HAL
open science

Étude et modélisation de l'endurance en fretting fatigue: effet de la plasticité et des sollicitations variables

Camille Gandiolle

▶ **To cite this version:**

Camille Gandiolle. Étude et modélisation de l'endurance en fretting fatigue: effet de la plasticité et des sollicitations variables. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Ecole Centrale de Lyon, 2015. Français. NNT : . tel-02506760

HAL Id: tel-02506760

https://hal.science/tel-02506760v1

Submitted on 12 Mar 2020

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.

Numéro d'ordre : 2015-52 Année 2015

THESE

Présentée devant

L'ECOLE CENTRALE DE LYON

Pour obtenir le grade de **Docteur**

Spécialité **Matériaux**

Par

Camille Gandiolle

Ingénieur en matériaux

ETUDE ET MODELISATION DE L'ENDURANCE EN FRETTING FATIGUE : EFFET DE LA PLASTICITE ET DES SOLLICITATIONS VARIABLES

Soutenance le 18/12/2015 devant la commission d'examen composée de

CHARKALUK Eric	LML, Ecole Centrale Lille	Président du Jury
BAIETTO Marie Christine	LaMCoS, INSA Lyon	Rapporteur
HENAFF Gilbert	LMPM, ENSMA	Rapporteur
LIEURADE Henri-Paul	Docteur ès Science	Examinateur
MAUREL Vincent	Mines Paristech	Examinateur
FOUVRY Siegfried	LTDS, Ecole Centrale Lyon	Directeur de Thèse
FERRÉ Romain	Flexi France TECHNIP	Invité
RENOUF Olivier	Flexi France TECHNIP	Invité

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Résumé

Ce travail porte sur la prévision du risque de fissuration en fretting fatigue des contacts Teta/Frette des conduites flexibles servant à l'acheminement du pétrole et du gaz. Les mouvements de la houle produisent des micros déplacements typiques du fretting entre les fils de Teta et de Frette. Le problème des conduites flexibles est particulièrement complexe puisqu'il implique de prendre en compte des forts niveaux de pressions induisant de la plasticité et des sollicitations variables. Pour répondre à ce problème, des études expérimentales et numériques ont été menés en parallèle.

L'étude de fissuration est divisée entre prévision du risque d'amorçage des fissures et étude des conditions de propagation. L'amorçage est étudié avec le critère de fatigue multiaxial de Crossland appliqué à distance critique pour prendre en compte les gradients de contrainte spécifiques au fretting. Cette distance critique est optimisée pour être représentative du large spectre de gradient des contraintes étudié. Il est montré que si la distance critique est constante quelle que soit le gradient des contraintes, elle est associée à une longueur de fissure amorcée dépendante du gradient (couple ℓ_{opt}-b_{opt}). Cette approche optimisée, combinée à une loi élastoplastique représentative permet des estimations très précises des conditions d'amorçage des fissures.

La condition d'arrêt de fissuration ΔK_{th} est déduite par analyse inverse d'essais de fretting simple. Nous montrons que quels que soient les gradients de contrainte, et le caractère élastique ou élastoplastique de la sollicitation, cette méthode reste stable. Cette valeur permet des prévisions conservatives des conditions d'arrêt de propagation des fissures tant qu'une loi élastoplastique est considérée. En effet, une prévision correcte des conditions d'arrêt de propagation nécessite de bien reproduire à la fois l'accommodation géométrique du contact et les contraintes résiduelles générées par la plasticité.

Connaissant ΔK_{th} et des paramètres ℓ_{opt}-b_{opt} optimisés, la carte de fretting fatigue, qui donne pour un contact donné les domaines de non amorçage et de non propagation des fissures en fonction des chargements macroscopiques de fretting et de fatigue, est établie.

Le cas de fissures propageantes est également examiné. La cinétique de propagation est estimée en couplant le paramètre moteur de propagation de Kujawski $\overline{K}*$ avec une loi de Paris. $\overline{K}*$ permet de prendre en compte l'évolution du rapport de charge sous le contact. Ainsi nous prévoyons la durée de vie et la cinétique de propagation d'essais sous sollicitations constantes de fretting fatigue comme sous sollicitations variables de fretting fatigue. L'historique de chargement est pris en compte par l'application successive des blocs dans le calcul éléments finis.

Nous montrons que les méthodes développées permettent d'estimer de manière adéquate la réponse en fretting fatigue d'un panel varié de conditions de chargements constants et de chargements blocs, même si elles ont tendances à surestimer la propagation des fissures. Toutefois, cela permet d'obtenir des prévisions raisonnablement conservatives, ce qui est l'objectif visé par l'industriel.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Abstract

This work concerns the prediction of fretting fatigue cracking risk in the Teta/Frette contacts of flexible pipes used for oil&gaz transportation. Swell movements produce micro-displacements between Teta wires and Frette wires, which are typical of fretting. Fretting problem in flexible pipes is particularly complex as it involves taking account of high pressure levels inducing plasticity and variable loadings. To answer this problem, exerimental and numerical studies have been carried out.

Cracking study is divided between crack nucleation risk prediction and the study of crack propagation conditions. Crack nucleation is studied using Crossland multiaxial fatigue criterion applied at a critical distance to address fretting stress gradient effect. This critical distance is optimized to be representative of the wide spectrum of stress gradient studied. It is shown that if the critical distance is constant whatever the stress gradient, it is combined with a crack nucleation length which depends on the stress gradient (ℓ_{opt}-b_{opt} couple). This optimized approach, combined with a representative elastic-plastic material law, allows very precise estimates of crack nucleation conditions.

Crack arrest condition ΔK_{th} is deduced by inverse analysis of plain fretting tests. We show that, whatever stress gradients and elastic or elasto-plastic loadings, this method remains stable. The crack arrest condition allows conservative predictions of crack arrest conditions as long as an elastic-plastic material law is considered. Indeed, accurate predictions of crack arrest conditions require good reproduction of the geometrical accommodation of the contact and of the residual stress generated by the plasticity

Knowing ΔK_{th} and optimized ℓ_{opt}-b_{opt} couple, the fretting fatigue map, which, for a given contact, gives the non-cracking domain and non-propagation domain as function of macroscopic fretting and fatigue loadings, is established.

Crack propagation situation is also examined. Crack propagation kinetik is estimated by coupling Kujawski's fatigue crack driving force parameter, $\overline{K}^*$, with the Paris law of the material. $\overline{K}^*$ allows taking account of the stress ratio evolution below the contact. Thus we predict lifetime and crack propagation kinetik of tests under constant as well as variable fretting fatigue loadings. Loading history is taken into account by the successive application of the loading blocks in the finite element modelling.

We show that the developed methods allow adequate estimates of the fretting fatigue cracking response for a varied panel of constant loadings and blocks loadings, even if they tend to overestimate crack propagation. However the methods allow obtaining reasonably conservative predictions, which is the aim of the inductrial partner.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Remerciements

Le travail présenté dans ce mémoire a été réalisé au Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Système (LTDS) de l'Ecole Centrale de Lyon. Je tiens à remercier ses directeurs, respectivement Messieurs Mazuyer et Thouverez.

Cette étude est également le fruit de la collaboration avec la division matériaux métalliques de TECHNIP Flexi France dans le cadre d'un contrat CIFRE. À cet effet, je remercie chaleureusement Carole Taravel-Condat et Olivier Renouf pour avoir été à l'origine de cette collaboration et m'avoir fait confiance pour mener à bien ce projet.

Je voudrais également adresser mes remerciements à Nicolas Desamais et Romain Ferré, également membre de la division matériaux métalliques, pour leurs encouragements et leur encadrement dans la suite de cette thèse.

Je ne saurais oublier tous les autres membres de l'équipe, techniciens, ingénieurs, secrétaires… qui m'ont non simplement intégré dans leur équipe, mais qui, de plus, ont rendu mes courts séjours à Le Trait fort agréables.

Je souhaiterais adresser mes remerciements les plus sincères à mon directeur de thèse, Siegfried Fouvry, pour m'avoir proposé cette thèse. Je lui suis particulièrement gré pour son intérêt en mon travail, ses conseils et surtout pour le soutient qu'il m'a apporté tout au long de cette thèse. Ses critiques rigoureuses et constructives, sa confiance en mon travail, m'ont permis de progresser grandement dans ma démarche scientifique.

Je voudrais maintenant remercier les différentes personnes qui m'ont fait l'honneur d'être membres de mon jury. Tout d'abord Eric Charkaluk, avec lequel j'ai eu le plaisir de collaborer et d'écrire une publication, et qui a accepté de présider le jury. Je suis aussi reconnaissante envers Marie Christine Baietto et Gilbert Hénaff, qui m'avaient déjà impressionnée en conférence, pour avoir consenti à participer au jury en tant que rapporteurs et pour leurs remarques judicieuses. Je remercie finalement Henri-Paul Lieurade et Vincent Maurel, qui m'ont fait l'honneur de se déplacer pour participer au jury.

Mes plus sincères remerciements s'adressent également à tous mes stagiaires : Fernando, Deborah, Yun, Paul, Jean-Sébastien et Darling ; qui sont venus pendant 4 à 6 mois chacun au laboratoire et qui m'ont permis de progresser rapidement dans mes résultats expérimentaux. Je suis aussi très reconnaissante aux ingénieurs Anna, Guillaume, Eric et Richard pour m'avoir aidé avec les moyens expérimentaux. Je tiens également à exprimer ma gratitude à Jean-Michel pour son aide permanente au long de cette thèse. Je remercie vivement tous les membres passés et présents du D4 sans lesquels mes années au laboratoire n'auraient pas été les même.

J'ai une pensée spéciale pour Jérémy et Guillaume qui ont été mes compagnons au travail comme en dehors pendant toute ma thèse. Je pense aussi à toute la team randonnée : Ariane, Laura, Nora, Pierre, Irénée. Et je ne saurais oublier les deux Alices, qui m'ont permis de m'évader régulièrement du boulot.

Merci enfin à ma famille et mes amis qui m'ont toujours soutenus et qui n'ont jamais cessé de croire en moi. Mes derniers mots seront pour Laurent, qui m'a supporté et accompagné durant ces années qui n'ont pas toujours été faciles.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Sommaire

RESUME **3**

ABSTRACT **4**

REMERCIEMENTS **5**

SOMMAIRE **7**

NOMENCLATURE **11**

INTRODUCTION **15**

CHAPITRE 1 : ETAT DE L'ART **17**

1.1 INTRODUCTION 19
1.2 DESCRIPTION DES CONDITIONS DE CHARGEMENTS ASSOCIEES AUX SOLLICITATIONS DE FRETTING SIMPLE ET DE FRETTING FATIGUE 20
1.2.1 Histoire et définition du fretting simple 20
1.2.2 Conditions et régimes de glissements d'un contact de fretting 21
1.2.3 Influence de la pression de contact et du rayon du poinçon sur l'amorçage des fissures de fretting 26
1.2.4 Principe de la sollicitation de fretting fatigue et son influence sur la fissuration 28
1.3 FISSURATION D'UNE PIECE SOUMISE A UNE SOLLICITATION DE FRETTING FATIGUE 30
1.3.1 Les mécanismes de fissuration 30
1.3.2 La courbe d'endurance de Wöhler 31
1.4 ESTIMATION DE L'AMORÇAGE DES FISSURES EN FRETTING FATIGUE 33
1.4.1 Les critères de fatigue multiaxiale 33
1.4.2 Application des critères de fatigue multiaxiale au fretting 37
1.4.3 Effet du gradient de contrainte de la sollicitation de contact sur la prévision de l'amorçage des fissures 38
1.5 MODELISATION DE LA PROPAGATION DES FISSURES 41
1.5.1 Le facteur d'intensité de contrainte, moteur de la propagation 41
1.5.2 Formalisation de la cinétique de propagation 42
1.5.3 Le phénomène de fermeture de fissure 43
1.5.4 Comportement particulier des fissures courtes 46
1.5.5 Définition de l'arrêt de fissuration 48
1.6 MODELES D'ESTIMATION DE LA DUREE DE VIE 49
1.6.1 Estimer la durée de vie à l'amorçage : effet de la longueur de fissure initiale 50
1.6.2 Influence de la plasticité sur l'estimation de la durée de vie 51
1.6.3 Influence de l'usure sur l'estimation de la durée de vie 53
1.6.4 Prendre en compte le cumul de dommage dans la prévision de la durée de vie 54
1.7 SYNTHESE 58

CHAPITRE 2 : PROBLEMATIQUE INDUSTRIELLE **59**

2.1 CONTEXTE INDUSTRIEL 61
2.1.1 Les conduites flexibles 61
2.1.2 L'endommagement des conduites flexibles 62
2.2 DEFINITION D'UN CONTACT EQUIVALENT REPRESENTATIF 64
2.2.1 Choix et extraction du contact industriel à reproduire 64
2.2.2 Détermination du contact laboratoire équivalent 65
2.2.3 Synthèse de la démarche d'obtention du contact 67

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

2.3 DEMARCHE SCIENTIFIQUE 68

CHAPITRE 3 : MATERIAUX ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES 71

3.1 MATERIAUX ETUDIES 73
3.1.1 Composition et structure 73
3.1.2 Contacts étudiés 74
3.2 LOIS DE COMPORTEMENT DES ACIERS TETA ET FRETTE 75
3.2.1 Lois de comportement élastoplastiques monotones 75
3.2.2 Lois de comportement élastoplastiques cycliques 76
3.2.3 Validation de la représentativité des lois par rapport au comportement expérimental 79
3.3 LOIS D'ENDURANCE DES ACIERS FRETTE ET TETA 85
3.4 LOI DE PROPAGATION DES FISSURES DE L'ACIER TETA 87
3.5 ESSAI DE FRETTING SIMPLE (MONO VERIN) 89
3.5.1 Principe de l'essai de fretting simple 89
3.5.2 Identification de la transition de glissement partiel / glissement total 90
3.5.3 Méthode d'expertise des fissures dans les contacts 93
3.5.4 Influence de l'anisotropie du matériau et de la face du Teta étudiée 94
3.6 ESSAI DE FRETTING FATIGUE COLINEAIRE (DOUBLE VERIN) 97
3.6.1 Principe de l'essai de fretting fatigue 97
3.6.2 Instrumentation spécifique de l'essai de fretting fatigue 98
3.6.3 Courbe de calibration de la propagation des fissures dans l'éprouvette de fatigue 99
3.6.4 Critère expérimental d'expertise de la condition de fissuration 101
3.7 SYNTHESE 102

CHAPITRE 4 : MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DES CONTACTS DE FRETTING FATIGUE 103

4.1 MODELE ELEMENTS FINIS 105
4.1.1 Description du modèle 105
4.1.2 Validation analytique 106
4.2 IMPLEMENTATION DES LOIS ELASTOPLASTIQUES DANS LE MODELE ELEMENTS FINIS 109
4.2.1 Effet de la plasticité sur la réponse du modèle éléments finis 109
4.2.2 Adaptation géométrique du contact induit par la déformation plastique de l'interface 112
4.2.3 Influence de la taille du maillage vis-à-vis de la modélisation élastoplastique du contact 114
4.3 SIMPLIFICATION DU MODELE ELEMENTS FINIS POUR LA SIMULATION DE CONDITIONS A L'AMORÇAGE 116
4.3.1 Introduction d'un modèle simplifié 116
4.3.2 Influence des conditions limites sur les contraintes dans le volume de l'éprouvette 117
4.4 ETUDE DE LA DEPENDANCE DU CHARGEMENT DE FATIGUE AU CHARGEMENT DE FRETTING 120
4.5 CONCLUSION 125

CHAPITRE 5 : ETUDE ET ESTIMATION DU COMPORTEMENT DU CONTACT EN DUREE DE VIE INFINIE 127

5.1 ETUDE EXPERIMENTALE DE L'AMORÇAGE DES FISSURES DE FRETTING ET DE FRETTING FATIGUE 129
5.1.1 Amorçage en fretting simple : influence du gradient de contrainte 129
5.1.2 Etablissement de la carte de fretting 131
5.1.3 Influence du nombre de cycles sur l'amorçage en fretting simple 134
5.1.4 Influence de la fatigue sur l'amorçage des fissures 136
5.1.5 Carte de fretting fatigue à l'amorçage 138
5.2 ESTIMATION DE L'AMORÇAGE DES FISSURES 140
5.2.1 Modélisation de l'amorçage des fissures 140
5.2.2 Extension de la démarche ℓ_{opt}-b_{opt} aux autres gradients de contrainte 150
5.2.3 Approche globale du concept ℓ_{opt}-b_{opt} 153
5.2.4 Influence de la loi matériau sur l'estimation de l'amorçage des fissures 159

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.2.5 Synthèse sur l'amorçage des fissures ... 165
5.3 ETUDE ET ESTIMATION DE L'ARRET DE PROPAGATION DES FISSURES DE FRETTING FATIGUE ... 166
5.3.1 Détermination expérimentale de l'arrêt de fissuration ... 166
5.3.2 Méthode prévisionnelle de l'arrêt de fissuration ... 167
5.3.3 Estimation de la frontière d'arrêt de fissuration dans la carte de fretting fatigue ... 172
5.4 SYNTHESE DES RESULTATS ... 182
5.4.1 Synthèse concernant l'établissement des cartes de fretting fatigue ... 182
5.4.2 Méthode expérimentale rapide d'obtention de la carte de fretting fatigue ... 184
5.5 CONCLUSION SUR L'ETUDE ET LA MODELISATION DU COMPORTEMENT EN DUREE DE VIE INFINIE. ... 185

CHAPITRE 6 : ETUDE ET ESTIMATION DE L'ENDURANCE EN FRETTING FATIGUE ; CHARGEMENTS CONSTANTS ET VARIABLES ... 187

6.1 ESTIMER LA DUREE DE VIE SOUS SOLLICITATION CONSTANTE ... 189
6.1.1 Endurance à l'amorçage en fretting simple ... 189
6.1.2 Cinétique de propagation en fretting fatigue : méthode inverse ... 192
6.1.3 Algorithme de calcul de la durée de vie en propagation ... 195
6.1.4 Estimation de la durée de vie d'essais de fretting fatigue ... 198
6.1.5 Estimation de l'évolution de la longueur des fissures ... 206
6.2 ESTIMER LA DUREE DE VIE SOUS CHARGEMENTS VARIABLES ... 208
6.2.1 Description des chargements étudiés ... 208
6.2.2 Etude expérimentale de la cinétique de propagation sous sollicitations variables ... 209
6.2.3 Algorithme prévisionnel de la durée de vie des essais bloc ... 211
6.2.4 Applications de l'algorithme de calcul de la durée de vie de chargements par blocs ... 214
6.3 CONCLUSION ... 221

CONCLUSION ... 223

PERSPECTIVES ... 228

REFERENCES ... 229

ANNEXE A : INFLUENCE DE LA NON COLINEARITE ENTRE LES CHARGEMENTS DE FRETTING ET DE FATIGUE SUR LA DUREE DE VIE EN FRETTING FATIGUE ... 239

A-1. DESCRIPTION DU BANC D'ESSAI TRIPLE VERIN ... 239
A-2. DETERMINATION D'UN CONTACT ELLIPTIQUE REPRESENTATIF ... 240
A-3. TOPOGRAPHIE 3D DES FISSURES SUITE A L'UTILISATION DU POINÇON ELLIPTIQUE ... 242
A-4. APPLICATION EXPERIMENTALE DU CONTACT ELLIPTIQUE ... 245
A-5. INFLUENCE DE L'ANGLE SUR LA DUREE DE VIE EN FRETTING-FATIGUE ... 246
A-6. CONCLUSION SUR LA NON COLINEARITE ... 248

ANNEXE B : BLOCS DE CHARGEMENTS ETUDIES AU CHAP. 6 ... 249

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Nomenclature

a	Demi-largeur de contact (µm)
a_h	Demi-largeur de contact hertzien (µm)
b	Longueur de fissure projetée (µm)
b_0	Transition fissure courte – fissure longue (µm)
b_{CN}	Longueur de fissure à l'amorçage (µm)
b_{opt}	Longueur de fissure projetée à l'amorçage optimale (µm)
c	Demi-largeur de la zone collée (µm)
D	Endommagement du matériau (rupture pour D=1)
d	Taille d'un élément du maillage éléments finis (µm)
d_C	Risque d'amorçage du critère de crossland (MPa)
E	Module de Young (MPa)
E_d	Energie dissipée dans le contact (N.m)
E_{dg}	Energie d'un cycle de fretting idéalement quadratique (N.m)
E_t	Energie total du système (N.m)
f	Fréquence
F	Force (N)
H_b	Pente de l'extension de la fissure (mm/N)
H_v	Dureté Vickers
$J_{2,a}$	Amplitude maximale du second invariant du déviateur des contraintes
K	Facteur d'intensité des contraintes (FIC) (MPa.m$^{1/2}$)
K_C	FIC critique (rupture) (MPa.m$^{1/2}$)
K_I	FIC en mode I (MPa.m$^{1/2}$)
K_J	FIC à la rupture généralisé au cas élastoplastique (MPa.m$^{1/2}$)
K_{ouv}	FIC correspondant au chargement d'ouverture de la fissure (MPa.m$^{1/2}$)
K_{PDT}	Pente du potentiel normalisé
K_t	Facteur de concentration des contraintes
$\bar{K}^*$	Paramètre « moteur » de la fissuration par fatigue (MPa)
ΔK	Variation du FIC $\Delta K=K_{max}-K_{min}$ (MPa.m$^{1/2}$)
ΔK^+	partie positive de la variation du FIC appliqué ($\Delta K^+=\Delta K$ pour $R_K\geq 0$ et $\Delta K^+=K_{max}$ pour $R_K\leq 0$) (MPa.m$^{1/2}$)
ΔK_{eff}	partie effective de la variation du FIC (MPa.m$^{1/2}$)
$\Delta K_{ø}$	seuil d'arrêt de fissuration en fissure longue (MPa.m$^{1/2}$)
$\Delta K_{ø_10\text{-}7}$	seuil d'arrêt de fissuration en fissure longue de fatigue (MPa.m$^{1/2}$)
ΔK_{th}	Seuil d'arrêt de fissuration (MPa.m$^{1/2}$)
$\ell=\ell_C=\ell_{1D}$	Distance critique (µm)
ℓ_{opt}	Distance critique optimale (µm)
N	Nombre de cycles
N_A	Nombre de cycles à l'amorçage
N_P	Nombre de cycles en propagation
N_S	Nombre de cycles jusqu'à stabilisation
N_T	Nombre de cycles total
p	Pression (MPa)
$P=P_L$	Force normale (N/mm)
$p_{0,yield}$	Pression de première plastification (MPa)
$p_0=p_{max}$	Pression maximale dans le contact (MPa)
P_Y	Force normale entrainant la première plastification (N/mm)
Q	Effort tangentiel (N/mm)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

q	Cisaillement (MPa)
Q^*	Amplitude de la force tangentielle (N/mm)
Q^*_{CN}	Amplitude de la force tangentielle à l'amorçage des fissures (N/mm)
q_{max}	Cisaillement maximum dans le contact (MPa)
R	Rayon de cylindre (mm)
R_K	Rapport des FIC minimum et maximum : $R_K=K_{min}/K_{max}$
R_{Q^*}	Rapport de charge de fretting : $R_{Q^*}=Q^*_{min}/Q^*_{max}$
R_σ	Rapport de charge de fatigue $R_\sigma=\sigma_{min}/\sigma_{max}$
V	Potentiel (V)
W	Epaisseur de l'éprouvette de fretting fatigue (mm)
%E	Erreur globale de l'estimation (%)
%ET	Ecart type relatif
%V	Estimation de la dispersion des résultats (%)
$\underline{\underline{S}}$	Partie déviatorique du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\Sigma}}$

Lettres grecques

δ	Déplacement (µm)
δ^*_g	Amplitude de glissement (µm)
δ^*_t	Amplitude de glissement à la transition (µm)
$\delta_\emptyset$	déplacement pour une force tangentielle nulle (µm)
ε	Déformation
ε_p	Déformation plastique
$\Delta\varepsilon_p$	Variation de la déformation plastique
ν	Coefficient de poisson
σ	Contrainte (MPa)
σ_{11}	Contrainte dans la direction 11 (MPa)
σ_C	Contrainte équivalente de crossland (MPa)
σ_d	Limite de fatigue en traction compression (MPa)
σ_F	Contrainte de fatigue (MPa)
σ_H	Contrainte hydrostatique ou pression hydrostatique (MPa)
σ_I	Contrainte principale I (MPa)
σ_{UTS}	Contrainte à la rupture (MPa)
σ_Y	Limite d'élasticité (MPa)
$\sigma_{y,0.2\%}$	Limite d'élasticité du matériau Teta (MPa)
τ	Cisaillement (MPa)
τ_d	Limite de fatigue en torsion alternée (MPa)
μ	Coefficient de frottement
μ_{GT}	Coefficient de frottement en glissement total
μ_t	Coefficient de frottement à la transition
$\underline{\underline{\Sigma}}$	Tenseur des contraintes

Abréviations et indices

alg	Issu de l'algorithme → théorique
alt	alterné
CA	Crack arrest ↔ arrêt de fissuration
CN	Crack nucleation ↔ amorçage
E	Elastique
EF	Eléments finis
EP	Elastoplastique

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

EP_C-C	Comportement élastoplastique cyclique à écrouissage cinématique non linéaire
EP_C-I	Comportement élastoplastique cyclique à écrouissage isotrope
EP_C-K	Comportement élastoplastique cyclique à écrouissage cinématique
EP_M-I	Comportement élastoplastique monotone à écrouissage isotrope
EP_M-K	Comportement élastoplastique monotone à écrouissage cinématique
eq	équivalent
ET	Ecart type
exp	experimental
FF	Fretting fatigue
FIC	Facteur d'intensité des contraintes
max	maximum
min	minimum
moy	moyen
PE	Potentiel électrique
PF = FS	Plain fretting = Fretting simple
ref	Référence
RGM	Régime de glissement mixte
RPG	Régime de glissement partiel
RPT	Régime de glissement total
th	Seuil

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Introduction

La fiabilité et la durabilité des structures constituent un enjeu de première importance dans l'industrie. Les assemblages sont soumis, durant leur service, à des sollicitations complexes qui engendrent des dégradations pouvant entrainer des ruptures catastrophiques. Pour garantir la fiabilité des structures, il est donc nécessaire de comprendre les mécanismes d'endommagement mis en jeu.

D'autre part, les défis techniques et économiques actuels ont pour conséquence la réduction de la masse des structures. Le dimensionnement doit donc se faire au plus juste et ceci nécessite une excellente connaissance des modes d'endommagement des structures.

Cette thèse est une collaboration entre le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) et la société Flexi France du groupe Technip. Elle étudie l'endommagement des couches de renforts métalliques constitutives des conduites flexibles permettant l'acheminement des hydrocarbures depuis les fonds marins. Plus particulièrement, elle se focalise sur la potentielle dégradation par fretting fissuration sous sollicitations cycliques au cours du service des conduites flexibles. En effet, le contact entre les couches métalliques, sous l'effet du chargement macroscopique cyclique, peut engendrer un phénomène de fatigue de contact appelé fretting. Le fretting conduit à un amorçage précoce des fissures qui peuvent se propager et mener, à terme, à la ruine de la structure. A ce chargement local de fretting est associé un chargement global de fatigue qui favorise la propagation des fissures.

A travers ce travail, nous souhaitons apporter une contribution à l'estimation de la durée de vie des structures sous sollicitation combinée de fretting et de fatigue dit « fretting fatigue ». Pour ce faire, nous considérons les conditions spécifiques relatives aux conduites flexibles : fortes pressions engendrant la plasticité de l'interface, rapports de charge de fatigue élevés et chargements variables.

Dans ce but, l'étude expérimentale se divise en trois grandes parties. Dans la première partie, des essais spécifiques de fretting sont entrepris afin de caractériser les conditions d'amorçage des fissures dans l'acier étudié. Ceci nous conduira à déterminer un seuil d'amorçage en fonction des conditions de chargement et à définir ainsi un domaine de sureté vis-à-vis de la sollicitation de fretting.

La deuxième partie se concentre sur les conditions suffisantes pour entraîner l'amorçage des fissures mais insuffisantes pour entrainer la rupture, dites conditions d'arrêt de propagation.

La dernière partie s'intéresse quant à elle aux conditions entrainant la propagation des fissures jusqu'à la rupture.

Ces démarches seront étendues aux chargements variables (par blocs) en utilisant des lois de cumul de dommage. L'ensemble des données recueillies permettra d'établir des modèles prévisionnels des durées de vie.

Conformément à l'objectif détaillé ci-dessus, la présente étude se divise en six chapitres :

- Dans le premier chapitre, les résultats des recherches bibliographiques menées durant ce travail de thèse seront détaillés. Ces recherches concernent l'amorçage et la propagation des fissures dans les matériaux, tant du point de vue fatigue classique que fretting. Le cas de sollicitations variables est abordé par les modèles de cumul de dommages.
- Le deuxième chapitre exposera le contexte scientifique et technique dans lequel s'inscrit cette thèse. La structure des conduites flexibles, les chargements dans les contacts et la démarche d'obtention du contact à étudier seront détaillés.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

- Le troisième chapitre décrira les techniques et les méthodes utilisées ainsi que les essais de fretting et de fretting fatigue. Il présentera également les matériaux ainsi que leurs propriétés mécaniques obtenues grâce à ces techniques.
- Les modèles éléments finis feront l'objet du quatrième chapitre. Celui-ci justifiera les hypothèses de modélisation choisies.
- Le cinquième chapitre sera dans une première partie consacré à l'ensemble des résultats expérimentaux en amorçage. Une deuxième partie présentera une approche prévisionnelle de l'amorçage. Une troisième partie exposera par la suite les résultats expérimentaux et l'approche prévisionnelle de l'arrêt de propagation. L'ensemble de ces données permettra de définir les conditions de durée de vie infinie par le biais de cartes d'endommagement en fretting fatigue.
- Le sixième et dernier chapitre étudiera les conditions de vie finies. Il s'attachera à développer un algorithme permettant d'estimer la propagation des fissures en fonction du temps, en détaillant durée de vie à l'amorçage et propagation. Cet algorithme sera finalement adapté pour des chargements variables par blocs.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Chapitre 1 : Etat de l'art

Ce travail de thèse consiste à étudier l'endommagement et la durée de vie de pièces en acier sous chargement de fretting et de fretting fatigue. Plus précisément il étudie les problèmes d'amorçage et de propagation des fissures. Ce premier chapitre présente un état de l'art sur ces sujets.
Il commence par expliciter les sollicitations de fretting et de fretting fatigue. Dans un second temps, il présente les mécanismes d'amorçage des fissures, et les critères de fatigue multiaxiale permettant d'estimer cet amorçage. La propagation des fissures est ensuite étudiée. Enfin, une dernière partie se concentre sur l'estimation de la durée de vie pour des chargements simples puis pour des chargements variables en abordant les stratégies de cumul des dommages.

Sommaire

1.1 INTRODUCTION 19
1.2 DESCRIPTION DES CONDITIONS DE CHARGEMENTS ASSOCIEES AUX SOLLICITATIONS DE FRETTING SIMPLE ET DE FRETTING FATIGUE 20
1.2.1 Histoire et définition du fretting simple 20
1.2.2 Conditions et régimes de glissements d'un contact de fretting 21
1.2.3 Influence de la pression de contact et du rayon du poinçon sur l'amorçage des fissures de fretting 26
1.2.4 Principe de la sollicitation de fretting fatigue et son influence sur la fissuration 28
1.3 FISSURATION D'UNE PIECE SOUMISE A UNE SOLLICITATION DE FRETTING FATIGUE 30
1.3.1 Les mécanismes de fissuration 30
1.3.2 La courbe d'endurance de Wöhler 31
1.4 ESTIMATION DE L'AMORÇAGE DES FISSURES EN FRETTING FATIGUE 33
1.4.1 Les critères de fatigue multiaxiale 33
1.4.1.1 Les approches « plan critique » 34
1.4.1.2 Les approches globales 35
1.4.2 Application des critères de fatigue multiaxiale au fretting 37
1.4.3 Effet du gradient de contrainte de la sollicitation de contact sur la prévision de l'amorçage des fissures 38
1.5 MODELISATION DE LA PROPAGATION DES FISSURES 41
1.5.1 Le facteur d'intensité de contrainte, moteur de la propagation 41
1.5.2 Formalisation de la cinétique de propagation 42
1.5.3 Le phénomène de fermeture de fissure 43
1.5.4 Comportement particulier des fissures courtes 46
1.5.5 Définition de l'arrêt de fissuration 48
1.6 MODELES D'ESTIMATION DE LA DUREE DE VIE 49
1.6.1 Estimer la durée de vie à l'amorçage : effet de la longueur de fissure initiale 50
1.6.2 Influence de la plasticité sur l'estimation de la durée de vie 51
1.6.3 Influence de l'usure sur l'estimation de la durée de vie 53
1.6.4 Prendre en compte le cumul de dommage dans la prévision de la durée de vie 54
1.6.4.1 Loi de Miner 54
1.6.4.2 Loi de Lemaitre et Chaboche 55
1.6.4.3 Modèle de la contrainte endommagée (DSM) 56
1.7 SYNTHESE 58

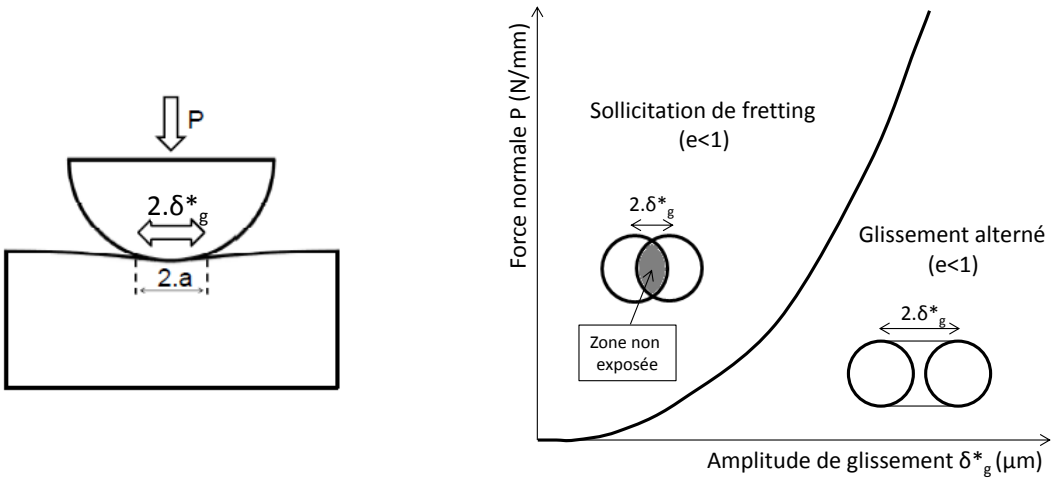
CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.1 Introduction

La tribologie qui signifie littéralement la science du frottement, est une problématique essentielle au sein de nombreuses industries. Elle étudie tous les phénomènes qui se produisent entre deux surfaces en contact. C'est donc un domaine de recherche très large qui couple des processus mécaniques, physiques, chimiques, où les matériaux, les surfaces et les procédés de fabrications ont chacun leur influence. La compréhension des phénomènes en jeu ainsi que le développement d'outils de prévision est fondamental dans le monde industriel.

La tribologie peut être divisée en deux grands domaines selon l'amplitude du déplacement relatif entre les surfaces en contact : le glissement alterné et le fretting. Une manière de formaliser la transition entre condition de fretting et condition de glissement alterné, est de considérer le ratio de glissement **e**, tel que $\boldsymbol{e = \delta^*_g / a}$, avec $\boldsymbol{\delta^*_g}$ l'amplitude de glissement et **a** la demi-largeur de contact (Figure 1-1) (Fouvry 1997). Si e>1 alors toute l'interface est exposée à l'environnement et le contact est en glissement alterné. Si e<1, le contact possède une zone qui n'est jamais exposée à l'air ambiant et le contact est dit sollicité en fretting.



(a) (b)

Figure 1-1 : (a) schéma d'un contact cylindre-plan, (b) définition du fretting par rapport au glissement alterné général.

Le fretting se retrouve notamment dans les contacts soumis à des vibrations et cela aussi bien à l'échelle microscopique, avec par exemple les contacts électriques, qu'à l'échelle macroscopique, avec par exemple les contacts aube disque dans les avions où les contacts entre les différentes couches d'acier constituant les conduites flexibles. De plus, la condition de glissement générant du fretting (e<1) peut encore être distinguée en deux domaines particuliers : celui dit de glissement partiel, dans le cas des très faibles amplitudes, et le domaine de glissement total, pour les amplitudes plus importantes.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.2 Description des conditions de chargements associées aux sollicitations de fretting simple et de fretting fatigue

1.2.1 Histoire et définition du fretting simple

Le fretting fut mentionné pour la première fois par E.M. Eden en 1911 (Eden et al. 1911) quand il observa des débris d'oxyde entre des éprouvettes de traction en contact. Il associa son observation à un phénomène de corrosion et l'appela le fretting corrosion. Plus tard, G.A. Tomlinson (Tomlinson 1927) et McDowell (McDowell et al. 1954), montrèrent que l'oxydation était un phénomène secondaire et que les débris venait de la friction entre les surfaces, c'est-à-dire du fretting. McDowell montra également que le fretting diminuait grandement l'endurance de fatigue d'un facteur 2 à 5 selon la taille du contact.

Par la suite, C. Cattaneo, R.D. Mindlin et K.L. Johnson détaillèrent analytiquement les sollicitations tangentielles cycliques à la surface et les champs de contrainte en sous-couche (Cattaneo 1938; Mindlin & Deresciewicz 1953; Johnson 1955). Depuis lors, de nombreuses recherches ont été entreprises pour comprendre le problème et trouver des outils pour le prévenir et/ou, l'estimer.

Aujourd'hui le fretting décrit tout contact soumis à de très faibles mouvements oscillatoires. Varenberg et al. proposent la définition suivante : « le fretting est un déplacement relatif cyclique entre deux surfaces en contact, ayant une distribution non uniforme des déplacements relatifs dans le contact » (Varenberg et al. 2004). Il se produit généralement dans les interfaces complexes des assemblages industriels. Afin de formaliser le problème via les études en laboratoire, des géométries de contact simplifiées sont considérées (Figure 1-2) :

- Contact sphère-plan : c'est un contact « ponctuel ». Il est décrit complétement de manière analytique pour des conditions élastiques (Hertz 1882; Hamilton 1983). D'un point de vue expérimental ce type de contact a l'avantage de ne demander aucun alignement. Toutefois, la fissuration étant en 3 dimensions, il est complexe à modéliser.

- Contact cylindre-plan : il donne un contact linéique en 2D. Pour des conditions élastiques, il est également complétement décrit de façon analytique (Hertz 1882; Mindlin 1949). Ce type de contact est très répandu puisqu'il permet d'utiliser de la modélisation 2D, plus simple (Szolwinski & Farris 1996; Proudhon 2005).

- Contact plan-plan : s'il s'agit de la configuration la plus souvent représentative des systèmes industriels, c'est aussi la plus complexe. En effet, elle présente de fortes discontinuités des profils de pression et de cisaillement en bord de contact. Le contact plan-plan est également difficile à mettre en place expérimentalement. Il faut un parallélisme parfait entre les surfaces en contact sous peine d'accroitre les discontinuités.

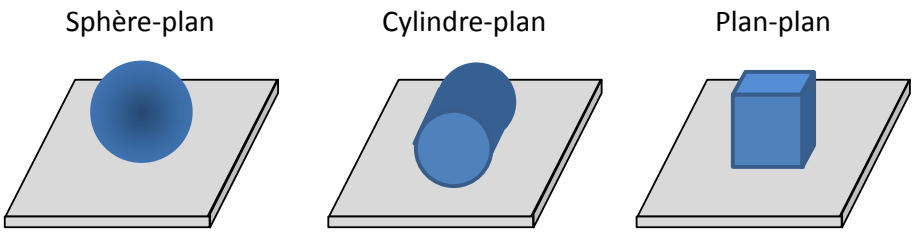


Figure 1-2 : les géométries de contact simplifiées en fretting.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.2.2 Conditions et régimes de glissements d'un contact de fretting

Pour un contact de fretting donné, selon l'amplitude du glissement, il existe deux conditions de glissement : la condition de glissement partiel et la condition de glissement total.

- Le glissement partiel :

Lorsque l'amplitude de déplacement imposée (δ^*_g) est inférieure à une amplitude de transition (δ^*_t) alors l'interface présente une structure mixte avec des zones glissantes de part et d'autre d'une zone centrale collée, et le contact est en glissement partiel (Figure 1-3).

L'évolution de l'effort tangentiel Q en fonction du déplacement δ au cours d'un cycle de chargement forme une boucle d'hystérésis fermée (Figure 1-4a). L'essentiel du débattement est accommodé par la déformation élastique de la zone collée de l'interface. Mindlin et Cattaneo décrivent explicitement les profils de pression et de cisaillement pour cette configuration de contact (Mindlin & Deresciewicz 1953; Cattaneo 1938) (Figure 1-4b). Dans les zones de glissement, le cisaillement est proportionnel à la force normale : $q(x)=\mu_t.p(x)$ (loi de Coulomb). D'un point de vue macroscopique, l'amplitude de la force tangentielle évolue linéairement avec l'amplitude du glissement : $Q^*=f(\delta)$.

