manière plus globale, toutes les simulations rendent bien compte de la fissure expérimentale jusqu'à une profondeur de fissuration de 800  $\mu\text{m}$ . Une des conclusions de ces résultats est qu'il aurait été pertinent de proposer une évolution du pas de propagation en fonction de la longueur de la fissure plutôt qu'un pas fixe.

### V.5.ii. Analyse de l'influence de la force tangentielle

Les chemins obtenus numériquement en comparaison des chemins expérimentaux pour deux essais de fretting-fatigue sont les suivants :



**Figure 5.16 : a) Chemins expérimentaux vs. chemins numériques en fretting-fatigue b) focus sur le premier millimètre de propagation, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16**

La Figure 5.16 précédente présente donc à la fois les chemins expérimentaux relevés par profilométrie laser (sans marqueurs) ainsi que les chemins de fissuration simulés par la Crackbox (avec marqueurs) pour chaque condition d'essai. Dans les deux cas, la simulation prédit un trajet similaire à l'expérimental. En effet, nous constatons une initiation orientée sous le contact puis une bifurcation progressive de sorte à se propager de manière orthogonale aux forces de fatigue et de fretting tangential, tel un essai de fatigue classique.

Quantitativement, nous pouvons noter que plus la force tangentielle est élevée, plus la fissure se dirige vers le centre du contact avant de suivre le comportement en fatigue. Ce qui semble cohérent, car pour une force tangentielle importante, l'effet de fretting se fait ressentir plus profond sous le contact.

Enfin, bien que des écarts soient notables entre les chemins expérimentaux et numériques, la tendance générale est bien décrite numériquement, en particulier pour le premier millimètre de propagation qui découle directement de l'influence du chargement de fretting (Figure 5.16.b). Le décalage en  $x$  relatif aux variations de  $Q^*$  est également bien pris en compte par le critère  $MTS\Delta$ . Néanmoins, nous constatons toujours un retard de prise en compte de la fatigue pour ce critère.

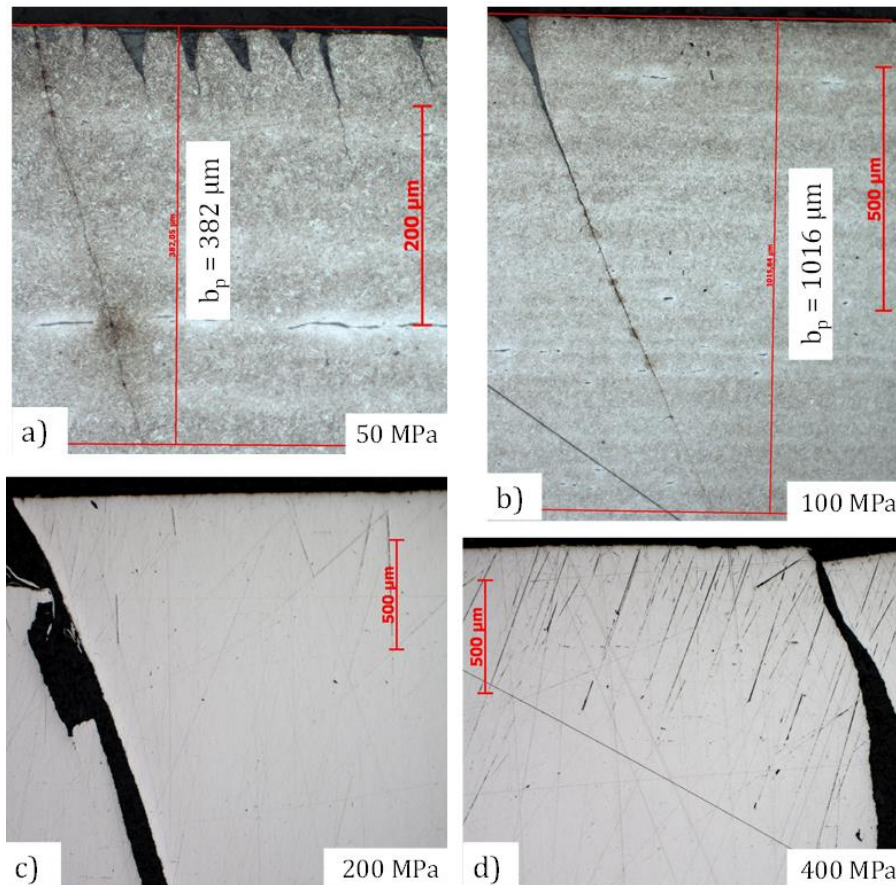
### **V.5.iii. Analyse de l'influence de la fatigue par prédiction numérique**

Au même titre que la contrainte tangentielle de fretting, la contrainte de fatigue joue un rôle primordial sur le chemin de fissuration. C'est pourquoi après avoir étudié différentes valeurs de  $Q^*$  en glissement partiel, nous nous focalisons désormais sur l'influence de  $\sigma_{fat}$ . Dans cette optique, l'essai de fretting simple (Tableau 5.7) va nous servir de base de travail pour développer une campagne d'essai.