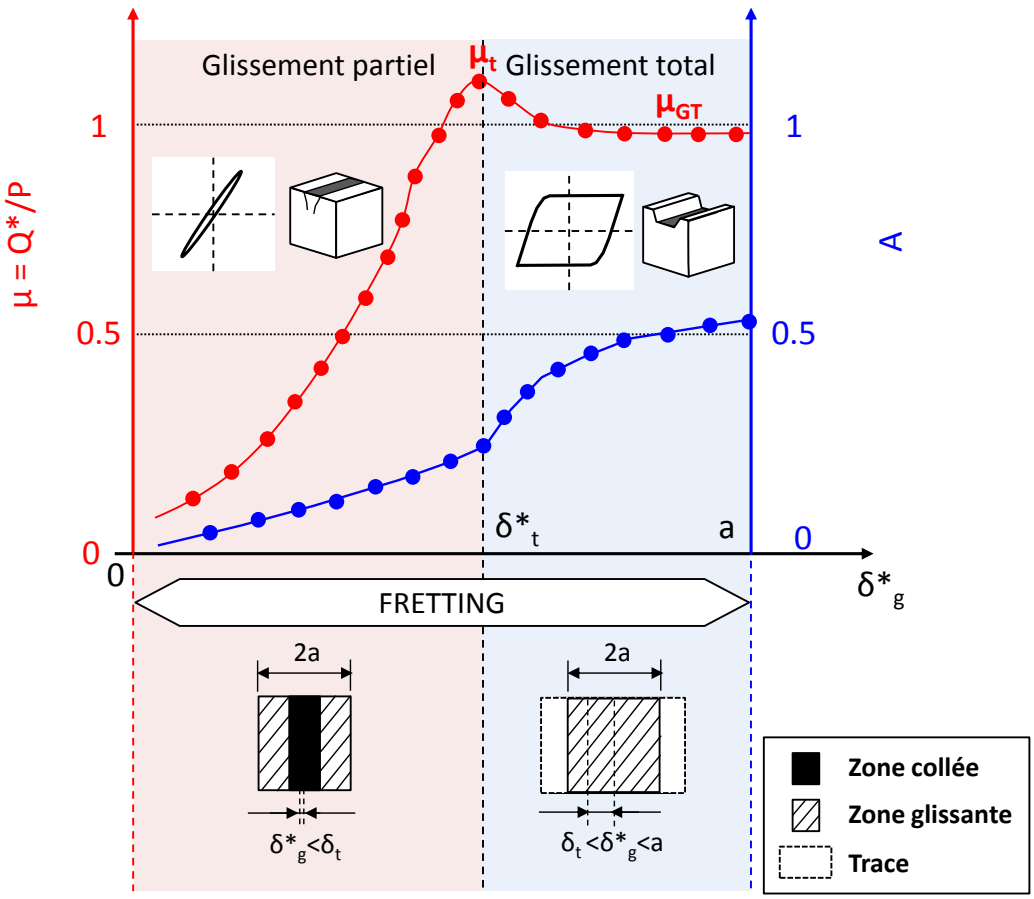
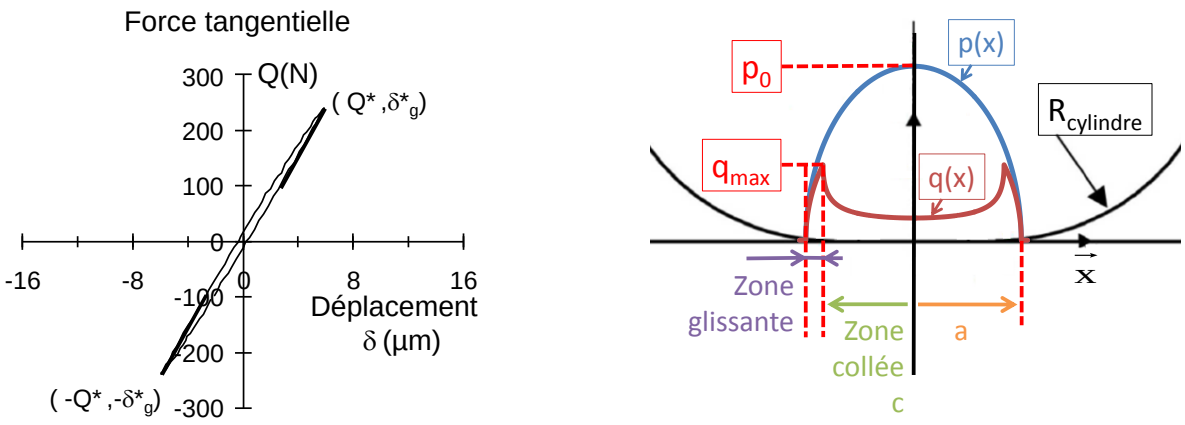


Figure 1-3 : Evolution du coefficient de frottement μ et du critère A en fonction de l'amplitude de glissement.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

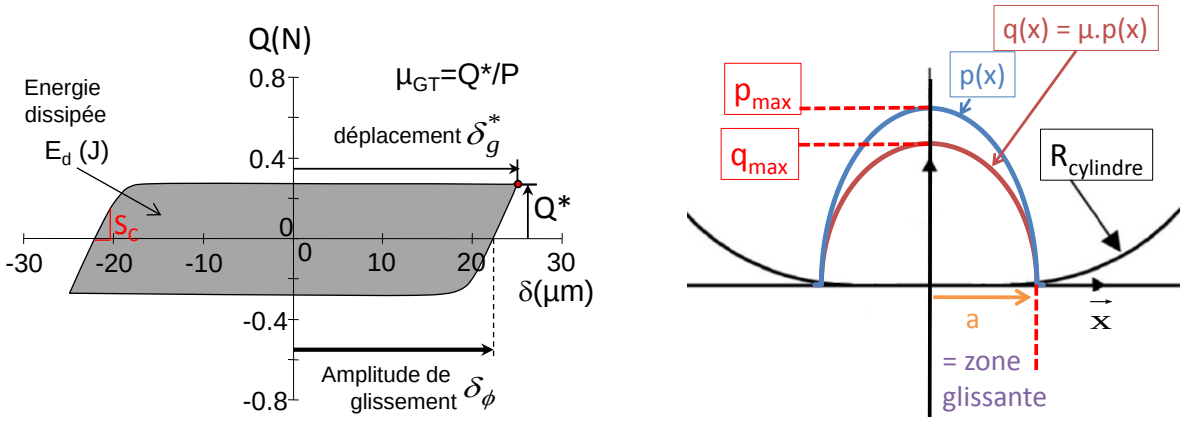


(a) (b)

Figure 1-4 : Comportement du contact en condition de glissement partiel : (a) boucle d'hystérésis, (b) profils de pression et de cisaillement.

- <u>Le glissement total :</u>

Lorsque l'amplitude de glissement δ^*_g est supérieure à δ^*_t, l'ensemble du contact bascule en glissement et le contact est alors soumis à une condition dite de glissement total. L'hystérésis du cycle Q-δ, représentée sur la Figure 1-5a, présente une forme quadratique avec un plateau de glissement tel que $Q^*=\mu_{GT}.P$ sur une distance $\pm\delta^*_g$, avec μ_{GT} le coefficient de frottement en glissement total (Figure 1-3). Les profils de pression et de cisaillement vérifient alors une description hertzienne dans le cas du contact sphère-plan ou cylindre-plan tels que : q(x) = µ.p(x) (Figure 1-5b).



(a) (b)

Figure 1-5 : Comportement du contact en condition de glissement total : (a) boucle d'hystérésis, (b) profils de pression et de cisaillement.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

S'il existe deux conditions de glissement, l'évolution de l'interface dans le temps donne lieu à trois régimes de glissement. La notion de régime de glissement établit l'évolution de la condition de glissement en fonction de la durée de la sollicitation, c'est-à-dire le nombre de cycles de fretting. Les trois régimes suivant sont définis :

- Régime de glissement partiel (RGP) : durant tout l'essai, le contact est soumis à une condition de glissement partiel ;
- Régime de glissement total (RGT) : durant tout l'essai, le contact est soumis à une condition de glissement total ;
- Régime de glissement mixte (RGM) : durant l'essai, la condition de glissement fluctue entre glissement partiel et glissement total. Généralement, le coefficient de frottement augmente et le contact tend à se stabiliser en glissement partiel.

Une manière de visualiser le régime de glissement d'un essai, est de tracer l'évolution de la boucle Q-δ en fonction du nombre de cycles. Cette représentation s'appelle la « buche de fretting ». La Figure 1-6 montre, pour chaque régime de glissement, une buche de fretting typique.

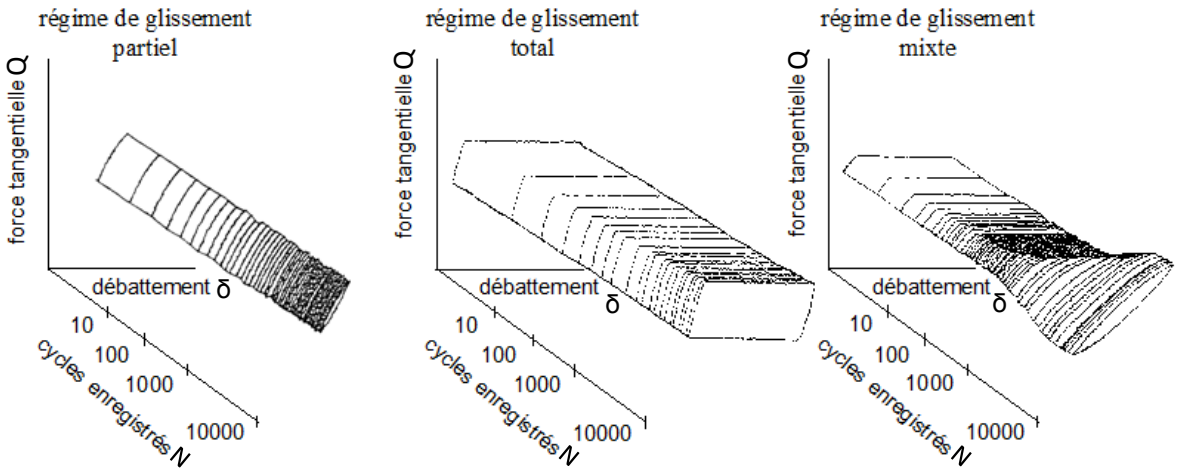


Figure 1-6 : Buches de fretting typiques de chaque régime de glissement.

Pour formaliser la réponse d'un contact sphère-plan, un concept de « carte de fretting » a été introduit par Vingsbo et Söderberg. (Vingsbo & Söderberg 1988). Puis Vincent et al. (Vincent et al. 1992) ont intégré la notion de régime de glissement dans la représentation sous forme de carte, avec la carte de sollicitation locale, qui définit les domaines d'existence de chaque régime en fonction de l'effort normal et de l'amplitude de débattement (Figure 1-7).

A chaque régime correspond des endommagements spécifiques. En effet la plupart des auteurs (Blanchard 1991; Zhou 1992; Vingsbo & Schön 1993; Fouvry 1997) montrent que la fissuration apparait principalement en glissements, partiel et mixte, tandis que l'usure apparait en glissements, mixte et total. Le régime le plus dommageable pour une structure est le régime mixte, où fissures et usures apparaissent simultanément. Pour formaliser la réponse du matériau en fonction du régime imposé, une carte de réponse du matériau peut être reliée à la carte de sollicitation locale. Ces deux cartes sont représentées dans le plan force normale - amplitude de déplacement pour un nombre de cycles donné (Figure 1-7).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

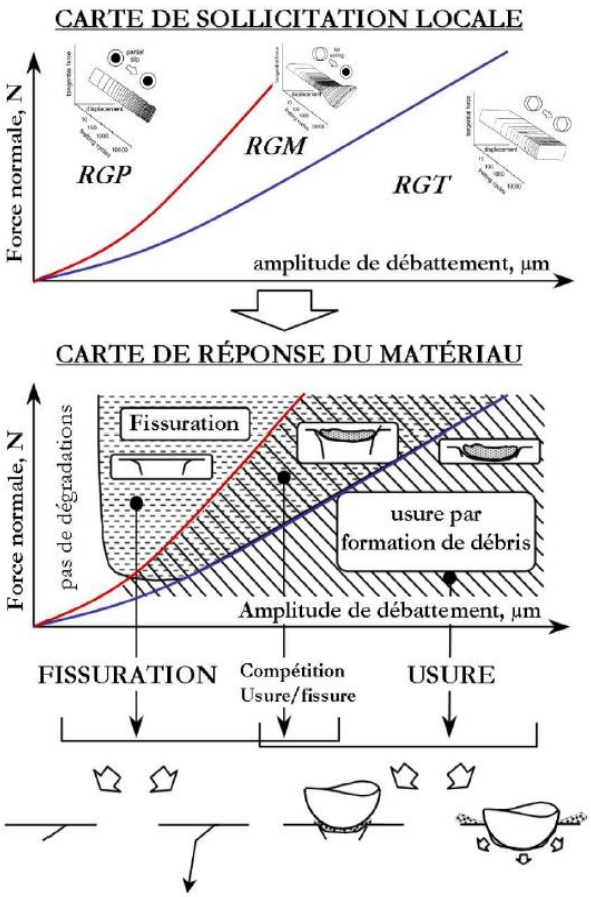


Figure 1-7 : Approches cartes de fretting : carte de sollicitation locale et carte de réponse du matériau (Fouvry 1997).

Ainsi, pour étudier les processus d'endommagement tels que la fissuration ou l'usure, il est important de maitriser le régime de glissement appliqué. La condition de glissement évolue en fonction de l'amplitude de déplacement imposé comme il a été expliqué précédemment. La première information sur le régime de glissement appliqué est la boucle d'hystérésis Q-δ. Pour rappel, un cycle fermé correspond à du glissement partiel et un cycle ouvert à du glissement total (Figure 1-4 et Figure 1-5). Cependant cela reste un indicateur qualitatif peu précis. Un indicateur plus précis est l'évolution de l'amplitude de la force tangentielle Q* et donc du ratio $\mu=Q^*/P$ pendant l'essai. Comme il est tracé sur la Figure 1-3, lorsque µ évolue quasi linéairement avec l'amplitude de débattement δ^*_g, le contact est en glissement partiel. Puis µ atteint un maximum μ_t à la transition entre glissement partiel et glissement total. Ensuite µ diminue à nouveau avant de se stabiliser à une valeur $\mu=\mu_{GT}$. Cette valeur est le coefficient de frottement en glissement total.

Parallèlement trois critères permettant de quantifier la transition ont été développés pour un contact sphère-plan élastique (Fouvry et al. 1996). Ces critères utilisent les paramètres du cycle de fretting détaillés dans la Figure 1-8 avec :

- E_d : énergie dissipée dans le contact (c'est-à-dire l'aire du cycle de fretting) ;
- E_t : énergie totale du système (c'est-à-dire l'aire du rectangle contenant le cycle de fretting) ;
- E_{dg} : énergie d'un cycle de fretting idéalement quadratique ;
- δ^*_g : amplitude de glissement ;
- $\delta_\emptyset$: déplacement pour une force tangentielle nulle.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

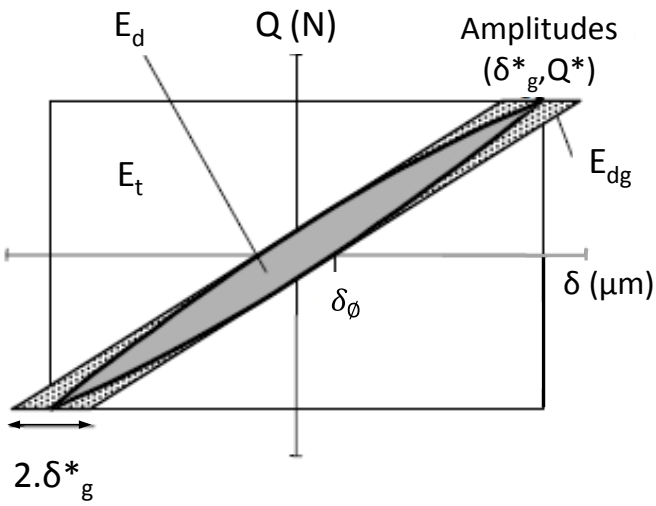


Figure 1-8 : Critères de transition permettant de quantifier la condition de glissement à partir d'un cycle de fretting (Fouvry 1997).

Appliquant le formalisme de Mindlin, Fouvry et al. montrent que la transition entre glissement partiel et glissement total est associée à des constantes indépendantes de la taille et de la nature du contact étudié (Fouvry et al. 1996) soit :

- $A=\frac{E_d}{E_t}$; Le contact est en glissement partiel si $A<A_t$ (1-1)
- $B=\frac{\delta_\emptyset}{\delta^*_g}$; Le contact est en glissement partiel si $B<B_t$ (1-2)
- $C=\frac{E_d}{E_{dg}}=\frac{E_d}{4\delta_\emptyset Q^*}$; Le contact est en glissement partiel si $C<C_t=0.77$ (1-3)

Les critères A et B sont dépendants de la machine d'essai par le fait qu'ils impliquent la grandeur δ^*_g, mais sont très stables d'un essai à l'autre. Le critère C est indépendant du moyen d'essai mais est difficile à observer étant donné la proximité entre les valeurs E_{dg} et E_d. Le critère A est le plus utilisé. La transition est atteinte lorsque les critères atteignent les valeurs critiques A_t, B_t, et C_t, marquées par des changements de pente, comme il est repéré sur la Figure 1-3.

En 2004, Varenberg et al. (Varenberg et al. 2004) introduisirent un nouvel index de glissement δ_V, ayant l'avantage d'être représentatif de tous les régimes de glissement : glissement partiel, glissement total et glissement alterné. Cet index permet également d'encadrer les transitions de glissement partiel à glissement total et de fretting à glissement alterné.

$$\delta_V = \frac{\delta^* g \times S_C}{P} \quad (1\text{-}4)$$

Avec S_C la pente de la boucle Q-δ (Figure 1-5a). Lorsque $\delta_V<0.5$, le contact est collé, pour $0.5<\delta_V<0.6$, le contact est en glissement partiel. Le glissement total existe quand $0.8<\delta_V<10$ et le glissement alterné quand $\delta_V>11$.

Il est intéressant de noter qu'il existe une relation directe entre cet indice et le critère B de transition de Fouvry et al. :

$$B = 1 - \frac{1}{2\delta_V} \text{ pour } \delta_V > 0.5 \quad (1\text{-}5)$$

Heredia et al. proposèrent en 2010 un autre critère évolutif et quantitatif, %GS, qui donne le pourcentage de cycles en glissement total dans un essai de fretting (Heredia & Fouvry 2010). Il permet, contrairement aux critères précédents d'identifier le régime et non la condition de glissement.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Pour %GS=0, le contact voit un Régime de Glissement Partiel RGP, pour %GS=1, le contact voit un RGT, pour 0<%GS<1, le contact voit un RGM.

Plus récemment, des auteurs ont commencé à utiliser la technique de corrélation d'image pour déterminer le coefficient de frottement et la transition de glissement (Hojjati-Talemi et al. 2014).

Dans le cas de la présente étude, la réponse en fissuration est étudiée. La transition de glissement des contacts étudiés, sera déterminée dans le chapitre suivant. La suite de ce chapitre va se concentrer sur les problématiques liées à la fissuration, c'est-à-dire la réponse des interfaces au glissement partiel.

1.2.3 Influence de la pression de contact et du rayon du poinçon sur l'amorçage des fissures de fretting

La plupart des auteurs ont montré que l'endurance diminue de façon continue avec l'augmentation de la pression de contact (Endo 1981; Edwards 1981). Cependant Del Puglia A. et al. (Del Puglia et al. 1994) ont montré qu'au contraire l'endurance passe par un minimum pour une pression de contact donnée. Nakazawa K. et al. et Fernando U.S. et al ont, quant à eux, démontré que les deux tendances existent selon l'amplitude de l'effort tangentiel (Nakazawa et al. 1992; Fernando et al. 1994). Pour des petites amplitudes, une augmentation importante de la force normale augmente l'endurance jusqu'à un niveau proche de la fatigue sans fretting. Les auteurs expliquent cette réponse par un phénomène de fermeture de fissure généré par les contraintes de compression sous le contact. Cependant si l'amplitude de l'effort de traction axial est élevée, l'endurance diminue avec l'augmentation de la force normale. Afin de formaliser l'influence de la force normale sur l'amorçage, une carte d'amorçage en fretting a été introduite (Proudhon et al. 2006a). Elle définit, pour un nombre de cycles donné, la frontière d'amorçage dans le plan force normale, force tangentielle. La Figure 1-9 schématise le processus d'obtention d'une telle carte : plusieurs essais sont réalisés à force normale constante P mais en variant l'amplitude de la force tangentielle Q*. Les longueurs maximales des fissures obtenues pour chaque essai sont tracées en fonction de la force tangentielle correspondante. La condition de chargement entraînant l'amorçage est alors reportée dans le plan (P, Q*). Ce processus est répété avec différentes forces normales. Il est également possible de traduire l'influence du nombre de cycles sur l'amorçage en introduisant un troisième axe, représentatif du nombre de cycles à l'amorçage.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

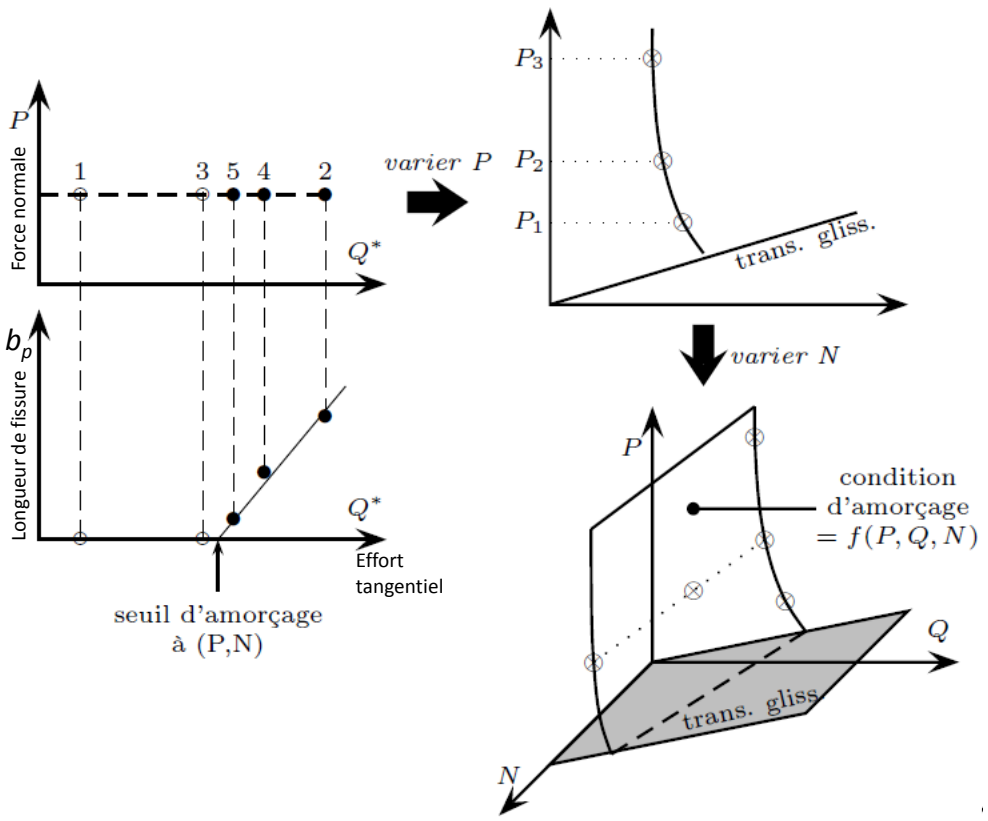


Figure 1-9 : méthodologie d'obtention de la carte d'amorçage en fretting (Proudhon et al. 2006a).

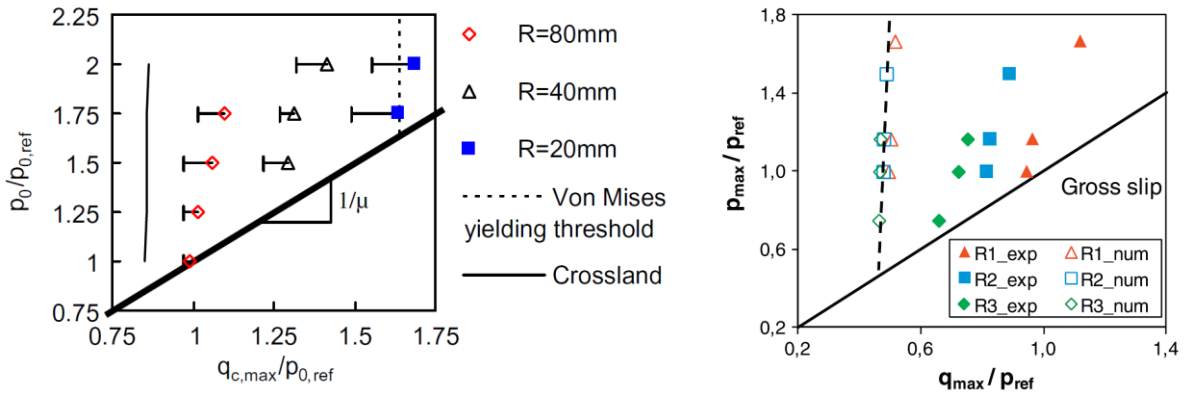
En 2010, Amargier et al. introduisirent le pendant local de cette représentation : la carte d'amorçage en fonction des contraintes locales (p_{max},q_{max}) avec p_{max} la pression maximale dans le contact et q_{max} le cisaillement maximal dans le contact (Amargier et al. 2010). Cette représentation a depuis été reprise par Ferré et al. et Fouvry et al. (Ferré et al. 2013; Fouvry et al. 2014). Elle a l'avantage de permettre de comparer différentes géométries de poinçons (différents rayons) à l'aide de variables « contraintes » contrairement à la démarche (P,Q).

La représentation en (p_{max},q_{max}) a été justifiée pour la configuration cylindre/plan au travers d'une analyse explicite des contraintes en glissement partiel (Fouvry et al. 2014). En effet en glissement partiel, les chargements sont maximums et la fissure s'amorce en bord de contact. A cet endroit précis, le chargement est uni-axial (i.e. bi-axial si un état de déformation plane est considéré) alterné, et proportionnel au cisaillement maximal généré dans l'interface.

$$\sigma_{11alt}=\sigma_{11max}=2q_{max} \quad (1\text{-}6)$$

En ce point précis, le chargement n'est absolument pas influencé par la composante de pression. Ainsi la variable q_{max} donne une très bonne description du chargement cyclique en tension maximale généré dans l'interface. En considérant une approche locale, cette relation implique que pour un matériau donné, le seuil d'amorçage sera associé à une valeur seuil du cisaillement max $q_{max,th}$ indépendante de la pression et du rayon de contact. Amargier et al et Ferré et al. (Amargier et al. 2010; Ferré et al. 2013) montrent que l'évolution de $q_{max,th}$ dans le diagramme p_{max},q_{max} est presque verticale, appuyant la faible influence de l'effet pression (Figure 1-10). Cependant ils soulignent que lorsque le rayon augmente, la frontière d'amorçage se décale vers la gauche du diagramme. Le fait que l'on n'obtienne pas une iso-courbe en q_{max} mais plusieurs courbes en fonction du rayon du cylindre démontre l'influence des gradients de contrainte sur le processus de fissuration.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a) (b)

Figure 1-10 : Mise en évidence de l'influence du rayon et donc du gradient de contrainte sur le seuil d'amorçage. (a) Inconel 718 (Amargier et al. 2010); (b) Ti-6Al-4V (Ferré et al. 2013).

Lorsque le rayon augmente, l'aire de contact augmente, et le gradient de contrainte est plus faible (Figure 1-11). La prise en compte de la variation du gradient de contrainte avec la pression et le rayon est primordiale pour obtenir des estimations fiables de l'amorçage des fissures.

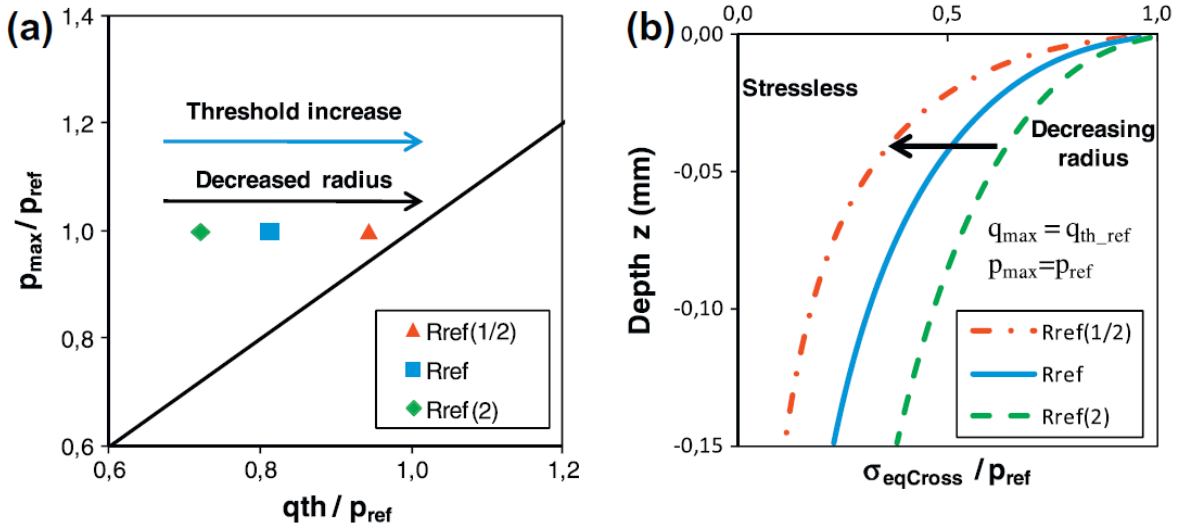


Figure 1-11 : (a) Effet du gradient de contrainte sur la frontière d'amorçage des fissures avec $R_{ref(1/2)}<R_{ref}<R_{ref(2)}$ et (b) Profils de la contrainte équivalente de Crossland en x=-a pour un même p_{max} et q_{max} mais avec des rayons de cylindre différents. (Ferré et al. 2013)

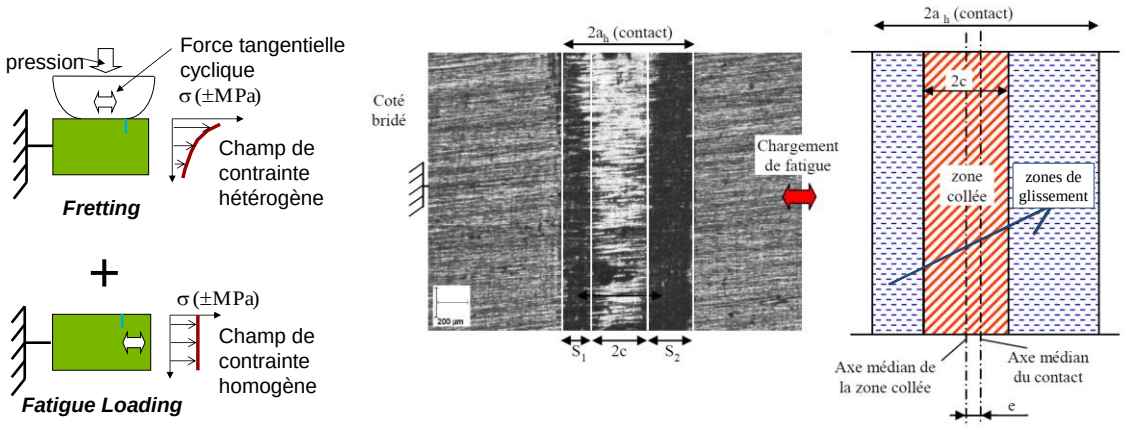
1.2.4 Principe de la sollicitation de fretting fatigue et son influence sur la fissuration

L'essai de fretting fatigue a été introduit par Waterhouse en 1981. Il consiste à ajouter une sollicitation de fatigue à la sollicitation de fretting sur le matériau sollicité (Figure 1-12a). Il est souvent plus représentatif des réalités industrielles.

Le fait d'ajouter une sollicitation de fatigue à la sollicitation de fretting modifie la trace de fretting (Figure 1-12b). Un décalage de la zone collée par rapport à l'axe médian du contact est observé. On définit ainsi une excentricité de la zone collée ***e*** équivalente à la distance entre l'axe médian du contact et l'axe médian de la zone collée normalisée par la demi-largeur de contact hertzien a_h (Figure 1-12b&c). Cette excentricité est associée à une dissymétrie entre la zone de glissement en amont et

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

en aval du chargement de fatigue, induite par la déformation relative de l'éprouvette soumise au chargement de fatigue (Hills & Nowell 1994).

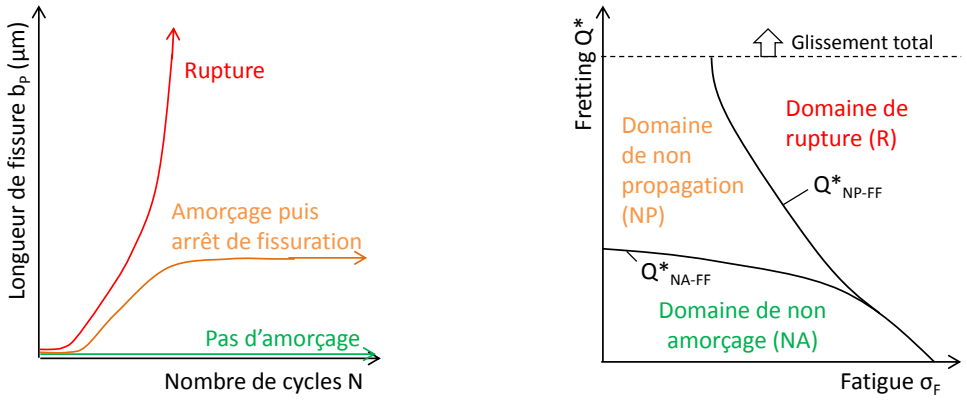


(a) (b) (c)

Figure 1-12 : (a) Principe de superposition des efforts de fretting et de fatigue, (b) Trace de fretting fatigue présentant un phénomène d'excentricité (Kubiak 2006), (c) Schéma du phénomène d'excentricité de contact (Kubiak 2006).

L'ajout de fatigue à la sollicitation de fretting aide à amorcer les fissures et permet surtout de les propager. Désormais le contact peut avoir trois types de réponses (Figure 1-13) :

- Soit aucune fissure n'est amorcée ;
- Soit une fissure est amorcée mais l'état de contrainte est insuffisant pour la propager ;
- Soit une fissure est amorcée et elle va se propager jusqu'à la rupture de l'assemblage.



(a) (b)

Figure 1-13 : (a) Amorçage et propagation des fissures en fretting fatigue, (b) Carte de fretting fatigue.

Afin de formaliser graphiquement la réponse d'un contact, une carte de fretting fatigue a été introduite (Fouvry & Kubiak 2009b). Cette carte, présentée sur la Figure 1-13b, représente dans le plan force tangentielle - force de fatigue les frontières d'amorçage $Q^*_{NA\text{-}FF}$ et d'arrêt de fissuration $Q^*_{NP\text{-}FF}$, générant ainsi trois domaines distincts : le domaine de non amorçage (NA), le domaine d'arrêt de propagation (NP) et le domaine de rupture (R). Comme toute représentation macroscopique, elle est cependant limitée à une configuration de contact (géométrie, force normale, rapport de charge de fatigue et nombre de cycles).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.3 Fissuration d'une pièce soumise à une sollicitation de fretting fatigue

1.3.1 Les mécanismes de fissuration

Comme il a été mentionné précédemment, ce travail se concentre sur la réponse en fissuration. La fissure s'amorce dans la zone en glissement du contact. Selon l'auteur, la localisation du site d'amorçage varie (Nakazawa et al. 1992; Buckley 1983; Kuno et al. 1989). Ils s'accordent néanmoins sur le fait que la localisation du site d'amorçage dépend de la condition de glissement. Il est possible d'obtenir une fissure unique en bord de contact pour de faibles amplitudes de débattement, mais lorsque que la condition de glissement se rapproche de la transition, il peut y avoir multi-fissuration avec une fissure principale proche de la zone collée. Lamacq et al. montrent que les fissures s'amorcent soit par un mécanisme d'extrusion-intrusion, soit par la traction engendrée par le chargement de fretting fatigue (Lamacq et al. 1997). Utilisant différentes méthodes d'observation en micro tomographie X, Proudhon (Proudhon 2005) montre que le processus de fissuration se compose de quatre étapes schématisées sur la Figure 1-14 : la phase d'accommodation ; la phase d'amorçage ; la phase de propagation en mode II (stade 1) et la phase de propagation en mode I (stade 2) (Lemaitre & Chaboche 2004).

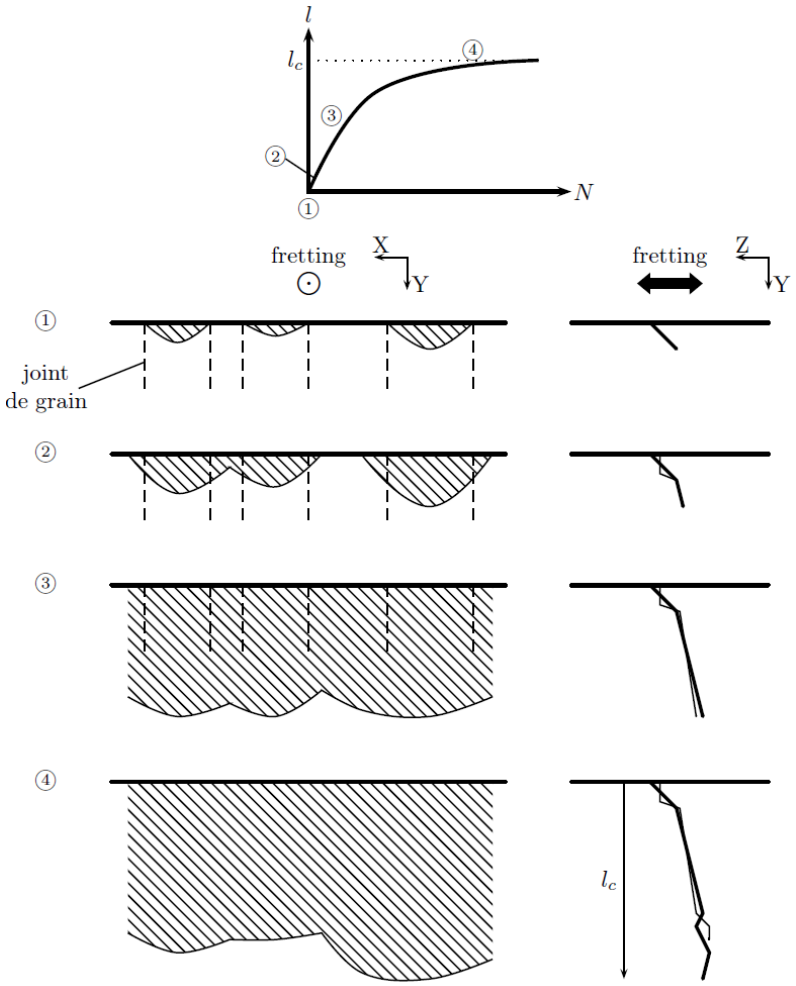


Figure 1-14 : mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures de fretting pour un alliage Al2024A (Proudhon 2005)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

- La phase d'accommodation ①:

Les contraintes dans le contact créent des microdéformations plastiques qui induisent des mouvements de dislocation et une augmentation locale de la température. Ces déformations sont générées à côté des défauts existant introduits par la géométrie de l'éprouvette ou par la sollicitation.

- La phase d'amorçage ②:

La phase d'amorçage est majoritairement contrôlée par le chargement tangentiel cyclique de fretting. Les déformations plastiques induisent de multiples fissures dans les grains bien orientés de la zone de glissement selon un angle d'environ 45-50°. Ces microfissures coalescent en une première fissure dans le contact, c'est l'amorçage. Le paramètre principal caractérisant l'amorçage est la longueur critique à partir de laquelle la fissure peut être détectée, c'est-à-dire séparée des défauts de surface, (en général 5 à 10 µm).

- La phase de propagation en mode II (stade 1, propagation contrôlée par le contact) ③:

Une fois amorcée, la fissure va se propager sous la sollicitation combinée du fretting et de la fatigue, toujours selon un angle d'environ 45 à 50° par rapport à la surface. La fissure se propage d'abord selon le régime spécifique de fissure courte pendant les premiers grains.

- La phase de propagation en mode I (stade 2, propagation contrôlée par la fatigue) ④:

A partir d'une certaine longueur qui dépend du chargement imposé et du matériau, la fissure en propagation sort de la zone d'influence du contact. La fissure ne peut continuer à se propager que par l'influence du chargement de fatigue. La fissure va donc tourner pour se propager selon un angle de 90° par rapport à la surface, perpendiculairement au chargement de fatigue, afin de propager en mode I jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

1.3.2 La courbe d'endurance de Wöhler

L'endommagement par amorçage puis propagation des fissures est lié au caractère cyclique de la sollicitation de fretting fatigue. C'est pourquoi l'endommagement est étudié en utilisant les approches dites « fatigue » où l'endurance est décrite au travers des courbes de Wöhler aussi appelées courbes S-N du matériau (Figure 1-15).

Cette courbe permet de séparer les domaines de la fatigue oligocyclique (à faible nombre de cycles) et de la fatigue polycyclique à grand nombre de cycles (HCF). La fatigue oligocylique se caractérise par l'apparition de déformations plastiques au cours de la sollicitation cyclique de fatigue. Le domaine de HCF peut encore être séparé en deux sous-domaines : l'endurance limitée d'une part, et l'endurance illimitée d'autre part (cf. Figure 1-15). Ce dernier correspond aux grands nombres de cycles, quand la courbe de Wöhler tend vers une asymptote : la limite d'endurance du matériau. En dessous de cette limite, quel que soit le nombre de cycles considérés, la pièce ne cèdera jamais.

Entre la limite d'endurance et la courbe S-N à la rupture, on peut distinguer une zone d'amorçage des fissures et une zone de propagation de fissures, délimitée par la courbe d'amorçage des fissures. La courbe de Wöhler peut donc être dédoublée entre une courbe à l'amorçage et une courbe à la rupture, telles que le nombre de cycles entraînant la rupture est : $N_{rupture}=N_A+N_P$, avec N_A le nombre de cycles à l'amorçage et N_P le nombre de cycles en propagation. La suite de ce chapitre démontrera l'importance de séparer les notions d'amorçage et de rupture lorsqu'il s'agit de décrire ou estimer la fissuration d'une pièce.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

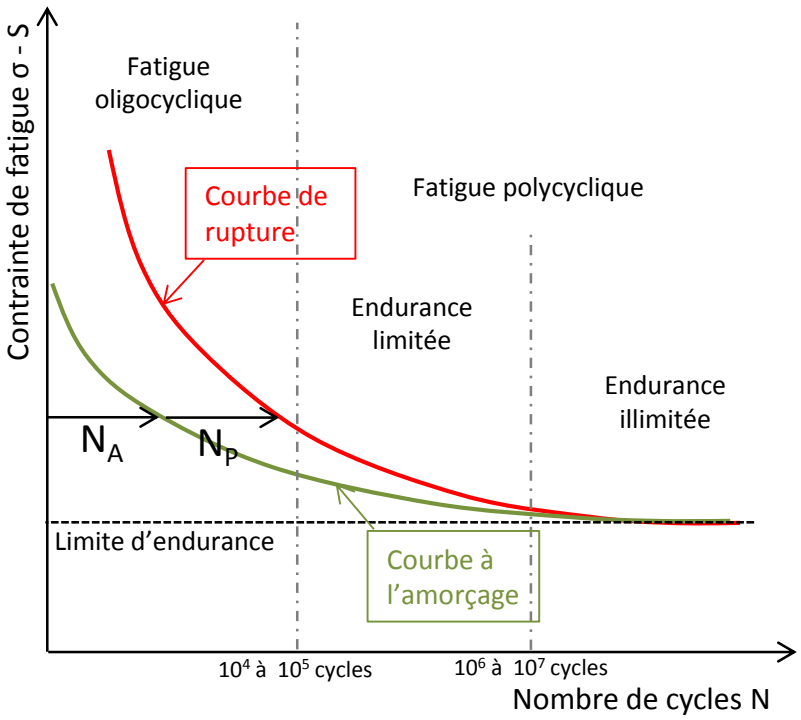


Figure 1-15 : Représentation schématique de la courbe de Wöhler avec la séparation des différents domaines de fatigue.

L'allure de la courbe de Wöhler dépend de la contrainte moyenne pour laquelle elle est établie. Lorsque la contrainte moyenne augmente, la contrainte alternée σ_{alt} acceptable pour un nombre de cycles donné diminue. Cette tendance non visible dans une courbe S-N peut alors être représentée dans un diagramme de Haigh qui trace la contrainte alternée acceptable en fonction de la contrainte moyenne imposée (Figure 1-16). Plusieurs approches ont été proposées pour modéliser la limite d'endurance dans le diagramme de Haigh :

- Il est possible de la modéliser par une droite. C'est ce que proposent Goodman ou Södeberg (Figure 1-16).
- La modélisation par une parabole est souvent plus représentative du comportement réel. Gerber propose l'équation suivante :

$$\sigma_{alt} = \sigma_d * \left[1 - \left(\frac{\sigma_{moy}}{\sigma_{UTS}}\right)^2\right] \quad (1\text{-}7)$$

Cette représentation fonctionne très bien pour les contraintes moyennes positives, en revanche le comportement en compression est plus difficile à formaliser.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

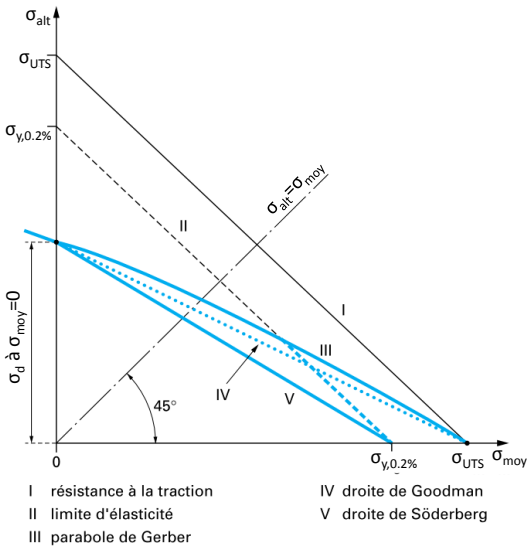


Figure 1-16 : Diagramme de Haigh.

1.4 Estimation de l'amorçage des fissures en fretting fatigue

1.4.1 Les critères de fatigue multiaxiale

Si les phénomènes entraînant l'amorçage des fissures sont plutôt bien compris, l'estimation dudit amorçage est plus complexe. Les méthodes actuelles consistent à transposer des approches classiques de fatigue multiaxiale au problème du fretting. En effet le chargement de fretting produit un état de contrainte multiaxial. Le risque d'amorçage est évalué en définissant le chargement imposé au contact et en le comparant à un seuil d'amorçage défini par un critère.