Tableau 5.7 : Conditions de chargement de la campagne de fretting-fatigue

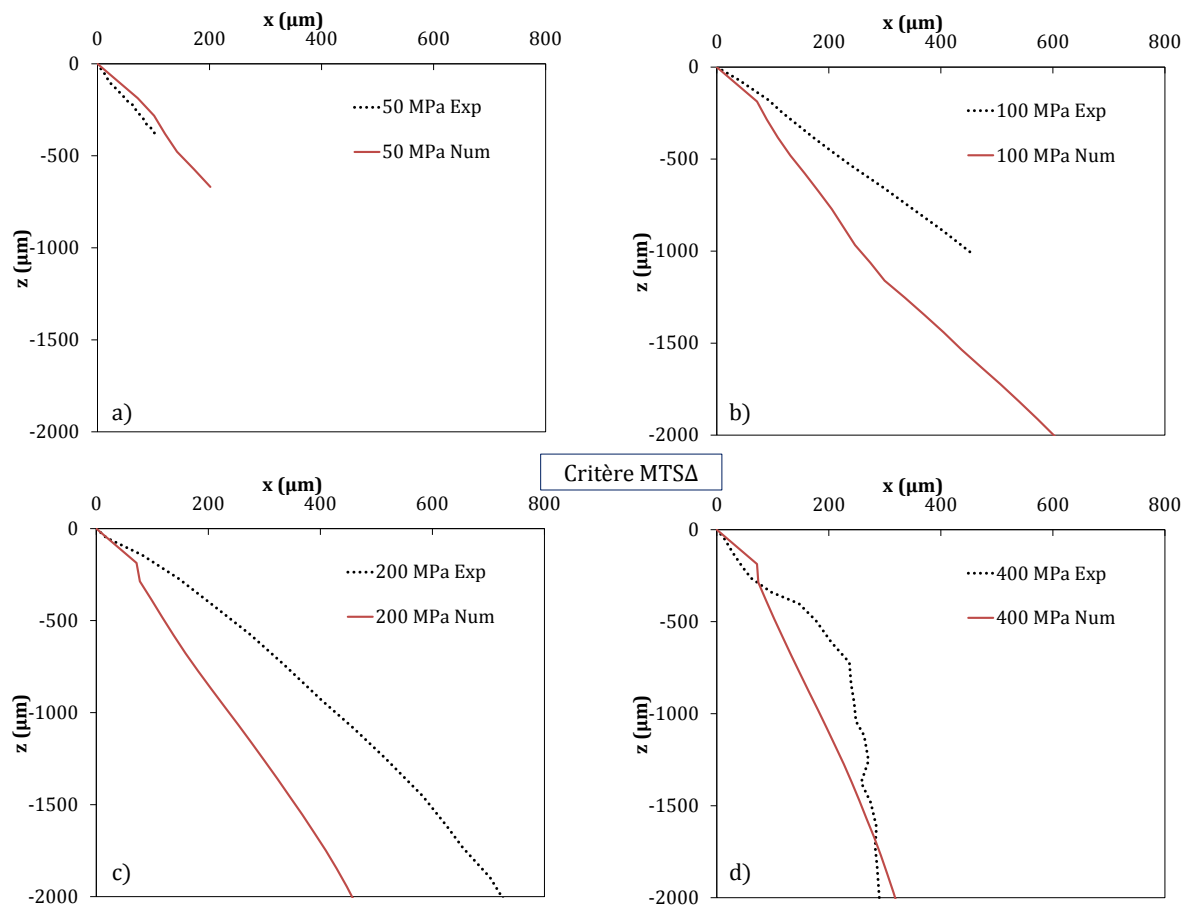
<b>100C6 / 35NCD16</b>	
<b>P (N/mm)</b>	795
<b>Q* (N/mm)</b>	445,26
<b>p<sub>max</sub> (N)</b>	600
<b><math>\sigma_{fat}</math> (MPa)</b>	[50 ; 400]
<b>R<sub>fa</sub> (-)</b>	0,1
<b>N<sub>cycles</sub> (-)</b>	2,10 <sup>6</sup>
<b>F (Hz)</b>	12
<b>a<sub>Hertz</sub> (mm)</b>	0,84

Il en résulte 4 essais dont le seul paramètre variable est la fatigue avec comme valeurs :  $\sigma_{fat} = 50, 100, 200$  et  $400$  MPa. Comme pour l'essai de fretting simple, les essais de fretting-fatigue se sont déroulés sur 2 millions de cycles. Les essais à 200 et 400 MPa ont occasionné la rupture des échantillons à 650 000 et 218 000 cycles respectivement. Pour tous les autres, soit la fissure a atteint le stade d'arrêt de fissuration, soit le nombre de cycles est insuffisant. La Figure 5.17 suivante présente les fissures obtenues pour 4 essais différents.



**Figure 5.17 : Fissures résultantes de quatre essais de fretting-fatigue à  $\sigma_{\text{fat}}$  respectivement a) 50MPa, b) 100 MPa, c) 200 MPa, d) 400 MPa, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16**

Ces configurations ont été choisies, car elles permettent de rendre compte des “évolutions” obtenues selon la contrainte de fatigue appliquée. En effet, pour une contrainte de fatigue de 50 MPa, il en résulte une fissure de longueur projetée  $b = 382 \mu\text{m}$ , tandis que la fissure obtenue pour une contrainte deux fois plus élevée (100 MPa) a une longueur projetée 2,6 fois plus grande ( $b = 1016 \mu\text{m}$ ). Enfin, les images c) et d) nous montrent les pièces rompues par les essais. Une nouvelle fois, la digitalisation des fissures à partir des clichés optiques nous permet d’obtenir le chemin expérimental, qui est comparé au chemin simulé numériquement par le critère de  $\text{MTS}\Delta$  (Figure 5.18).



**Figure 5.18 : Chemins expérimentaux vs. chemins simulés numériquement par le critère de MTSA pour les 4  $\sigma_{fat}$  suivants a) 50MPa b) 100 MPa c)200 MPa d) 400 MPa, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16**

Ainsi, nous pouvons observer qu'expérimentalement, l'influence de la fatigue est très faible sur l'angle d'amorçage des fissures. En effet, en tenant compte de la dispersion inhérente à l'expérimentation, sur le premier millimètre de profondeur toutes les fissures se propagent selon un angle compris entre 15 et 25 degrés. Une contrainte de fatigue de 100 MPa accroît la longueur de fissure sans être suffisante pour rompre l'échantillon. Pour être exhaustifs, nous remarquons également que pour les deux essais ayant produit une rupture totale de l'éprouvette, plus l'effort de fatigue est élevé, plus la fissure se redresse rapidement par rapport à la normale au contact. En effet, l'influence relative du chargement de contact est diminuée au profit du chargement axial de la fatigue. On se propose donc d'étudier l'évolution des FIC simulés au cours de la progression de la fissure en profondeur (suivant z). Le mode I est étudié Figure 5.19.

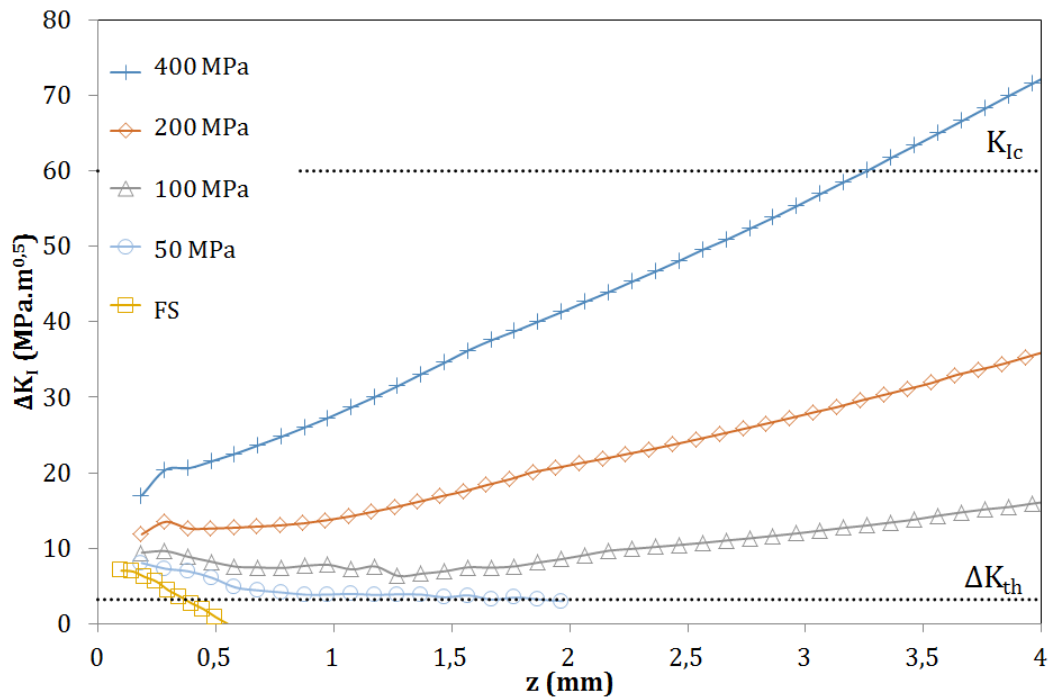


Figure 5.19 : Evolution de  $\Delta K_I$  pour les différentes contraintes de fatigue, contact cylindre / plan : 100Cr6/35NCD16

Numériquement, si l'on se focalise sur les essais à faible contrainte de fatigue, on remarque une grande différence entre la présence ou non de la fatigue dans l'interprétation du FIC en mode I. En effet, dans le cas de l'essai en fretting simple (FS), on rappelle que  $\Delta K_I$  décroît rapidement après le second incrément à 0.150 mm jusqu'à atteindre une valeur quasiment nulle à 0,5 mm de profondeur. A contrario, la contrainte de fatigue tend à augmenter faiblement la valeur de  $\Delta K_I$  proche de l'amorçage mais à maintenir un niveau suffisant d'intensité de contraintes en pointe de fissure de sorte à faire propager cette même fissure à des profondeurs de 1 voire 2 millimètres. Pour les 3 essais les plus chargés, la première différence notable concerne l'essai à 100 MPa. En effet, expérimentalement, l'échantillon n'a pas subi de rupture au bout de 2 millions de cycles mais il en résulte une fissure d'environ 1 mm qui n'a semble-t-il pas atteint le stade d'arrêt de fissuration. Pour atteindre cette rupture, il aurait fallu poursuivre l'essai au-delà de  $2 \cdot 10^6$  cycles. La prédiction numérique quant à elle estime pour cet échantillon une propagation complète jusqu'à la rupture. L'essai expérimental à  $\sigma_{fat} = 400$  MPa présente une fissure très chahutée. Quand bien même, la prédiction numérique semble relativement proche de la tendance globale de propagation. Dans le même temps pour l'essai à 200 MPa de contrainte de fatigue, il semble que le modèle numérique surestime



légèrement l'influence de la fatigue en ne permettant pas à la fissure d'aller aussi loin sous le contact que l'expérimental semble le montrer.