Les critères de fatigue multiaxiale sont conventionnellement séparés en trois approches : empirique, plan critique et globale. B. Weber compare, dans son travail de thèse, 37 critères de fatigue multiaxiale existants (Weber 1999). La Figure 1-17 présente sa classification des critères. Il a testé leur validité sur 233 résultats d'essais variés de fatigue multiaxiale.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

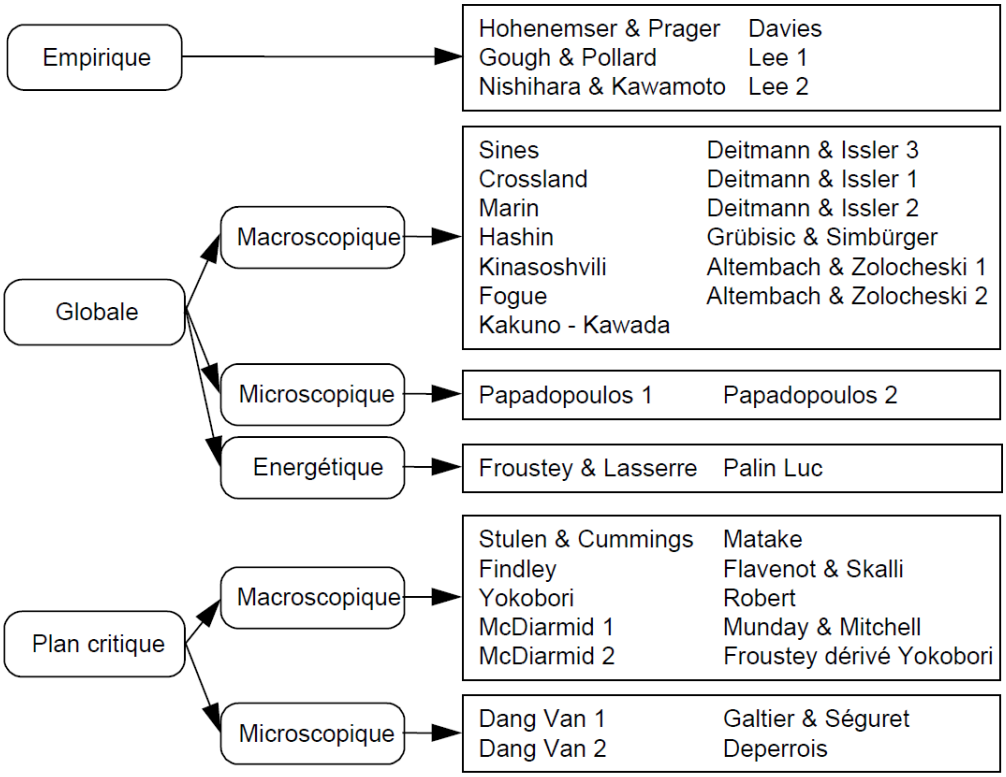


Figure 1-17 : Ensemble des critères de fatigue multiaxiale et leur classification (Weber 1999).

1.4.1.1 Les approches « plan critique »

Ces approches considèrent que l'amorçage se produit dans le plan du matériau dans lequel le chargement dépasse un seuil critique. La définition du plan critique est basée sur des paramètres issus des contraintes s'exerçant sur ce plan et des invariants du tenseur des contraintes ou de son déviateur. On distingue les approches macroscopiques qui utilisent des grandeurs macroscopiques des approches microscopiques qui utilisent des grandeurs macroscopiques basées sur des considérations établies à l'échelle microscopique.

- <u>Les approches « plan critique » macroscopiques</u>

Les critères de type plan critique macroscopique les plus connus sont le critère de McDiarmid et celui de Smith Watson Topper (SWT) (McDiarmid 1991; Smith et al. 1970). L'avantage de ce dernier est notamment son caractère oligocyclique : il permet de caractériser les faibles durées de vie souvent associées à de la plasticité.

Le critère SWT a été identifié à partir d'observations expérimentales de l'amorçage en fretting (Smith et al. 1970). La fissure de fretting apparaît dans le plan critique qui maximise le produit entre l'amplitude de déformation normale ε_a et la contrainte normale maximale σ_{max} au cours d'un cycle de fretting. Il y a amorçage selon le critère SWT si :

$$\Gamma = \sigma_{max} . \varepsilon_a \geq \frac{(\sigma'_f)^2}{E}(2N)^{2b'} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N)^{b'+c'} \quad (1\text{-}8)$$

Où $\boldsymbol{\sigma'_f}$ est le coefficient de tenue en fatigue et ***b'*** est l'exposant de déformation de fatigue. $\boldsymbol{\varepsilon'_f}$ est le coefficient de ductilité en fatigue, ***c'*** est l'exposant de ductilité en fatigue et N le nombre de cycles considérés.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Les approches plan critique sont néanmoins discutables lorsque de nombreux plans sont endommagés simultanément.

- Les approches « plan critique » microscopiques

Ce sont les approches les plus physiques. Elles intègrent dans leurs formulations l'impact des mécanismes d'adaptation locaux. Les critères microscopiques sont basés sur l'approche en fatigue de Dang Van (Dang Van 1993). Celle-ci consiste à considérer que l'amorçage se passe dans le grain qui présente une direction de plan de glissement privilégiée par rapport au chargement macroscopique.

La condition de non amorçage est alors exprimée par une double maximisation des contraintes dans toutes les directions de l'espace $\vec{n}$ et sur le temps (t) au cours de la période T :

$$\max_{\vec{n}}\left\{\max_{t\in T}\left[\left\|\hat{\tau}\left(\vec{n},t\right)\right\|+\alpha_{DV}.\sigma_H(t)\right]\right\}<\tau_d \qquad (1\text{-}9)$$

Avec :

- $\hat{\tau}(\vec{n},t)$, la scission mésoscopique dans l'état adapté sur un plan défini par la normale $\vec{n}$;
- $\sigma_H(t)$, la pression hydrostatique.

1.4.1.2 Les approches globales

Les critères globaux sont basés sur les invariants des tenseurs de contrainte, qui permettent de ramener une variable tensorielle à une grandeur scalaire, et d'établir des équivalences avec les chargements uni-axiaux. En général, ces critères ne permettent pas de prévoir l'orientation des fissures, cependant certains d'entre eux (Crossland, Sines, Papadopoulos entre autres), qui utilisent le premier invariant du tenseur des contraintes et le deuxième invariant du tenseur déviateur, peuvent être considérés comme un intermédiaire entre les critères de plan critique et les critères globaux car ces deux termes sont proportionnels aux contraintes normales et tangentielles sur le plan octaédrique (ou plan déviateur).

- L'approche globale microscopique de Papadopoulos

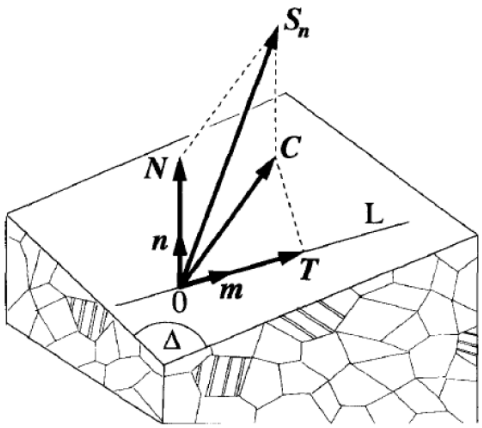


Figure 1-18 : Définition de la scission résolue T le long de la direction $\vec{m}$ (Kubiak 2006)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

En 1987, Papadopoulos propose dans ses travaux de doctorat une modification du critère de Dang Van (Papadopoulos 1987). Il reprend notamment le même concept d'adaptation élastique du grain. En 1996, Papadopoulos propose une deuxième version de son critère (Papadopoulos 1996). Cette approche microscopique peut également être qualifiée de globale étant donné qu'elle fait intervenir la valeur moyenne de l'amplitude de la scission mésoscopique résolue T (Figure 1-18).

La valeur moyenne de la scission T est définie comme :

$$\sqrt{\langle\tau_a\rangle^2} = \sqrt{5} * \sqrt{\frac{1}{8\pi^2}\int_{\varphi=0}^{2\pi}\int_{\theta=0}^{\pi}\int_{\chi=0}^{2\pi}(T_a(\varphi,\theta,\chi))^2 d\chi.sin\theta.d\theta.d\varphi} \quad (1\text{-}10)$$

θ et φ sont les angles définissant la direction de la normale n et χ est l'angle définissant l'orientation de la ligne (0,m) sur le plan Δ.

La condition de non amorçage s'exprime alors par la relation :

$$\sqrt{\langle\tau_a\rangle^2} + \alpha_{DV}.\sigma_{Hmax} < \tau_d \quad (1\text{-}11)$$

Où $\sigma_{H,max}$ représente la valeur maximale de la pression hydrostatique et

$$\alpha_{DV} = \frac{\tau_d - \sigma_d/\sqrt{3}}{\sigma_d/3} \quad (1\text{-}12)$$

Le domaine de validité du critère est donné par la condition $\alpha_{DV}>0$.

- <u>Les approches globales macroscopiques</u>

Ces approches sont basées sur les invariants de contrainte ou de son déviateur, sur la moyenne quadratique d'un indicateur d'endommagement par plan ou encore sur un concept énergétique. La plus utilisée est le critère de Crossland (Crossland 1956) très voisin de celui de Sines (Sines 1959). Il exprime le risque d'amorçage comme une combinaison linéaire de la racine de l'amplitude maximale du second invariant du déviateur des contraintes $\sqrt{J_{2,a}}$ et la valeur maximum de la pression hydrostatique $\sigma_{H,max}$.

Il y a non amorçage lorsque la contrainte équivalente de Crossland est inférieure à la limite de fatigue en torsion alternée :

$$\sigma_C = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_C.\sigma_{H,max} < \tau_d \quad (1\text{-}13)$$

où

$$\sigma_{H,max} = \max_{t\in T}\left(\frac{1}{3}trace\left(\underline{\underline{\Sigma}}(t)\right)\right) \quad (1\text{-}14)$$

$$\sqrt{J_{2,a}} = \frac{1}{2}\max_{t_0\in T}\left\{\max_{t\in T}\left[\frac{1}{2}\left(\underline{\underline{S}}(t) - \underline{\underline{S}}(t_0)\right):\left(\underline{\underline{S}}(t) - \underline{\underline{S}}(t_0)\right)\right]^{1/2}\right\} \quad (1\text{-}15)$$

$$\alpha_C = \frac{\tau_d - \sigma_d/\sqrt{3}}{\sigma_d/3} \quad (1\text{-}16)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

avec,

- $\underline{\underline{S}}$: la partie déviatorique du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\Sigma}}$;
- σ_d : la limite de fatigue en flexion alternée ;
- τ_d : la limite de fatigue en torsion alternée.

Le critère est donc valide lorsque le rapport σ_d / τ_d est supérieur à $1/\sqrt{3}$.

Le risque d'amorçage peut également être formalisé en considérant une variable scalaire:

$$d_C = {}^{\sigma_C}/_{\tau_d} \tag{1-17}$$

La condition de non amorçage est alors exprimée par d_C<1. Si d_C est supérieur ou égal à 1, il y a un risque d'amorçage.

Dans le cadre de cette étude, seul le critère de Crossland sera utilisé pour l'estimation du risque d'amorçage. En effet, ce dernier est bien adapté à la prévision de l'amorçage en fretting fatigue à grand nombre de cycles (Fouvry et al. 2002).

1.4.2 Application des critères de fatigue multiaxiale au fretting

L'application des approches dites fatigue aux problématiques du fretting commença avec Petiot en 1995 (Petiot et al. 1995) qui utilisa le critère de Dang Van. La Figure 1-19 trace le trajet de chargement imposé par la sollicitation de fretting-fatigue étudiée en fonction du cisaillement local τ et de la pression hydrostatique σ_H=p. Si une partie de ce trajet passe au-dessus de la limite d'amorçage du matériau (définie à partir des limites de fatigue en flexion et torsion alternée), alors la condition étudiée risque d'amorcer une fissure selon le critère de Dang Van. La distribution de ce risque dans le contact, obtenue en calculant le trajet de chargement tout au long de la surface, permet aussi de localiser le site de premier amorçage. Petiot valida le critère de Dang Van pour son contact en comparant ses calculs à l'expertise d'éprouvettes de fretting fatigue.

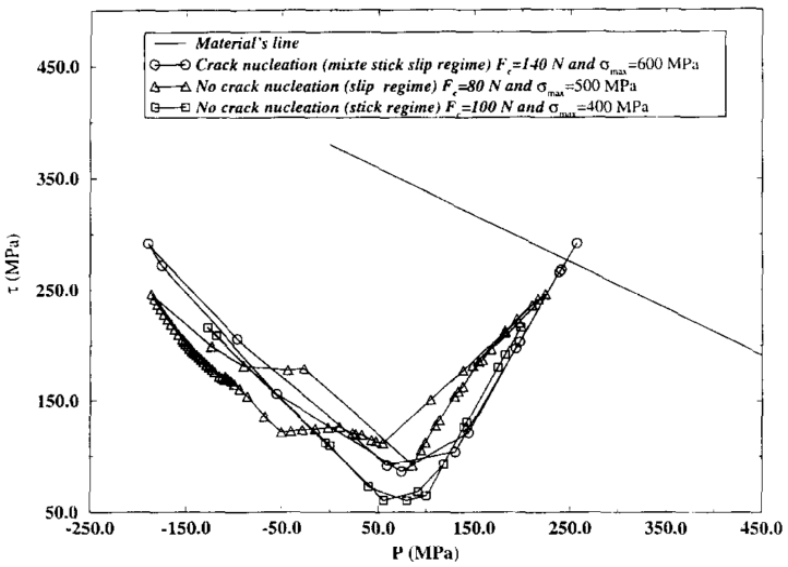


Figure 1-19 : Evolution du trajet de chargement en fonction de la pression hydrostatique et de la scission (Petiot et al. 1995).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Peu après, en 1996, Szolwinski et Farris choisirent d'utiliser le critère SWT pour l'estimation de l'amorçage en fretting fatigue (Szolwinski & Farris 1996). Cependant leurs résultats ne furent pas satisfaisants, étant trop conservatifs par rapport aux durées de vie expérimentales. Cette tendance a depuis été couramment observée avec la généralisation de l'application des critères de fatigue multiaxiale au fretting. Elle est aujourd'hui parfaitement expliquée par le gradient de contrainte de la sollicitation de contact (Fouvry et al. 1998).

1.4.3 Effet du gradient de contrainte de la sollicitation de contact sur la prévision de l'amorçage des fissures

La sollicitation de fretting fatigue est caractérisée par un fort gradient de contrainte. Ce dernier provient de la sollicitation de contact qui induit une singularité qui peut être assimilée au problème des éprouvettes entaillées (notched) (Dini et al. 2006). Cependant comparé à une éprouvette trouée de fatigue (notch), le gradient de contrainte d'un essai de fretting peut être supérieur d'un ordre de grandeur (Figure 1-20). L'effet du gradient de contrainte en fretting dépend directement du rayon de cylindre étudié. Cet effet fut étudié pour la première fois par Bramhall en 1973 lors de ses travaux de doctorat (Bramhall 1973). En dessous d'un rayon minimum, le contact est trop petit pour être à même de générer des fissures assez longues pour être propagées par fatigue. A pression maximale constante dans le contact, un gradient de contrainte très sévère réduit le domaine d'influence du contact et, par conséquent, limite le risque d'amorçage des fissures.

Mais pour un cas classique, ce chargement de contact génère une surestimation de l'état de contrainte et par conséquent du risque d'amorçage au lieu-dit « point chaud », qui est le point le plus chargé du contact (Taylor 2008). En fretting fatigue, ce point chaud se situe en surface en bordure de contact (Figure 1-20). Ainsi pour prévoir le risque d'amorçage en fretting-fatigue, des méthodes non locales doivent être considérées.

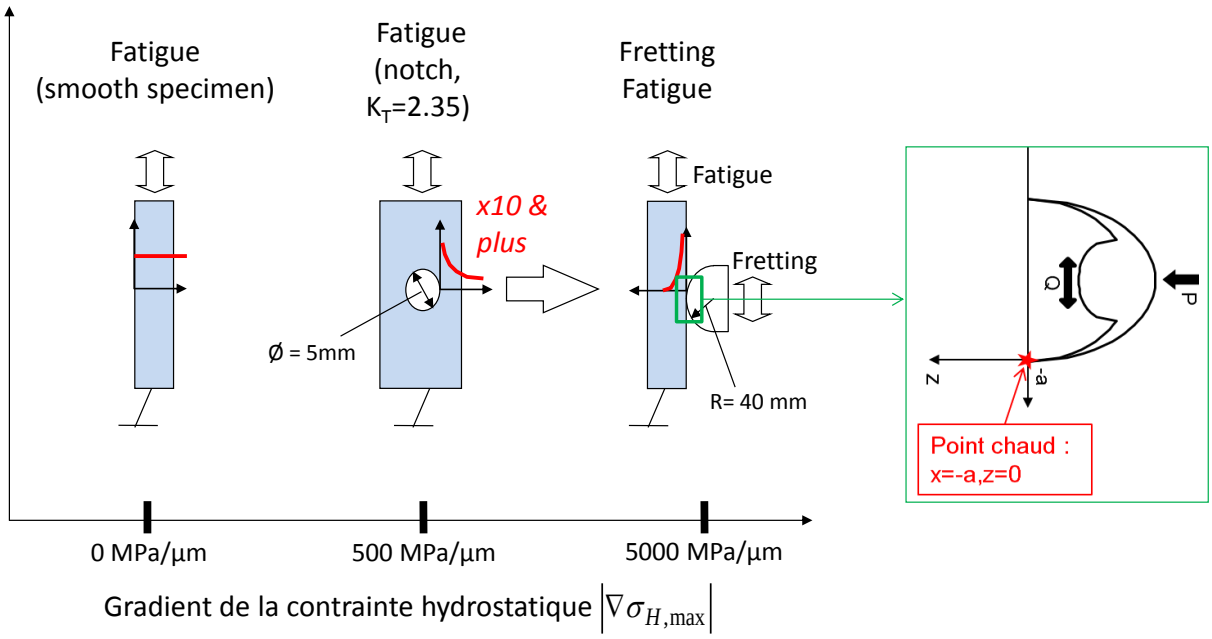


Figure 1-20 : Comparaison des gradients de contrainte

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Les méthodes non locales ne sont pas récentes, ayant été introduites pour la fatigue des éprouvettes entaillées (Neuber 1958; Peterson 1959). Elles sont largement utilisées aujourd'hui puisqu'elles peuvent être facilement combinées avec les analyses par éléments finis, permettant une estimation précise de la rupture et du comportement en fatigue (Taylor 2008).

Plusieurs stratégies peuvent être appliquées. La première consiste à calculer le trajet de chargement de la contrainte moyennée sur un volume représentatif autour du point chaud. Elle a été utilisée pour la première fois sur un problème de fretting par Fouvry et al. (Fouvry et al. 1998). Un aspect clé de cette approche est la détermination du volume de matière représentatif, habituellement défini par sa largeur ℓ_V (=ℓ_{3D}). En effet il n'existe pas à ce jour d'approche universelle pour déterminer ce volume représentatif. Puis le risque d'amorçage est calculé en appliquant une analyse de fatigue multiaxiale à partir du trajet de chargement.

Au lieu de considérer un volume, la moyenne peut être effectuée sur une surface représentative en considérant une ligne perpendiculaire à la surface partant du point chaud (Fouvry & Kubiak 2009a)(Figure 1-21). Comme cette surface présente une morphologie similaire à celle d'une fissure, cette approche semble mieux adaptée d'un point de vue physique. Dans cette stratégie, la longueur de la ligne ℓ_S (=ℓ_{2D}), sur laquelle est faite la moyenne est le paramètre critique.

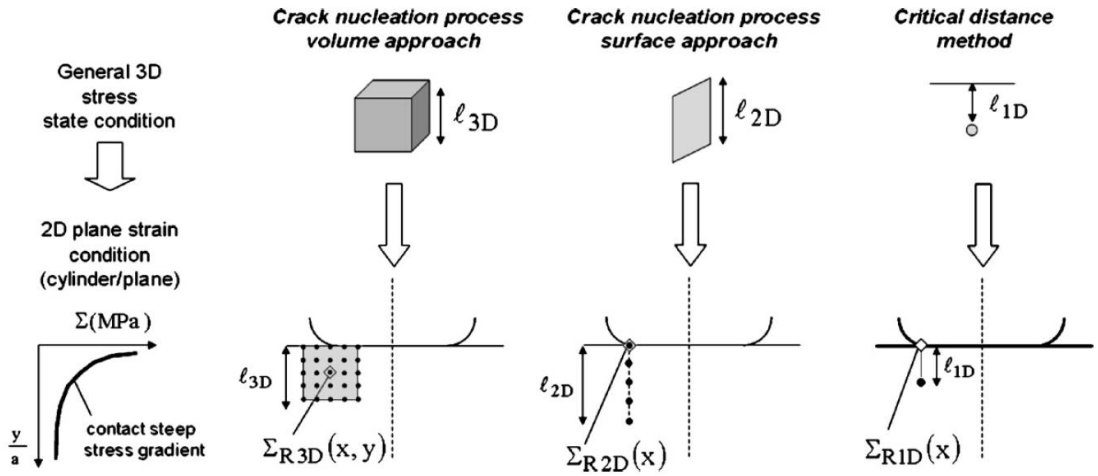


Figure 1-21 : méthodes non locales (Fouvry & Kubiak 2009a).

Une deuxième stratégie, largement appliquée dans le domaine de la recherche académique est basée sur la méthode de la distance critique développée par Taylor et al. (Taylor 1999). Elle consiste à considérer la contrainte équivalente de fatigue à une distance critique ℓ_C (=ℓ_{1D}) sous le point chaud. Cette démarche a été appliquée avec succès pour prévoir l'endurance en fretting fatigue.

Une autre stratégie consiste à utiliser une fonction de poids du gradient de contrainte (Papadopoulos 1996). La fatigue est toujours estimée au point chaud mais la contrainte équivalente obtenue est multipliée par un coefficient w. Ce coefficient, est défini comme une fonction décroissante linéaire du gradient de contrainte hydrostatique opérant à côté du point chaud ($|\nabla\sigma_H|$) $w=1-k|\nabla\sigma_H|$ avec $k>0$. Il est à noter que la fonction de poids est égale à 1 en l'absence d'un gradient de contrainte ce qui correspond à la condition d'un simple essai de traction-compression.

Une fois qu'un état de contrainte représentatif est considéré, un critère de fatigue multiaxiale tels que ceux présentés au paragraphe précédent est appliqué pour estimer le risque d'amorçage. Cette stratégie a été appliquée avec succès par Amargier et al. et Ferré et al. (Amargier et al. 2010; Ferré et al. 2013) pour estimer le risque d'amorçage en fretting d'un alliage à base de Nickel (Figure 1-22).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cependant la prévision dépend toujours du volume représentatif, habituellement défini par la longueur ℓ_∇ sur laquelle le gradient de contrainte est calculé.

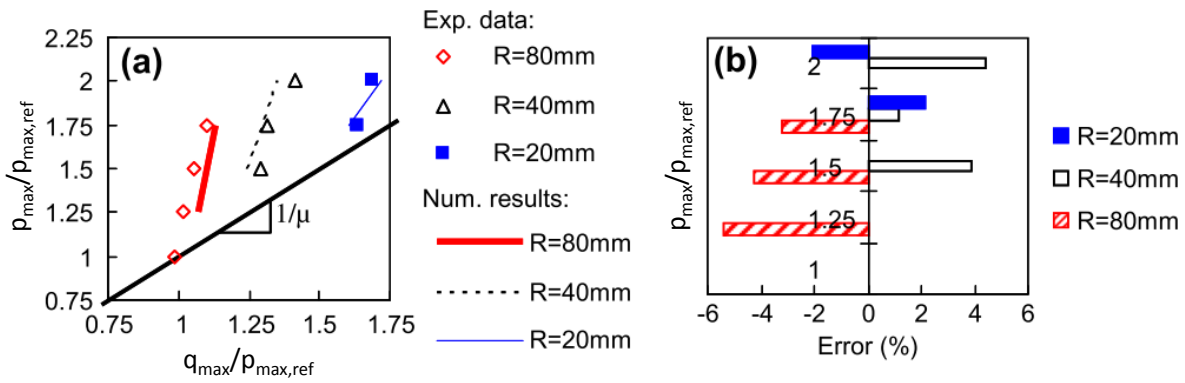


Figure 1-22 : Prévision de l'amorçage en prenant en compte un volume représentatif de longueur ℓ_∇. (a) Frontières d'amorçage expérimentales et numériques dans le diagramme p_{max}-q_{max}. (b) Erreur entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées. (Amargier et al. 2010)

Les travaux de Kubiak et al. et plus récemment de Ferré et al. (Fouvry & Kubiak 2009a; Ferré et al. 2013) ont montré que les différentes méthodes non locales permettent des estimations équivalentes du risque d'amorçage tant que les paramètres ℓ_V, ℓ_S, et ℓ_C sont bien identifiés. Ainsi, quelle que soit la méthode, la prévision va dépendre de la variable utilisée pour calculer les états de contrainte représentatifs : ℓ_V, ℓ_S, ℓ_∇ ou ℓ_C.

Plusieurs approches considèrent la taille d'un grain microstructural comme un paramètre pertinent (Dang Van 1993; Miller 1993; Fouvry et al. 1998; Proudhon et al. 2006b). Une stratégie alternative développée par Taylor, considérant le formalisme de Kitagawa et Takahashi (Kitagawa & Takahashi 1976), suppose que la distance critique optimale est égale à la moitié de la valeur de la longueur de fissure à la transition de fissure courte à fissure longue b_0. Cette valeur peut être approximée en fonction de la limite de fatigue alternée (σ_d) et du seuil d'amplitude du facteur d'intensité de contrainte en fissure longue (ΔK_0):

$$\ell_C = \ell_T = \frac{b_0}{2} = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{\Delta K_0}{1.12\sigma_d}\right)^2 \qquad (1\text{-}18)$$

Cette approche fut initialement appliquée à la fatigue des éprouvettes entaillées (Taylor 1999; Tanaka 1983); mais Araùjo et ses co-auteurs obtinrent des prévisions satisfaisantes pour l'estimation de l'endurance en fretting-fatigue (Araújo et al. 2008). Une autre solution consiste à calibrer par méthode inverse les longueurs représentatives sur un essai de fretting simple et à utiliser la longueur déterminée pour calculer le risque d'amorçage des autres essais. Cette méthode a été utilisée avec succès sur des aciers (Fouvry & Kubiak 2009b).

Cependant une étude récente, étudiant l'amorçage de petites fissures (b=10µm) pour un large spectre de rayons de cylindre (et donc de gradients de contrainte) a montré que la distance critique optimale évolue avec le gradient de contrainte utilisé (Fouvry et al. 2014). Donc une valeur constante de distance critique ne peut pas être représentative des effets de gradients de contrainte lorsqu'un très large spectre de gradients est imposé. Comme de très petites longueurs de fissures étaient observées, l'auteur suggéra que la prévision pourrait dépendre de la longueur de fissure considérée pour décrire l'amorçage.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.5 Modélisation de la propagation des fissures

De nombreuses méthodes ont été développées pour décrire l'évolution d'une fissure dans un milieu continu. Outre les méthodes analytiques et semi analytiques (Hills 1996), les méthodes numériques telles que la méthode des éléments finis (FEM) et la méthode des éléments finis étendus (XFEM) sont très utilisées. La plus répandue est la méthode des éléments finis (FEM). Relativement peu couteuse en temps de calcul, elle permet l'étude de géométries complexes, ainsi que la prise en compte de lois de comportement plus élaborées. Cependant, cette méthode montre des limites dans la simulation de la propagation de la fissure. En effet, elle nécessite de reconstruire le maillage à chaque incrément, ce qui est très couteux en ressources de calculs, tout particulièrement en 3D.

La méthode des éléments finis étendus (X-FEM) est un enrichissement de la FEM qui fut proposée en 1999 (Nicolas et al. 1999). C'est la méthode la plus adaptée pour simuler la propagation de fissure grâce à sa relative indépendance vis-à-vis du maillage des éléments finis. Des progrès importants ont été faits au cours des dernières années dans l'application de cette méthode aux problèmes de fretting (Pierres et al. 2010; Baietto et al. 2013; Trollé et al. 2014). Récemment Hojjati-Talemi et al. (Hojjati-Talemi et al. 2013) ont montré que dans le cas d'un modèle simple en 2D de fretting fatigue, la méthode FEM et celle des XFEM ont presque les mêmes résultats.

1.5.1 Le facteur d'intensité de contrainte, moteur de la propagation

La propagation et la rupture des pièces sont principalement dues à la sollicitation de fatigue, comme il a été expliqué au § 1.3.1. Le facteur d'intensité de contrainte (FIC) K est le moteur de la propagation des fissures. Il fut introduit par Irwin en 1957 (Irwin 1957) et est fondé sur une description analytique de l'état de contrainte en pointe de fissure. Il s'exprime différemment selon le mode de propagation (I, II ou III). Si la direction macroscopique de propagation de la fissure est perpendiculaire à la contrainte afin de permettre à la fissure de s'ouvrir, la propagation est en mode d'ouverture ou mode I. C'est le cas le plus classique. Deux autres modes de propagation existent : le mode de cisaillement dans le plan (mode II) et le mode de cisaillement hors plan (mode III) (Figure 1-23).

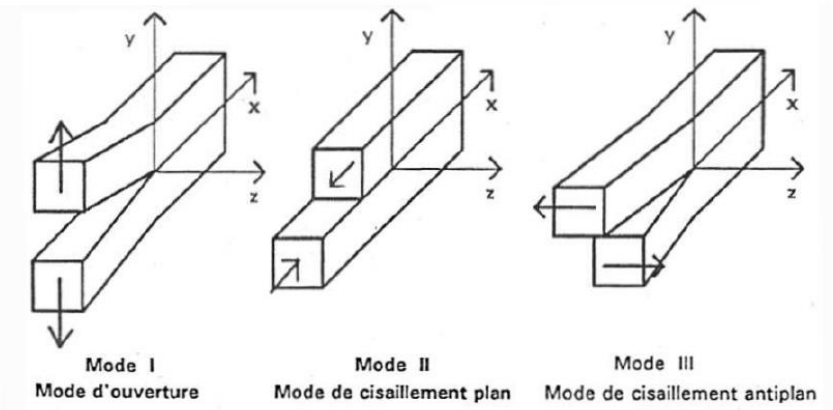


Figure 1-23 : Illustration des modes de propagation de fissure

Dans le cas d'une fissure de longueur 2b placée dans une plaque mince infinie soumise à un chargement axial σ (Figure 1-24), le champ de contraintes en un point situé à une distance r de la pointe de la fissure peut être calculé de la manière suivante (r<<b).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{\sigma\sqrt{\pi b}}{\sqrt{2\pi r}} cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right) \\ \sigma_y = \frac{\sigma\sqrt{\pi b}}{\sqrt{2\pi r}} cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right) \\ \sigma_z = \frac{\sigma\sqrt{\pi b}}{\sqrt{2\pi r}} cos\frac{\theta}{2}\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (1\text{-}19)$$

Le terme $\sigma\sqrt{\pi b}$ apparaît dans chaque composante du tenseur des contraintes. Chaque composante peut donc s'exprimer telle que :

$$\sigma_{i,j} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{i,j}(\theta) \quad (1\text{-}20)$$

Où K représente le FIC du mode de chargement qui est ici le mode I.

$$K = \sigma\sqrt{\pi b} \quad (1\text{-}21)$$

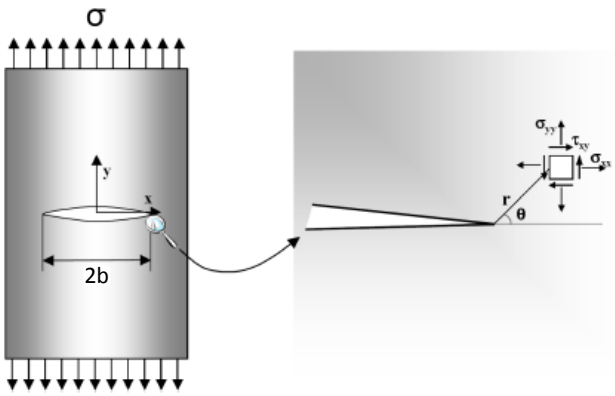


Figure 1-24 : fissure en mode I dans une plaque infinie et définition du système de coordonnées en pointe de fissure.

De nombreuses autres configurations sont décrites analytiquement. Par ailleurs depuis sa définition initiale, le champ d'application du FIC a été étendu pour intégrer des aspects tels que la plasticité, les phénomènes de fermeture de fissure, et même les effets de fissures courtes.

1.5.2 Formalisation de la cinétique de propagation

La manière la plus connue et la plus utilisée d'estimer la cinétique de propagation est d'utiliser la loi de Paris (Paris & Erdogan 1963). En 1963, Paris introduisit une courbe empirique permettant de quantifier la vitesse de croissance d'une fissure en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte (Figure 1-25). Cette courbe prévoit un arrêt de fissuration lorsque la variation du FIC (ΔK) diminue à une valeur seuil ΔK_{th} et la rupture lorsque ΔK atteint une valeur maximum critique K_C. Entre ces zones, il existe un domaine où le logarithme de la vitesse de propagation évolue linéairement avec le logarithme de ΔK.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Afin de décrire cette évolution linéaire, une équation a été introduite, connue sous le nom de loi de Paris :

$$\frac{db}{dN} = C.(\Delta K)^m \quad (1\text{-}22)$$

Avec ***b*** la longueur de fissure, ***N*** le nombre de cycle et ***C*** et ***m*** des constantes dépendantes du matériau. En intégrant cette loi, il est possible de connaitre la durée de vie ***N*** du matériau en fonction de la longueur de fissure (***b_0*** correspond à la fissure initiale obtenue au bout de ***N_0*** cycles).

$$N = \int_{b_0}^{b} \frac{db}{C.(\Delta K)^m} + N_0 \quad (1\text{-}23)$$

Cette loi, bien qu'empirique, car basée sur une démarche expérimentale, a depuis été vérifiée dans de nombreuses situations, sur divers matériaux par un grand nombre d'auteurs.

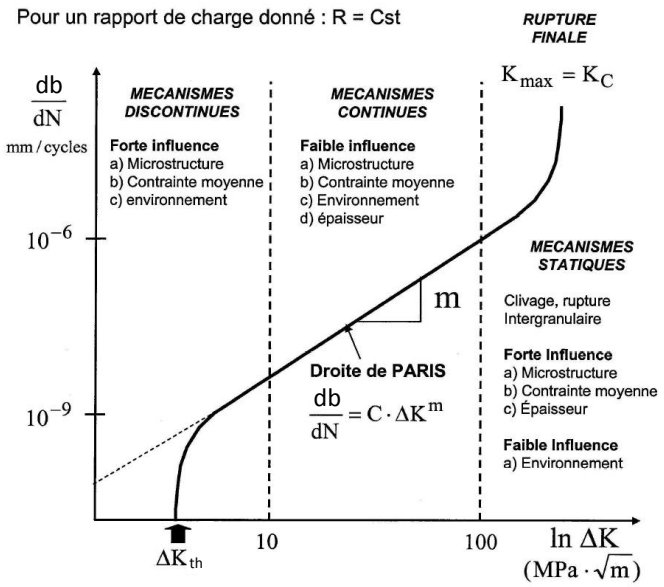


Figure 1-25 : Représentation schématique de la courbe de propagation d'une fissure en fonction du logarithme de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte (Proudhon 2005).

1.5.3 Le phénomène de fermeture de fissure

Comme précisé précédemment le paramètre principal régissant la propagation est le FIC. Cependant beaucoup de facteurs peuvent l'influencer. Un premier facteur est l'environnement : vide, air, environnement corrosif…(Bradshaw & Wheeler 1969; Hénaff et al. 2007) Toutefois, un des principaux facteurs d'influence est le rapport de charge de fatigue R_σ. Ce dernier est défini comme le rapport des contraintes minimum et maximum au cours d'un cycle de chargement (c.-à-d. $R_\sigma=\sigma_{min}/\sigma_{max}$). Une augmentation de R_σ entraîne une augmentation de la vitesse de propagation des fissures pour une variation de FIC constante, et donc une translation de la courbe de Paris sur la gauche du diagramme (Klesnil & Lukas 1972).

L'influence du rapport de charge peut être expliqué par le travail d'Elber (Elber 1971). Cet auteur a prouvé expérimentalement que pour un chargement oscillatoire en mode I, la fissure peut rester fermée pendant une partie du cycle de chargement. En considérant qu'une fissure ne peut se propager que si elle est complétement ouverte, seule une partie du cycle de chargement contribue effectivement à la propagation.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

La partie effective de la variation du FIC peut être définie comme :

$$\Delta K_{eff}=K_{max}-K_{ouv} \quad (1\text{-}24)$$

Ainsi qu'il est schématisé sur la Figure 1-26, avec K_{ouv} le FIC correspondant au chargement d'ouverture de la fissure.

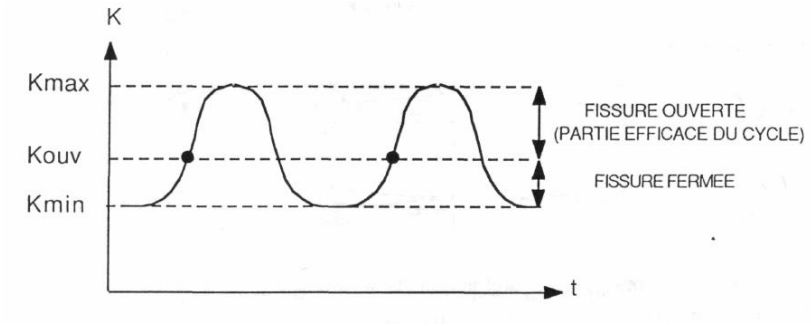


Figure 1-26 : Définition de la partie effective du cycle de chargement (Elber 1971).

Elber explique cette fermeture de la fissure par des phénomènes de contraintes résiduelles compressives dans le sillage de la fissure. Depuis, d'autres causes ont été identifiées (Figure 1-27) (Ritchie & Suresh 1982).

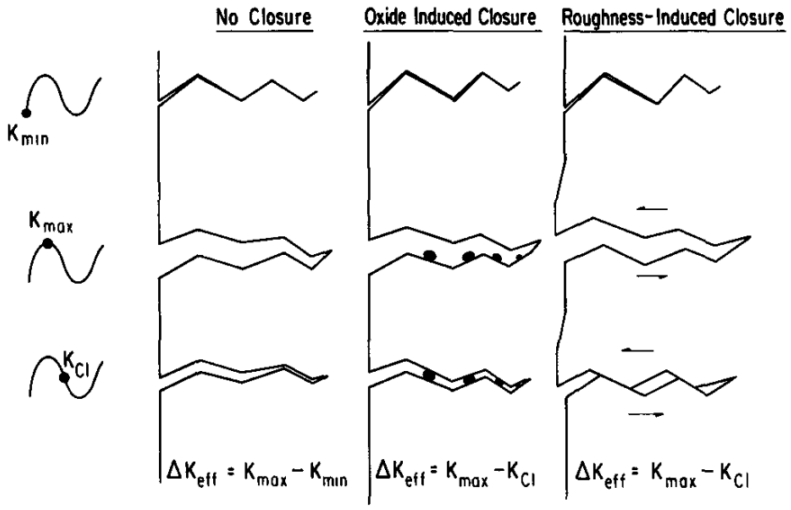


Figure 1-27 : Représentation schématique des divers mécanismes de fermeture de fissure (Ritchie & Suresh 1982).

- Fermeture induite par la plasticité : la zone plastique à l'extrémité des fissures de fatigue entraîne, lors de la phase de décharge, une mise en contact des lèvres de la fissure avant que la contrainte minimale soit atteinte. Lors de la partie en traction du cycle de fatigue, l'ouverture des lèvres de la fissure se produit avec un certain retard entraînant une réduction de la force motrice et par conséquent de la vitesse de propagation (Elber 1971).

- Fermeture induite par l'oxydation : elle est prépondérante au voisinage du seuil d'arrêt de fissuration. Ces oxydes proviennent de l'oxydation des lèvres de la fissure du fait de l'environnement et des débris d'usure suite à des processus de « fretting » entre les surfaces de

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

la fissure (Budianski & Hutchinson 1978). Pour les aciers, la couche d'oxyde s'épaissit au fur et à mesure que la vitesse de propagation diminue. Elle a le même ordre de grandeur que l'ouverture de fissure au voisinage du seuil d'arrêt de fissuration (Davidson & Lankford 1981).

- Fermeture induite par la rugosité : cette dernière cause est liée au profil des fissures. Des déplacements en mode II peuvent apparaître entre les rugosités de la fissure proche du seuil d'arrêt de fissuration.

La valeur du K_{ouv} étant très difficile à obtenir, des approximations sont généralement considérées. Elber proposa originalement, pour un alliage d'aluminium 2024-T3, l'approximation suivante :

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = 0.5 + 0.4R_K \text{ pour } -0.1 \leq R_K \leq 0.7 \quad (1\text{-}25)$$

$$\text{Avec } R_K = K_{min}/K_{max} \quad (1\text{-}26)$$

$$\text{et } \Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv} = K_{max}(1 - \frac{K_{ouv}}{K_{max}}) \quad (1\text{-}27)$$

Ce qui permet de retrouver la relation plus connue :

$$\frac{K_{ouv}}{K_{max}} = 0.5 + 0.1R_K + 0.4R_K^2 \quad (1\text{-}28)$$

Cette proposition n'est malheureusement pas représentative des R_K négatifs. En effet, quand R_K diminue, l'équation (1-28) augmente alors qu'elle devrait diminuer. De nombreuses études ont proposé des modifications empiriques à l'équation (1-28), en fonction du matériau et des conditions expérimentales, et aussi pour améliorer sa représentativité pour les R_K négatifs. Un exemple d'une de ces améliorations est la proposition de Schijve (Schijve 1981) :

$$\frac{K_{ouv}}{K_{max}} = 0.45 + (0.1 + \alpha_S)R_K + (0.45 - 2\alpha_S)R_K^2 + \alpha_S R_K^3 \quad (1\text{-}29)$$

Avec α_S, paramètre permettant d'optimiser le fittage des résultats. La Figure 1-28 présente une application du modèle de Schijve. Elle confirme son fonctionnement pour les rapports de charge allant de R_K=-1 à R_K=0.54.

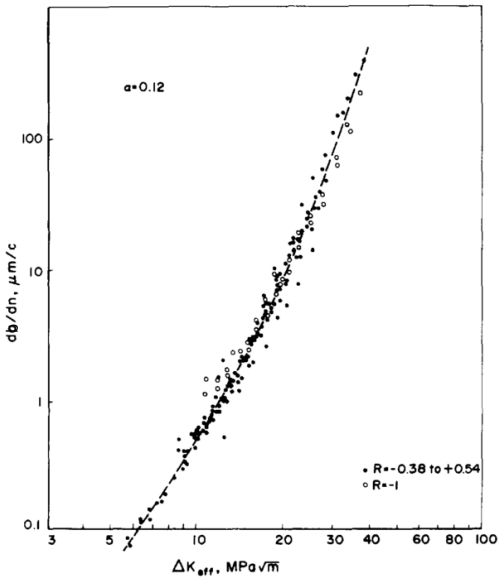


Figure 1-28 : Application de la formulation efficace de Schijve pour un 2024-T3 avec α_S=0.12. (Schijve 1981)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

V. Gros (Gros 1996) propose dans son manuscrit de thèse une modification de ces modèles afin d'obtenir une variation du FIC seuil $\Delta K_{eff,th}$=0MPa.m$^{1/2}$. Pour le modèle d'Elber, elle obtient la simplification suivante :

- Pour $R_K>0$; $\Delta K_{eff}= K_{Imax}-4$ (1-30)
- Pour $-1<R_K<0$; $\Delta K_{eff}= K_{Imax}-(4.R_K +4)$ (1-31)
- Pour $R_K<-1$; $\Delta K_{eff}= K_{Imax}$ (1-32)

Nous verrons dans la suite de ce manuscrit que cette formulation fournit de très bons résultats.

Il existe de nombreuses autres formulations telles que celles de Walker (1970), Newman (1984), Vasudevan (1994)… qui sont détaillées dans les travaux de Gros (Gros 1996). Dans la plupart des cas, pour les rapports de charge négatifs, seul le K_{max} est considéré, puisqu'il représente la partie ouverte du cycle de chargement. Avec ces modèles, les différentes cinétiques de propagation à différents rapport de charge, se rassemblent selon une cinétique de propagation maîtresse dans le diagramme efficace de Paris : db/dN=f(ΔK_{eff}). La Figure 1-28 montre une telle courbe maîtresse après l'application du modèle de Schijve.