## V.6. Conclusion

L'ensemble des résultats développés au cours de ce chapitre permettent donc de tirer de nombreux enseignements concernant la prédiction numérique de chemin de fissurations en fretting simple et en fretting-fatigue.

Tout d'abord, nous avons pu montrer que la fissure et ses bifurcations éventuelles sont bien soumises aux modes I et II combinés. En effet, quand une prédiction purement en mode d'ouverture tend à orienter la fissure trop à l'extérieur du contact, une prédiction purement basée sur le mode de cisaillement dans le plan tend à orienter la fissure beaucoup trop sous le contact. Ce qui nous a permis d'introduire divers critères combinés définis à partir des FIC en mode I et II.

Compte tenu du chargement complexe et fortement multiaxial du fretting, les critères de contrainte circonférentielle ou les formulations d'Amestoy mésestiment la propagation de fissure. Leurs définitions même ne rendent pas compte du caractère fortement non-linéaire et non proportionnel du chargement et se montrent donc moins efficaces que des formulations adaptées prenant en compte les deux états extrêmes du fretting.

Concernant les trois critères retenus, nous avons pu montrer que leurs prédictions étaient suffisamment proches pour pouvoir n'en retenir qu'un seul et l'étudier sous différentes configurations d'essai, aussi bien matériau que de chargement. Il a également été étudié la convergence du critère de  $MTS\Delta$  en fonction des paramètres d'itération tels que le pas de simulation ou encore l'influence du pas initial. Il s'avère que le pas de simulation joue un rôle négligeable par rapport au choix du pas initial qui lui n'est pas à négliger. Cependant, il n'a pas pu être défini de loi générale quant au choix du pas initial mais qu'un ajustement au cas par cas semble encore nécessaire pour perfectionner la méthode. Globalement on montre que les modèles basés sur l'amplitude

des SIF et en particulier le MTSA, permettent de très bien décrire les trajets de propagation des essais en fretting simple.

La simulation proposée (Crackbox) a par la suite été appliquée à des chargements de fretting fatigue. Le modèle MTSA permet de très bien décrire le début de la propagation mais par la suite, en deçà d'une certaine profondeur, on observe une très forte fluctuation entre les simulations et les résultats expérimentaux. Cela peut s'expliquer par le choix du pilotage de la fatigue dans le modèle qui est basé sur une amplitude de déformation constante. En effet, avec l'extension de la fissuration et la perte de raideur de l'éprouvette, la contrainte de fatigue tend à diminuer. Au contraire, pour les essais, le pilotage de la fatigue est réalisé en force. Ainsi, on peut expliquer qu'au-delà d'une certaine profondeur, les fissures expérimentales bifurquent dans une direction verticale (Figures 5.12, 5.15, 5.16) sous le contrôle d'un chargement de fatigue dominant alors que les simulations prédisent une propagation qui reste plus oblique dans la mesure ou le chargement de fatigue simulé est minimisé par l'augmentation de la complaisance de l'éprouvette.

En conclusion, le modèle proposé est en mesure de prédire une tendance relativement proche des fissures observées expérimentalement aussi bien en fretting simple qu'en fretting-fatigue, et ce pour différents couples de matériaux ou des chargements variables.



## ***Conclusion générale et perspectives***

Ce travail de recherche a été consacré à la mise en place d'un modèle numérique et d'une démarche de prédiction de chemin générée par des sollicitations de fretting simple et fretting fatigue pour un contact 2D cylindre / plan en glissement partiel. Différents alliages métalliques ont été étudiés afin d'être en mesure de fournir un travail éprouvé sur différentes configurations et pour diverses températures. Ce manuscrit nous a donc permis de retracer les différentes étapes du processus de propagation des fissures sous l'effet d'un chargement de fretting et/ou de fretting-fatigue.

Le premier chapitre a permis d'introduire un état de l'art des critères de bifurcation des fissures, d'une part dans le cadre de la mécanique de la rupture classique, puis d'approfondir l'introduction de ces critères au fretting. Nous avons pu voir que les critères en amorçage dits de FS ou SWT permettaient d'obtenir une contrainte équivalente en pointe de fissure mais que le critère de SWT était nettement plus précis dans la prédiction du chemin de fissuration. Parallèlement, les critères basés sur le maximum de la contrainte normale ou le minimum de la contrainte tangentielle ont pu être synthétisés et comparés afin de déterminer que dans la première phase de fissuration c'est que le critère de  $\min(\Delta\tau)$  qui était à privilégier, tandis que le critère de  $\max(\sigma_{n,eff})$  était plus performant sur la phase tardive de fissuration. Enfin, les critères basés sur les FIC ont pu être présentés avant d'être utilisés comme trame de ces travaux de recherche.