L'approximation d'Elber, bien que très répandue en raison de sa simplicité, n'est pas toujours représentative. Ainsi, il est souvent observé que les ΔK_{eff} calculés pour des faibles rapports de charge (par exemple R_σ=0.1) sont plus petits au seuil que les amplitudes de FIC ΔK pour les forts rapports de charge (R_σ>0.8 ou plus) où la fermeture de fissure est normalement absente.

Cette contradiction a créé un débat récurrent quant à la signification des mesures de fermeture basées sur la complaisance pour la modélisation de la propagation de fissure. Il y également toujours des difficultés à corréler (de manière consistante) les mesures de fermeture de fissure avec le comportement en propagation (Kujawski 2001).

D. Kujawski propose un nouveau paramètre « moteur » de la fissuration par fatigue pour prendre en compte l'effet du rapport de charge qui limite l'implication de données expérimentales discutables (Kujawski 2001).

$$\bar{K}^* = (K_{max})^{\alpha_K}(\Delta K^+)^{1-\alpha_K} \quad (1\text{-}33)$$

Où $0 \leq \alpha_K \leq 1$ est un paramètre qui caractérise la sensibilité apparente du $\bar{K}^*$ au K_{max} appliqué, et ΔK^+est la partie positive de la variation du FIC appliqué ($\Delta K^+=\Delta K$pour $R_K \geq 0$ et $\Delta K^+=K_{max}$ pour $R_K \leq 0$).

Pour les rapports de charge négatifs, la même formulation que pour Elber à savoir $\bar{K}^*=K_{max}$ est retrouvée. Le paramètre $\bar{K}^*$ permet, contrairement à l'approximation d'Elber, d'unifier en une seule équation la prévision de la vitesse de fissuration quel que soit le rapport de charge.

1.5.4 Comportement particulier des fissures courtes

Le problème des fissures courtes peut être résumé simplement par le fait que leur propagation ne suit pas la loi de Paris (Miller 1982).

Plus particulièrement, de nombreux auteurs, parmi lesquels Pearson pour les premières observations dans les alliages d'aluminium (Pearson 1975), rapportent que les fissures très courtes se propagent avec une vitesse supérieure ou égale à celle des fissures longues pour des valeurs de ΔK inférieures à $\Delta K_{\emptyset}$, seuil d'arrêt de fissuration des fissures longues (Figure 1-29).

Les lois de fissuration des fissures longues sont déterminées avec des essais normalisés, type essais C(T) à amplitude de FIC décroissante, jusqu'à aboutir au seuil d'arrêt de fissuration $\Delta K_{\emptyset}$ (ASTM E647-15). A contrario, la propagation des fissures courtes au sein des pièces se fait à amplitude de FIC

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

constante (puisqu'elle part de zéro) et pour des valeurs de FIC qui peuvent être inférieures à $\Delta K_{\emptyset}$ (Proudhon 2005). De plus leur comportement en propagation est compliqué par le fait que des aspects tels que la microstructure, la condition de charge (contrainte moyenne), la plasticité et l'environnement peuvent l'influencer. Cette vitesse élevée de propagation des fissures mécaniquement courtes a souvent été attribuée à l'absence de fermeture significative dans la première étape de propagation, à cause de la faible dimension du sillage plastique.

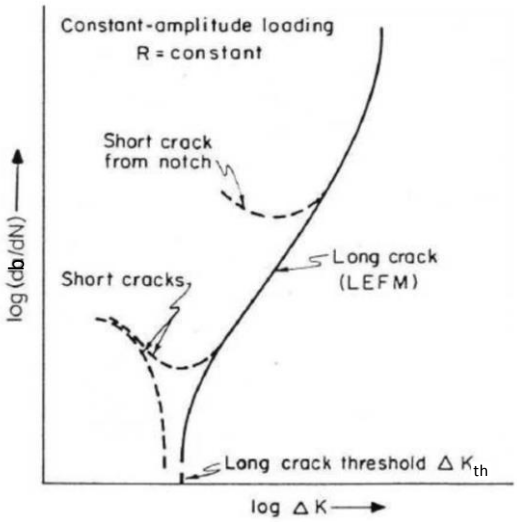


Figure 1-29 : Allure caractéristique des courbes de propagation de fissures courtes de fatigue par rapport aux fissures longues (Suresh & Ritchie 1984).

Définir la limite entre fissure courte et fissure longue reste difficile. En 1976, Kitagawa et Takahashi (Kitagawa & Takahashi 1976) proposèrent un diagramme (Figure 1-30) où :

- La première droite correspond à la limite de fatigue :
  $\sigma=\sigma_d(R_\sigma=0)$; (1-34)
- La seconde droite correspond au seuil d'arrêt de propagation des fissures longues (cas d'une fissure débouchante) :
  $\Delta K_{\emptyset} = 1.12.\sigma\sqrt{\pi b}$; (1-35)
- Leur point d'intersection définit la transition entre fissures courtes et fissures longues :
  $b_0 = \frac{1}{\pi}\left(\frac{\Delta K_{\emptyset}}{1.12\sigma_d}\right)^2$; (1-36)
- La surface formée sous ces deux droites correspond au domaine de non propagation.

Selon le matériau considéré, b_0 peut varier de quelques microns à plusieurs centaines de microns (De Pannemaecker et al. 2015).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

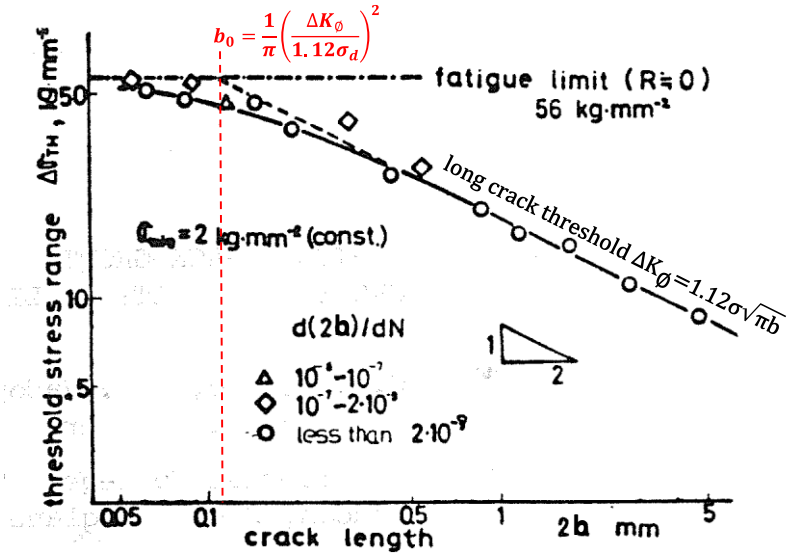


Figure 1-30 : Diagramme de Kitagawa et Takahashi (Kitagawa & Takahashi 1976).

La majeure partie des travaux réalisés sur le comportement particulier des fissures courtes se concentre sur l'obtention de leur loi de propagation. Etant donné que nous n'étudierons pas directement les fissures courtes dans la suite de ce travail, nous ne nous étendons pas sur ces développements.

1.5.5 Définition de l'arrêt de fissuration

Pour le chargement de fretting fatigue, la limite d'endurance peut dépendre de la condition d'amorçage ou de la condition d'arrêt de fissuration. Dans le second cas, la courbe de Paris présentée précédemment prévoit un arrêt de fissuration lorsque la variation du FIC atteint un seuil ΔK_{th}. Seulement, comme pour la propagation, les comportements en fissure courte et en fissure longue doivent être considérés séparément.

Kitagawa et Takahashi introduisirent une formulation du seuil d'arrêt de fissuration en fonction de la longueur de fissure à la transition entre fissure courte et fissure longue b_0 (Kitagawa & Takahashi 1976):

- Si $b>b_0$ (fissure longue) : $\Delta K_{th} = \Delta K_\emptyset$ (1-37)

- Si $b<b_0$ (fissure courte) : $\Delta K_{th}=\Delta K_\emptyset.\sqrt{\frac{b}{b_0}}$ (1-38)

Avec $\Delta K_\emptyset$ le seuil d'arrêt de propagation des fissures longues.

Araùjo et Nowell étendirent ce formalisme au fretting fatigue en 1999 (Araujo & Nowell 1999). La Figure 1-31 représente l'évolution du seuil d'arrêt de fissuration en fonction de la longueur de fissure. Il y a un net changement de comportement au passage fissure courte - fissure longue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

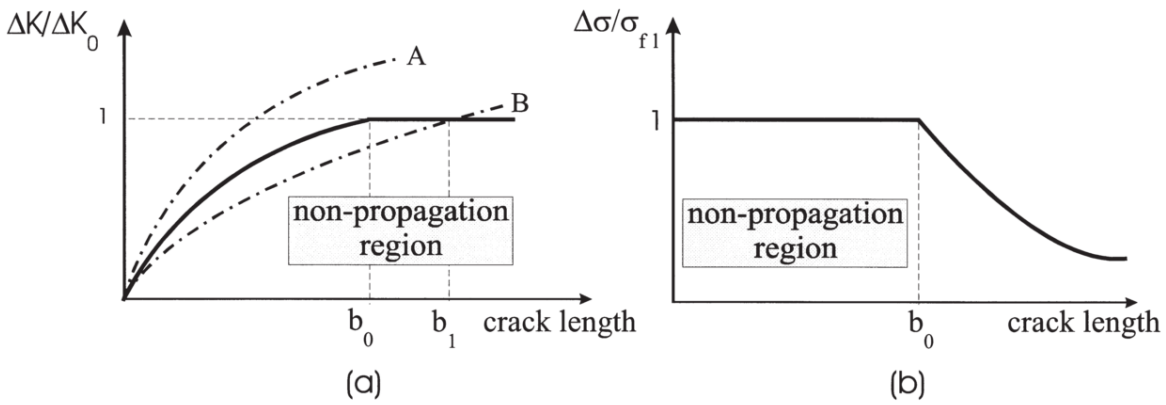


Figure 1-31 : frontière d'arrêt de fissuration en fonction de la longueur de fissure (a) en fonction de la variation du FIC ΔK et (b) en fonction des contraintes Δσ (Araujo & Nowell 1999).

Si l'évolution de ΔK en fonction de la longueur de fissure entre dans une zone de non propagation (sous la courbe), alors la fissure s'arrête de propager. Si l'évolution de ΔK reste au-dessus de la courbe seuil en permanence, alors la fissure se propagera jusqu'à la rupture de la pièce.

Comme pour la cinétique de propagation, le seuil d'arrêt de fissuration varie en fonction du rapport de charge, mais aussi en fonction des processus d'arrêt de fissuration. Les formulations efficaces permettent également de prendre en compte ces variations. Newman montre ainsi que son modèle permet de n'avoir qu'un seul seuil d'arrêt de fissuration efficace $\Delta K_{eff,th}$, quel que soit le rapport de charge (Newman 1998). Sa formulation décrit également la cinétique de propagation en fissures longues et fissures courtes.

1.6 Modèles d'estimation de la durée de vie

Estimer la durée de vie des pièces d'assemblage est essentiel pour l'industrie. De nombreux modèles existent. Les plus communs en industrie considèrent que la durée de vie peut être reliée au temps nécessaire à l'amorçage d'une fissure et que la propagation est négligeable. C'est le cas du premier paramètre pour la prévision de la durée de vie en fretting fatigue qui fut développé par Ruiz en 1984 (Ruiz et al. 1984) :

$$k = \sigma_T . \tau . \delta \qquad (1\text{-}39)$$

Avec $\sigma_T = \sigma_{11}$ la contrainte de traction et $\tau . \delta$ le travail de frottement calculé par le produit de la contrainte de cisaillement τ et du glissement relatif sur la surface δ. Il permet, grâce à la prise en compte du travail du frottement maximal, d'estimer la durée de vie en fretting usure et montre une bonne concordance avec les durées de vie expérimentales. Ruiz a ensuite enrichi son paramètre afin de pouvoir prévoir le site d'amorçage de la fissure.

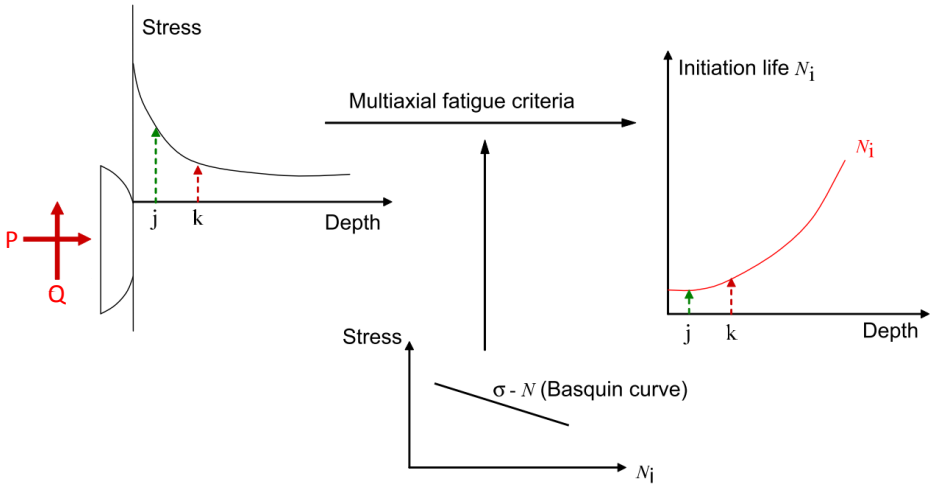
D'autres auteurs ne considèrent que la phase de propagation dans le calcul de durée de vie (Giannakopoulos et al. 1998). Plus récemment Navarro a démontré (Navarro et al. 2008) qu'une phase ne peut pas a priori être négligée par rapport à l'autre. En effet l'une peut être prédominante sur l'autre mais cela dépend de nombreux facteurs tels que les matériaux, les chargements, les géométries, l'environnement ou les critères utilisés. Les derniers articles parus dans la littérature (Vázquez et al. 2014; Hojjati-Talemi et al. 2014) s'accordent donc à estimer la durée de vie en ajoutant une phase d'amorçage, éventuellement une phase de propagation en fissure courte, puis une phase de propagation en fissure longue. Les modèles de propagation présentés précédemment, telles que la loi de Paris et autres lois assimilés, permettent sans peine de remonter à la durée des phases

de propagation. Les critères d'amorçage présentés au § 1.4.1 permettent de prévoir le risque d'amorçage et éventuellement sa localisation. En revanche, ils ne répondent pas à la question du nombre de cycles nécessaire à l'amorçage. Cette question est d'autant plus compliquée qu'il n'y a pas de règle claire définissant quelle longueur de fissure correspond à l'amorçage.

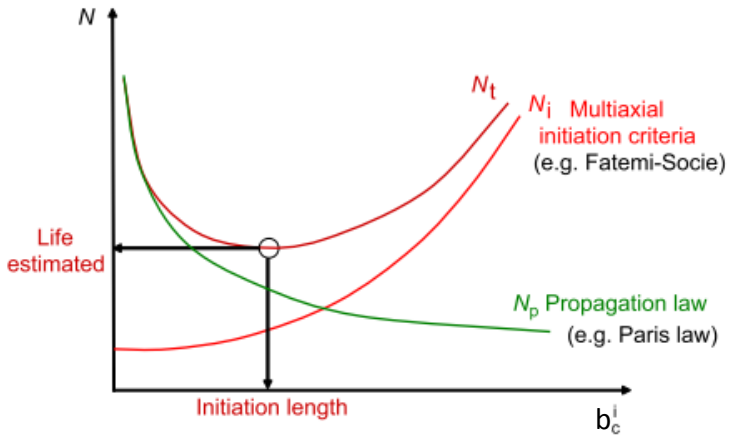
1.6.1 Estimer la durée de vie à l'amorçage : effet de la longueur de fissure initiale

La longueur de fissure à considérer pour l'amorçage est un des principaux problèmes liés à la définition de l'amorçage. Actuellement il n'y a pas de critère clair permettant de définir a priori cette valeur. Certains auteurs choisissent de fixer une valeur (Araújo & Nowell 2002; Szolwinski & Farris 1998; Lykins et al. 2001). Il peut s'agir d'une valeur arbitraire, en général 10µm (Madge et al. 2008), mais le plus souvent, elle est définie en fonction du paramètre de El Haddad (El Haddad et al. 1979) (cf. équation 1-18).

D'autres auteurs choisissent une longueur initiale de fissure variable. Ce sont les approches de mécanique d'endommagement continu (CDM) qui sont basées sur la proposition de Navarro (Navarro et al. 2008) reprise ensuite par Hojjati-Talemi (Hojjati-Talemi et al. 2014). La Figure 1-32 présente le modèle de Navarro.



(a)



(b)

Figure 1-32 : (a) Méthode d'obtention de la durée de vie pour obtenir une fissure, (b) méthode d'obtention de la durée de vie totale N_t en fonction de la longueur de fissure à l'amorçage (Giner et al. 2011).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Le nombre de cycles nécessaire à l'amorçage d'une fissure de longueur donnée est estimé en évaluant les contraintes selon le chemin de fissuration supposé, et en les comparant à la courbe S-N du matériau. Du fait de la complexité du champ de contraintes lié à la sollicitation de fretting, un critère de fatigue multiaxial est appliqué, en l'occurrence Fatemi-Socie (Fatemi & Socie 1988) dans le cas de ce travail (Navarro et al. 2008). La durée de vie en propagation est calculée comme le nombre de cycles nécessaire pour propager une fissure d'une longueur donnée jusqu'à la rupture. Elle est estimée avec la loi de Paris. La courbe N_t, qui correspond à la somme du nombre de cycles à l'amorçage et du nombre de cycles de propagation restant avant la rupture, est ensuite calculée pour chaque longueur de fissure donnée. Le minimum de cette courbe est la condition la plus défavorable entraînant la durée de vie la plus courte (Navarro et al. 2008). La profondeur à laquelle se trouve ce minimum est alors considérée comme la longueur de fissure à l'amorçage. Navarro obtient de bons résultats avec cette considération.

1.6.2 Influence de la plasticité sur l'estimation de la durée de vie

Puisque les déformations plastiques entraînent des changements importants des champs de contraintes et de déformations, il semble raisonnable de supposer qu'elles vont également altérer de manière significative l'estimation de la durée de vie.

L'estimation des contraintes et déformations se fait principalement dans des configurations élastiques. Cependant les déformations plastiques jouent un rôle important dans l'amorçage et la croissance initiale des fissures (Petiot et al. 1995; Fouvry et al. 1996). Ambrico et Begley (Ambrico & Begley 2000) ont publié une étude ayant pour but d'identifier les mécanismes de déformation plastique pendant un essai de fretting, pour des forces normales P étant comprises entre 0.5 et 4 fois P_Y, avec P_Y la force normale entraînant la première plastification sous indentation normale. P_Y est donné par la relation de Hertz (Johnson 1985):

$$P_Y = \frac{3.2\pi(1-\nu^2)R_{cylindre}\sigma_{y,0.2\%}^2}{E} \tag{1-40}$$

D'un point de vue modélisation, les études de convergence indiquent que le comportement qualitatif de l'évolution de la déformation plastique, c'est-à-dire le type de réponse plastique observé (plasticité cyclique, effet rochet, adaptation élastique ou encore plasticité cyclique et effet rochet combinés) est insensible au raffinement du maillage et au type d'éléments choisi. Les historiques de déformations relatifs aux différents cas que sont la plasticité cyclique, l'effet rochet, l'adaptation élastique, la plasticité cyclique et l'effet rochet combinés, sont représentés sur la Figure 1-33.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

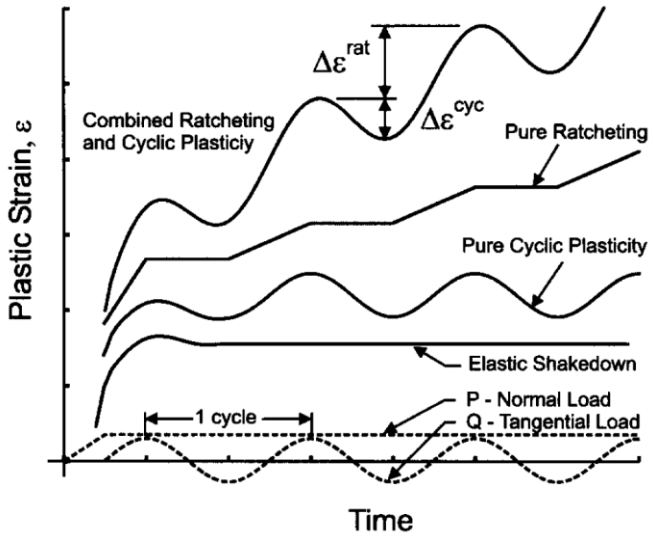


Figure 1-33 : Schéma de l'historique de chargement et des déformations plastiques correspondantes. (Ambrico & Begley 2001)

Cependant une description quantitative nécessite un maillage raffiné, particulièrement pour la résolution des contraintes proche de la surface. Il introduit une carte des zones plastifiées montrant la localisation des différentes réponses plastiques dans le contact (Figure 1-34).

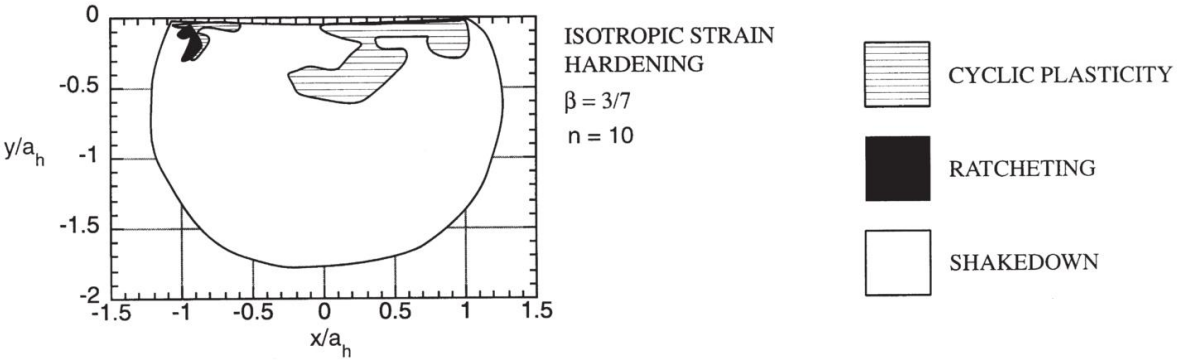


Figure 1-34 : Carte des zones plastiques illustrant les régions d'adaptation élastique, de plasticité cyclique et d'effet rochet (Ambrico & Begley 2000). a_h: demi-largeur de contact hertzien.

La taille des zones dépend beaucoup de la condition choisie, c'est-à-dire le delta de déformation plastique acceptable, pour décrire l'adaptation élastique. Les zones en adaptation dépendent aussi beaucoup du nombre de cycles réalisés lors de la modélisation. Ainsi Ambrico n'applique que trois cycles. Mais il précise qu'à partir de quinze cycles, l'effet rochet disparaît. La déformation plastique la plus importante a lieu à la surface en bord de contact. De plus elle apparaît préférentiellement du côté opposé à la direction du chargement tangentiel initial.

Pour faciliter la compréhension du comportement qualitatif sous des conditions de chargement variables, Ambrico a également introduit des cartes de comportement (Figure 1-35). Elles représentent le type de déformation plastique obtenu en fonction des chargements normal et tangentiel.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

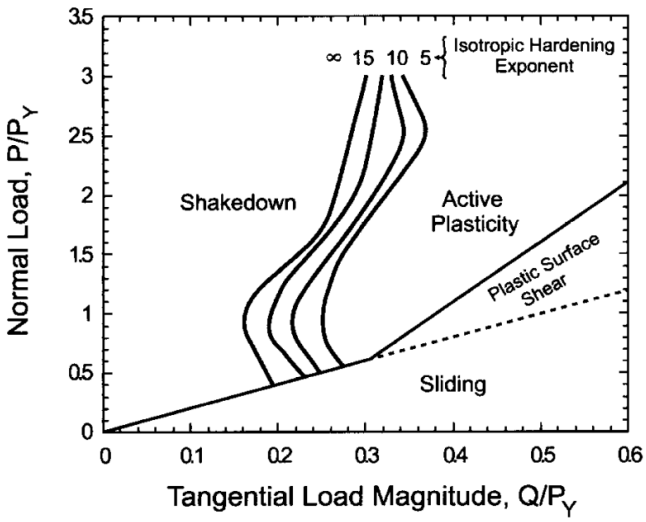


Figure 1-35 : Carte P-Q de comportement plastique (Ambrico & Begley 2001).

Un point important ressort : plus la déformation initiale est importante, plus l'écrouissage est important et plus le matériau s'adaptera facilement suite à l'application du chargement tangentiel.

Dans le cas de la fatigue à grand nombre de cycles, l'ensemble du contact s'est adapté élastiquement et les critères de fatigue multiaxiale présentés précédemment peuvent être appliqués pour prévoir l'amorçage des fissures.

Si l'adaptation élastique du matériau ne peut être atteinte, et que le matériau s'accommode plastiquement, alors un processus de fatigue oligocyclique est activé. L'état de déformation et non l'état de contrainte doit donc être considéré afin de calculer la résistance du matériau à l'amorçage, par le biais de l'équation de Manson-Coffin par exemple (Lemaitre & Chaboche 2004).

Nous verrons dans le cadre de ce travail de thèse que le phénomène d'adaptation dans un contact soumis aux chargements de fretting n'est pas exclusivement lié à la réponse du matériau mais doit aussi intégrer l'adaptation géométrique de l'interface. En effet, soumise à des déformations plastiques, l'aire de contact augmente et les profils de pression et de cisaillement diminuent de sorte que le contact évolue quasi systématiquement vers une adaptation élastique (Mary 2009).

1.6.3 Influence de l'usure sur l'estimation de la durée de vie

Une autre évolution récente consiste à considérer l'usure dans les zones de glissement du contact en glissement partiel pour le calcul de la durée de vie.

En effet l'usure, en retirant de la matière dans les zones en glissement, influe sur le profil en surface et donc sur les contraintes et par conséquent sur l'amorçage de la fissure. Les mécanismes de l'endommagement liés à l'usure ne peuvent pas encore être modélisés directement. A la place il est d'usage de simuler le retrait de matière usée à chaque cycle (Madge et al. 2008).

Madge et Leen et plus récemment Zhang et Shen (Zhang et al. 2011) ont montré que la prise en compte de l'usure dans la modélisation de la durée de vie en glissement partiel entraîne une diminution des durées de vie. Shen a plus particulièrement étudié la compétition entre l'usure et le chargement de fatigue. Il montre que si l'usure a un rôle important en début de simulation, quand l'endommagement de fatigue devient plus sévère, le chargement de fatigue devient alors le moteur principal de l'endommagement.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.6.4 Prendre en compte le cumul de dommage dans la prévision de la durée de vie

Les lois de cumuls d'endommagement en fatigue permettent de considérer deux problèmes récurrents dans la prévision de la durée de vie de pièces soumises à du fretting-fatigue :

- L'usure dans les zones de glissement modifie la géométrie et donc les contraintes comme expliqué au paragraphe précédent. Ainsi à chaque cycle il faut considérer un chargement différent.
- Les structures sont généralement soumises à un spectre de chargement aléatoire et non uniforme. Une manière d'approcher ces spectres aléatoires en laboratoire est d'appliquer des blocs de chargements successifs à des chargements représentatifs.

Pour prévoir la réponse des contacts vis-à-vis de l'évolution des chargements, de nombreuses lois d'endommagements existent (Fatemi & Yang 1998). K. Ngargueudedjim a réalisé pour ses travaux de doctorat une bibliographie très détaillée de onze lois d'endommagement (Ngargueudedjim 2003). Il ressort que certaines lois sont difficilement applicables du fait des paramètres nécessaires qui sont trop difficiles à identifier. La plupart ne fonctionnent que pour des matériaux ou type de chargements particuliers. Seules les lois de Miner, Manson et Lemaitre et Chaboche sont applicables dans le cas de blocs de chargement successifs, ce qui sera le cas étudié dans ce travail. Parmi ces trois lois, celle de Lemaitre et Chaboche est la plus complète mais également celle qui requiert le plus de paramètres pour pouvoir être appliquée (Lemaitre & Chaboche 2004). Nous choisissons d'écarter la loi de Manson (Manson et al. 1967) qui n'est ni aussi simple que celle de Miner, ni aussi complète que celle de Chaboche.

1.6.4.1 Loi de Miner

La loi de cumul de dommage la plus simple est la loi linéaire de Miner (Miner 1945). Ce dernier est le premier auteur ayant donné une formulation mathématique d'une loi d'endommagement en fatigue. Pour chaque incrément de chargement, l'endommagement est défini par la relation suivante :

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \tag{1-41}$$

Où n_i représente le nombre de cycles réalisés au niveau de chargement pour lequel le nombre de cycles à la rupture est N_i. La valeur de N_i est obtenue à partir de la courbe S-N du matériau qui est la seule donnée expérimentale à connaitre pour appliquer cette loi (Figure 1-36).

La loi de Miner exprime ensuite l'endommagement total, relatif aux différents niveaux de contraintes appliqués, par la somme linéaire des dommages élémentaire :

$$D = \sum_i D_i \tag{1-42}$$

Si la valeur de D atteint 1 alors la somme des endommagements a conduit à la défaillance de la pièce, soit par amorçage de fissure, soit par rupture suivant la courbe S-N utilisée.

La simplicité de la loi de Miner, qui est une somme linéaire et qui ne nécessite aucun paramètre autre que la loi S-N du matériau, en a fait la loi la plus utilisée. Cependant elle est souvent peu représentative des phénomènes compliqués, tels que l'évolution du matériau au cours des cycles et la relaxation élastique, car elle ne prend pas en compte l'historique de chargement. Elle ne prend pas non plus en compte les endommagements engendrés par des cycles réalisés à des amplitudes de chargement inférieures à la limite d'endurance, même s'ils sont appliqués après qu'un premier endommagement ait été créé.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

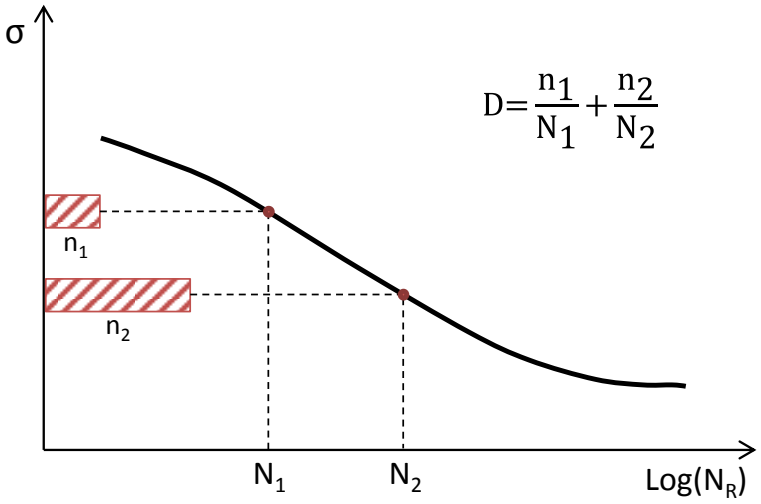


Figure 1-36 : Schématisation du calcul de l'endommagement avec la loi de Miner à partir de la courbe S-N du matériau.

1.6.4.2 Loi de Lemaitre et Chaboche

Cette loi présente de manière directe les courbes de Wöhler contrainte maximale σ_{max} en fonction du nombre de cycles à rupture N_f (Lemaitre & Chaboche 2004). C'est une loi différentielle rendant compte des phénomènes connus en cumul d'endommagement, notamment la non-linéarité des accumulations :

$$\frac{\partial D}{\partial N}=G(\sigma_{max},\sigma_{moy})=\frac{\sigma_{max}-\sigma_l(\sigma_{moy})}{\sigma_u-\sigma_{max}}\left(\frac{\sigma_{max}-\sigma_{moy}}{B_0(1-b\sigma_{moy})}\right)^{\beta} \quad (1\text{-}43)$$

$$\text{Avec } \sigma_l(\sigma_{moy})=\sigma_{moy}+\sigma_f(1-b\sigma_{moy}) \quad (1\text{-}44)$$

Où b, B_0 et β des paramètres du matériau, et σ_f la limite de fatigue pour $R_\sigma=\sigma_{F,min}/\sigma_{F,max}=-1$. Après une intégration par le nombre de cycles à la rupture en fatigue $N_R=N(D=1)$, on obtient :

$$N_R=\frac{\sigma_u-\sigma_{max}}{\sigma_{max}-\sigma_l(\sigma_{moy})}\left(\frac{\sigma_{max}-\sigma_{moy}}{B_0(1-b\sigma_{moy})}\right)^{-\beta} \quad (1\text{-}45)$$

Cette loi a plusieurs avantages comparée à la loi de Miner :

- Elle permet de prendre en compte l'historique de chargement ;
- Elle prend en compte l'effet de la contrainte moyenne pour tous les rapports de charge ;
- Elle décrit la non-linéarité du cumul de dommage ;
- Dès que de l'endommagement est introduit, l'effet des cycles à amplitude de chargement inférieur à la limite d'endurance est pris en compte ;
- La loi est applicable pour des chargements successifs de natures différentes.

Elle a tout de même l'inconvénient de nécessiter de nombreux paramètres bien qu'ils ne soient pas tous nécessaire pour son application.

A. Belloula compare dans ses travaux de doctorat les résultats d'estimations de durée de vie obtenus avec trois lois d'endommagements différentes couplées avec des critères de fatigue multiaxiale (Amar 2013). La loi de Miner et la loi de Lemaitre Chaboche ont été présentées ci-dessus. Une troisième loi dite « the damaged stress model » (DSM) introduite par G. Mesmaque (Mesmacque et al. 2005), est aussi considérée. Cette approche intègre l'historique de chargement et la non-linéarité de

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

l'endommagement mais ne nécessite aucun autre paramètre que la courbe S-N. Elle semble donc être un bon compromis entre la loi de Miner et la loi de Lemaitre et Chaboche.

1.6.4.3 Modèle de la contrainte endommagée (DSM)

L'hypothèse derrière ce modèle est que pour un état d'endommagement donné, la durée de vie en fatigue ne dépend que de la condition de chargement (Mesmacque et al. 2005). La meilleure manière de décrire ce critère est de l'appliquer à un chargement. Trois blocs de chargement successifs, tels que représentés sur la Figure 1-37a, sont considérés. Au niveau de chargement σ_1 du bloc 1, la courbe S-N indique une rupture après N_1 cycles (Figure 1-37b). Sachant que n_1 cycles sont imposés au chargement σ_1, la durée de vie résiduelle à ce niveau de chargement est :

$$N_{1R}=N_1-n_1 \tag{1-46}$$

On lit ensuite sur la Figure 1-37b, qu'à une durée de vie à la rupture N_{1R} correspond une contrainte endommagée σ_{1ed}.

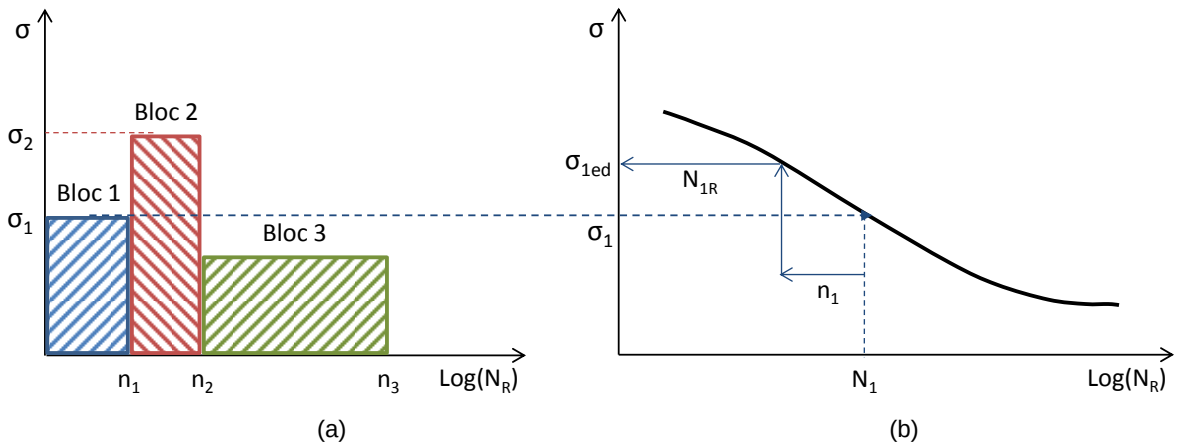


Figure 1-37 : (a) Schématisation d'une sollicitation variable à blocs de chargement successifs, (b) Identification de la détermination de la contrainte endommagée au niveau 1.

Le modèle de la contrainte endommagée calcule alors l'endommagement à la fin du bloc 1 avec :

$$D_1=\frac{\sigma_{1ed}-\sigma_1}{\sigma_{UTS}-\sigma_1} \tag{1-47}$$

La pièce va ensuite subir la sollicitation σ_2 pendant n_2 cycles. Une première étape consiste alors à établir l'équivalence du dommage généré pendant le bloc 1 pour le niveau de chargement associé au bloc 2.

$$D_1=D'_2=\frac{\sigma'_{2ed}-\sigma_2}{\sigma_{UTS}-\sigma_2} \tag{1-48}$$

Avec D'_2 le dommage équivalent pour le niveau 2 généré durant le bloc 1. A partir de l'équation 1-48, la contrainte σ'_{2ed} est calculée, puis le nombre de cycle à la rupture N'_{2R} correspondant peut alors être lu sur la courbe S-N (Figure 1-38).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

La deuxième étape consiste ensuite à retirer les n_2 cycles du bloc 2 à N'_{2R} pour, comme au niveau 1, déterminer la durée de vie résiduelle N_{2R} à la fin du niveau 2 :

$$N_{2R}=N'_{2R}-n_2 \quad (1\text{-}49)$$

Alors le dommage cumulé à la fin du niveau 2 peut être calculé :

$$D_2=\frac{\sigma_{2ed}-\sigma_2}{\sigma_{UTS}-\sigma_2} \quad (1\text{-}50)$$

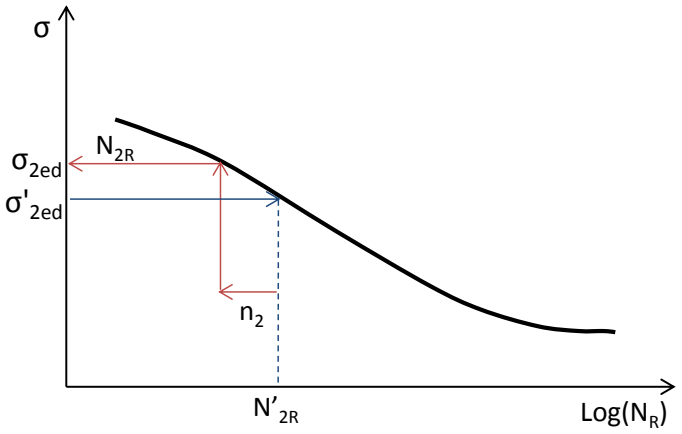


Figure 1-38 : Identification du dommage généré par le niveau 1 au niveau 2 et détermination de la contrainte endommagée au niveau 2.

Pour le troisième niveau, la même démarche en deux étapes que celle suivie au niveau 2 est adoptée. La méthode peut être reconduite pendant autant de blocs que nécessaire.

Lorsqu'à un bloc i donné,

$$N_{iR}=N'_{iR}-n^*_i=0 \quad (1\text{-}51)$$

Avec $n^*_i \leq n_i$ le nombre de cycles tel que l'équation (1-51) soit bien nulle,

Alors $\sigma_{ied}=\sigma_{UTS}$, $D_i=1$ et il y a rupture.

A. Belloula (Amar 2013) montre que les lois de Miner et DSM conduisent à des résultats satisfaisants quant-à l'estimation de la durée de vie en fretting fatigue et ce, quel que soit le critère utilisé.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

1.7 Synthèse

A travers cette revue bibliographique, la notion de fretting fatigue et les endommagements qu'il peut causer ont été rappelés. Les mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures courtes et longues ont été détaillés. Les modèles permettant l'estimation de la durée de vie pour des sollicitations constantes et variables ont été exposés.

Il ressort de ce travail de synthèse que la fissuration sous sollicitation de fretting fatigue est un phénomène dépendant de nombreux paramètres liés aux matériaux, aux géométries et aux chargements.

L'amorçage est étudié à l'aide de critères de fatigue multiaxiale. A cause des gradients de contrainte générés par le contact, les critères doivent être appliqués sur une zone de référence, dans laquelle des champs moyens sont utilisés, afin de ne pas surestimer les risques d'amorçage. Un des points durs ressortant de cette synthèse est la définition de cette zone de référence. Le travail présenté dans ce manuscrit proposera une nouvelle manière d'évaluer cette zone.

Une fois la fissure amorcée, la sollicitation macroscopique de la structure prend alors le relais pour, éventuellement, faire propager cette fissure. L'importance de la taille de la fissure dans la description des cinétiques de propagation a été soulignée. Une fissure dite courte se comporte différemment d'une fissure dite longue. De plus, l'étude de la propagation des fissures nécessite de prendre en compte les effets de fermeture de fissure. Nous verrons dans ce travail qu'en ajustant la définition de l'amorçage il est possible de faire abstraction des fissures courtes dans la prévision de la propagation globale.

La durée de vie peut ensuite être calculée en ajoutant les nombres de cycles nécessaires à l'amorçage et à la propagation des fissures.

L'établissement d'une expérimentation parfaitement instrumentée et contrôlée, couplée à une modélisation éléments finis raffinée avec prise en compte des phénomènes de plasticité, permet une bonne compréhension et une bonne prévision des mécanismes de fissuration. Cependant l'ensemble des méthodes présentées ont été développées dans des conditions macroscopiques élastiques. Nous verrons dans ce travail que ces techniques peuvent s'adapter à un contact de fretting fatigue fortement plastique afin d'estimer la durée de vie.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Chapitre 2 : Problématique industrielle

L'industrie mondiale de l'énergie dépend fortement de notre capacité à pouvoir continuer à extraire du pétrole. Pour cela, il faut maintenant relever de nouveaux défis technologiques, afin d'extraire les hydrocarbures dans des mers toujours plus profondes ou plus agitées. Cela entraine des sollicitations accrues, dont l'apparition de sollicitations en fretting et fretting fatigue, sur les conduites flexibles utilisées pour acheminer les produits pétroliers. Ce travail, en lien avec le groupe Technip, cherche à caractériser la résistance des conduites à ces nouvelles sollicitations.

Ce deuxième chapitre a pour but, dans un premier temps, de présenter globalement la structure d'une conduite flexible, de décrire les endommagements possibles puis de cibler la problématique de ce travail. Une seconde partie décrira en détail la définition du contact étudié ainsi que ses spécificités. Enfin, une dernière partie explicitera la démarche qui sera suivie dans cette thèse.

Sommaire

2.1 CONTEXTE INDUSTRIEL 61
2.1.1 Les conduites flexibles 61
2.1.2 L'endommagement des conduites flexibles 62
2.2 DEFINITION D'UN CONTACT EQUIVALENT REPRESENTATIF 64
2.2.1 Choix et extraction du contact industriel à reproduire 64
2.2.2 Détermination du contact laboratoire équivalent 65
2.2.3 Synthèse de la démarche d'obtention du contact 67
2.3 DEMARCHE SCIENTIFIQUE 68

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

2.1 Contexte industriel

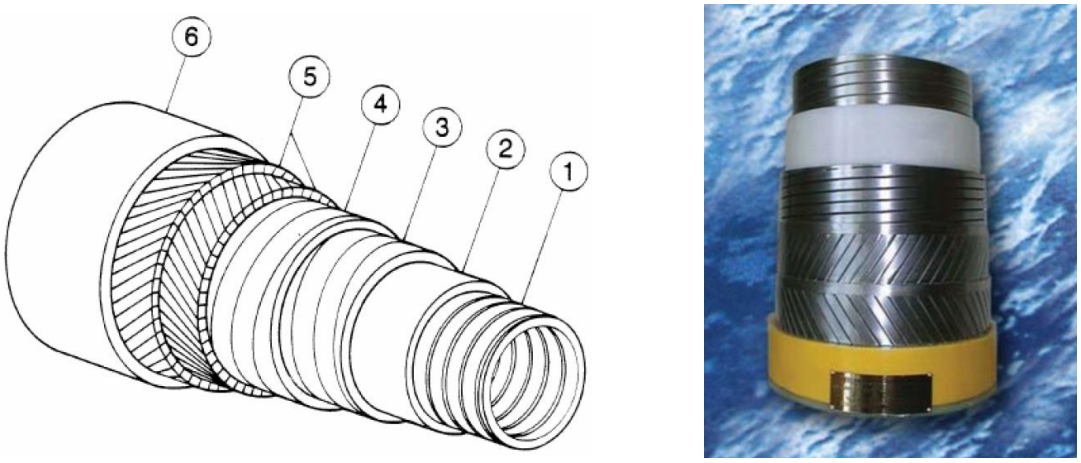
2.1.1 Les conduites flexibles

La société Technip est un groupe leader dans le domaine de l'énergie. Elle est composée de trois divisions : onshore, offshore et subsea. L'activité de cette dernière division consiste à concevoir, produire et installer des conduites sous-marines flexibles et rigides en eau profonde et ultra profonde (jusqu'à 3000m sous l'eau), et ce depuis plus de quarante ans.