A la suite d'une description des bancs d'essais et matériaux utilisés expérimentalement pour obtenir ces résultats dans le Chapitre II, le Chapitre III s'est attaché à présenter le modèle numérique développé et amélioré à partir de travaux précédents. Une validation nécessaire afin de confirmer la fiabilité des résultats produits par le modèle est également détaillée. Ensuite, une nouvelle méthode d'estimation de  $K_{II}$  en pointe de fissure fermée a été proposée, développée et justifiée. En effet, le calcul de FIC se faisant habituellement au contact d'une fissure ouverte et indépendamment du contour de Rice, ces deux hypothèses se sont trouvées inapplicables dans une partie du

cycle de fretting. C'est pourquoi il a été choisi de proposer une méthode consistant à recueillir les valeurs de FIC via plusieurs contours pour une fissure fermée afin de pouvoir déterminer une valeur extrapolée à la limite de  $K_{II}$  pour un contour qui tend vers zéro et ainsi établir une valeur indépendamment du contour choisi. Ces travaux ont ensuite étudié le rôle du coefficient de frottement dans la fissure sur le calcul du  $K_{II}$ . Il est aussi possible de proposer une loi caractérisant l'évolution de  $K_{II}$  en fonction de ce coefficient de frottement et la nécessité de s'assurer que la fissure est collée et non glissante.

Le Chapitre III de ce manuscrit s'est intéressé au début et à l'arrêt d'une fissure sans tenir compte de la propagation en tant que telle. Ici il n'a pas été question d'amorçage mais bien de la phase initiale de propagation. En effet, après avoir établi le cas d'étude, l'analyse a été faite de la répartition des contraintes et des FIC justifiant la propagation précoce des fissures en bord de contact et en direction du centre du contact. Le modèle numérique détaillé dans ce manuscrit s'appuie sur un modèle précédemment développé au laboratoire qui présentait la possibilité de calculer les FIC d'une fissure arrêtée, discrétisée au plus en trois segments. C'est pour cette raison qu'il a été jugé pertinent d'étudier l'influence de la température sur le phénomène d'arrêt de fissuration. L'étude a donc permis de montrer que la baisse de longueur de fissuration résultant de l'augmentation de la température ne faisait pas chuter  $\Delta K_{th}$  en raison de la baisse du module de Young et d'une faible sensibilité de l'évolution du  $\Delta K_{th}$  vis-à-vis d'une forte fluctuation des longueurs des fissures arrêtées. Ceci, d'une certaine mesure, nuance l'intérêt de la démarche proposée qui consiste à estimer le  $\Delta K_{th}$  des matériaux à partir d'une analyse inverse des fissurations arrêtées obtenues par fretting simple. La corrélation entre simulations par éléments finis et l'expertise des longueurs de fissuration suggère néanmoins une faible fluctuation du  $\Delta K_{th}$  vis-à-vis de la température (pour l'alliage TA6V). Ce résultat semble cohérent avec des travaux de la littérature (Chrétien [2016]).

Un résultat important de ce travail a été de démontrer pourquoi les fissures générées par des sollicitations de fretting s'orientent systématiquement vers l'intérieur du contact.

Dernier point mais non des moindres, le chapitre V avait pour objectif de prédire le trajet de propagation d'une fissure à partir des FIC calculés en pointe de fissure par l'intermédiaire de l'intégrale  $J$  de Rice. La première étape a donc été d'estimer les chemins prédits par chaque mode indépendamment et nous a permis de conclure qu'une propagation en mode mixte était bien responsable du chemin de fissuration. Compte tenu du caractère alterné du fretting, nous avons choisi d'étudier les critères existants en les adaptant à ces amplitudes de chargement afin de déterminer les meilleurs candidats à la prédiction de fissuration. Ce sont bel et bien les critères en amplitudes qui se sont montrés les plus performants. Néanmoins, nous avons pu discerner différents niveaux de performance pour les critères en amplitude. En effet, ils se sont montrés optimaux dans la première partie de la propagation pilotée par le fretting, sans pour autant prédire de manière correcte la bifurcation induite par la force de fatigue. Il en est ressorti que les critères sont très performants pour prédire un chemin en fretting simple (avec une lacune en termes de prédiction de longueur de fissuration) mais perfectibles pour prédire le redressement de la fissure sous l'influence de la fatigue.

A la suite de ces travaux, différentes perspectives peuvent être envisagées. D'un point de vue technique tout d'abord, la combinaison du code avec un code d'usure ou de compétition usure fissure pourrait permettre de relever des défis intéressants dans le cadre plus global du fretting et non seulement du fretting en glissement partiel. De plus l'implémentation de lois matériaux traitant de la plasticité apporterait un réel avantage compte tenu du fait que la fissuration est un phénomène très local malgré un contexte macroscopiquement élastique. Concernant les critères, d'autres essais sous des configurations diverses permettraient de confirmer ou d'infirmer les nombreux éléments nouveaux apportés au cours de ces travaux, aussi bien du point de vue de l'influence de la fermeture de fissure sur le calcul des FIC que sur les critères en amplitude étudiés et surtout sur le nouveau critère proposé. De plus, la continuité naturelle de ces travaux réside désormais dans le calcul de vitesse de propagation dans le but de pouvoir établir la cinétique de fissuration permettant l'anticipation la plus précise possible de la durée de vie d'une pièce soumise à du fretting-fatigue.



## *Références*

### A

J. Araújo, D. Nowell (1999). Analysis of pad size effects in fretting-fatigue using short crack arrest methodologies. *International Journal of Fatigue*, vol. 21, no. 9, pp. 947–956.

P. Arnaud, S. Fouvry (2020). Modeling the fretting fatigue endurance from partial to gross slip: the effect of debris layer. *Tribology International*, vol. 143, 106069.

R. Amargier (2011). Amorçage de fissures et gradient de contrainte en fretting et en fatigue. Thèse, Ecole Centrale de Lyon.

M. Amestoy, H. Bui, K. Dang Van (1979). Déviation infinitésimale d'une fissure dans une direction arbitraire. *C.R.A.S.*, 289:99–102.

### B

M.-C. Baïetto, E. Pierres, A. Gravouil, B. Berthel, S. Fouvry, B. Trolle (2013). Fretting-fatigue crack growth simulation based on a combined experimental and XFEM strategy. *International Journal of Fatigue* 47, pp. 31–43.

P. Blanchard (1991). Usure induite en petits débattements : transformation tribologique superficielle d'alliage de titane. Thèse, Ecole Centrale de Lyon.

D. Buckley (1983). Surface effects in adhesion, friction, wear and lubrication. *Tribology Series*, 5, 267.

### C

R. Cardoso, J. Araújo, J. Ferreira, F. Castro (2016). Crack path simulation for cylindrical contact under fretting conditions. *Frattura ed Integrità Strutturale* 10(35): 405–13



E. Castillo, A. Canteli (2009). A unified statistical methodology for modeling fatigue damage. Springer

C. Cattaneo (1938). Sul contatto di due corpi elastici: distribuzione locale degli sforzi. Rend. Accad. Naz. Lincei, 27(6), pp. 342-348.

G. Chrétien, C. Sarrazin-Baudoux, L. Leost, Z. Hervier (2016). Near-threshold fatigue propagation of physically short and long cracks in Titanium alloy. Procedia Structural Integrity 2, pp. 950-957.

M. Ciavarella, D. Hills, G. Monno (1998). The influence of rounded edges on indentation by a flat punch Institute of the Mechanical Engineering. Part C – Journal of Mechanical Engineering Science 212, pp. 319–328.

B. Cotterell, J. Rice (1980). Slightly curved or kinked cracks. Intl. J. Fractures, 16, 155-169.

## D

Dassault Systèmes (2010). Abaqus 6.10 online documentation.

A. De Pannemaecker (2015). Etude du phénomène d'arrêt de propagation des fissures au travers d'un couplage multi-échelles fretting, fretting-fatigue et essai fatigue C(T). Thèse, Ecole Centrale de Lyon.

J. Dobromirski (1992). Variables of fretting process: are there 50 of them? ASTM Special Technical Publication.

E. Donnelly, D. Nelson (2002). A study of small crack growth in aluminum alloy 7075-t6. International Journal of Fatigue, vol. 24, no. 11, pp. 1175–1189.

M.-C. Dubourg, V. Lamacq (2000). Stage I crack propagation direction determination under fretting-fatigue loading: a new approach in accordance with experimental observations. Fretting-fatigue: current technology and practices. ASTM International.

## E

E. Eden, W. Rose, P. Cunningham (1911). The endurance of metals: experiments on rotating beams at University College, London. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 81(1), pp. 839-974.

W. Elber (1971). The significance of fatigue crack closure. Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, pp. 230–242.

M. El Haddad, T. Topper, K. Smith (1979). Prediction of non-propagating cracks. Engineering Fracture Mechanics, vol. 11, pp. 573–584.

F. Erdogan, G. Sih (1963). On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. Basic engineering, 85:519–525.

J. Eshelby (1956). The continuum theory of lattice defects. Solid State Physics 3, pp. 79-144.

## F

R. Ferré (2002). Etude expérimentale et modélisation de la durabilité d'un contact aube/disque de soufflante grenailé revêtu soumis à des chargements de Fretting/Fatigue/Usure. Thèse ,Ecole Centrale de Lon.

R. Ferré, S. Fouvry, B. Berthel, J. Ruiz-Sabariago (2013). Stress gradient effect on the crack nucleation process of a Ti-6Al-4V titanium alloy under fretting loading: comparison between non-local fatigue approaches. International Journal of Fatigue, 54, pp. 56–67.

P. Forsyth (1961). A two stage process of fatigue crack growth. Proceedings of Crack Propagation Symposium vol. I. Conference Proceedings, pp. 76–94.

S. Fouvry (1997). Etude quantitative des dégradations en fretting. Thèse, Ecole Centrale de Lyon.

S. Fouvry, P. Duó, P. Perruchaut (2004). A quantitative approach of Ti-6Al-4V fretting damage: friction, wear and crack nucleation. *Wear*, 257(9-10), pp. 916-929.