Les conduites pétrolières flexibles servent à la production pétrolière offshore en permettant l'acheminement du pétrole et du gaz extraits vers les installations en surface. La flexibilité des conduites apporte plusieurs avantages. Elles sont faciles à installer et à récupérer, et elles présentent une grande résistance mécanique et à la corrosion. Ces atouts sont rendus possibles par une structure multicouche, chaque couche ayant sa propre « composition » et fonctionnalité.

Parmi les conduites flexibles, il faut distinguer les flowlines des risers. Les flowlines reposent sur les fonds marins, et sont soumises à des contraintes statiques, tandis que les risers sont des conduites verticales reliant les flowlines à la surface. Ces dernières sont soumises à des contraintes dynamiques.

Les conduites flexibles sont conçues sur mesure afin de répondre individuellement aux conditions propres à chaque projet (profondeur d'eau, agitation de la mer, fluide transporté, pression, température…). Si chaque conduite est par conséquent unique, toutes présentent une structure similaire. Un schéma d'une structure classique est présenté sur la Figure 2-1.



(a) (b)

Figure 2-1 : (a) Schéma d'une conduite flexible, (b) Structure d'une conduite flexible [Images tirées du site internet de Technip].

Les différentes couches qui la composent sont les suivantes :

- ① : une carcasse interne en acier inoxydable en contact direct avec le fluide transporté et qui a pour fonction d'éviter les phénomènes d'écrasement sous l'effet de la pression hydrostatique extérieure. Cette couche n'est pas étanche au fluide transporté ;
- ② : une gaine interne en matériau polymère qui a pour fonction d'assurer l'étanchéité du reste de la structure par rapport au fluide transporté ;

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

- ③ et ④ : des couches d'aciers au carbone ou faiblement alliées qui constituent la voute de pression dont la fonction est de résister à la pression interne générée par le fluide transporté ;
- ⑤ : un second niveau de couches d'aciers au carbone ou faiblement alliées, sous forme de fils d'armure, qui permettent la résistance à la traction des conduites ;
- ⑥ : une gaine externe en matériau polymère qui a pour fonction d'assurer l'étanchéité vis-à-vis de l'eau de mer.

L'ensemble des couches ③ à ⑤ comprises entre la gaine interne et la gaine externe est appelé l'annulaire. Ce dernier peut rester sec et être dimensionné en fatigue à l'air. Mais l'annulaire peut aussi être inondé par perméation au travers de la gaine interne de vapeur d'eau et de certains gaz dits « acides » ($C0_2$, H_2S), provenant du fluide transporté. En plus de ces fluides, de l'eau de mer peut également pénétrer l'annulaire dans le cas d'une déchirure accidentelle de la gaine externe.

Un tel mélange d'eau et de gaz est corrosif pour les aciers au carbone constituant les couches de l'annulaire. Dans le cas d'un annulaire inondé, la prévision précise et fiable des vitesses de corrosion des fils d'armure et du pH dans l'annulaire des conduites pétrolières flexibles constitue un enjeu industriel important pour éviter la fatigue-corrosion (Remita 2007).

Les gaines polymères, en plus d'apporter de l'étanchéité, ont également pour rôle de limiter les déperditions de chaleur. Limiter ces pertes est essentiel pour assurer le transport d'hydrocarbures en mer profonde, où les faibles températures peuvent augmenter la viscosité des fluides transportés, et compliquer leur acheminement.

Les couches d'acier servent, quant à elles, à assurer la résistance mécanique de la conduite. Cette résistance leur est principalement conférée par leur enroulement hélicoïdal. C'est également ce qui confère à ces conduites leur flexibilité.

2.1.2 L'endommagement des conduites flexibles

L'endommagement des conduites flexibles est peu décrit dans la littérature comparativement à celui des conduites rigides (Palmer & King 2004). Compte tenu de son design multi couches et multi matériaux (aciers + polymères) l'endommagement de la conduite flexible est particulier.

Les modes de rupture sont déduits en fonction du design de la conduite flexible et des contraintes en service. Cependant, le monitoring des déformations de la conduite en service est très difficile et rarement communiqué par le client. C'est pourquoi, le design et les méthodologies de fatigue associées pour estimer le dommage d'une structure doivent être basés sur des outils de conception fiables de sorte que les conduites puissent rester performantes dans le cas de sollicitations extrêmes. De par le conservatisme de la méthodologie de fatigue aucune ruine en service de conduite flexible n'est à recenser.

Cette étude se concentre sur un des endommagements potentiels de la conduite flexible ; l'endommagement par fretting fatigue qui apparait suite au frottement entre deux couches métalliques de la voute de pression pour des conditions d'opération fortement pressurisées. Plus particulièrement elle s'intéresse aux sollicitations de contact entre la couche de résistance à la pression interne constituée de fil Teta et celle de renforcement constituée de fil plat : la Frette (Figure 2-2). Les couches de fils de Teta et de Frette sont spiralées hélicoïdalement l'une au-dessus de l'autre mais avec un angle légèrement différent.

Afin de résister à la tension de la ligne due à son poids, plusieurs couches de fils plat sont ensuite armées au-dessus de la Frette avec un angle important. L'ensemble de ses couches constitue l'annulaire.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

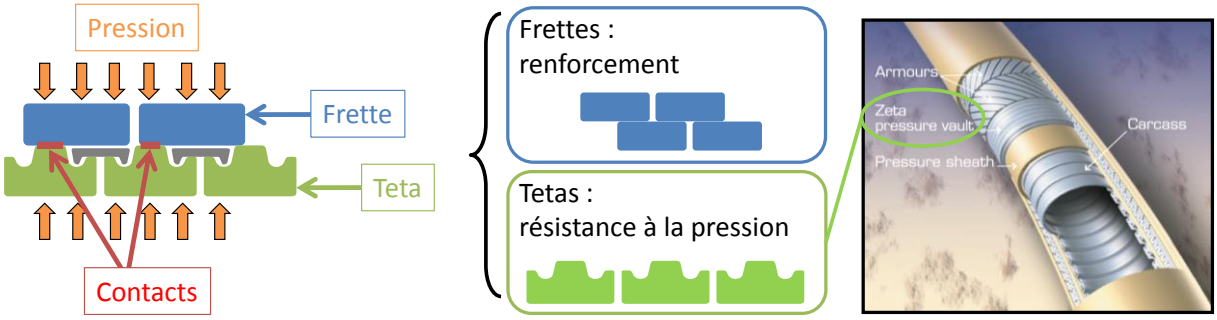


Figure 2-2 : Identification du contact Teta/Frette au sein du flexible

La taille et la nuance d'acier des fils de Teta et de Frette sont habituellement déterminées par dimensionnement en fatigue à l'air. Leur limite d'endurance à 10^7 cycles est déterminée expérimentalement pour au moins deux rapports de charge de fatigue afin de construire leur diagramme de Haigh. Une stratégie de cumul de dommage peut ensuite être appliquée afin de prendre en compte la variation des sollicitations avec la houle.

Cependant, les conduites flexibles sont maintenant utilisées dans des conditions plus sévères, avec notamment des profondeurs plus grandes ou des mers plus agitées. Elles subissent de nombreuses sollicitations externes qui se répercutent directement sur le contact Teta/Frette :

- La pression interne de service entraine une forte pression dans les contacts ;
- La tension du poids-propre dans le cas des risers a pour conséquence une contrainte moyenne de fatigue élevée ;
- Les mouvements de la houle et des bateaux entrainent la courbure cyclique du flexible. Cela génère des micro-déplacements cycliques d'amplitude variable au niveau des contacts. Ces derniers sont caractéristiques d'une sollicitation de fretting.

La combinaison de ces sollicitations peut entrainer l'apparition de fissures de fretting qui peuvent ensuite se propager en fatigue. Le fretting est un problème connu des assemblages et entraine la rupture prématurée comparée à une sollicitation de fatigue simple (Figure 2-3). Il est donc important d'établir une méthodologie de design prenant en compte les sollicitations de fretting.

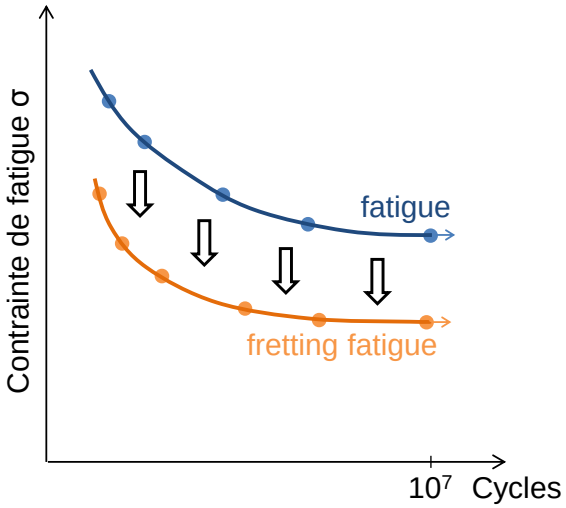


Figure 2-3 : Schématisation de l'influence du fretting sur la durée de vie.

2.2 Définition d'un contact équivalent représentatif

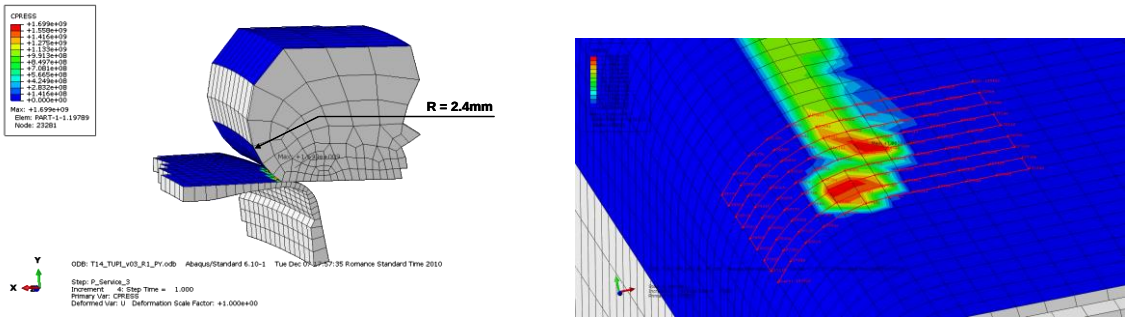
2.2.1 Choix et extraction du contact industriel à reproduire

Une des particularités des conduites flexibles est que chacune est unique en raison de sa structure et des matériaux qui la composent. Chaque conduite est destinée à une utilisation, et donc, des sollicitations spécifiques. La seconde particularité est que du fait que les fils sont enroulés hélicoïdalement, elle contient de multiples contacts, soumis chacun à des sollicitations différentes.

La stratégie choisie a donc consisté, dans un premier temps, à sélectionner un contact représentatif des contacts sollicités en fretting au sein de la conduite flexible. Ce contact va permettre d'établir une méthodologie prévisionnelle du comportement à l'amorçage et en propagation de fissure de fretting fatigue. Dans un second temps, la validité des méthodologies prévisionnelles sera vérifiée pour d'autres contacts.

La première étape de cette démarche est donc d'établir un contact représentatif des contacts entre la Frette et le Teta au sein du flexible. Pour cela la structure d'un flexible en service, susceptible de subir du fretting fatigue, a été considérée et modélisée par éléments finis en considérant la plasticité (Figure 2-4a). Comme il a été expliqué précédemment, la conduite contient de multiples contacts subissant chacun des sollicitations différentes. Il a été décidé en lien avec le partenaire industriel de choisir comme contact à reproduire, celui subissant la pression la plus importante. L'influence de la pression sera étudiée par la suite.

La Figure 2-4 présente le contact Teta/Frette où la pression est maximale. La valeur de la pression est extraite suivant le chemin représenté en rouge sur la Figure 2-4b. L'évolution de la pression selon ce chemin est tracée sur la Figure 2-5.



(a) (b)

Figure 2-4 : Modélisation éléments finis élastoplastique de la structure du flexible. (a) Représentation 3D du contact Teta / Frette. (b) Pression de contact à la surface du Teta.

Le pic présentant la valeur de pression maximale, qui est entouré en rouge sur la Figure 2-5, est alors considéré pour calculer le contact représentatif. Il est caractérisé par une pression maximum p_0, une demi-largeur de contact a et une pression linéique P :

- $p_0=1.63p_{0,yield}$ avec $p_{0,yield}$, la pression de Hertz entrainant la première plasticité dans le matériau Teta $p_{0,yield}=1.6\sigma_{y,0.2}$ (Johnson 1985) ;
- $a_{3D}=304\mu m$;
- $P=\sum_{i=1}^{n}\frac{(p_{i+1}+p_i)}{2}\times(d_{i+1}-d_i)=P_{ref}$. (2-1)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

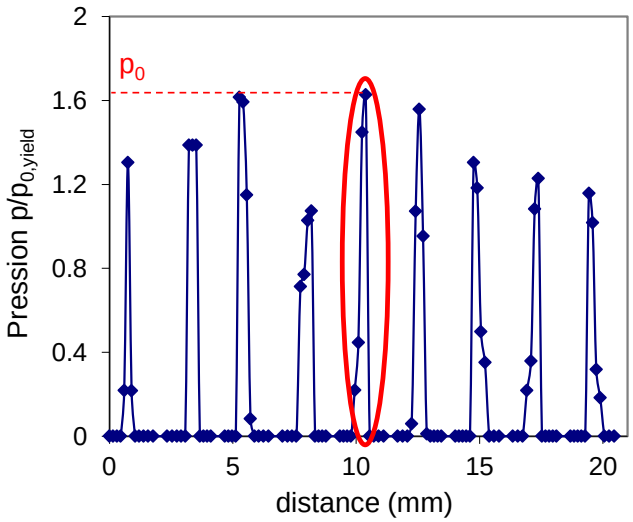
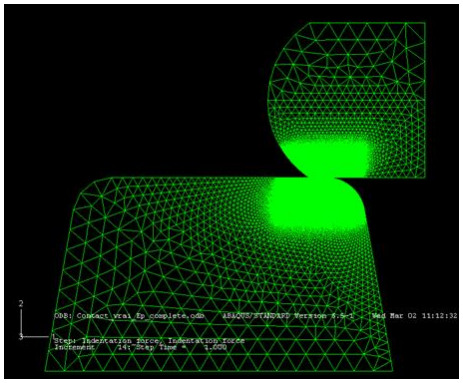


Figure 2-5 : Evolution de la pression de contact le long du chemin d'extraction présenté sur la Figure 2-4b.

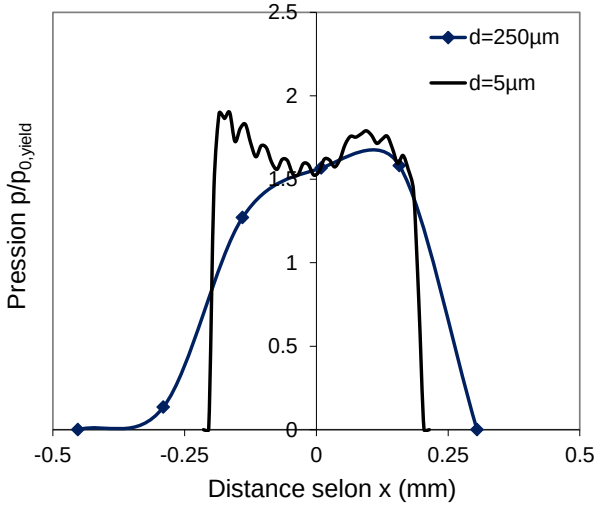
2.2.2 Détermination du contact laboratoire équivalent

L'objectif est de reproduire le pic de pression choisi au paragraphe précédent avec une géométrie de poinçon simplifiée. Les géométries simplifiées les plus courantes sont la sphère, le cylindre et le plan (voir Chap.1 § 1.2.1). Etant donné la trace de forme ovale en surface du Teta, Figure 2-4b, un poinçon elliptique semble idéal. Cependant ce type de géométrie 3D implique une modélisation éléments finis 3D complexe et coûteuse. Un poinçon cylindrique 2D est donc choisi comme alternative la plus représentative.

Le profil de pression du contact Teta/Frette, déduit du maillage industriel 3D peu raffiné (d_{3D} ≈ 250 µm), donne lieu à une distribution peu précise du profil de pression (Figure 2-6b). De façon à obtenir un profil de pression plus précis, un maillage plus fin (d_{2D} ≈ 5 µm) est appliqué sur un modèle 2D simplifié, tout en conservant la même géométrie de contact Frette/Teta et le même chargement linéique P_{ref} (Figure 2-6a).



(a)



(b)

Figure 2-6 : (a) Illustration du maillage raffiné issu d'Abaqus, (b) Comparaison des profils de pression élastoplastiques obtenus avec le maillage industriel d_{3D}≈250µm (◆) et avec le maillage LTDS raffiné d_{2D}=5µm (▬).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

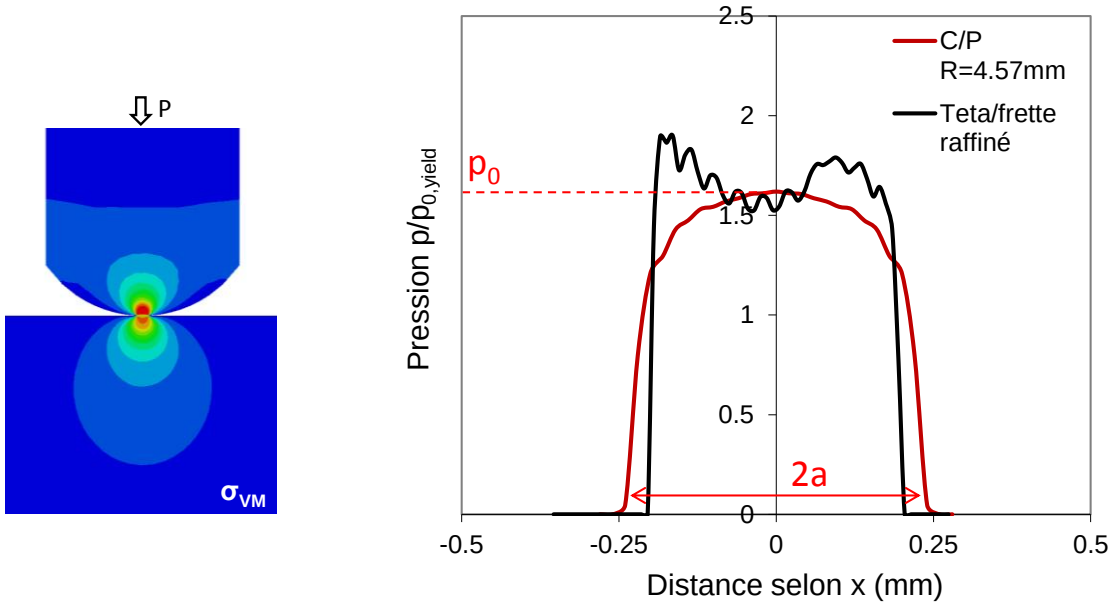
La Figure 2-6b compare les profils élastoplastiques obtenus avec chaque maillage, raffiné et grossier.

Si la pression maximale obtenue est similaire, la largeur de contact est sensiblement réduite : a_{2D} = 204µm. Le maillage raffiné permet de mieux estimer cette donnée.

L'objectif est donc de trouver quel rayon de cylindre équivalent permet de retrouver une pression maximum p_0=1.63$p_{0,yield}$ et une demi-largeur de contact a_{2D}=204µm en appliquant la force normale linéique P_{ref}.

Deux stratégies peuvent être appliquées : un calcul analytique utilisant la théorie d'Hertz ou une modélisation éléments finis. Etant donné les forts niveaux de pression, la modélisation éléments finis qui permet de considérer les déformations plastique est la plus appropriée.

La Figure 2-7a présente le type de modèle utilisé. C'est un modèle en 2D avec l'hypothèse des déformations planes. Le comportement des matériaux est régi par les lois élastoplastiques qui seront présentées au chapitre suivant (Chap. 3).



(a) (b)

Figure 2-7 : (a) Modèle éléments finis 2D pour la détermination du rayon équivalent, allure de la contrainte de Von-Mises après indentation ; (b) Pics de pression obtenu à l'aide d'un contact cylindre/plan avec R=4.57mm, comparé au pic de pression du contact Teta/Frette raffiné, pour un effort P_{ref}.

Le rayon du poinçon est modifié jusqu'à obtenir un pic de pression cohérent avec celui obtenu avec le contact Teta/Frette (Figure 2-6b). La configuration de contact la plus adaptée est un rayon de cylindre de l'ordre de 4.5 mm. Il s'avère que le rayon du bord latéral de la Frette présente un rayon de 4.6 mm. La Figure 2-7b montre que cette configuration de contact permet de très bien reproduire le profil de pression recherché. Le fait d'utiliser le bord latéral de la Frette comme poinçon cylindrique présente plusieurs avantages :

- La disponibilité du matériau, accessible en grande quantité chez Technip ;
- Le faible coût de cette nuance d'acier ;
- L'économie de l'usinage d'un poinçon cylindrique ;
- L'utilisation du même couple de matériau et du même état de surface que dans l'application industrielle.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

2.2.3 Synthèse de la démarche d'obtention du contact

Pour obtenir un contact équivalent en laboratoire au contact industriel Teta/Frette, les étapes suivantes ont été nécessaires :

- Modélisation de la structure du flexible ;
- Repérage de la zone où la pression est maximale ;
- Extraction du pic de pression maximum en surface (p1). Il est caractérisé par les paramètres p_0, $P_L=P_{ref}$ et a_{3D};
- Création d'un modèle éléments finis 2D raffiné du contact Teta/Frette ;
- Calcul raffiné du pic de pression en appliquant la force normale P_{ref}. Le pic de pression raffiné (p2) est caractérisé par les paramètres p_0 et a_{2D} ;
- Création d'un modèle éléments finis 2D cylindre/plan ;
- Recherche du rayon optimal R_{opt} permettant de retrouver le pic de pression raffiné (p2) caractérisé par les paramètres p_0 et a_{2D} en appliquant la force normale P_{ref} → (p3).

La Figure 2-8 ci-dessous, schématise ces différentes étapes. Le rayon de cylindre optimal permettant de reproduire le contact Teta/Frette, serait R_{opt}=4.5mm. Le rayon du bord latéral de la Frette étant de 4.6mm, il est sélectionné pour être utilisé en tant que cylindre.

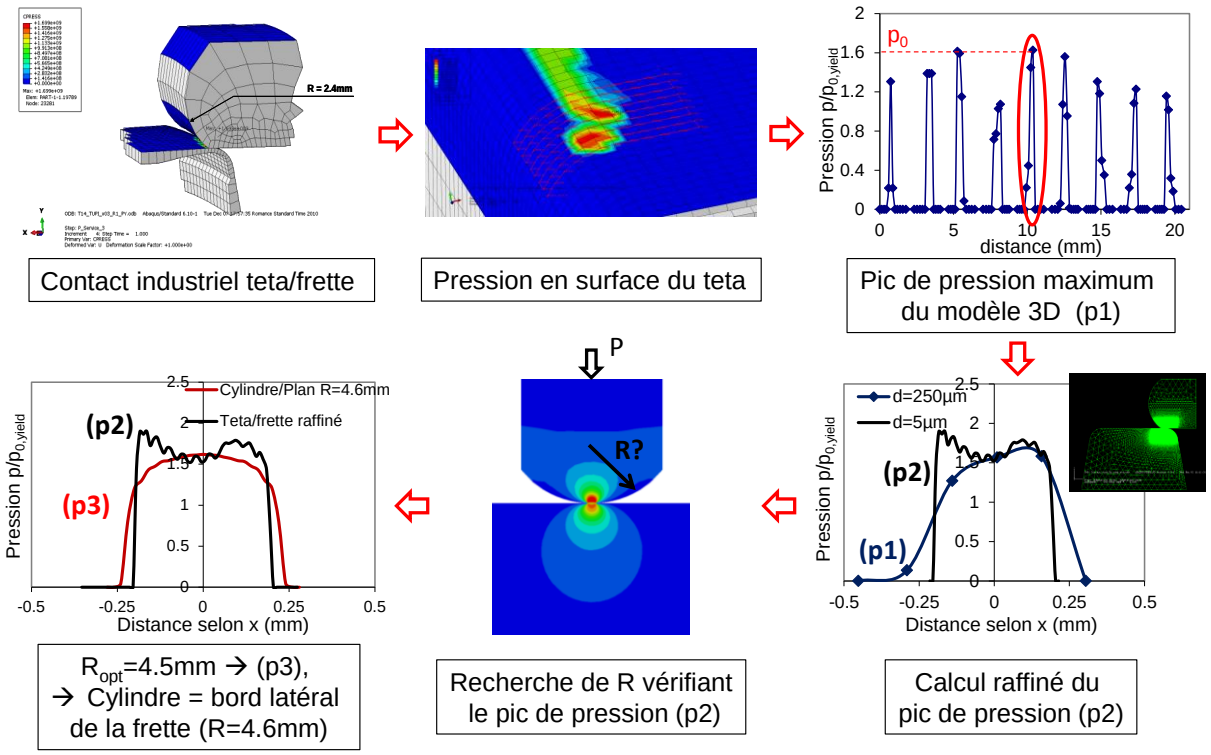


Figure 2-8 : Synthèse schématique de la démarche d'obtention du contact équivalent laboratoire du contact industriel Teta/Frette.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

2.3 Démarche scientifique

La démarche suivie dans ce travail consiste à caractériser la réponse en fissuration au fretting fatigue du contact déterminé précédemment. En effet, il a été choisi, en collaboration avec le partenaire industriel, de limiter ce travail de recherche à l'étude du fretting fissuration. Ainsi, seul le régime de glissement partiel sera étudié.

Le but est de définir les efforts de fretting et de fatigue entrainant soit une durée de vie infinie, c'est-à-dire le non amorçage ou l'amorçage des fissures avec arrêt de propagation, soit les efforts entrainant la rupture. De plus, il faudra définir des outils permettant de prévoir le comportement expérimental. Ces deux objectifs seront étudiés dans les conditions particulières relatives aux conduites flexibles qui pour rappel sont :

- Une forte pression dans les contacts (Figure 2-9a);
- Une contrainte moyenne de fatigue élevée ;
- Des rapports de charge de fatigue élevés, qui entraînent une propagation de fissure lente ;
- Des sollicitations variables qui se traduisent en blocs successifs de sollicitations, ce qui implique de considérer un cumul des dommages (Figure 2-9b) ;
- Un non alignement entre les sollicitations de fretting et de fatigue (Figure 2-9c).

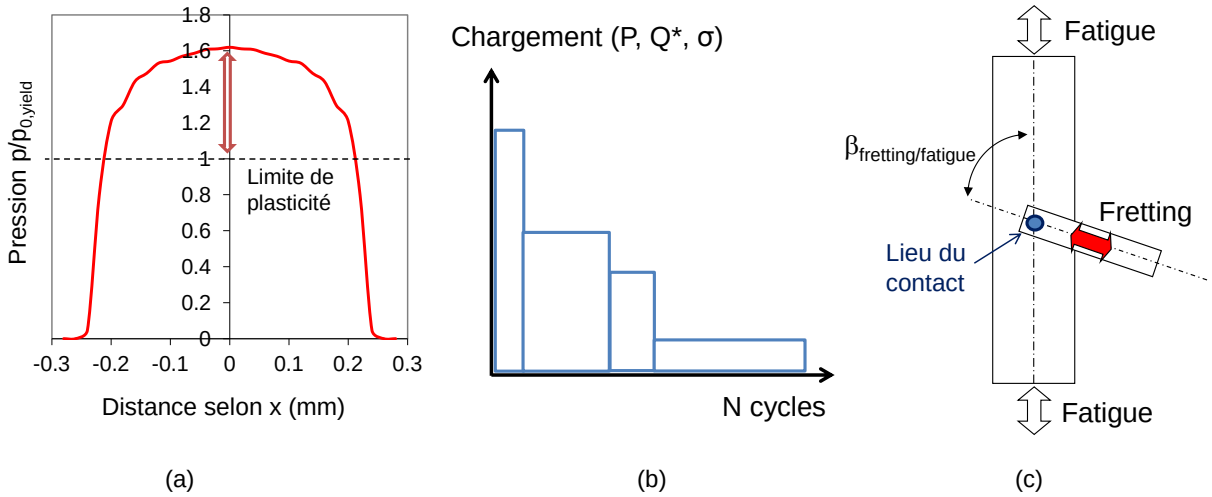


Figure 2-9 : Illustration des spécificités du contact Teta/Frette : (a) Forte pression, (b) Blocs successifs de sollicitations variables, (c) Sollicitations non colinéaires.

Ce dernier point sera abordé succinctement en annexe A afin de se rapprocher au maximum du contexte industriel. En effet, les moyens d'essais disponibles pendant la plus grande durée de ce travail ne permettaient que l'application des efforts de fretting et de fatigue dans la même direction (colinéairement). Toutefois, le fait d'appliquer les efforts de fretting et de fatigue de manière colinéaire, rend la sollicitation conservative. Cela sera démontré expérimentalement. Comme le but est d'établir des outils de dimensionnement, il est cohérent d'étudier dans un premier temps des conditions plus sévères afin d'être conservatif.

Conformément à cette analyse, l'étude se divise en deux grandes parties. Chaque partie présente d'abord les résultats expérimentaux avant de développer les méthodes prévisionnelles combinant éléments finis et approches de fatigue.

La première partie se concentre sur l'étude de la durée de vie infinie. Elle se divise entre la définition de l'amorçage et de la condition de non propagation des fissures. Une attention particulière sera apportée à la définition de l'amorçage, c'est-à-dire à la définition de la longueur de fissure critique

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

d'amorçage. Parallèlement un critère expérimental permettant de discriminer les conditions de propagation des conditions de non propagation sera déterminé. L'ensemble de ces travaux sera formalisé par le biais de la carte de fretting fatigue. Par ailleurs, une méthode rapide pour établir ces cartes de fretting sera développée.

La seconde partie étudiera les conditions de durée de vie finie et leurs estimations. Pour cela, elle se concentrera d'abord sur le cas de sollicitations constantes afin de valider la méthode prévisionnelle. Elle s'attardera ensuite sur l'estimation de la durée de vie dans le cas de sollicitations variables, plus représentatives de la réalité industrielle. De façon à développer un dimensionnement conservatif, seul le cas de blocs successifs de sollicitations décroissantes sera abordé dans ce manuscrit. Par la suite, le conservatisme induit par cette approche devra être évalué.

L'influence que peut avoir l'angle entre les sollicitations de fretting et de fatigue sur la durée de vie n'a pas pu être formalisé numériquement au cours de cette thèse. Les développements réalisés pour pouvoir effectuer des essais non colinéaires et les premiers résultats expérimentaux seront présentés en Annexe A.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Chapitre 3 : Matériaux et techniques expérimentales

Comme présenté dans l'introduction, le flexible est un composite complexe composé de plusieurs couches. Ce travail se concentre sur le contact entre deux couches métalliques : le Teta et la Frette. Cependant, selon les conditions d'opération de la conduite flexible, les matériaux, les géométries et les dimensions des fils utilisés peuvent varier. Afin de simplifier le problème, la réponse d'un Teta (géométrie et matériau) à la sollicitation de fretting fatigue a été étudiée en détail. Ce chapitre présente ce matériau ainsi que les différents essais réalisés pour caractériser sa réponse mécanique.

Sommaire

3.1 MATERIAUX ETUDIES 73
3.1.1 Composition et structure 73
3.1.2 Contacts étudiés 74
3.2 LOIS DE COMPORTEMENT DES ACIERS TETA ET FRETTE 75
3.2.1 Lois de comportement élastoplastiques monotones 75
3.2.2 Lois de comportement élastoplastiques cycliques 76
3.2.3 Validation de la représentativité des lois par rapport au comportement expérimental 79
3.2.3.1 Validation du comportement monotone par indentation 79
3.2.3.2 Validation du comportement cyclique par essais de fretting simple 82
3.2.3.3 Choix des lois de comportement du Teta et de la Frette 84
3.3 LOIS D'ENDURANCE DES ACIERS FRETTE ET TETA 85
3.4 LOI DE PROPAGATION DES FISSURES DE L'ACIER TETA 87
3.5 ESSAI DE FRETTING SIMPLE (MONO VERIN) 89
3.5.1 Principe de l'essai de fretting simple 89
3.5.2 Identification de la transition de glissement partiel / glissement total 90
3.5.3 Méthode d'expertise des fissures dans les contacts 93
3.5.4 Influence de l'anisotropie du matériau et de la face du Teta étudiée 94
3.6 ESSAI DE FRETTING FATIGUE COLINEAIRE (DOUBLE VERIN) 97
3.6.1 Principe de l'essai de fretting fatigue 97
3.6.2 Instrumentation spécifique de l'essai de fretting fatigue 98
3.6.3 Courbe de calibration de la propagation des fissures dans l'éprouvette de fatigue 99
3.6.4 Critère expérimental d'expertise de la condition de fissuration 101
3.7 SYNTHESE 102

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

3.1 Matériaux étudiés

3.1.1 Composition et structure

Le fil de Teta est coulé dans un acier industriel similaire au 32Cr1 dont la composition est décrite dans le tableau 3-1.

Tableau 3-1 : Composition chimique de l'acier composant le fil Teta

Acier	C	Si	Mn	Cr	Mo	S	P	Ni	Cu
Teta	0.30 à 0.36 %	0.15 à 0.30%	0.60 à 0.90 %	0.30 à 0.45 %	0.01 à 0.03 %	< 200 ppm	< 200 ppm	< 0.15 %	< 0.20 %

Après la coulée, les billettes d'acier sont laminées à chaud pour obtenir des fils machines. Ces fils sont ensuite transformés par tréfilage puis laminage à froid pour obtenir la forme du Teta. Les dimensions finales du Teta sont données dans le schéma de sa section en Figure 3-1a. Cette étape a pour autres conséquences d'augmenter considérablement la limite d'élasticité et la limite à la rupture du matériau, tout en diminuant son allongement à la rupture.

Ensuite le Teta subit une austénitisation suivie d'un refroidissement rapide dans un fluide à température quasi-ambiante. A la fin de cette étape le Teta présente une microstructure martensitique. Afin d'améliorer sa ductilité et sa ténacité, le Teta est finalement soumis à un traitement thermique de revenu, à une température inférieure à la température de l'eutéctoïde, suivi d'un refroidissement à l'air. Le Teta présente alors une structure martensitique revenue.

Les fils sont livrés par l'aciériste sous forme de bobines. Celles-ci seront ensuite montées sur une machine appelée spiraleuse. Cette machine permet d'enrouler la voute de pression (fil Teta) autour du flexible.

L'étude réalisée a été conduite directement sur le matériau industriel. Pour cela, les fils stockés en bobine ont été redressés, détractionnés et livrés en barreaux de 1m de long. Les éventuelles contraintes résiduelles inhérentes à cette étape ne sont pas considérées.

Ces barreaux ont été ensuite, soit découpés en morceaux de 10mm de long pour être testés en fretting simple, soit usinés en éprouvettes de fatigue (Figure 3-1b) pour les essais de fretting fatigue. La partie utile de l'éprouvette de fatigue a pour dimensions : longueur L=85mm, largeur l=10mm, et épaisseur W=8mm.

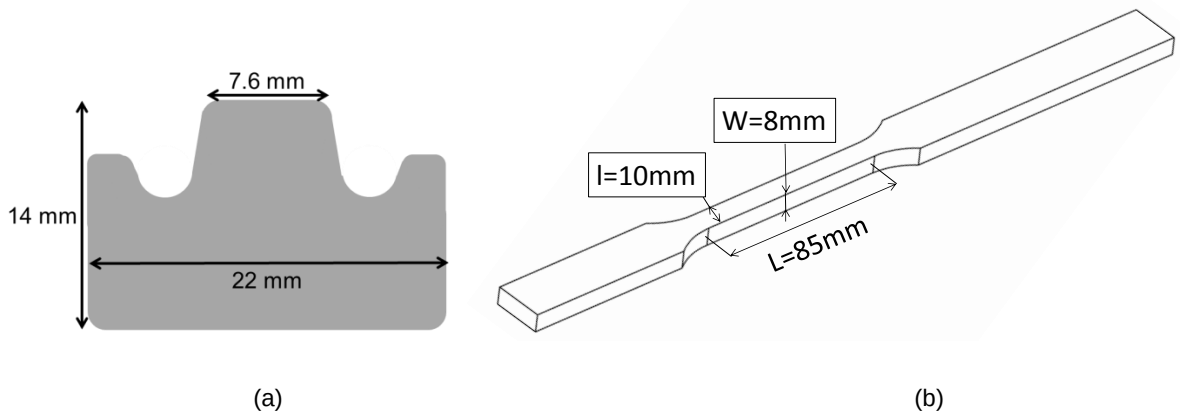


Figure 3-1 : (a) section du fil de Teta étudié, (b) éprouvette de fretting fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

La microstructure du Teta a été observée dans le plan perpendiculaire au sens transverse du laminage dit « travers long ». Les échantillons ont été préparés à l'aide d'une polisseuse métallographique et du papier abrasif de granulométrie 320. Le polissage a été ensuite suivi d'étapes de finition successives sur feutres à l'aide de suspensions diamantées 9µm et 3µm puis, d'une solution d'alumine en suspension 0.04µm. Une attaque au nital a finalement été réalisée afin de faire apparaître les joints de grain.

La Figure 3-2 présente l'aspect morphologique de la microstructure des fils Teta reçus pour les essais de fretting. La microstructure des 40 µm microns sous la surface est différente avec des grains plus grossiers d'environ 15µm. Des mesures de nano-indentations ont montré une perte de dureté d'environ 10% dans cette zone, elle passe de Hv=450 MPa au centre de l'éprouvette à Hv=400 MPa en surface. Ce sont des caractéristiques qu'une décarburation a eu lieu en surface, c'est-à-dire que cette zone s'est appauvrie en carbone.

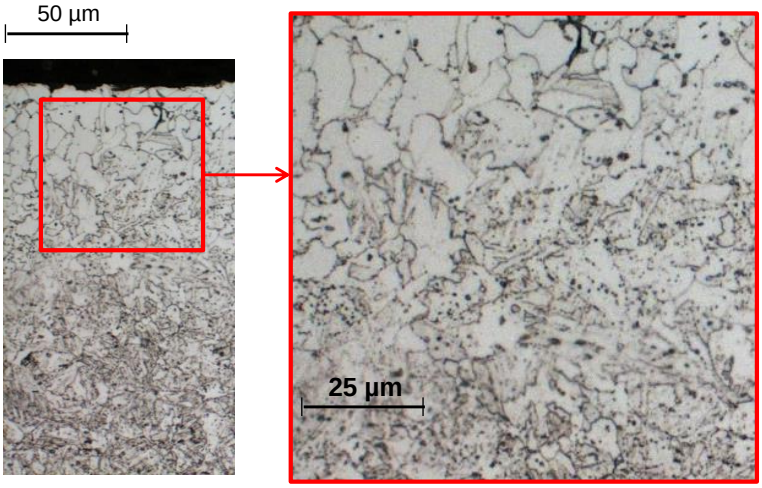


Figure 3-2 : Morphologie de la microstructure du Teta avant essai de fretting.

3.1.2 Contacts étudiés

Le chargement de fretting peut être appréhendé par 3 configurations de contact: plan/plan, cylindre/plan et sphère/plan (Chap.1 § 1.2.1). Comme expliqué dans le contexte industriel, la configuration de contact industrielle Teta/Frette a donc été simplifiée afin de retrouver une de ces configuration : un contact laboratoire équivalent cylindre/plan a semblé le plus représentatif (Chap.2 § 2.2). Une Frette de dimension 15x7.5 mm a été choisie pour faire office de poinçon. En effet, le rayon de courbure du chant de la Frette est de R=4.6mm, ce qui correspond au rayon optimisé pour reproduire le profil de pression souhaité (voir Chap. 2 § 2.2.2 Figure 2-7). La Figure 3-3 montre un schéma de sa section.

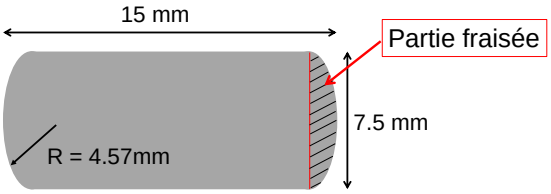


Figure 3-3 : Schéma de la section de la Frette utilisée comme poinçon cylindrique.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Afin de fixer correctement la Frette sur le porte-échantillon, l'arrière est fraisé et des morceaux de 10mm de long sont découpés. Cette longueur correspond à la largeur **l** des éprouvettes de fretting fatigue. Elle permet en outre de respecter des conditions de déformations planes au centre du contact ($l \geq 10.a_h$ avec $\mathbf{a_h}$ la demi-largeur Hertzienne de contact).

La Frette est constituée d'un acier industriel similaire au FM35. Sa composition est donnée dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2 : Composition chimique de l'acier composant le fil de Frette

Acier	C	Si	Mn	Al	S	P	S+P
Frette	0.30 à 0.38 %	0.10 à 0.35 %	0.60 à 1.00 %	< 0.07 %	< 0.025 %	< 0.025 %	< 0.04 %

Comme pour le Teta, la Frette est fournie directement par l'entreprise sous sa forme finale. Les étapes de sa production sont proches de celles du Teta : coulée continue ; laminage à chaud ; patentage ; tréfilage puis laminage à froid et, pour finir, un traitement thermique de détensionnement continu. Le fil de Frette final montre une microstructure ferrito-perlitique. Les fils de Frette sont également stockés sous forme de bobines et redressés avant d'être fournis pour les essais de fretting.

Le contact Teta/Frette, dit « contact référence », ne permet pas de caractériser la réponse complète du Teta à la sollicitation de fretting fatigue. En effet, de nombreuses études dont celle d'Amargier et al. ont montré l'influence du gradient de contrainte sur la fissuration par sollicitation de fretting fatigue (Amargier et al. 2010). Afin de caractériser la réponse du Teta pour un large spectre de gradients de contrainte de fretting fatigue, trois autres rayons de cylindre ont par ailleurs été étudiés : 10mm, 19mm et 160mm. Pour faciliter leur approvisionnement, ils ont été choisis parmi le stock déjà disponible au sein du laboratoire et sont donc usinés dans des aciers durs (35NCD16 ou 100C6) à limites élastiques élevées (Tableau 3-3). En effet, le but est d'étudier la réponse en fissuration du Teta et non celle du poinçon, et la fissuration est privilégiée dans le matériau le moins résistant. De plus les modules de Young de ces aciers sont équivalents aux aciers industriels étudiés.

3.2 Lois de comportement des aciers Teta et Frette

3.2.1 Lois de comportement élastoplastiques monotones

Les caractéristiques mécaniques monotones des aciers fournis par le partenaire industriel ont été déterminées préalablement par ce dernier au travers d'essais de traction. Ces essais permettent d'établir la courbe contrainte-déformation σ-ε du matériau et, d'en déterminer le module de Young E, la limite d'élasticité σ_y, et la contrainte ultime ou contrainte à la rupture σ_{UTS}.

La Figure 3-4 présente les courbes contrainte-déformation du Teta et de la Frette. Chacune est normalisée par la limite d'élasticité du Teta $\sigma_{y,0.2\%}$. Le Tableau 3-3 rassemble les propriétés mécaniques des différents matériaux étudiés. Les propriétés de fatigue sont identifiées au § 3.3. Les propriétés des aciers 35NCD16 et 100C6 sont issues de la littérature.