S. Fouvry, K. Kubiak (2009). Introduction of a fretting-fatigue mapping concept: Development of a dual crack nucleation - crack propagation approach to formalize fretting-fatigue damage. *International Journal of Fatigue*, 31(2), pp. 250-262.

S. Fouvry, H. Gallien, B. Berthel (2014). From uni- to multi-axial fretting-fatigue crack nucleation: development of a stress-gradient-dependent critical distance approach. *International Journal of Fatigue*, 62, pp. 194-209.

## G

A. Galtier (1993). Contribution à l'étude de l'endommagement des aciers sous sollicitations uni ou multiaxiales. Thèse, ENSAM Bordeaux.

H. Grover, S. Bishop, L. Jackson (1951). Fatigue strength of aircraft materials. Axial load fatigue tests on unnotched sheet specimens of 24S-T3, 75S-T6 aluminum alloy and of SAE 4130 steel. NACA TN 2324.

## H

G. Hamilton (1983). Explicit equations for the stresses beneath a sliding spherical contact. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 197(1), pp. 53-59.

H. Hertz (1882). Ueber die Berührung fester elastischer Körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 92, pp. 156-171.

F. Hourlier, H. D'Hondt, M. Truchon, A. Pineau (1982). Fatigue crack path behaviour under polymodal fatigue. Rapport de recherche n°958, IRSID.

## I

D. Infante-García, I. Llavori, A. Zabala, E. Giner (2019). The minimum shear stress range criterion and its application to crack orientation prediction in incomplete contact fretting problems. *Int J Fatigue*, 129, p. 105223

G. Irwin (1957). Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 24, pp. 361–364.

G. Irwin (1958). *Elasticity and Plasticity / Elastizität und Plastizität*. Ed. by S. Flügge. Vol. 3 / 6. *Handbuch der Physik / Encyclopedia of Physics*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

## K

H. Kitagawa and S. Takahashi (1976). Application of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage. Philadelphia: American Society for Metals, pp. 627–630.

K. Kubiak (2006). Quantification de la fissuration d'un contact soumis à des sollicitations complexes en fretting wear et fretting-fatigue. Thèse, Ecole Centrale de Lyon.

M. Kuno, R. Waterhouse, D. Nowell, D. Hills, (1989). Initiation and growth of fretting-fatigue cracks in the partial slip regime. *Fatigue and fracture of engineering materials & structures*, 12(5), pp. 387–398.

## L

V. Lamacq, M.-C. Dubourg, L. Vincent (1997). A theoretical model for the prediction of initial growth angles and sites of fretting-fatigue cracks. *Tribology International*, 30(6), pp. 391-400.

K. Le Biavant, S. Pommier, C. Prioul (2002). Local texture and fatigue crack initiation in Ti-6Al-4V titanium alloy *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct* 25, p. 527-545.

J. Lemaitre, J.-L. Chaboche (2004). *Mécanique des matériaux solides*. Dunod.

I. Llavori, E. Giner, A. Zabala, D. Infante-Garcia, A. Aginagalde, N. Rodríguez-Flórez, et al (2019). Critical analysis of the suitability of crack propagation direction criteria for 2D cylindrical plain fretting contact. *Eng Fract Mech.*

C. Lykins, S. Mall, V. Jain (2001). Combined experimental – numerical investigation of fretting-fatigue crack initiation. *International Journal of Fatigue*, 23, pp. 703–711.

## M

S. Ma (2005). Propagation de fissure en mode mixte dans un milieu élasto-plastique avec prise en compte des contraintes résiduelles. Thèse Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II.

J. Madge, S. Leen, P. Shipway (2008) A combined wear and crack nucleation–propagation methodology for fretting-fatigue prediction, *International Journal of Fatigue* 30, pp. 1509-1528.

C. Mattrand (2011). Approche probabiliste de la tolérance aux dommages. Autre. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II. Français. ffNNT : 2011CLF22180ff. fftel-00738947

J. McDowell (1952). Fretting corrosion tendencies of several combinations of materials. *ASTM STP144*, pp. 24-39.

E. McEwen (1949). Stresses in elastic cylinders in contact along a generatrix. *Philosophical Magazine*.

J. Mériaux, S. Fouvry, K. Kubiak, S. Deyber, (2010). Characterization of crack nucleation in TA6V under fretting-fatigue loading using the potential drop technique. *International Journal of Fatigue*, 32(10), pp. 1658–1668.

K. Miller (1982). The short crack problem. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 5(3), pp. 223–232.

R. Mindlin (1949). Compliance of elastic bodies in contact. *Journal of applied mechanics*, 16, pp. 259–268.

R. Mindlin, H. Deresciewicz (1953). Elastic sphere in contact under varying oblique forces. *Journal of applied mechanics*, 20, pp. 327–344.

W. Morris, O. Buck, and H. Marcus (1976). Fatigue crack initiation and early propagation in al 2219-t851. *Metallurgical Transactions*, no. A7, pp. 1161–1165.

N. Muskhelishvili (1963). *Some basic problems of the mathematical theory of elasticity*. Noordhoff.

## N

K. Nakazawa, M. Sumita, N. Maruyaman (1992). Effect of the contact pressure on fretting-fatigue high strength steel and titanium alloy. *Standardization of fretting-fatigue test methods and equipment*, (A 93-32539 12-23). Philadelphia, PA, American Society for Testing and Materials, pp. 115-125.

J. Newman, X. Wu, S. Venneri, C. Li (1994). Small-crack effects in high-strength aluminium alloy. NASA. Langley Research Center.

J. Newman (1998). The merging of fatigue and fracture mechanics concepts: a historical perspective. *Progress in Aerospace Sciences*, no. 34, pp. 347–390.

D. Nowell, D. Dini, D. Hills (2006). Recent developments in the understanding of fretting-fatigue. *Engineering Fracture Mechanics* 73.2, pp. 207-222.

## P

P. Paris, F. Erdogan (1963). A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Fluids Engineering*, 85(4), pp. 528–533.

D. Parks (1977). The virtual crack extension method for nonlinear material behavior. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, vol. 12, no. 3, pp. 353–364.

S. Pearson (1975). Initiation of fatigue cracks in commercial aluminium alloys and the subsequent propagation of very short cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 7(2), pp. 235–247.

K. Pereira, M. Abdel Wahab (2017). Fretting-fatigue crack propagation lifetime prediction in cylindrical contact using an extended MTS criterion for non-proportional loading. *Tribol. Int.*, 115:525 – 34

F. Pompanon, J. Laporte, S. Fouvry, O. Alquier (2019). Normal force and displacement amplitude influences on silver-plated electrical contacts subjected to fretting wear: a basic friction energy contact compliance formulation. *Wear*, Elsevier, 426-427, pp.652-661

H. Proudhon (2005). Identification des mécanismes de fissuration dans un alliage d'aluminium sollicité en fretting et en fatigue. Thèse, Ecole Centrale de Lyon.

## R

R. Ribeaucourt, M.-C. Baietto-Dubourg, A. Gravouil (2007). A new fatigue frictional contact crack propagation model with the coupled X-FEM/LATIN method. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 196, pp. 3230-3247.

J. Rice (1967). The mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue. *Fatigue Crack Propagation*, ASTM STP 415, pp. 247–309.

J. Rice (1968). A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks *J.* 35, pp. 379-386.

D. Rooke, D. Cartwright (1976). *Stress Intensity Factors*. Her Majesty's Stationary Office, London.

## S

J. Schijve (1979). Four lectures on fatigue crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, no. 11 pp. 167–221.

J. Schijve (2001). *Fatigue of Structures and Materials*. Kluwer Academic Publishers.

C. Shih, M. German (1981). Requirement for a one parameter characterization of crack tip field by the HRR singularity. *International Journal of Fracture*, 17, pp 27-43.

C. Shih, B. Moran, T. Nakamura (1986). Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body. *International Journal of Fracture*, vol. 30, pp. 79–102.

C. Shih, R. Asaro (1988). Elastic-plastic analysis of cracks on bimaterial interfaces: part I—small scale yielding. *Journal of Applied Mechanics*, pp. 299–316.

D. Soria, V. Chiarittini, N. Osipov, B. Dompierre, J. Lasry, M. Berton (2017). Benchmark numérique “Safrangroup” académique en fissuration 3D sur expérimentations existantes. *Congrès Français de Mécanique*.

S. Suresh, R. Ritchie (1984). Propagation of short fatigue cracks. *International Metals Reviews*, 29(1), pp. 445–475.

S. Suresh (1998). *Fatigue of materials*, 2<sup>nd</sup> Edition. Massachusetts Institute of Technology.

M. Szolwinski, T. Farris (1996). Mechanics of fretting-fatigue crack formation. *Wear*, 98, pp. 93–107.

## T

H. Tada, P. Paris, G. Irwin (1985). *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, 3rd ed. Paris Productions Inco., St. Louis.

S. Timoshenko, J. Goodier (1987). *Theory of elasticity* (3rd ed.). McGraw Hill.

G. Tomlinson (1927). The rusting of steel surfaces in contact. *Proceedings of the Royal Society of London*.



E. Torok, J. Simpson (1980). Dynamic elastic and damping properties of some practical Ti-Base alloys. Titanium '80, p. 601.

## V

M. Varenberg, I. Etsion, G. Halperin (2004). Slip index: a new unified approach to fretting. Tribology Letters, 17(3), pp. 569–573.

O. Vingsbo, J. Schön (1993). Gross slip criteria in fretting. Wear, 126, pp. 347–356.

## W

R. Waterhouse (1981). Fretting-fatigue. Applied Science publishers.

H. Westergaard (1939). Bearing pressure and cracks. Journal of Applied Mechanics, pp. 49-53.

## Z

Y. Zhai, Z. Huang, S.P. Zhu, Q.Y. Wang (2020). Very high cycle fretting-fatigue damage and crack path investigation of Nimonic 80A at elevated temperature, Int. J. Fatigue 132.

Z. Zhou (1992). Fissuration induite en petits déplacements : application au cas d'alliages d'aluminium aéronautiques. Thèse, Ecole Centrale de Lyon.