Ces lois monotones sont ensuite implantées point par point dans le logiciel de calcul éléments finis Abaqus 6.10 pour simuler la réponse du matériau (voir Chap. 4). Toutefois, la sollicitation de fretting fatigue étant une sollicitation cyclique, il est plus réaliste de considérer des lois cycliques, qui ont pu être identifiées à la fin de ce doctorat.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

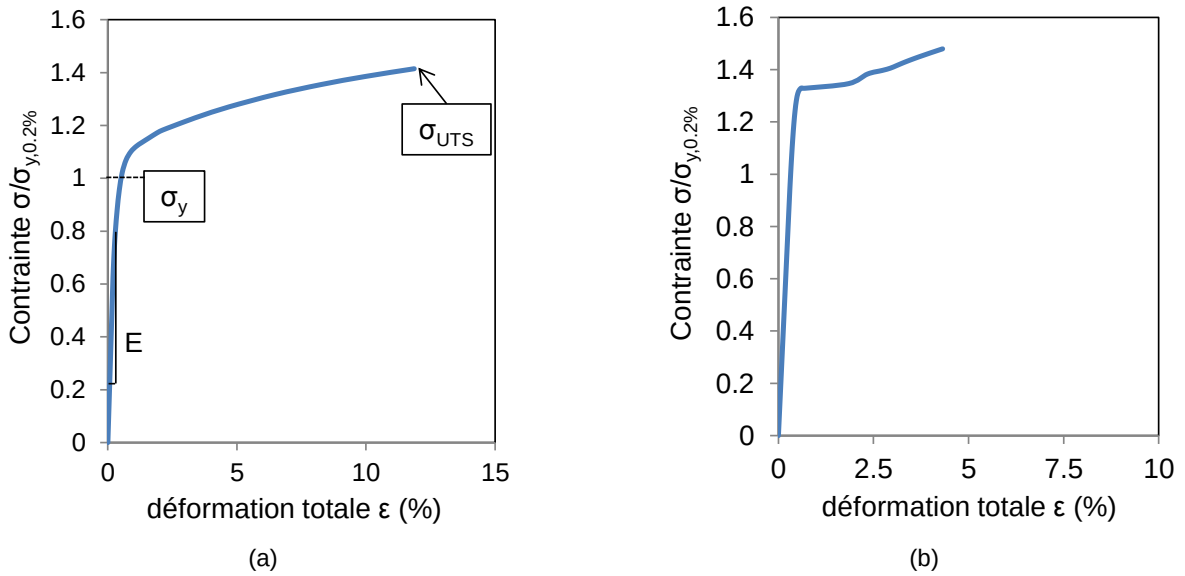


Figure 3-4 : Courbes de contrainte-déformation établies sous sollicitation monotone pour (a) le Teta (a) et (b) la Frette.

Tableau 3-3 : Propriétés mécaniques monotones et cycliques des aciers étudiés

Matériaux	Teta	Frette	35NCD16	100C6
Module de Young E (GPa)	190	200	205	210
Coefficient de poisson v	0.29	0.3	0.3	0.3
Limite d'élasticité σ_Y (MPa)	$\sigma_{y,0.2\%}$	1.35 $\sigma_{y,0.2\%}$	950	2000
Contrainte à la rupture σ_{UTS} (MPa)	1.39 $\sigma_{y,0.2\%}$	1.47 $\sigma_{y,0.2\%}$	1130	2200
Loi élastoplastique	Figure 3-4a	Figure 3-4b	Non	Non
Limite de fatigue en torsion alternée τ_d (MPa)	τ_d	**	**	**
Limite de fatigue en traction compression σ_d (MPa)	σ_d = 1.38 τ_d	**	**	**

3.2.2 Lois de comportement élastoplastiques cycliques

Il existe de nombreux modèles permettant de décrire le comportement cyclique des matériaux. Un modèle très connu est celui de Lemaitre et Chaboche (Lemaitre & Chaboche 2004). Il combine l'écrouissage isotrope et l'écrouissage cinématique non linéaire. La formulation de Lemaitre et Chaboche considère une loi d'écoulement telle que :

$$\dot{\overline{\overline{\varepsilon}}}^{pl} = \dot{\varepsilon}_{eq}^{pl} \cdot \frac{\partial f}{\partial \overline{\overline{\sigma}}} \qquad (3\text{-}1)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Où la surface limite d'élasticité f peut se déplacer et se dilater dans l'espace des contraintes, en accord avec la relation :

$$f = J_2\left(\overline{\overline{\sigma}} - \overline{\overline{X}}\right) - R \tag{3-2}$$

Les variables d'écrouissage $\overline{\overline{X}}$ et R évoluent en suivant les équations suivantes :

- Ecrouissage cinématique : $d\overline{\overline{X}} = Cd\overline{\overline{\varepsilon^{pl}}} - \gamma\overline{\overline{X}}\left|d\varepsilon^{pl}\right|$ (3-3)
- Ecrouissage isotrope : $R = R_0 + Q_\infty\left(1 - e^{-b\varepsilon_{eq}^{pl}}\right)$ (3-4)

Une formulation similaire à la loi de Lemaitre et Chaboche, directement implantable dans le logiciel Abaqus, a été sélectionnée parmi l'ensemble des formulations. Cette loi, dite combinée, associant écrouissage cinématique et isotrope non linéaires, est formulée de la manière suivante :

- Ecrouissage cinématique : $\dot{\alpha} = C\frac{1}{\sigma^0}(\sigma - \alpha)\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl} - \gamma\alpha\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$ (3-5)
- Ecrouissage isotrope : $\sigma^0 = \sigma|_0 + Q_\infty\left(1 - e^{-b\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}\right)$ (3-6)

Avec $\sigma|_0 = \sigma^0 = R_0$.

Il y a donc 5 paramètres à identifier : $\{R_0; Q_\infty; b; C; \gamma\}$ pour caractériser le comportement plastique du matériau.

Une collaboration a été mise en place avec M. Charkaluk de l'école centrale de Lille pour identifier les lois cycliques du Teta et de la Frette. Les essais nécessaires ont été sous-traités à la société SOLSI-TEC.

Les paramètres des essais étaient les suivant :

- Rapport de déformation : $R_\sigma = \sigma_{min}/\sigma_{max} = -1$;
- Asservissement : déformation ;
- Signal : triangulaire ;
- Vitesse de déformation : 5.10^{-3} s^{-1} ;
- Température : ambiante ;
- Plage de déformation : 0.2% à 1.5% par pas de 0.1% ;
- Nombre de cycles par niveau de déformation : 10 cycles.

Quatre essais ont été réalisés par nuance (Frette et Teta). Ils ont montré une réponse similaire ce qui indique un comportement en fatigue reproductible.

La Figure 3-5 montre l'évolution de la contrainte dans le temps pour une amplitude de déformation de 0.5% du Teta et les boucles contrainte-déformation correspondantes.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

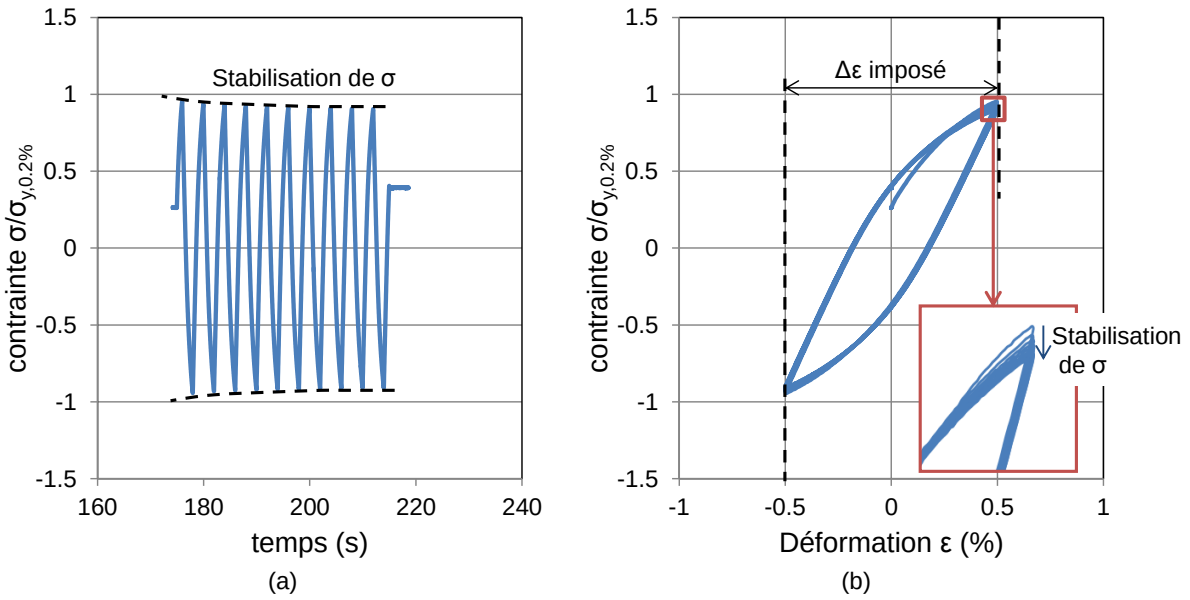


Figure 3-5 : Illustration de la stabilisation des contraintes par adoucissement pour une déformation $\varepsilon_{imposé}$=0.5% imposé sur le Teta. (a) Evolution de la contrainte dans le temps ; (b) Les 10 cycles contrainte-déformation imposés.

L'amplitude de la contrainte met 5 cycles à s'accommoder. Il a été choisi d'identifier la loi sur les cycles stabilisés comme elle sera utilisée pour modéliser des essais à grand nombre de cycles (10^6 cycles) qui sont donc dans un état stabilisé.

La Figure 3-6a montre le dixième cycle, stabilisé, obtenu pour une amplitude de déformation de 0.5% du Teta. Les extremums des cycles stabilisés sont reportés en fonction du niveau de déformation sur la Figure 3-6b. Au-delà de 1% de déformation, il y a de l'endommagement qui se traduit par un adoucissement progressif. Ces points sont comparés à la loi de comportement monotone. Un adoucissement cyclique considérable est observé.

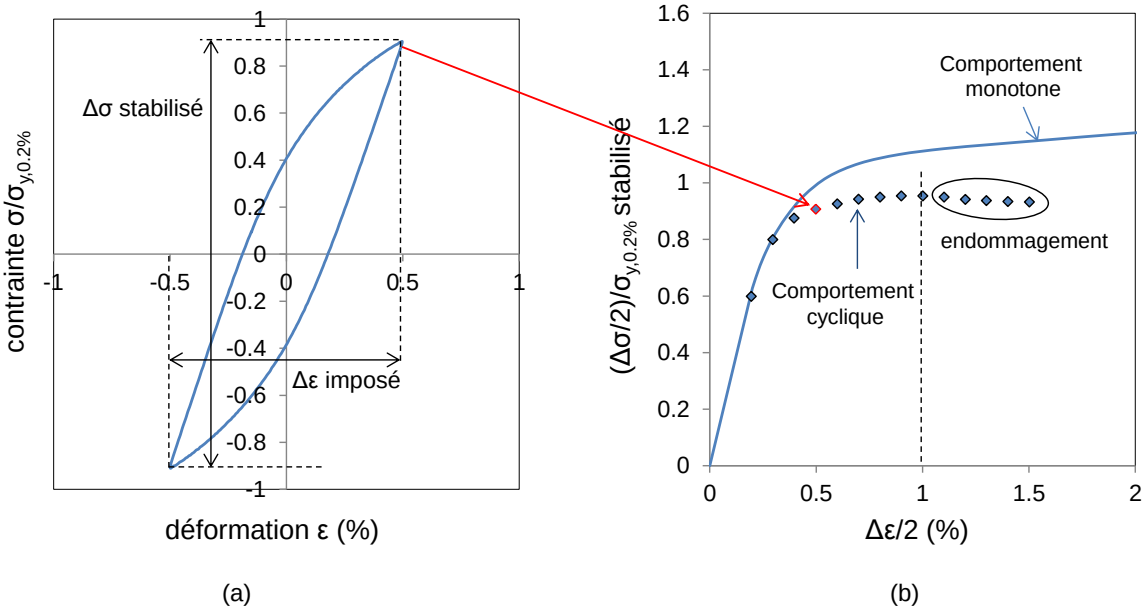


Figure 3-6 : Identification du comportement cyclique du Teta. (a) cycle contrainte-déformation stabilisé, $\varepsilon_{imposé}$=0.5% ; (b) (◆) cycles de fatigue stabilisés comparés à la loi monotone.

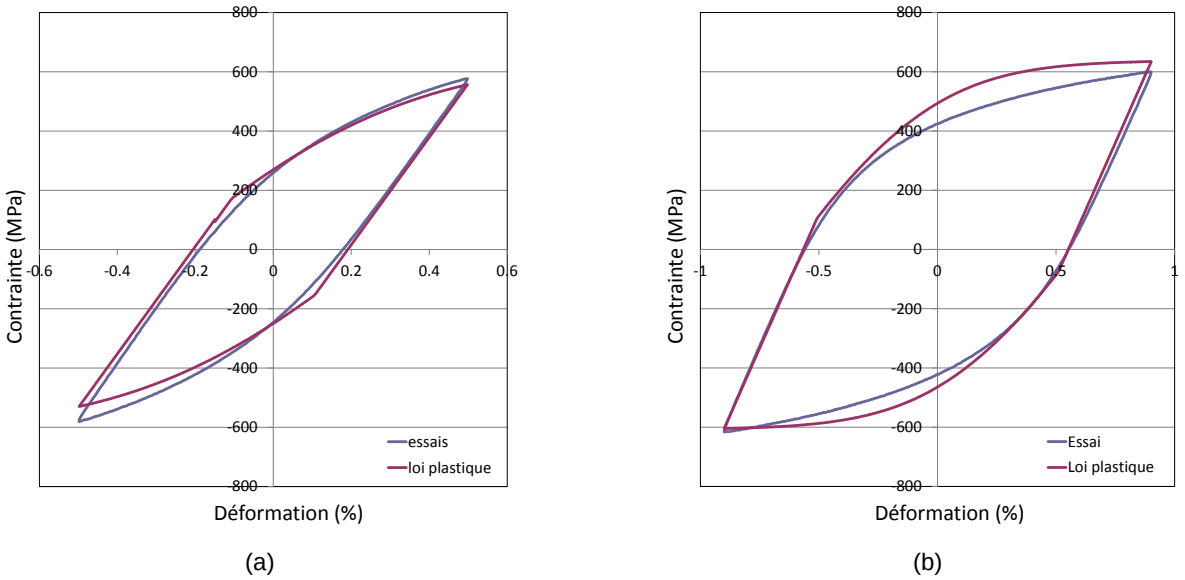
CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Un comportement similaire a été obtenu pour la Frette.

L'identification des lois a été réalisée par M. Charkaluk avec les hypothèses suivantes :

- Ecrouissage isotrope constant et donc limite d'élasticité constante : σ^0=constante.
- Identification limité à 1% de déformation. Au-delà, le modèle de plasticité choisi ne permet pas de représenter l'adoucissement progressif.

Les paramètres identifiés ne sont pas donnés pour des raisons de confidentialité. La Figure 3-7 présente dans le cas du Teta, une comparaison entre les boucles de déformation à 0.5% et 0.9% des essais et les boucles de déformation calculées avec la loi plastique cyclique identifiée.



(a) (b)

Figure 3-7 : Application de la loi pour reproduire les cycles de contrainte-déformation dans le cas du Teta pour des niveaux de déformation de (a) 0.5% et (b) 0.9%.

L'identification suppose un compromis, surtout avec des modèles assez simples comme celui utilisé ici. Ainsi, si l'identification sur les tout premiers niveaux de déformation est peu représentative, celle-ci s'améliore à partir de 0,4% de déformation. En moyenne, il y a 9% d'erreur en énergie et en contrainte sur l'ensemble des niveaux de déformation ce qui permet une assez bonne représentation du comportement cyclique du matériau.

3.2.3 Validation de la représentativité des lois par rapport au comportement expérimental

Afin de mettre en avant les avantages et limites de chaque hypothèse, des analyses comparant essais et simulations ont été réalisées. Elles permettent de vérifier si les lois élastoplastiques monotones et cycliques, identifiées pour la Frette et le Teta, sont représentatives des conditions étudiées, à savoir, des niveaux de pression élevés et une sollicitation de contact cyclique. Ces deux points sont étudiés l'un après l'autre.

3.2.3.1 Validation du comportement monotone par indentation

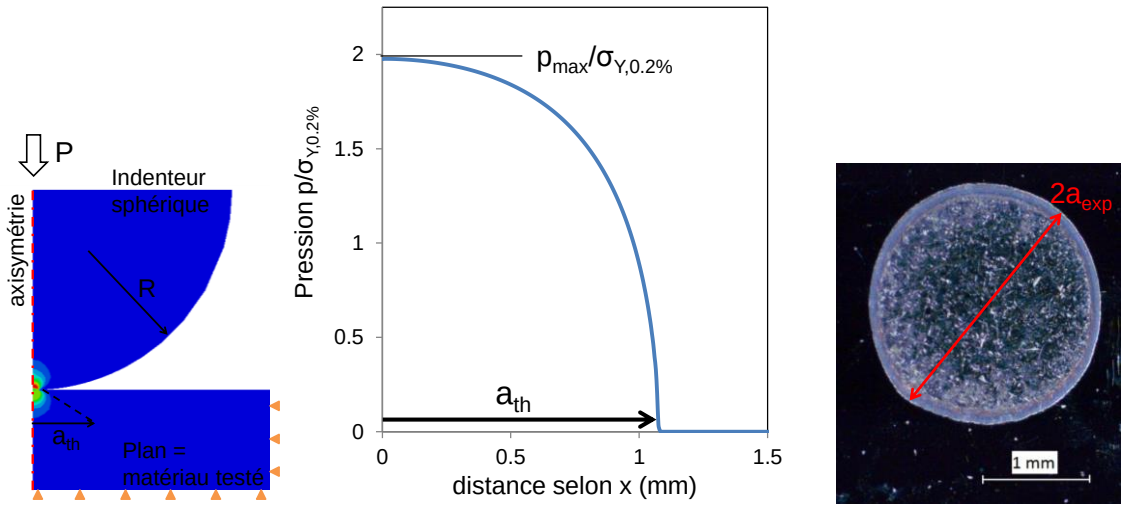
La validation du comportement monotone a pour but d'étudier si les lois identifiées sont représentatives des forts niveaux de pression qui vont être testés. Pour rappel, les niveaux de pression dans les contacts des conduites flexibles peuvent aller jusqu'à $p_{max}=3\sigma_{y,0.2\%}$MPa (calcul élastique).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Pour cela, des essais de macro-indentations ont été réalisés. Trois indenteurs, tous en 100C6, ont été utilisés :

- une sphère de 50 mm de diamètre ;
- une sphère de 12,7 mm de diamètre ;
- un cylindre de 40 mm de diamètre.

Ces indenteurs ont été appliqués sur un plan constitué, soit du Teta, soit de la Frette. Les plans ont été préalablement polis miroir, en ôtant le moins de matière possible, afin d'observer nettement les contours des traces d'indentation, tout en restant en surface.



(a) (b) (c)

Figure 3-8 : Validation de la réponse monotone du Teta sous indentation avec une sphère de 50mm de diamètre et P/P_{ref}=5. a) modèle éléments finis, (b) Extraction de la demi-largeur de contact à partir du pic de pression en surface, (c) Mesure du diamètre de la trace expérimentale.

Les essais ont consisté à appliquer l'indenteur avec une force donnée sur le plan. Puis un très faible déplacement alterné a été appliqué pendant quelques cycles afin de bien marquer les bords du contact. La Figure 3-8c, ci-dessus, montre la mesure du diamètre de contact au microscope optique d'une trace expérimentale. Le diamètre expérimental d'une condition correspond à la moyenne obtenue sur 3 essais.

La largeur de contact obtenue a ensuite été comparée avec la largeur de contact calculée par éléments finis (éléments de 10µm). Dans le cas où l'indenteur est une sphère, les essais ont été simulés avec un modèle axisymétrique ayant une taille d'éléments de 10µm. Les hypothèses des modèles éléments finis sont décrites dans le chapitre suivant, Chap. 4. Les Figure 3-8a et b, ci-dessus, montrent l'exemple de l'extraction de la demi-largeur de contact calculée à partir d'un modèle éléments finis axisymétrique. Pour chaque condition testée, trois hypothèses différentes sont considérées pour décrire la réponse du matériau du plan :

- Description purement élastique, E ;
- Comportement élastoplastique monotone à écrouissage isotrope, EP_M-I (c.f. § 3.2.1) ;
- Comportement élastoplastique cyclique à écrouissage cinématique non linéaire, EP_C-C (c.f. § 3.2.2).

Les différentes conditions testées ainsi que les largeurs de contact théoriques en fonction du comportement matériau sont reportées dans le Tableau 3-4.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Il apparaît que les meilleurs résultats sont obtenus avec la loi monotone. Pour le Teta comme pour la Frette, quel que soit l'indenteur, l'écart-type relatif entre valeurs expérimentales et calculées est inférieur à 2%. Ce résultat était attendu, étant donné que c'est la loi la mieux adaptée théoriquement pour reproduire un chargement monotone comme la sollicitation d'indentation.

Tableau 3-4 : comparaisons des diamètres d'indentation expérimentaux et théoriques.

	Essais			**Loi élastique**			**Loi EP_M-I**			**Loi EP_C-C**		
	Indenteur	P/P_{ref}	$2.a_{exp}$	$p_{max}/\sigma_{Y,0.2\%}$	$2.a_{th_E}$	ET %	$p_{max}/\sigma_{Y,0.2\%}$	$2.a_{th_E\ Pm}$	ET %	$p_{max}/\sigma_{Y,0.2\%}$	$2.a_{th_E\ Pc}$	ET %
Teta	Sphère 50mm	5	2.24	2.31	2.11	4	1.98	2.17	2	1.32	2.41	5
	Cylindre 40mm	1	1.24	1.35	1.23	1	1.34	1.24	0	1.19	1.32	5
Frette	Sphère 12.7mm	0.5	0.66	2.66	0.63	3	2.47	0.64	2	1.82	0.69	3
	Sphère 50mm	5	2.06	2.31	2.11	2	2.24	2.11	2	1.75	2.23	6

Il est à noter que les lois E et EP_M-I donnent des résultats très similaires pour le cylindre sur Teta et pour les essais sur Frette. Dans le cas du cylindre sur Teta, cela est dû au fait que la condition étudiée avec le cylindre est élastique : $p_{max}=1.34\ \sigma_{Y,0.2\%}=0.84\ p_{0,yield}$. Pour les essais sur Frette, cela s'explique par le fait que la limite d'élasticité de la Frette est supérieure à celle du Teta :

$$\sigma_{Y,Frette}=1.35\sigma_{Y,0.2\%} \rightarrow p_{max} = 2.66\ \sigma_{y,0.2\%} = 1.97\ \sigma_{Y,Frette} = 1.23\ p_{0,yield\text{-}Frette}. \quad (3\text{-}7)$$

Les conditions testées sur la Frette sont plus proches des conditions élastiques que pour le Teta, et, par conséquent, l'écart entre les prévisions élastiques et EP_M-I est plus faible.

La loi cyclique EP_C-C, apparaît quant-à-elle trop douce pour décrire un chargement monotone. Elle prévoit des maximums de pression plus faibles et des largeurs de contact trop larges. Ce résultat est également visible pour le contact cylindre sur Teta, car la loi EP_C-C prévoit une limite d'élasticité plus faible. Il n'empêche que les prévisions de la loi EP_C-C restent acceptables avec un écart-type relatif maximum de 6%.

En conclusion, les lois monotone et cyclique sont représentatives pour décrire le phénomène d'indentation plastique associé à la mise en contact de l'assemblage Frette-Teta.

Cependant, le chargement tangentiel de fretting est cyclique. Il convient donc de comparer les différentes lois pour ce type de sollicitation.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

3.2.3.2 Validation du comportement cyclique par essais de fretting simple

L'approche décrite précédemment, qui consiste à comparer essais et simulations, est de nouveau appliquée.

De courts essais de fretting simple cylindre/plan (N=5000cycles), ont été réalisés sur le contact équivalent au contact industriel (Frette de rayon R=4.6mm sur Teta), pour différentes forces tangentielles. Une durée de 5000 cycles est apparue comme un bon compromis. C'est une durée suffisamment longue pour obtenir une trace marquée et mesurable, et suffisamment courte pour ne pas dégrader le contact par fissuration. Les demi-largeurs de contact expérimentales sont ensuite comparées aux largeurs théoriques calculées par modélisation EF, une fois l'extension plastique stabilisée (Figure 3-9).

Par ailleurs, plus d''hypothèses d'écrouissage ont été envisagées :

- EP_M-I : hypothèse d'écrouissage isotrope calée sur la réponse monotone des matériaux (Figure 3-4) ;
- EP_M-K : hypothèse d'écrouissage cinématique calée sur la réponse monotone des matériaux (Tableau 3-5) ;
- EP_C-C : hypothèse d'écrouissage combiné calée à partir de la réponse cyclique des matériaux (§ 3.2.2).
- EP_C-I : hypothèse d'écrouissage isotrope calée sur la réponse cyclique des matériaux (Figure 3-6b) ;
- EP_C-K : hypothèse d'écrouissage cinématique calée sur la réponse cyclique des matériaux (Tableau 3-5).

Le modèle d'écrouissage cinématique linéaire de Prager est considéré dans le cas des hypothèses d'écrouissage cinématique. En considérant les lois représentées sur les Figure 3-4 et Figure 3-6b, la contrainte en fonction de la déformation est approximée par une droite pour définir les paramètres plastiques du modèle de Prager. Les paramètres déterminés sont regroupés dans le Tableau 3-5.

Tableau 3-5: Paramètres plastiques utilisés dans les modèles d'écrouissage cinématique linéaire de Prager

Réponse	Matériaux	Limite d'élasticité $\sigma_y/\sigma_{y,0.2\%}$	Pente $p_{prager}=d(\sigma/\sigma_{y,0.2\%})/d\varepsilon_p$
Monotone	Teta	1.14	2.56
	Frette	1.33	3.46
Cyclique	Teta	0.85	25.08
	Frette	1.12	22.21

La Figure 3-9 rassemble les largeurs de contact calculées avec chacun des 5 modèles élastoplastiques et les compare aux largeurs de contact expérimentales et hertziennes (élastique).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

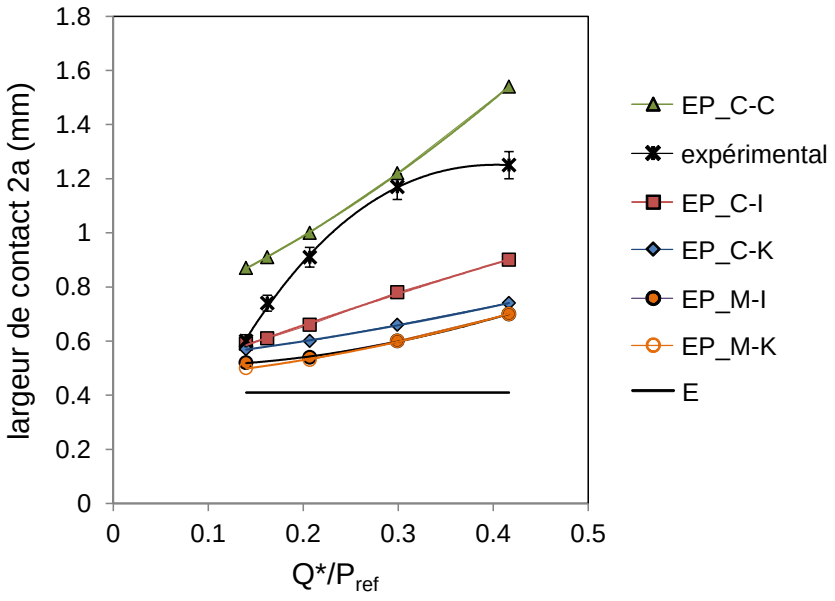


Figure 3-9 : Évolution de la largeur du contact Frette (R=4.6mm) / Teta avec la force tangentielle Q*. Comparaison entre les essais expérimentaux (✱) et les largeurs de contact calculées par éléments finis avec les différentes hypothèses de comportement énoncées.

L'hypothèse d'un comportement élastique donne, comme attendu, les plus mauvais résultats. Elle ne permet pas d'accommoder le contact. En outre, la largeur de contact calculée reste constante avec l'augmentation de la sollicitation cyclique de fretting.

Les largeurs calculées avec les hypothèses EP_M-I et EP_M-K sont identiques et systématiquement inférieures aux largeurs réelles. Plus la force tangentielle augmente, plus la composante cyclique est importante, et plus l'écart se creuse.

L'écart n'est donc pas dû à l'hypothèse d'écrouissage, mais bien au fait que la loi matériau doit s'apparenter au comportement cyclique.

Les largeurs de contact calculées avec les modèles EP_C-K et EP_C-I permettent de réduire l'écart. L'hypothèse EP_C-C permet d'obtenir les meilleurs résultats bien que les largeurs de contact calculées soient systématiquement supérieures aux largeurs expérimentales. Toutefois, pour $Q^*/P_{ref}>0.15$ l'écart entre essais et simulations est plus faible avec le modèle EP_C-C que pour le modèle EP_M-I. Et dans l'intervalle $0.2<Q^*/P_{ref}<0.33$, l'écart-type relatif reste inférieur à 10 %.

Afin de faire un choix plus avisé entre les différents modèles possibles, il faut mettre ces résultats en lien avec les nombres de cycles nécessaires à l'obtention de l'aire de contact stabilisée N_S. La Figure 3-10 montre en haut l'évolution du rayon de contact en fonction du nombre de cycles simulés pour un même chargement de fretting, P_{ref} et $Q^*/P_{ref}=0.3$.

Les simulations montrent que les hypothèses EP_M-I et EP_C-K permettent d'atteindre la stabilisation du contact la plus rapide en environ 2 cycles numériques. Le modèle EP_M-K accommode également rapidement le contact en $N_{S,EP_M\text{-}K}=8$ cycles. En revanche le modèle EP_C-C requiert un nombre de cycles bien plus important, $N_{S,EP_C\text{-}C}\approx100$ cycles, pour atteindre l'état stabilisé du contact, c'est-à-dire un rayon de contact constant. Le modèle EP_C-I, qui est le plus long à stabiliser avec $N_{S,EP_C\text{-}I}=180$ cycles, apparaît alors le moins intéressant bien qu'il permette une meilleure représentativité que le modèle EP_C-K.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

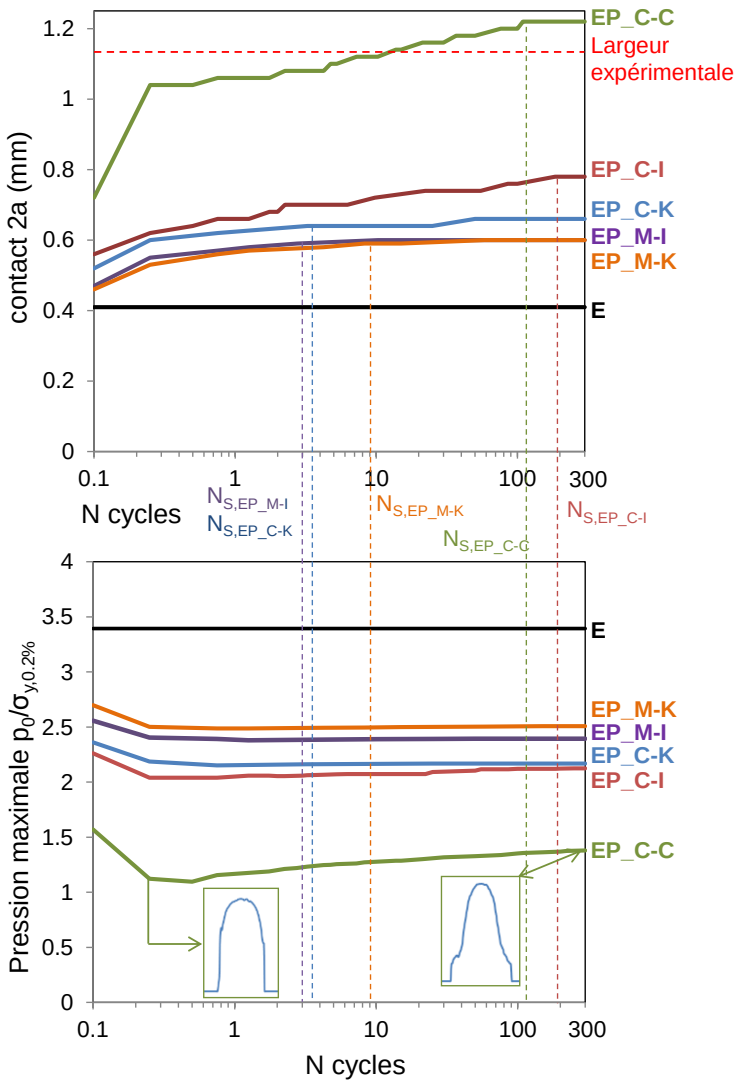


Figure 3-10 : haut : Évolution du rayon de contact simulé pour la condition R=4.6mm (Teta/Frette), P_{ref}, Q*/Pref=0.3. bas : Évolution de la pression maximale de contact simulée en fonction du nombre de cycles (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, Q*/P_{ref}=0.3).

Ces évolutions sont confirmées par les évolutions des pressions maximales de contact avec chaque modèle (Figure 3-10bas). Elles ont tendances à diminuer légèrement tant que la largeur de contact ***a*** n'est pas stabilisée, ce qui est normal étant donné que la force normale est maintenue constante. Toutefois, le modèle EP_C-C se comporte différemment : la pression maximale diminue fortement pendant le premier cycle avant de se stabiliser en augmentant. Cela est dû à une évolution particulière du profil de pression. Si au départ il présente la forme classique du U inversé, par la suite il se perturbe avec des valeurs de pression faibles dans les zones glissantes. Afin de conserver une aire constante sous le profil (force normale constante), la pression dans la zone collée augmente.

3.2.3.3 Choix des lois de comportement du Teta et de la Frette

Les paragraphes précédents ont montré que l'hypothèse d'une loi monotone ou cyclique influence peu la prévision du comportement d'un contact sous sollicitation monotone d'indentation.

En ce qui concerne la représentativité vis-à-vis d'une sollicitation cyclique, les lois, isotrope et cinématique, issues du chargement monotone sont trop rigides pour décrire l'adoucissement cyclique

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

du matériau et l'extension de l'aire de contact sous sollicitations de fretting. Le modèle EP_M-I a l'avantage de stabiliser le contact plus rapidement que le modèle EP_M-K.

La loi cinématique issue du chargement cyclique (EP_C-K), bien que toujours trop rigide, permet de se rapprocher du comportement expérimental, tout en ayant l'avantage de stabiliser très rapidement comparé aux modèles EP_C-I et EP_C-C.

La loi combinée issue du chargement cyclique, EP_C-C, permet d'obtenir les résultats les plus pertinents, en particulier pour $Q^*/P_{ref} > 0.15$, où elle décrit mieux l'adoucissement cyclique du matériau. En revanche, lorsque $Q^*/P_{ref} < 0.15$, la loi est trop "douce" pour décrire le comportement du matériau, qui est alors davantage contrôlé par la sollicitation monotone d'indentation.

L'essentiel du travail de recherche est conduit avec la loi cyclique cinématique EP_C-K même si celle-ci représente moins bien le phénomène d'adoucissement cyclique du matériau comparé aux lois EP_C-I et EP_C-C. Ce choix est dû au fait que les lois EP_C-I et EP_C-C entrainent une stabilisation beaucoup trop longue des contraintes et donc des calculs long et coûteux. De plus les simulations de fretting fatigue avec la loi EP_C-C ne convergent pas lorsque la taille du maillage éléments finis est inférieur à 50µm. Or nous verrons au Chapitre suivant (Chap. 4) que cette taille de maille est insuffisante pour décrire correctement les champs de contrainte en surface.

Parallèlement, la loi monotone isotrope (EP_M-I) sera également considérée même si celle-ci représente assez mal le phénomène d'adoucissement cyclique du matériau. D'une part, parce qu'il s'agit de la loi implantée dans les codes 3D Technip qui ont permis l'identification du contact de référence. D'autre part, une loi monotone est beaucoup plus simple et moins couteuse à identifier, il semble donc intéressant de quantifier quelle perte de précision elle engendre dans les résultats. Le choix d'un écrouissage isotrope plutôt qu'un écrouissage cinématique se justifie du fait qu'on obtient les mêmes résultats de taille de contact pour une stabilisation bien plus rapide des contraintes.

De plus, il sera montré par la suite que l'amorçage des fissures (b>0µm) commence pour $Q^*/P_{ref}>0.13$. Les lois EP_C-K et EP_M-I semblent donc être des bons choix pour décrire l'amorçage des fissures et permettent d'être conservatif pour la prévision de la propagation.

3.3 Lois d'endurance des aciers Frette et Teta

Les essais de fatigue ont été réalisés sur une machine MTS Bionix équipée d'un vérin hydraulique permettant des sollicitations axiales et de torsion. L'effort est contrôlé par un capteur de force d'une capacité de ±25 kN en axial et ±250 Nm en torsion. Deux séries d'essais ont été réalisées, une en traction-compression avec un rapport de charge $R_\sigma=\sigma_{min}/\sigma_{max}=-1$, et une en torsion alternée ($R_\tau=\tau_{min}/\tau_{max}=-1$).

Ces essais ont été réalisés afin de déterminer les paramètres nécessaires à l'application du critère de Crossland, à savoir σ_d et τ_d, les limites de fatigue en traction-compression et torsion alternée. Le critère de Crossland permet de prévoir l'amorçage des fissures.

Cette caractérisation en fatigue n'a concerné que l'acier Teta puisque seul ce matériau a été analysé en fissuration. La géométrie des éprouvettes utilisées est présentée dans la Figure 3-11 et suit la norme NF A03-401. Les éprouvettes sont cylindriques. La taille du grand diamètre était limitée par la largeur initiale du barreau. Le petit diamètre et le rayon de courbure ont été ajustés afin d'utiliser les mêmes éprouvettes pour les essais de traction-compression et de torsion, tout en restant dans la gamme utile de la machine d'essai. La géométrie de l'éprouvette présente des facteurs de concentration des contraintes théoriques de $K_{t\text{-traction}}=1.04$ et $K_{t\text{-torsion}}=1.01$.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

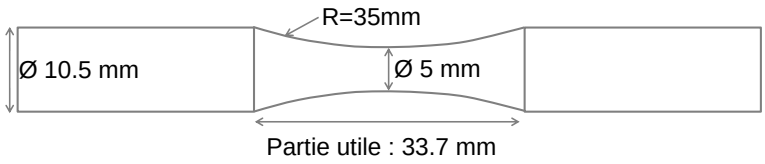


Figure 3-11 : géométrie des éprouvettes de traction compression et torsion alternée.

Pour obtenir les limites de fatigue en traction compression et en torsion alternée, la méthode de l'escalier a été appliquée à 10^7 cycles (Dixon & Mood 1948). Cette méthode, assez simple, présente l'avantage de ne nécessiter qu'un nombre limité d'essais pour obtenir la limite d'endurance. Toutefois, la précision obtenue sur l'écart-type, dépend du nombre d'éprouvettes testées. La technique qui a été suivie est celle décrite en détails dans les techniques de l'ingénieur (Rabbe et al. 2000). Les limites d'endurance ainsi déterminées sont :

- En traction compression : σ_d=1.38.τ_d ± 0.02 ;
- En torsion alternée : τ_d=τ_d ± 0.02.

A partir des essais réalisés pour obtenir les limites d'endurance et avec quelques essais complémentaires, les courbes d'endurance en traction-compression et torsion alternée ont pu être établies. Elles sont présentées dans la Figure 3-12.

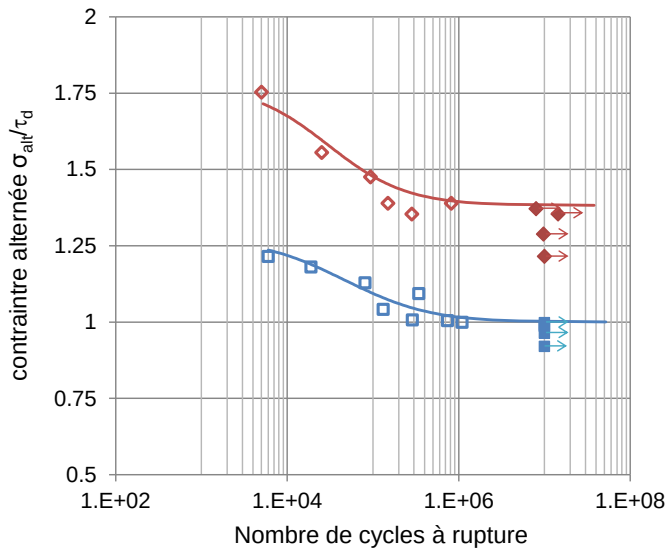


Figure 3-12 : Courbes d'endurance de la sollicitation de traction compression (—,◇ : essai rompu, ◆ : essai non rompu) et de torsion alternée (—,□ :essai rompu, ■ : essai non rompu).

Chaque courbe d'endurance est modélisée avec le modèle de Bastenaire :

$$N=\frac{A.\exp(-C.(\sigma-\sigma_d))}{\sigma-\sigma_d}-B \qquad (3\text{-}8)$$

En considérant la loi normalisée par τ_d, les paramètres suivants sont identifiés:

- Traction Compression : A=1.9x10^6, B=1.1x10^4, C=0.001
- Torsion alternée : A=2.5x10^6, B=1.4x10^4, C=0.019

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

A partir de ces essais, l'évolution du coefficient alpha du critère de Crossland α_C en fonction du nombre de cycles peut être calculée (cf. Chap. 1 § 1.4.1.2) avec :

$$\alpha_C = \frac{\tau_d - \sigma_d/\sqrt{3}}{\sigma_d/3} \quad (3\text{-}9)$$

La Figure 3-13 trace l'évolution du paramètre en fonction du nombre de cycles. Contrairement au comportement d'autres alliages, comme le TI-6Al-4V (Ferré et al. 2013), la variation observée en fonction de la durée de vie est très faible : α_C=0.46 avec un écart type de 0.02. Pour la suite ce paramètre sera considéré comme constant, quel que soit le nombre de cycles considéré pour l'amorçage.

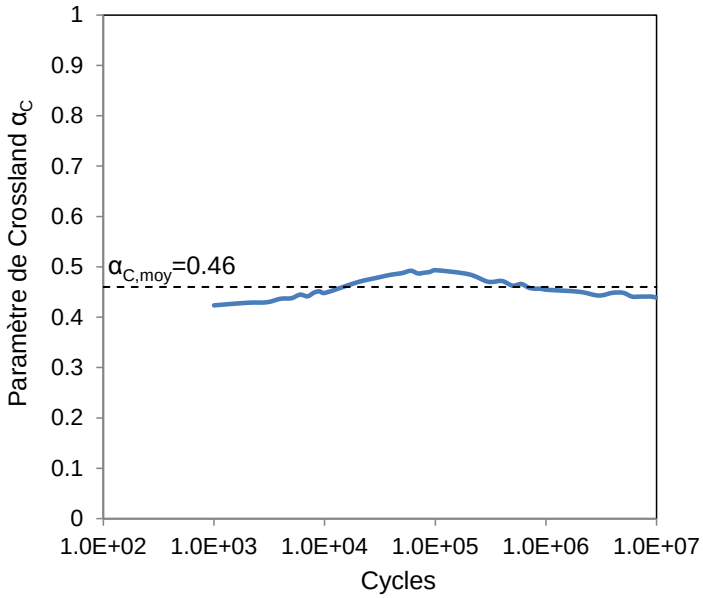


Figure 3-13 : évolution du paramètre α_C de Crossland en fonction du nombre de cycles.

3.4 Loi de propagation des fissures de l'acier Teta

Des essais de flexion 4 points sur éprouvette SENB ont été réalisés par l'entreprise, afin de déterminer les lois de propagation des fissures de l'acier Teta à deux rapports de charge différents 0.1 et 0.5. Elles suivent la formulation de Paris (c.f. Chap. 1 § 1.5.2) :

$$\frac{db}{dN} = C.(\Delta K)^m \quad (3\text{-}10)$$

Les paramètres **C** et **m** réels déterminés sont donnés dans le Tableau 3-6.

Tableau 3-6 : Lois de propagation des fissures et cinétiques globales calculées avec différents modèles intégrant l'effet du rapport de charge.

	British standard		Cinétiques globales déduites, selon le modèle :	
	R_K=0.1	R_K=0.5	Elber	Kujawski (α_K=0.5)
C	1.47 E^{-9}	7.76 E^{-10}	1.27 E^{-9}	5.35 E^{-10}
m	3.36	3.88	3.27	3.60

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Les mêmes essais ont permis de déterminer le seuil de non propagation en fissure longue à 10^{-7} mm/cycles $\Delta K_{ø_10\text{-}7}$=6.58MPa.m$^{1/2}$, et le facteur d'intensité de contrainte à la rupture, généralisé au cas élastoplastique K_J=212 MPa.m$^{1/2}$.

A partir de ces deux lois de propagation, obtenues pour deux rapports de charge différents, il est possible d'exprimer une loi plus générale intégrant l'effet du rapport de charge. Pour cela les modèles de Elber modifié et de Kujawski (Chap. 1 § 1.5.3), sont appliqués (Gros 1996; Kujawski 2001) :

- Elber modifié par Gros (Gros 1996) :
  - Pour R_K>0 ; $\Delta K_{eff} = K_{Imax} - 4$ (3-11)
  - Pour -1<R_K<0 ; $\Delta K_{eff} = K_{Imax} - (4.R_K + 4)$ (3-12)
  - Pour R_K<-1 ; $\Delta K_{eff} = K_{Imax}$ (3-13)
- Kujawski : $\overline{K}^* = (K_{max})^{\alpha_K}(\Delta K^+)^{1-\alpha_K}$ (3-14)
  Avec α_K=0.5 constant

Une cinétique moyenne, qui exprime la propagation non plus en fonction de ΔK, mais en fonction de ΔK_{eff}, ou $\overline{K}^*$ dans le cas du modèle de Kujawski, peut alors être extraite pour chaque modèle.

Ainsi, pour établir la loi maîtresse selon la formulation de Kujawski à partir des lois de propagation à deux rapports de charge différents, la méthode décrite par Dinda et Kujawski (Dinda & Kujawski 2004) est appliquée. Les paramètres ***C*** et ***m*** déterminés sont donnés dans le Tableau 3-6. La Figure 3-14 compare les lois de Paris des deux rapports de charge en fonction de ΔK (formulation classique) aux lois de Paris en fonction de $\overline{K^*}$. Le paramètre efficace $\overline{K^*}$ permet bien de rassembler les lois de propagation en une loi maîtresse.

Les cinétiques globales déduites sont reportées dans le Tableau 3-6.

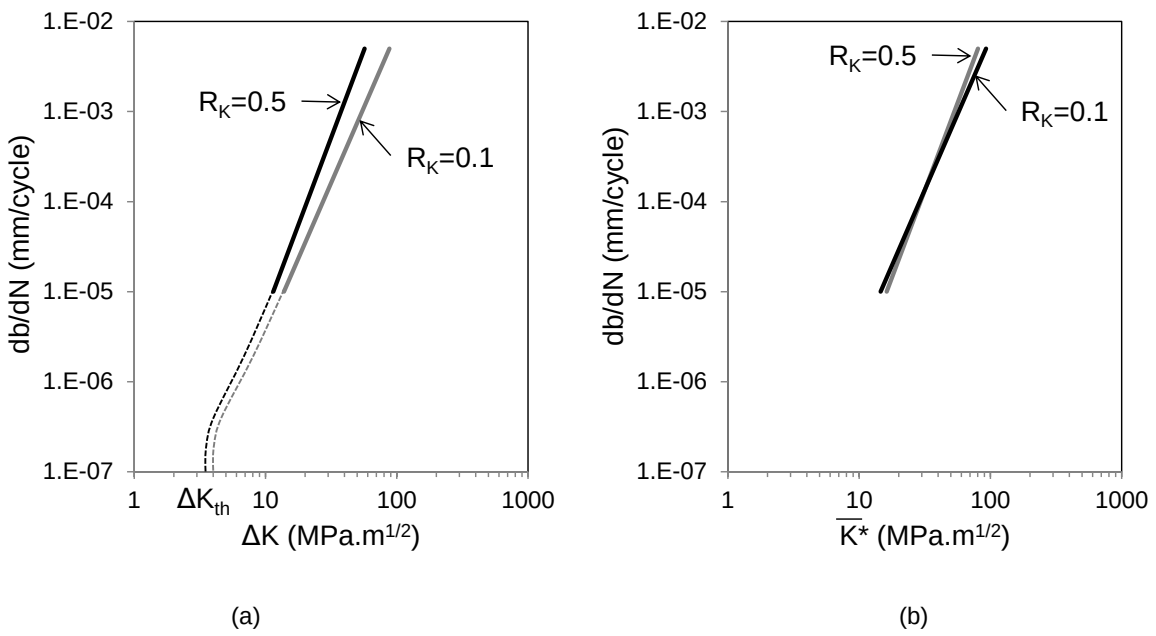


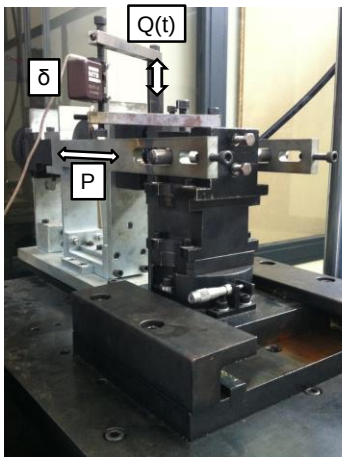
Figure 3-14 : (a) Lois de Paris des fissures l'acier Teta identifiées par essais SENB (b) Lois de Paris des fissures de l'acier Teta en fonction du paramètre efficace $\overline{K^*}$. (—) R_K=0.1 et (—) R_K=0.5.

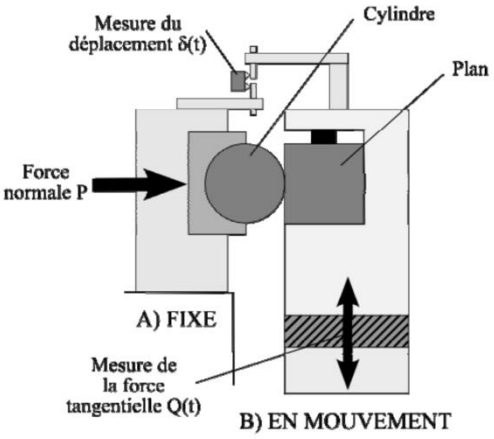
CONFIDENTIEL INDUSTRIE

3.5 Essai de fretting simple (mono vérin)

3.5.1 Principe de l'essai de fretting simple

Le montage utilisé lors de cette thèse permettant d'appliquer la sollicitation de fretting simple est présenté sur la Figure 3-15a. Son schéma de principe est présenté dans la Figure 3-15b. La force normale statique P est appliquée mécaniquement. Elle est mesurée par un capteur de force en S de 10kN. Un système de glissière permet de compenser le déplacement latéral pouvant être induit par la pénétration du poinçon cylindrique dans le plan et l'usure du plan. Le poinçon est monté sur un bloc fixe. Le plan est monté sur un bras fixé sur un vérin hydraulique. Ce vérin, d'une capacité de 100kN, est utilisé pour imposer un déplacement cyclique alternatif δ(t) au plan ce qui génère une force tangentielle cyclique alternative Q(t) à l'interface ($R_Q=Q_{min}/Q_{max}=-Q^*/+Q^*=-1$). Un extensomètre placé proche des surfaces en contact permet de mesurer le déplacement relatif avec une grande précision. Ce système a été décrit en détail par Fouvry et al (Fouvry et al. 2004). Les essais ont tous été réalisés à une fréquence constante f=12Hz de sorte qu'ils ne soient pas trop longs (essais de 10^6 cycles en 23h) tout en garantissant leur stabilité (Lykins et al. 2001).



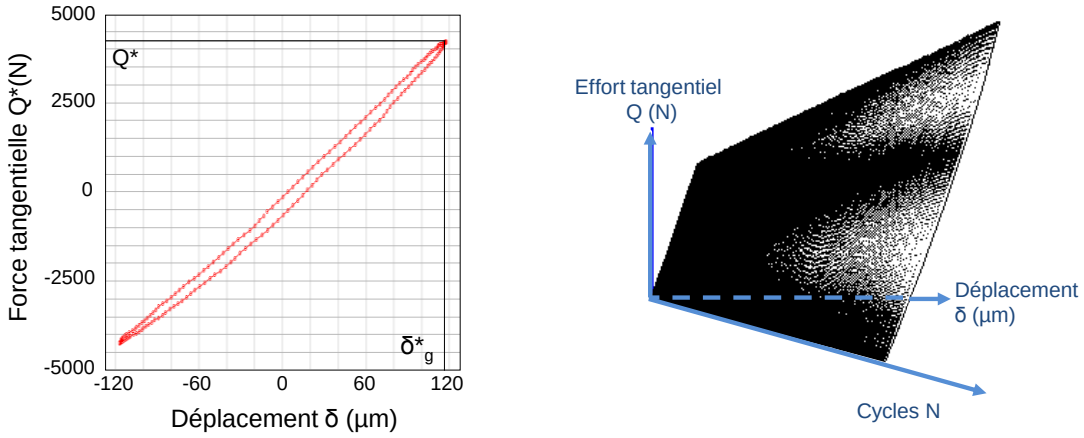


(a) (b)

Figure 3-15 : Essai de fretting simple : (a) photo et (b) schéma de principe.

Pendant l'essai, le déplacement δ, la force normale P et la force tangentielle Q sont enregistrés. Cela permet de tracer le cycle de fretting Q-δ (Figure 3-16a) mais aussi la bûche de fretting qui est une représentation en trois dimensions de l'évolution du cycle de fretting en fonction du nombre de cycles (Figure 3-16b). Grâce à cette représentation, le régime de glissement de l'essai peut être identifié (cf. Chap. 1 § 1.2.2). Le but de ce travail étant d'étudier les conditions de fissuration critiques, l'ensemble des essais a été réalisé en glissement partiel, c'est-à-dire avec des cycles de fretting fermés tout au long de l'essai (Figure 3-16).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a) (b)

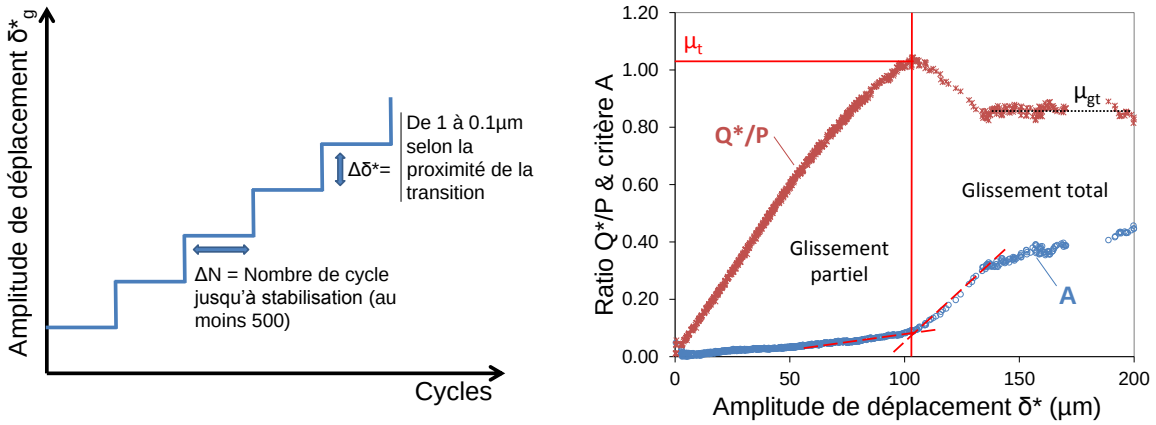
Figure 3-16 : (a) cycle de fretting, (b) buche de fretting.

Une première étape a consisté à identifier la condition de glissement $\delta_t \rightarrow Q_t$ à la transition entre glissement partiel et glissement total, cela afin de rester dans des conditions de glissement partiel. Identifier la condition de glissement permettra aussi de déterminer le coefficient de frottement à la transition μ_t qui est utilisé dans la modélisation éléments finis pour décrire le frottement dans les zones glissantes.

3.5.2 Identification de la transition de glissement partiel / glissement total

L'essai de débattement variable se réalise sur une machine de fretting, et permet à partir d'un essai, de déterminer la condition de glissement entre glissement partiel et glissement total (Voisin J.M., 1995). Pour un contact donné (rayon de cylindre et force normale constante), l'amplitude du débattement est augmentée progressivement par paliers (Figure 3-17a). Les cycles de fretting sont enregistrés. Le débattement est augmenté quand la boucle est stabilisée. Lorsque la force tangentielle atteint un maximum, alors la boucle de fretting s'ouvre et le contact passe du glissement partiel au glissement total. A ce maximum de force tangentielle correspond le ratio $\mu_t = Q^*_t/P$, coefficient de frottement à la transition glissement partiel/glissement total. C'est un paramètre d'entrée nécessaire à la modélisation des zones glissantes. En effet, des études précédentes ont montré qu'il était représentatif du coefficient de frottement dans les zones glissantes du contact en glissement partiel (Proudhon et al. 2005).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a) (b)

Figure 3-17 : (a) Principe du débattement variable, (b) détermination de la transition pour le contact R=4.6mm (Frette), P_{ref}.

L'observation des boucles de fretting n'étant pas une manière très précise de déterminer la transition, un critère de glissement adimensionnel peut lui être préféré. Pour l'application étudiée, le critère A, qui est le ratio de l'énergie dissipée dans le cycle sur l'énergie totale du cycle, est utilisé (cf. Chap. 1 § 1.2.2) (Fouvry S., 1998b).

$$A = \frac{E_d}{E_t} \tag{3-15}$$

Pour un contact sphère/plan, la transition de glissement est associée à une constante A_t=0.2. Mais pour un contact cylindre/plan il n'y a pas de valeur constante du critère A définissant la transition. La transition de glissement est alors associée à la première discontinuité du ratio A en fonction du déplacement.

Après la transition de glissement, le ratio µ=Q*/P se stabilise à une valeur constante. Cette valeur stabilisée s'appelle le coefficient de frottement en glissement total μ_{GT}.

La Figure 3-17b présente le résultat d'un essai de débattement variable. Les évolutions des ratios µ et A sont tracées en fonction de l'amplitude de débattement, et les valeurs de μ_t et μ_{GT} sont repérées : μ_t=1.04 et μ_{GT}=0.82. Deux essais ont été réalisés. La dispersion étant très faible, il n'a pas été nécessaire de faire des essais supplémentaires et les valeurs moyennes obtenues sont μ_t=1.06±0.02 et μ_{GT}=0.84±0.02. Ces valeurs sont reportées dans le Tableau 3-7.

L'influence du gradient de contact sur la transition a été étudiée en faisant varier la pression, pour un même rayon de cylindre et, en variant le rayon pour une pression de contact similaire. Pour évaluer l'influence de ces paramètres vis-à-vis du coefficient de frottement, l'analyse en débattement variable a été généralisée pour toutes ces conditions de chargement. La Figure 3-18 montre que, pour un rayon de cylindre constant, µt augmente légèrement avec la pression tandis que µGT diminue linéairement. Quels que soient les rayons de poinçons et pressions testés, les variations des valeurs de μ_t et μ_{GT} restent faibles, c'est-à-dire inférieures à 12%. On peut considérer que μ_t et μ_{GT} sont constants quels que soient les gradients de contrainte étudiés avec les valeurs moyennes μ_t=1.0 et μ_{GT}=0.9.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Tableau 3-7 : Coefficients de frottement moyen des contacts poinçon / Teta étudiés

Rayon R (mm)	4.6 $_{ref*}$	4.6	4.6	4.6	4.6	10.0	10.0	19.0	160.0
Matériau du poinçon	Frette	Frette	Frette	Frette	Frette	100C6	100C6	35NCD16	35NCD16
Force normale P/P_{ref}	1	0.07	0.2	0.4	1.3	1.6	0.7	2.5	0.8
Pression après indentation $p_{0\text{-}EP}/p_{0,yield}$	1.62	0.59	0.98	1.27	1.66	1.51	1.21	1.44	0.36
W (génératrice en mm)	10	20	15	10	10	8	8	10	12
a après indentation (mm)	0.24	0.06	0.09	0.14	0.29	0.42		0.68	1.01
μ_t	1.06	0.94	0.95	0.98	1.09	-	1.10	0.87	0.74
μ_{GT}	0.84	0.89	0.88	0.84	0.82	-	0.99	-	-

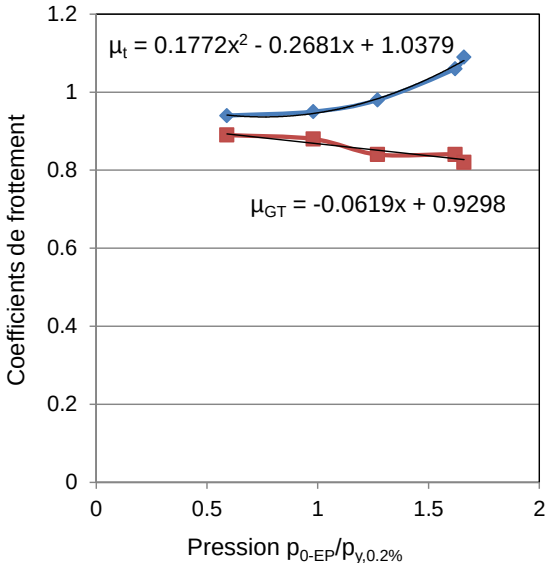


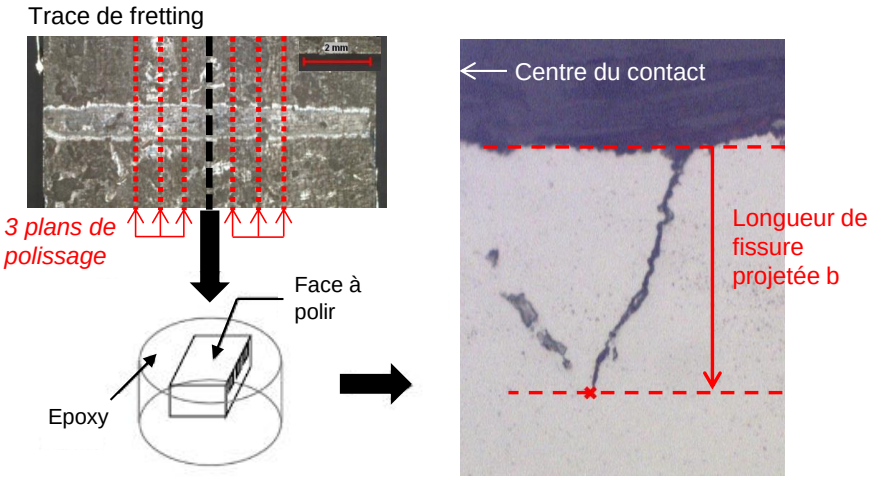
Figure 3-18: Évolutions des coefficients de frottement à la transition (μ_t, —◆—) et en glissement total (μ_{GT},—■—) en fonction de la pression dans le contact pour un rayon constant R=4.6mm (Frette).

Tous les essais présentés par la suite ont été réalisés tel que Q*<1.P afin d'obtenir des conditions de glissement partiel dans le contact, l'objectif étant d'étudier les processus de fissuration en s'affranchissant de l'usure des surfaces.

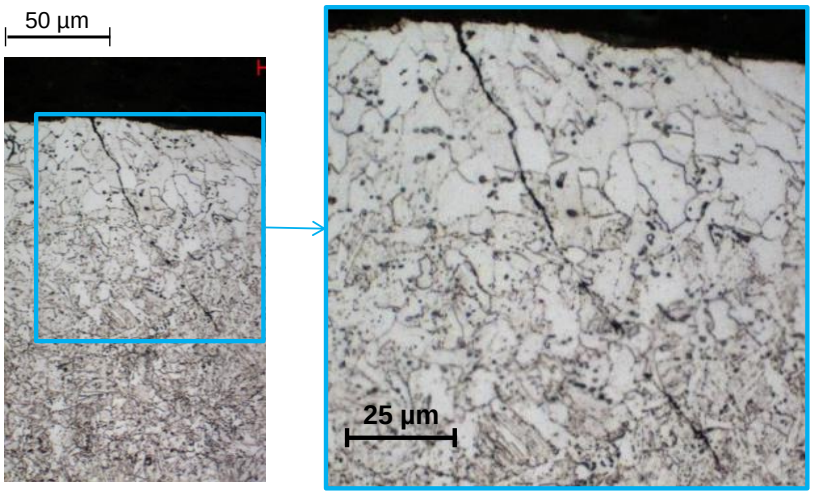
CONFIDENTIEL INDUSTRIE

3.5.3 Méthode d'expertise des fissures dans les contacts

Après chaque essai de fretting, les traces sont analysées par méthode destructive classique (Proudhon et al. 2006a). Tout d'abord une photo de la trace est prise avec une loupe binoculaire Olympus S261 permettant un grossissement maximum de 500x. Une caméra Pixlink est montée sur l'oculaire assurant ainsi l'acquisition numérique des images observées. Toutes les traces ont une morphologie semblable : une zone centrale correspondant à la zone collée entourée de deux zones glissantes, comme montré sur la Figure 3-19a. Dans le cas d'un essai de fretting simple parfaitement alterné, ces zones glissantes ont la même largeur.



(a)



(b)

Figure 3-19 : (a) Expertise des fissures de fretting, (b) Fissure transgranulaire générée lors d'un essai de fretting.

L'échantillon est ensuite coupé suivant l'axe médian de glissement. Cela permet d'expertiser l'essai plus vite en analysant deux plans à la fois. Les deux faces sont enrobées puis polies. Le cycle de polissage est le même que celui décrit au § 3.1.1. Les deux faces sont ensuite observées au microscope optique Zeiss Axio afin de détecter la présence de fissures. Comme pour la loupe binoculaire, une caméra est montée sur l'oculaire du microscope pour permettre l'acquisition numérique des images, qui sont traitées avec le logiciel Axovision Rel. 4.8.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Les fissures sont généralement localisées au bord du contact mais peuvent apparaître tout au long de la zone de glissement (Nakazawa et al. 1992). Plus l'amplitude de débattement est proche de la condition de transition de glissement, plus les fissures semblent se rapprocher de la zone collée. Une fois qu'une fissure est repérée, sa longueur réelle et sa longueur projetée suivant la normale à la surface sont mesurées (Figure 3-19a). La Figure 3-19b montre une autre fissure de fretting après attaque chimique afin de révéler la microstructure. La propagation est toujours de type transgranulaire.

L'étape de polissage est répétée deux fois de plus afin d'évaluer l'homogénéité de la fissure le long de la trace. A chaque fois, environ 500µm de matière sont retirés. La longueur de fissure projetée maximale obtenue, lors de l'expertise de tous les plans, est considérée comme longueur de fissure de l'essai ***b***. La Figure 3-19 présente les principales étapes de la démarche et explicite la mesure de la longueur projetée.

Suite à l'analyse des traces, il est possible de déterminer la force tangentielle entrainant l'amorçage. Pour cela, les longueurs de fissures projetées maximum b obtenues pour une même condition de contact (force normale P_{ref} et rayon R=4.6mm) et même durée d'essai N=10^6cycles, sont tracées en fonction de l'amplitude de force tangentielle appliquée Q*, tel que montré sur la Figure 3-20.

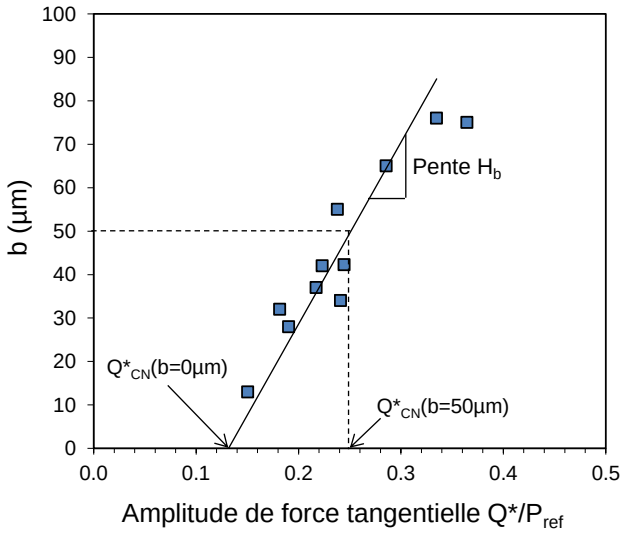


Figure 3-20 : Tracé de l'évolution de la longueur projetée maximum b en fonction de l'amplitude de l'effort tangentiel imposé Q* : établissement du seuil Q^*_{CN} pour une longueur de fissure donnée. Exemple : b=50µm → $Q^*_{CN}=0.24P_{ref}$ (Frette R=4.6mm, P_{ref}, 10^6cycles, 12Hz)

Une évolution linéaire de la longueur, b, de fissure avec la force tangentielle est généralement observée. De la courbe obtenue il est alors possible de connaître, pour la condition étudiée, la force tangentielle critique, Q^*_{CN}, induisant l'amorçage d'une fissure de longueur maximum projetée donnée : Q*(R, P, N)→b(µm).

3.5.4 Influence de l'anisotropie du matériau et de la face du Teta étudiée

Au sein de la conduite flexible le Teta est sollicité en fretting sur l'âme, dite face B (partie supérieure du Teta présentant la plus faible surface). De plus, l'angle entre le Teta et la Frette est de l'ordre de 85° (Figure 3-21a). Le Teta est également sollicité en fatigue.

Cependant pour des considérations pratiques, notamment l'usinage des éprouvettes de fretting fatigue, le test laboratoire est réalisé au dos du Teta (Figure 3-21a), dit face A. De plus, la configuration de l'essai classique de fretting fatigue double vérin est telle que la sollicitation de fretting est colinéaire à la sollicitation de fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Une étude préliminaire a donc été réalisée en fretting simple afin de vérifier si ces modifications ont une influence sur l'amorçage et la propagation en fretting simple. Les Figure 3-21c&d schématisent les différentes configurations testées. Les seuils d'amorçage obtenus en fonction de la face du Teta analysée ou de l'orientation de l'effort tangentiel sont comparés à la condition de référence relative aux essais laboratoire (Figure 3-21b).

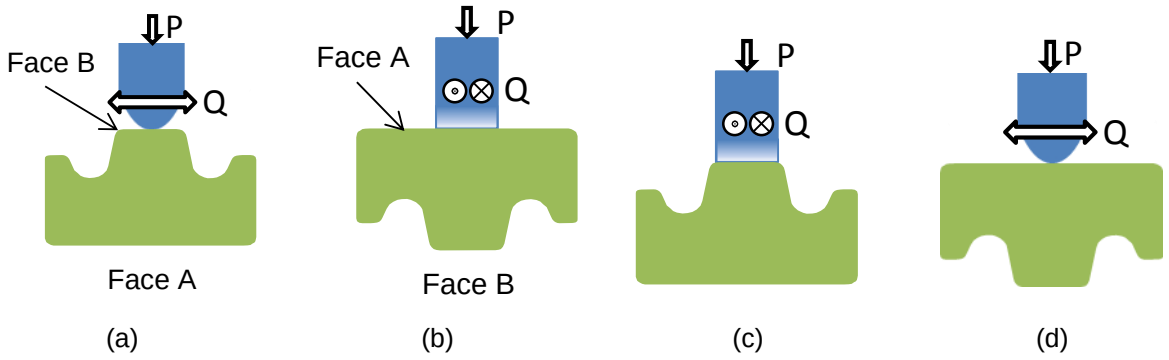


Figure 3-21 : Représentation des différentes configurations de contact testées : (a) configuration réelle dans le flexible ; (b) configuration laboratoire : fretting sur la face A dans le sens longitudinal; (c) configuration essai sur l'âme ; (d) configuration essai dans le sens transverse.

La Figure 3-20 montre le seuil d'amorçage obtenu dans la condition laboratoire du contact Teta/Frette (R=4.6mm, P_{ref}, f=12Hz, N=10^6 cycles). Dans cette condition, l'essai est réalisé au dos du Teta dans le sens longitudinal, soit colinéairement à la direction d'application de l'effort de fatigue. La force tangentielle pour laquelle aucune fissure n'est observée dans le contact est de $Q^*_{CN-ref}/P_{ref}(b=0\mu m)=0.13$. L'extension de la fissure est caractérisée par une pente $H_{b-ref}=418.10^{-3}$ mm/N.

Ces deux paramètres ($Q^*_{CN}(b=0\mu m)$, H_b) sont caractéristiques de la réponse du matériau à la sollicitation. C'est pourquoi ils sont utilisés pour déterminer l'influence du côté du Teta testé et l'influence de l'orientation du sens de la sollicitation. Les valeurs des seuils d'amorçage et des pentes d'extension de fissures sont synthétisées dans le Tableau 3-8.

La Figure 3-22a compare l'évolution des fissurations en fonction du chargement tangentiel pour une sollicitation colinéaire, ceci pour les deux faces A et B.

Elle montre que la face testée n'a aucune influence sur la réponse en fretting fissuration. En effet, les résultats obtenus pour les deux faces sont pratiquement superposés. Cet aspect permet de valider la configuration dite « laboratoire » (Figure 3-21b), plus facile à mettre en œuvre pour les essais de fretting fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

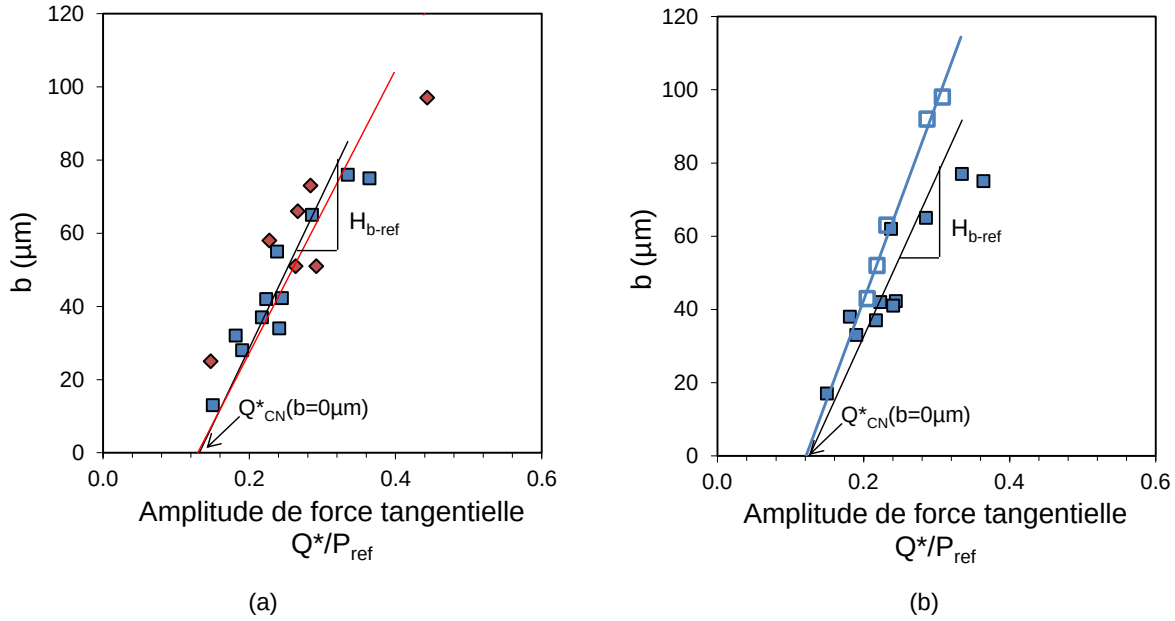


Figure 3-22 : (a) Influence de la face du Teta sollicitée, chargement colinéaire. ◆ : face B (âme) ; ■ : face A (configuration laboratoire référence). (b) Influence de l'orientation de la sollicitation, étude sur la face A. □ : sollicitation de fretting transverse (90° du sens longitudinal) ; ■ : essais colinéaire dans la direction longitudinal (laboratoire : 0°). (Frette R=4.6mm, P_{ref}, 10^6cycles, 12Hz)

La Figure 3-22b et le Tableau 3-8 montrent l'influence de la direction de sollicitation. La même face A est testée pour des chargements colinéaires (0°) et transverses (90°). Si le seuil d'amorçage est quasiment identique, l'extension des fissurations est légèrement supérieure pour le chargement transverse. La différence reste néanmoins faible et on calcule les pentes suivantes H_{bA-0}=418.10^{-3} mm^2/N, H_{bA-90}=539.10^{-3} mm^2/N.

Tableau 3-8 : Seuils d'amorçages des différentes conditions présentées sur la Figure 3-21.

Condition	Laboratoire (Figure 3-21b)	Face B (âme) (Figure 3-21c)	Direction transverse (Figure 3-21d)
$Q^*_{CN}(b=0)/P_{ref}$	0.129	0.126	0.121
H_b (mm²/N)	418.10^{-3}	387.10^{-3}	539.10^{-3}

Un premier aspect pour expliquer la différence de pente est l'orientation de la microstructure. En effet le procédé d'élaboration, tréfilage puis laminage, entraine une texturation de l'alliage. Or J. Delacroix a montré que l'orientation de la microstructure a un impact important sur la fissuration (Delacroix 2011).

Un autre aspect à considérer est l'effet des contraintes résiduelles suivant l'axe longitudinal ou l'axe transverse du fil. De fait, Kubiak et al. montrent que si les contraintes résiduelles influencent peu l'amorçage, tel que b=0µm, en raison d'un processus de relaxation des contraintes générées en surface par le chargement de fretting, la présence de contraintes résiduelles modifie le comportement des fissures longues (Fouvry & Kubiak 2009b).

L'extension des fissures suivant l'axe transverse semble plus importante que celle observée suivant l'axe longitudinal. On peut donc supposer la présence de contraintes résiduelles de compression plus importantes suivant l'axe longitudinal. Pour valider ce point, il aurait été nécessaire d'établir des profils de contraintes résiduelles suivant les deux directions axiales et transverses du Teta.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Il peut donc être conclu que ni l'orientation du chargement de fretting, ni la face étudiée n'influencent le seuil d'amorçage (b=0µm). L'orientation du chargement influence légèrement l'extension des fissurations. Une sollicitation transverse à l'axe du fil, représentative de la problématique industrielle, engendre une extension légèrement plus importante que celle identifiée suivant l'axe longitudinal configuration appliquée pour l'essentiel de ce travail de recherche. Ce non conservatisme est négligé étant donné que l'écart observé reste très faible.

Les essais laboratoire, conduits sur le côté plat du Teta dans la direction longitudinale, peuvent donc être considérés comme représentatifs du comportement du flexible.

D'autre part, les points expérimentaux présentent une très faible dispersion. Cette très bonne reproductibilité peut s'expliquer par le fait que les volumes de matière testés sont très faibles. Les résultats sont donc très peu influencés par la présence de défauts dans le matériau, comparé aux essais classiques de fatigue. Par conséquent les essais suivants de fretting simple et de fretting fatigue ne seront pas dupliqués.

3.6 Essai de fretting fatigue colinéaire (double vérin)

3.6.1 Principe de l'essai de fretting fatigue

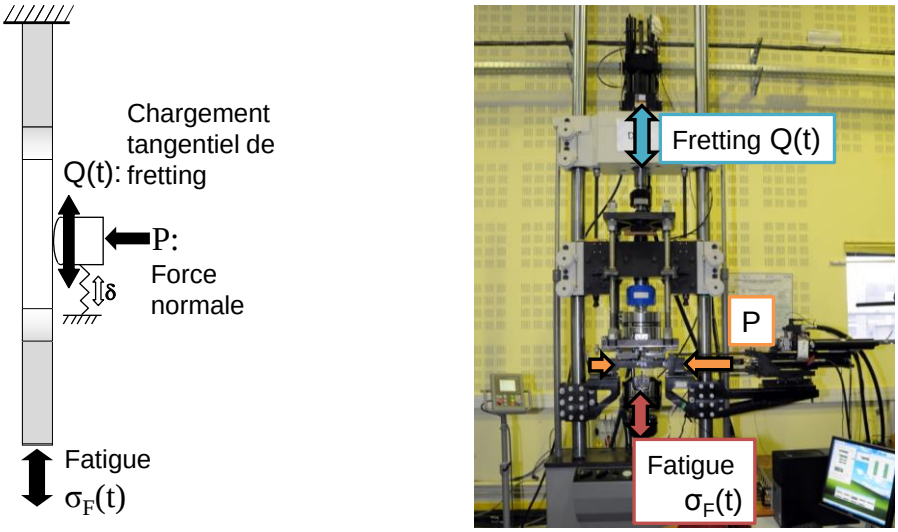
L'essai de fretting fatigue, dit double vérin, a été développé au LTDS (Meriaux et al. 2010). Plus récemment, un troisième vérin a été ajouté pour maitriser précisément l'effort normal (Ferré et al. 2013). Une photo du dispositif d'essai est présentée Figure 3-23 à côté d'un schéma de principe. Les trois vérins permettent l'application séparée des trois sollicitations : force normale, force tangentielle et force de fatigue.

De la même manière que pour l'essai de fretting simple, un déplacement tangentiel alterné est appliqué au poinçon par un des vérins. Celui-ci génère une force tangentielle alternée dans le contact. Selon la condition de glissement, c'est-à-dire si l'essai est réalisé à une condition suffisamment inférieure à la transition de glissement, le fretting peut être contrôlé en force, ce qui permet des essais plus stables.

Les efforts cycliques de fretting et de fatigue sont pilotés en phase, de sorte que les efforts maximums de fretting et de fatigue sont appliqués en même temps. 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, fréquence constante et avec une sollicitation de fretting purement alternée. La sollicitation de fatigue, qui se décompose en contrainte moyenne et amplitude, dépend de l'objectif visé. Afin d'étudier des conditions proches des conditions de mise en service des conduites flexibles, seuls des rapports de charge élevés ont été étudiés ($R_\sigma=\sigma_{min}/\sigma_{max}>0.5$).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a) (b)

Figure 3-23 : (a) schéma de l'essai de fretting fatigue, (b) Photo de l'essai de fretting fatigue au LTDS.

3.6.2 Instrumentation spécifique de l'essai de fretting fatigue

Lorsque le but est d'étudier l'amorçage, la même méthode que celle présentée au paragraphe 3.5.3 pour le fretting simple est suivie. Cependant, si en fretting simple la fissure s'arrête à cause du gradient de contrainte, en fretting fatigue plusieurs cas de figure peuvent se présenter.

Soit aucune fissure n'est amorcée, soit une fissure est amorcée, mais la sollicitation de fatigue est trop faible pour la propager, soit la fissure se propage jusqu'à rupture de l'éprouvette (c.f. Chap. 1 § 1.2.4 Figure 1-13). Dans le cas où la fissure se propage, étant donnés les rapports de charge de fatigue étudiés (R_σ>0.5), la propagation peut être très lente. De plus il est difficile d'identifier le nombre de cycles à partir duquel une fissure va arrêter de se propager.

Utiliser une méthode destructive, comme pour l'amorçage, est un travail long et très coûteux. En effet, cela consiste à réaliser plusieurs essais pour une même condition, et à expertiser les fissures, en interrompant les essais à différents nombres de cycles. En traçant l'évolution des longueurs projetées maximum b, mesurées en fonction du nombre de cycles, il est possible d'établir si la condition d'arrêt de fissuration est atteinte. Si la longueur de fissure augmente, la condition étudiée est en propagation. Si la longueur se stabilise, la condition étudiée est en arrêt de propagation.

Une méthode alternative, dite de « suivi électrique » permettant d'avoir une information directe sur la cinétique de propagation en cours d'essai, a été appliquée. Le suivi électrique connu aussi sous le nom de « technique de chute de potentiel » (Potential Drop Technique PDT) a été introduit en 1957 par Barnette et Troiono (Barnett & Troiono 1952) pour observer la propagation des fissures dans les essais de fatigue. Depuis, la technique a été largement utilisée et la procédure de calibration est bien connue (Johnson 1965). La PDT a été appliquée pour la première fois sur des essais de fretting fatigue par Kondo et al. (Kondo et al. 2005). Elle a été introduite sur l'essai de fretting fatigue du LTDS par Meriaux (Meriaux et al. 2010). La Figure 3-24 montre une photographie et un schéma de l'application de la PDT sur l'essai de fretting fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

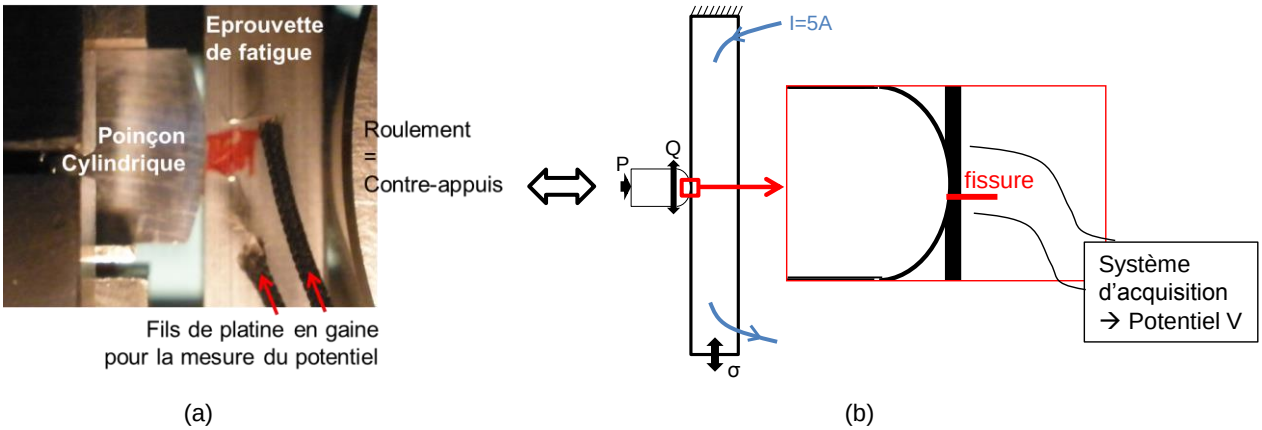


Figure 3-24 : (a) : photo du contact avec les fils de mesure ; (b) : schéma du montage de PDT.

Un courant continu de I=5A est appliqué dans l'éprouvette de fatigue. Le potentiel au niveau du contact (lieu d'apparition de la fissure) est mesuré entre deux fils de platine de 0.1 mm de diamètre soudés à la surface de l'éprouvette à 1 mm de la surface et du bord de contact. La soudure effectuée est une soudure par point avec une puissance de 25W/s.

La mesure de potentiel est réalisée des deux côtés de l'éprouvette afin de considérer la valeur moyenne et ainsi prendre en compte la possible non homogénéité de la fissure dans le volume de l'éprouvette. Le principe de la PDT s'appuie sur le fait que la distribution du potentiel aux alentours de la fissure change avec la croissance de la fissure. Quand une fissure s'amorce et se propage, la section de l'éprouvette diminue et la résistance électrique augmente. Alors, selon la loi d'Ohm, le potentiel augmente également (Figure 3-26). Il est dès lors possible d'établir une courbe de calibration reliant la longueur de fissure dans l'éprouvette au potentiel mesuré.

3.6.3 Courbe de calibration de la propagation des fissures dans l'éprouvette de fatigue

La courbe de calibration du contact Teta/Frette a été établie en suivant la méthode empirique décrite par Meriaux (Meriaux et al. 2010). Considérant une condition de sollicitation constante sur le contact Teta/Frette : R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_{σ}=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30 ; des essais sont réalisés, puis arrêtés après divers nombres de cycles. Les longueurs de fissures obtenues en fin d'essai sont tracées en fonction des potentiels mesurés (Figure 3-25).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

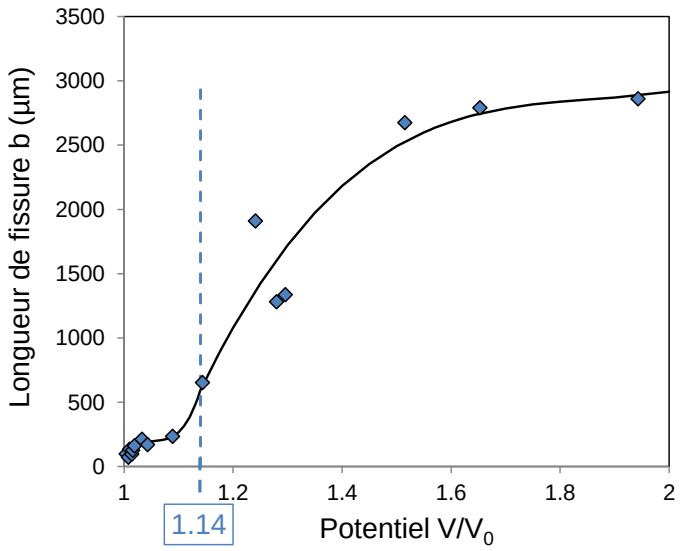


Figure 3-25: Courbe de calibration du contact Teta/Frette (R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30).

Afin de pouvoir comparer les évolutions de potentiel des différents essais, celles-ci ont été normalisées par la valeur initiale de potentiel mesurée au début de l'essai V_0. Cette valeur varie de manière non négligeable selon la position des fils de mesure sur l'éprouvette. Étant donné que l'acier est un matériau très conducteur, le potentiel mesuré est bruité. La précision sur la valeur du potentiel normalisé V/V_0 est ± 0.005, par conséquent, une variation supérieure à 0.01 est considérée pour détecter une fissure. La plus petite longueur de fissure détectable est ainsi de 100µm ce qui correspond à un potentiel V/V_0=1.01±0.005. Les points expérimentaux forment la courbe de calibration (Figure 3-25). Son évolution étant assez complexe, elle est décrite par deux polynômes successifs dont les équations sont données ci-dessous.

- Pour $1.01 < V/V_0 < 1.14$:

$$b= 643212.(V/V_0)^3 - 2040300.(V/V_0)^2 + 2157715.(V/V_0) - 760573 \quad (3\text{-}16)$$

- Pour $1.14 < V/V_0$:

$$b= 5487.(V/V_0)^3 - 30610.(V/V_0)^2 + 57230.(V/V_0) - 33000 \quad (3\text{-}17)$$

A ce stade des recherches, le plateau de la courbe situé à la longueur de fissure b=200µm n'a pas d'explication certaine. Cependant la même allure que celle observée par Meriaux sur le Ti-6AL-4V (Meriaux et al. 2010) a été retrouvée. Une première hypothèse est qu'il s'agit d'une allure caractéristique au fretting, qui pourrait être reliée au changement du mode de propagation du mode mixte I et II (fatigue et fretting) au mode I pur. Le plateau pourrait aussi être lié à la présence de débris dans la fissure, en particulier dans la zone dominée par le mode II, qui pourrait perturber la conduction électrique, d'où l'évolution de la résistance introduisant le plateau observé.

Pour les plus grandes longueurs de fissures, à l'approche de la rupture, une dispersion dans les mesures, qui se traduit par un deuxième plateau, est observée. Dans l'ensemble, les points expérimentaux montrent une certaine dispersion par rapport à la courbe. Si cette courbe de calibration peut apporter une information semi-quantitative sur la propagation de la fissure, elle ne peut pas se substituer à la méthode destructive, pour donner une mesure précise de la longueur de fissure associée à la condition d'arrêt de propagation, en particulier, pour un matériau très conducteur comme l'acier.

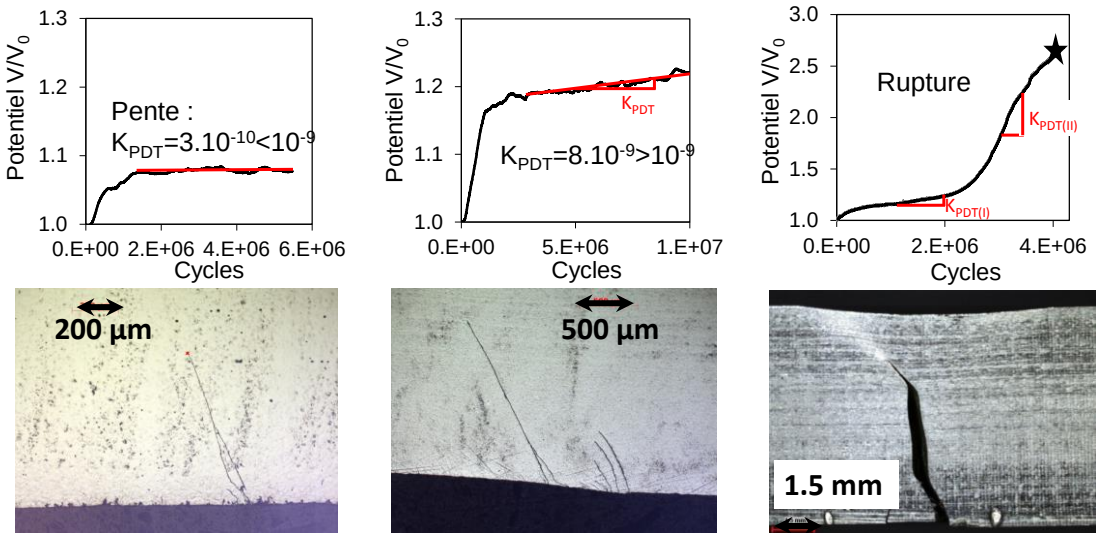
CONFIDENTIEL INDUSTRIE

3.6.4 Critère expérimental d'expertise de la condition de fissuration

Afin de simplifier et de rationaliser la condition d'essai, à savoir en arrêt de propagation ou en propagation, un critère basé sur la pente du potentiel du suivi électrique a été proposé, en fonction du temps, après un certain nombre de cycles imposés ($N>2.10^6$ cycles).

- Lorsque le potentiel normalisé augmente puis se stabilise avec une pente très faible $K_{PDT}<10^{-9}$cycles^{-1}, la condition d'arrêt de fissuration est atteinte.
- Lorsque, le potentiel augmente continuellement tout au long de l'essai, avec une pente $K_{PDT}>10^{-9}$cycles^{-1}, il s'agit d'une condition de propagation.

Ce critère a été validé par comparaison avec des essais de fretting-fatigue très longs ($N=10^7$ cycles). Les Figure 3-26a et Figure 3-26b présentent l'évolution des potentiels associés respectivement à une condition d'arrêt de propagation et à une condition de propagation.



(a) (b) (c)

Figure 3-26 : Différentes évolutions observables du potentiel : (a) Cas d'arrêt de propagation ; (b) Cas en propagation ; (c) Cas rompus.

Dans le cas où la propagation est rapide, le potentiel peut alors augmenter exponentiellement jusqu'à la rupture de l'éprouvette. C'est le cas présenté dans la Figure 3-26c.

En considérant ce critère, les essais sont systématiquement stoppés après 10^7 cycles (9.5 jours d'essai) si la condition d'arrêt de fissuration ou la rupture ne sont pas intervenus avant. En cas de non rupture, la fissuration dans l'éprouvette est analysée avec la méthode destructive présentée au § 3.5.3.

Dans le cas où l'éprouvette s'est rompue, le faciès de rupture est alors observé à la loupe binoculaire afin de mesurer la longueur de fissure propagée avant la rupture par fatigue. La Figure 3-27 présente un facies de rupture représentatif. On y distingue trois zones distinctes. La première correspond à la propagation mixte de fretting et de fatigue. La seconde correspond à la propagation par fatigue seule. La dernière correspond à la surface rompue brutalement. Elle présente une forte déformation plastique.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

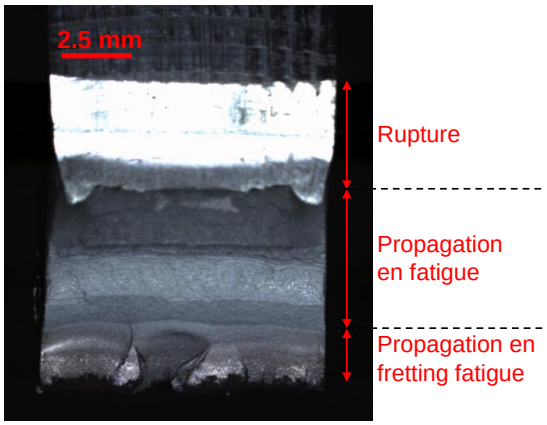


Figure 3-27 : facies de rupture

3.7 Synthèse

Ce chapitre a permis de présenter les matériaux : un fil Teta en acier faiblement allié type 32Cr1 et un fil de Frette en acier type FM35. Leurs propriétés de fatigue, les lois de propagation et leurs lois de comportement monotones et cycliques ont été déterminées et explicitées.

Un contact dit « laboratoire », qui consiste à solliciter le Teta sur son grand côté (face A) et colinéairement (dans le sens longitudinal), a été validé par rapport au contact réel dans le flexible, sur l'âme (face B) à 85°. Il sous-estime très légèrement l'extension des fissures, mais il sera montré par la suite que cela est compensé par nos modèles d'endommagement, qui sont conservatifs.

Une courbe de calibration, entre longueur de fissure et potentiel électrique dans le contact, a été établie. Elle permet une information directe sur la longueur de fissure en cours d'essai de fretting fatigue, et un gain de temps important pour le post traitement des essais de fretting fatigue.

Les prochains chapitres se concentreront sur la réponse en fretting simple et en fretting fatigue du Teta. Une attention particulière sera portée au contact Teta/Frette (R=4.6mm), cependant d'autres rayons de cylindre seront testés pour appréhender l'effet des gradients de contrainte. L'objectif est de construire une base expérimentale suffisante pour établir et prévoir la réponse en fretting fatigue du contact Teta-Frette. Une prévision fiable du risque d'amorçage et de propagation des fissures requiert une modélisation représentative des contacts étudiés. Cet aspect est plus largement développé dans le chapitre suivant.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Chapitre 4 : Modélisation par éléments finis des contacts de fretting fatigue

L'endommagement d'un contact soumis à des sollicitations de fretting fatigue implique les trois aspects suivants: l'amorçage de fissure, l'arrêt de fissuration et la propagation *jusqu'à rupture.*

Les méthodes de prévision consistent ordinairement à calculer des critères à partir des contraintes dans le matériau. Cela nécessite de connaître les contraintes dans le matériau générées par la sollicitation. Le contact cylindre/plan est parfaitement décrit analytiquement, aussi bien en surface que dans le volume pour des chargements élastiques. Toutefois, les niveaux de pression étudiés dans ce travail, ont pour incidence de générer des déformations plastiques très importantes. La modélisation analytique étant purement élastique, il a donc été choisi de modéliser par éléments finis le contact étudié, afin de pouvoir estimer les champs de contraintes stabilisés.

Ce chapitre va d'abord présenter le modèle éléments finis utilisé, puis le valider pour des conditions élastiques en le comparant avec un modèle analytique. Enfin la plasticité et son influence sur le modèle seront étudiées.

Sommaire

4.1 MODELE ELEMENTS FINIS 105
4.1.1 Description du modèle 105
4.1.2 Validation analytique 106
4.1.2.1 Validation des champs de pression et de cisaillement en surface 106
4.1.2.2 Validation des champs de contrainte en bord de contact 108
4.2 IMPLEMENTATION DES LOIS ELASTOPLASTIQUES DANS LE MODELE ELEMENTS FINIS 109
4.2.1 Effet de la plasticité sur la réponse du modèle éléments finis 109
4.2.2 Adaptation géométrique du contact induit par la déformation plastique de l'interface 112
4.2.3 Influence de la taille du maillage vis-à-vis de la modélisation élastoplastique du contact 114
4.3 SIMPLIFICATION DU MODELE ELEMENTS FINIS POUR LA SIMULATION DE CONDITIONS A L'AMORÇAGE 116
4.3.1 Introduction d'un modèle simplifié 116
4.3.2 Influence des conditions limites sur les contraintes dans le volume de l'éprouvette 117
4.4 ETUDE DE LA DEPENDANCE DU CHARGEMENT DE FATIGUE AU CHARGEMENT DE FRETTING 120
4.5 CONCLUSION 125

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

4.1 Modèle éléments finis

4.1.1 Description du modèle

L'analyse éléments finis a été conduite sur le logiciel Abaqus version 6.10. L'objectif de la modélisation est de connaître les contraintes générées par les essais, dans l'éprouvette, en reproduisant les essais expérimentaux présentés au Chap. 3 § 3.5.1 et 3.6.1. Un modèle 2D en déformations planes a été généré pour simuler le comportement en fretting simple et en fretting fatigue. La Figure 4-1 montre ce modèle pour le contact Teta/Frette (R=4.6mm) soumis à des sollicitations de fretting fatigue.

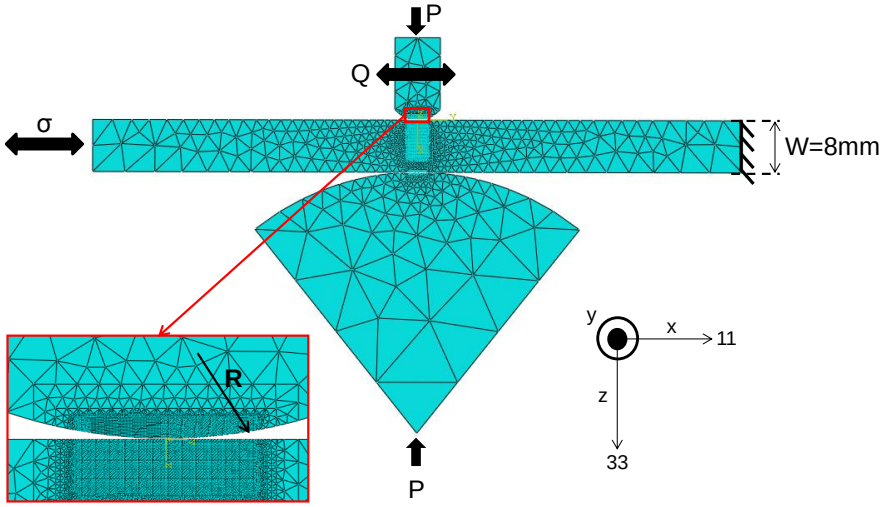


Figure 4-1 : Modèle éléments finis du contact Teta/Frette (R=4.6mm) sollicité en fretting fatigue.

Les dimensions du poinçon représentent exactement la section de la Frette. La géométrie peut être adaptée pour modéliser les autres poinçons testés. Le rayon du roulement correspond à celui du roulement présent sur le montage expérimental (voir Chap. 3 § 3.6.1).

La longueur de l'éprouvette et son épaisseur W correspondent à la longueur et l'épaisseur de la partie utile de l'éprouvette de fretting fatigue. Pour simuler des conditions de fretting fatigue, l'éprouvette est encastrée sur le bord droit tandis que les efforts de fatigue sont appliqués au bord gauche. Pour simuler des conditions de fretting simple, le roulement est ôté et le plan est encastré de chaque côté et en dessous.

Le poinçon, le roulement et le plan sont maillés avec des éléments triangles linéaires en déformations planes (CPE3), sauf dans les zones de contact. Dans ces zones, des éléments quadrangles bilinéaires en déformations planes et à intégration réduite (CPE4R) sont utilisés. Ils permettent un maillage plus structuré et donc plus précis. Ces éléments ont un seul point d'intégration en leur centre. Les valeurs des contraintes extraites en d'autres points, aux nœuds de maillage en surface par exemple, sont extrapolées.

Le maillage des zones de contact est également plus fin, pour observer plus précisément les champs des contraintes. La profondeur de la zone raffinée varie selon que des conditions d'amorçage ou de propagation sont étudiées. Elle est plus longue dans le second cas étant donné qu'on observe les champs de contraintes plus en profondeur.

L'interaction dans le contact poinçon/plan est défini de type 'surface to surface' avec des petits déplacements. L'arc de cercle relatif à la surface cylindrique de rayon R est la surface maitresse. Le frottement dans le contact est défini par la formulation de Lagrange. Le coefficient de frottement dans

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

les zones de frottement est associé au coefficient de frottement à la transition de glissement déterminé au chapitre précédent : $\mu=\mu_t=1$. Le contact entre l'éprouvette et le roulement est considéré sans frottement.

Les étapes successives appliquées aux modèles reproduisent exactement les essais expérimentaux. Ces étapes, qui sont schématisées sur la Figure 4-2, sont les suivantes :

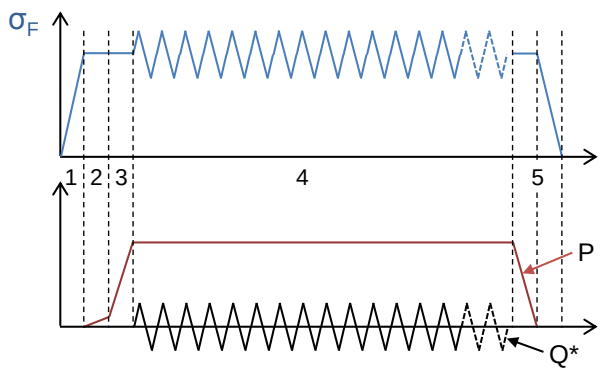


Figure 4-2 : Schématisation de l'application des efforts sur l'éprouvette de fretting fatigue.

- Dans le cas d'une fatigue non nulle (fretting fatigue), la force moyenne est d'abord appliquée à l'éprouvette de fatigue ;
- Le contact entre le poinçon et l'éprouvette et entre le roulement et l'éprouvette est alors créé par déplacement (indentation) du poinçon et du roulement ;
- La force normale est appliquée ;
- Les efforts cycliques de fretting et, si nécessaire, de fatigue sont ensuite appliqués ;
- Enfin, le contact est supprimé dans une dernière étape par le décollement des surfaces. Cela permet d'observer les contraintes résiduelles.

4.1.2 Validation analytique

Avant d'utiliser ce modèle pour simuler la réponse du contact au fretting fatigue, sa représentativité est étudiée. Pour se faire, la condition de fretting fatigue, R=4.6mm (Frette), P_{ref}, $Q^*/P_{ref}=0.30$, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}=0.78$, $R_\sigma=0.85$, est modélisée. Cette condition est celle qui a été appliquée pour établir la courbe de calibration du suivi électrique. Dans un premier temps, un comportement purement élastique de la Frette et du Teta est considéré. Les contraintes calculées sont alors comparées aux solutions analytiques.

4.1.2.1 Validation des champs de pression et de cisaillement en surface

La Figure 4-3a montre la contrainte de Von-Mises dans le contact à +Q(t). La pression et le cisaillement en surface sont extraits et tracés en fonction de x dans les Figure 4-3b&c. Ils sont comparés à la solution analytique exacte obtenue avec un programme Fortran compilant les équations de Mindlin (Mindlin & Deresciewicz 1953).

La superposition est quasi-parfaite entre les deux simulations du pic de pression. Le cisaillement maximum obtenu par calcul EF est légèrement plus faible que la valeur maximale du cisaillement calculée analytiquement. Cette différence s'explique par la discrétisation du calcul éléments finis, qui est ici de d = 5 µm. Plus le maillage est dégradé, moins le résultat est exact. Un maillage à d=1µm permettrait certainement d'atteindre un cisaillement maximum plus proche de la valeur analytique. Cependant un tel raffinement augmente énormément le nombre de nœuds et donc le temps de calcul. Le maillage d = 5 µm permet un compromis entre temps de calcul et précision des résultats.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

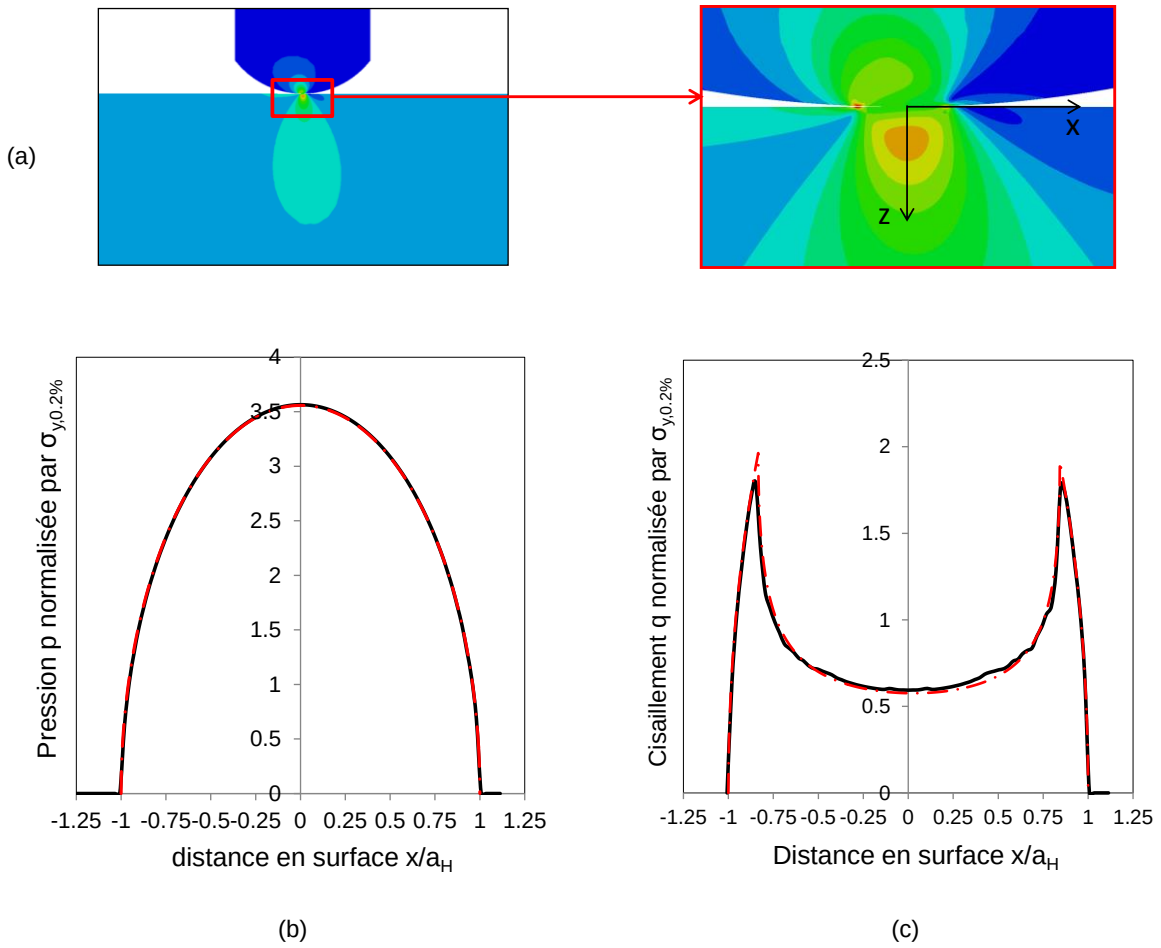


Figure 4-3 : Comparaison des réponses analytiques calculées avec le formalisme de Mindlin avec les réponses éléments finis pour la sollicitation : P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85 à +Q*. (a) Contrainte de Von Mises dans le contact à +Q*, (b) profils de pression p(x) et (c) profil de cisaillement q(x) en surface à +Q*, avec le calcul analytique (— · —) et avec le modèle éléments finis (—). a_H demi-largeur de contact élastique calculée avec le modèle de Hertz.

Cette analyse confirme que le modèle éléments finis est bien représentatif du contact étudié. Par ailleurs, les hypothèses de semi-infinité des massifs sont indirectement validées. En effet, le contact est très petit par rapport à l'épaisseur du plan.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

4.1.2.2 Validation des champs de contrainte en bord de contact

La Figure 4-4 compare le profil de contrainte $\sigma_{11,max}(z)$ analytique extrait en bord de contact ($x=-a_H$) avec le profil de contrainte obtenu par éléments finis pour différents maillages. L'analyse éléments finis sous-estime systématiquement la valeur au point chaud, c'est-à-dire en surface. Plus la taille des mailles, d, augmente, plus l'écart relatif augmente : il passe de 30% pour d=5µm à 64% pour d=25µm.

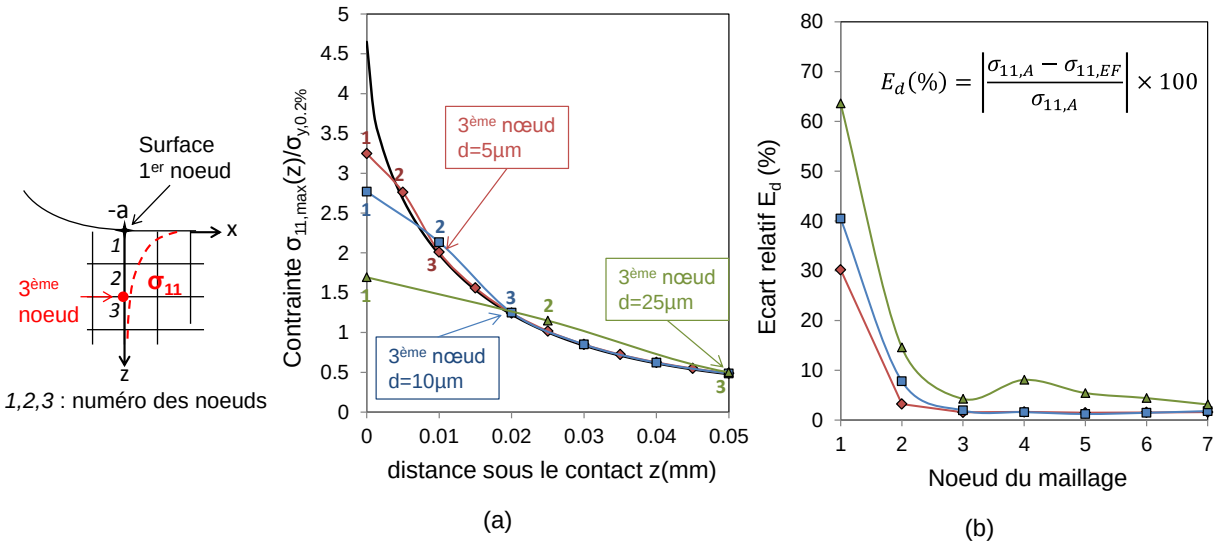


Figure 4-4: (a) Contrainte $\sigma_{11,max}(z)$ en bord de contact ($x=-a_H$) obtenue par calcul analytique (—) et comparée aux contraintes calculées par éléments finis avec des maillages de 5µm (-◆-), 10µm (-■-) et 25µm (-▲-). (b) Ecart relatif, de chaque maillage, en chaque nœud, par rapport aux contraintes calculées analytiquement. (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85).

Cette erreur du calcul élément finis en surface est cohérente avec les observations faites par S. Heredia et al. (Heredia et al. 2014). Ils observent qu'une des conséquences du gradient de contrainte introduit par le contact, est que les contraintes selon z sont dépendantes du raffinement du maillage, en particulier en surface. Heredia et al. suggèrent qu'une analyse fiable peut être réalisée au deuxième nœud, c'est-dire au premier nœud sous la surface (Heredia et al. 2014).

Une analyse plus récente (Gandiolle & Fouvry 2014) montre que la meilleure corrélation avec la réponse analytique est obtenue au troisième nœud. En effet si avec un maillage de d=5µm, une différence inférieure à 5% est observable dès le deuxième nœud, lorsque la taille du maillage augmente, l'erreur de prévision tend à augmenter de façon significative (Figure 4-4b). Ces travaux ont montré qu'une meilleure corrélation est observée à partir du troisième nœud, c'est-à-dire à partir du 2ème nœud sous la surface

Cette erreur provient du fait que les contraintes calculées par éléments finis sont extrapolées à partir des points d'intégrations ce qui conduit à une sous-estimation systématique des contraintes en surface. La Figure 4-5, qui compare les contraintes extraites aux points d'intégrations avec les contraintes calculées analytiquement confirme que les contraintes calculées par éléments finis sont justes : l'écart relatif est de 2.4% au premier point d'intégration et est strictement inférieur à 2% aux points d'intégration suivants. L'erreur provient de l'extrapolation. Cela suggère que pour des sollicitations générant de forts gradients de contrainte telles que le fretting fatigue, les contraintes de surfaces calculées par éléments finis doivent être considérées avec précaution.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

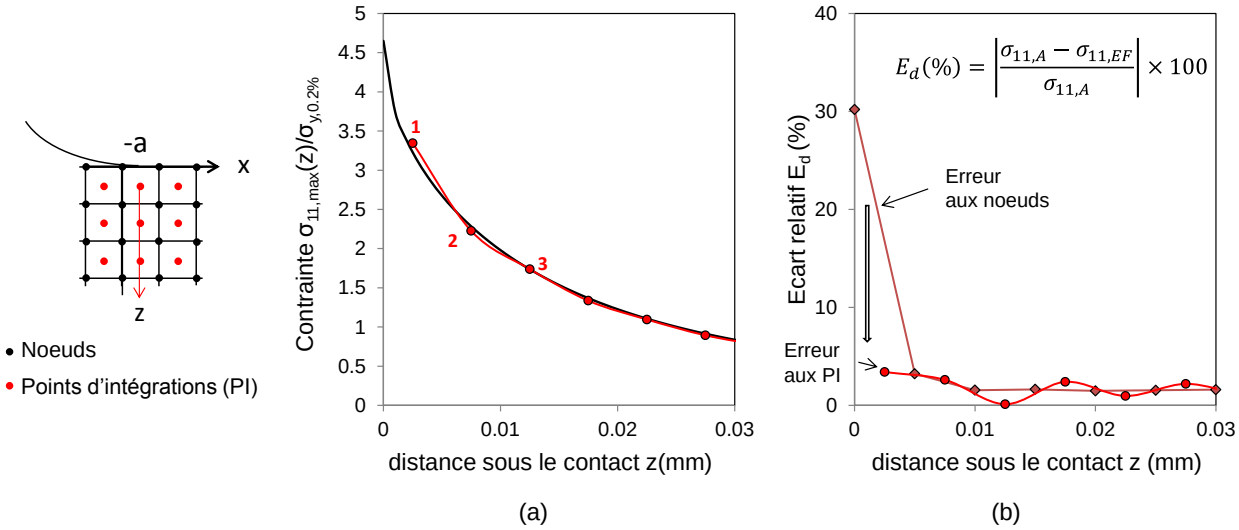


Figure 4-5: (a) Contrainte $\sigma_{11,max}(z)$ en bord de contact ($x=-a_H$) obtenue par calcul analytique (—) et comparée aux contraintes calculées par éléments finis avec un maillage de 5µm aux points d'intégrations (—●—). (b) Ecart relatif par rapport aux contraintes calculées analytiquement. (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85).

Les méthodes automatiques de post traitement utilisées dans ce travail ne peuvent extraire les contraintes qu'aux nœuds et pas aux points d'intégration. Ainsi, pour effectuer des estimations fiables de l'amorçage par EF, l'analyse des contraintes doit être établie à partir du 3ème nœud de façon à limiter l'influence de la taille de maille sur la prévision. Il sera montré par la suite que cette condition est compatible avec la stratégie non locale de distance critique, utilisée pour estimer les seuils d'amorçage.

4.2 Implémentation des lois élastoplastiques dans le modèle éléments finis

Les niveaux de pression dans les contacts des conduites flexibles sont très élevés (jusqu'à $p_{max}=3\sigma_{Y,0.2\%}$MPa). Les essais de traction reportés au Chap.3 § 3.2.1 ont montré que le Teta et la Frette ont des limites d'élasticités relativement faibles ($\sigma_{y,Teta}=\sigma_{Y,0.2\%}$ et $\sigma_{y,Frette}$= 1.35$\sigma_{Y,0.2\%}$). Par conséquent, le Teta comme la Frette se déforment plastiquement avec l'application de la sollicitation. Il est donc nécessaire d'implanter des lois élastoplastiques dans le modèle pour les décrire et ainsi reproduire correctement leur comportement. Les lois cycliques cinématiques, présentées au Chap.3 § 3.2.3.2, Tableau 3-5, sont implantées dans le modèle éléments finis.

4.2.1 Effet de la plasticité sur la réponse du modèle éléments finis

La prise en compte de la plasticité modifie fortement le comportement du contact qui se déforme plastiquement à chaque cycle. Durant les premiers cycles, on observe une importante adaptation du contact qui se traduit par une extension de l'aire de contact. Dans le chapitre précédent (voir Chap. 3 § 3.2.3.2) nous avons montré qu'avec une loi EP_C-K, l'aire de contact se stabilise rapidement après 4 cycles en fretting simple. D'autre part, la déformation plastique activée durant chaque cycle diminue grâce au double effet de l'accommodation géométrique du contact et de l'écrouissage progressif du matériau, en surface et en sous-couche.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

L'application des modèles d'endurance à grands nombres de cycles suppose un état stabilisé du matériau. Il faut donc appliquer un nombre de cycles suffisant au modèle pour atteindre l'état stabilisé.

De façon à formaliser la stabilisation, on considère l'élément le plus sollicité plastiquement. Il se situe en surface dans la zone de glissement. Il est intéressant de noter qu'il correspond à l'élément situé au bord de contact après l'application de la force normale mais avant l'application de la sollicitation de fretting fatigue. Une première manière de regarder si l'élément choisi a atteint un état stabilisé est de tracer l'évolution des boucles contrainte élastoplastique-déformation plastique (σ_{11},$\varepsilon_{p,11}$) en fonction du nombre de cycles (Figure 4-6). L'adaptation est atteinte lorsque les boucles (σ_{11},$\varepsilon_{p,11}$) se superposent, ici après 150 cycles de fretting fatigue. De plus, les boucles finales, sont verticales et fermées ce qui traduit bien une adaptation élastique.

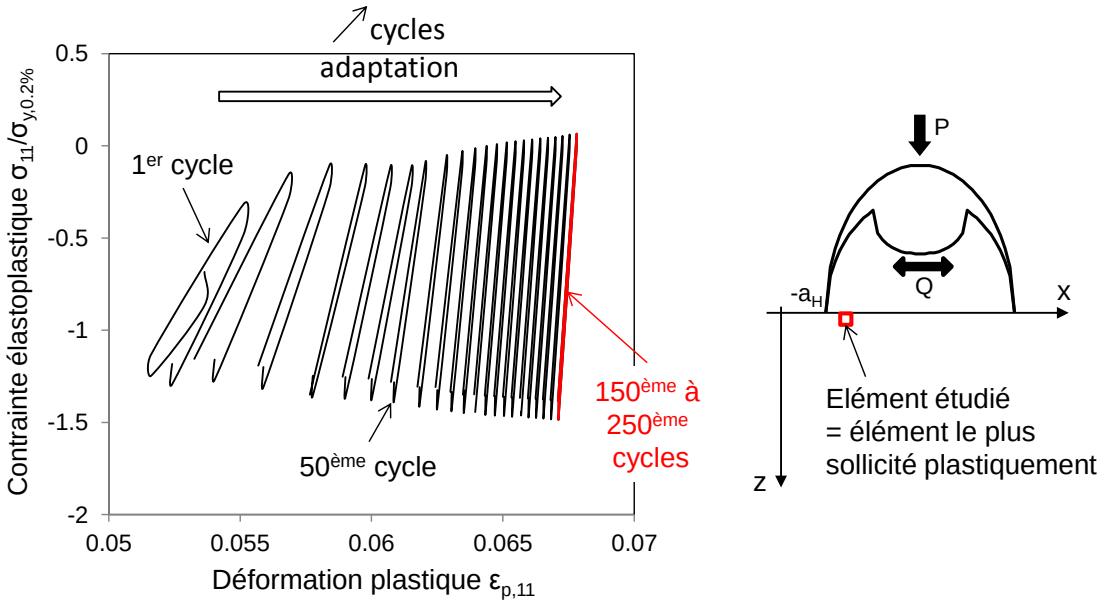


Figure 4-6: Évolution des boucles contrainte déformation de l'élément sous l'élément le plus chargé jusqu'à adaptation élastique. (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K).

Cette méthode ne permet une estimation quantitative du nombre de cycles nécessaires pour atteindre l'adaptation élastique qu'après un post traitement. Pour quantifier plus facilement le nombre de cycles nécessaires à l'adaptation, une seconde méthode consiste à tracer l'évolution de la variation de la déformation plastique $\Delta\varepsilon_p$ en fonction du nombre de cycles (Figure 4-7).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

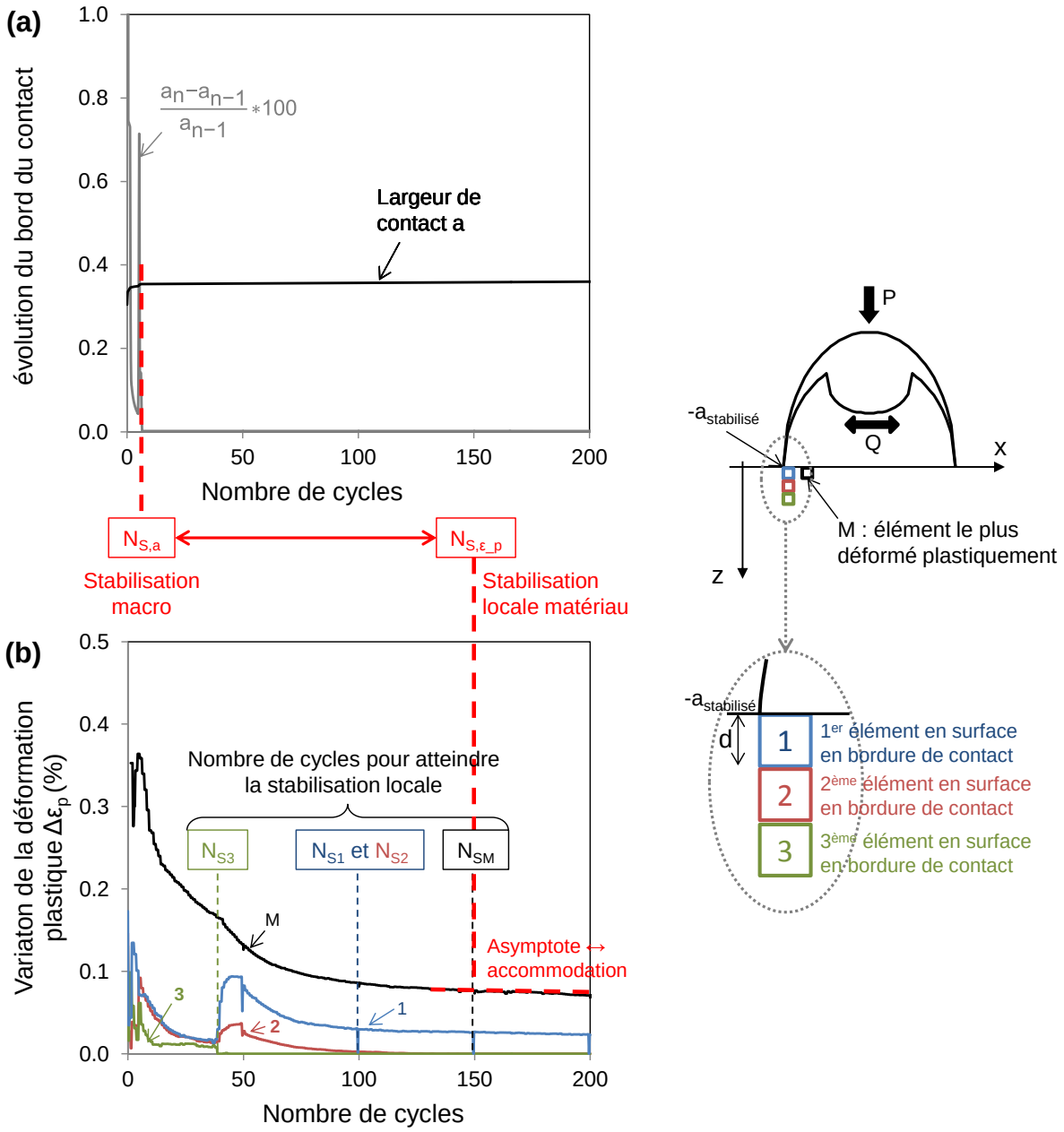


Figure 4-7: Suivi des déformations plastiques du contact Teta/Frette (R=4.6mm) soumis à la sollicitation : P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K ; taille de maille d=5µm. (a) suivi de l'adaptation du contact ; (b) suivi des évolutions des variations des déformations plastiques $\Delta\varepsilon_p$ de (M, ▬) élément le plus sollicité plastiquement du contact, (1, ▬) élément en surface en bord de contact (x=-a,z=0), (2, ▬) 2ème élément à x=-a et (3, ▬) 3ème élément à x=-a.

Lorsque $\Delta\varepsilon_p$ atteint une asymptote en fonction du nombre de cycles, l'élément étudié a atteint un état stabilisé. Dans le cas présenté sur la Figure 4-7, l'élément du contact le plus sollicité plastiquement atteint un état stabilisé après N_{SM}=150 cycles avec $\Delta\varepsilon_p$/cycle<0.0002%. Si on considère un critère de stabilisation moins sévère $\Delta\varepsilon_p$/cycle<0.001%, alors l'état de stabilisation est obtenu après 65 cycles. Par extension, l'ensemble du contact est alors également dans un état stabilisé. En effet, l'évolution de $\Delta\varepsilon_p$ en bord de contact (x=-a,z) montre une stabilisation plus rapide après N_{S1}=100 cycles, ou après 20 cycles pour $\Delta\varepsilon_p$/cycle<0.001% (Figure 4-7).

Ce résultat est mis en relation avec l'adaptation du contact tracé sur la Figure 4-7a. L'aire de contact se stabilise après $N_{S,a}$ = 7 cycles ce qui est cohérent avec la démonstration du Chap. 3. Le delta entre

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

la stabilisation géométrique du contact, c'est-à-dire la stabilisation du rayon du contact, et la stabilisation locale matériau est très important N_{S,ε_p}-$N_{S,a}$=143 cycles.

Il est donc important de bien différencier la stabilisation géométrique, qui est très rapide, de l'adaptation élastique locale du matériau. C'est ce dernier état qui doit être considéré pour l'analyse de fatigue.

Dans la mesure où notre analyse en fatigue est réalisée en sous-couche à une distance critique, de façon à intégrer l'effet des gradients de contrainte, nous nous intéressons également aux éléments situés sous la surface. Il apparaît que plus on s'éloigne de la surface, plus l'adaptation élastique est rapide. En effet l'influence du contact est moins importante et donc la déformation plastique est plus faible. De plus, la Figure 4-7 montre que dès le 2ème élément un état parfaitement adapté élastiquement est obtenu : $\Delta\varepsilon_p \rightarrow 0\%$ après 100 cycles.

Le nombre de cycles nécessaire avant d'atteindre un état stabilisé dépend bien évidemment du niveau de sollicitation imposé. Pour un contact en fretting simple à l'amorçage, c'est-à-dire pour une sollicitation peu sévère de fretting, l'adaptation nécessite environ 25 cycles. Plus les amplitudes de fretting et de fatigue augmentent, plus le nombre de cycles nécessaires pour atteindre la stabilisation augmente.

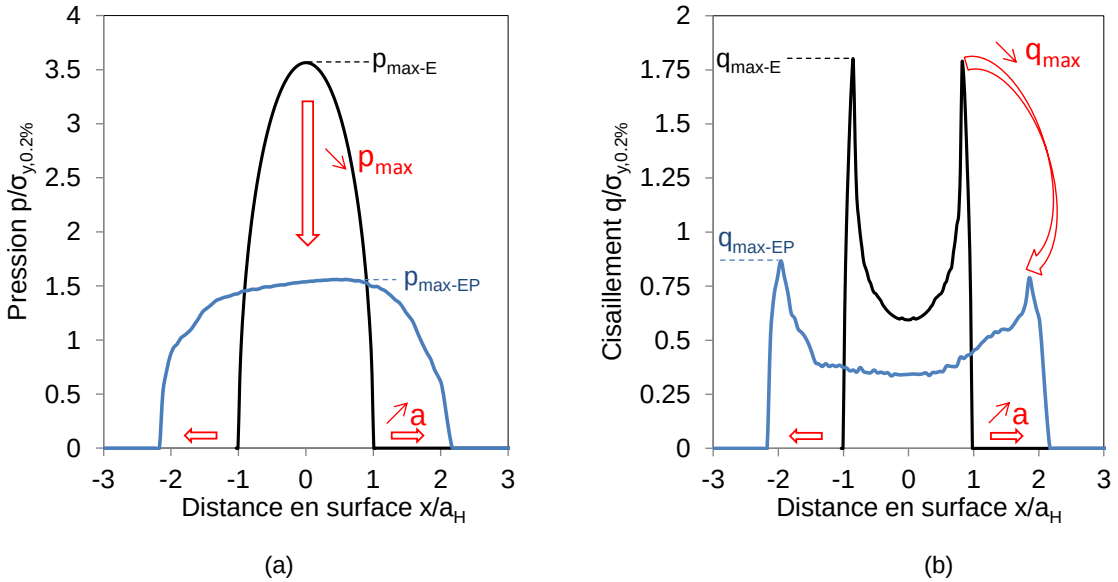
Le nombre de cycles nécessaires à l'adaptation élastique dépend également de la loi de comportement plastique considérée. Un bon indicateur est le nombre de cycles nécessaires à l'adaptation géométrique du contact. Plus il est élevé, plus l'adaptation élastique locale sera longue. Ainsi, en se référant à la Figure 3-10 du Chap. 3 § 3.2.3.2, l'utilisation de la loi cyclique a écrouissage combinée entraînerait un nombre de cycles très important avant la stabilisation ce qui confirme notre choix de la loi EP_C-K pour une modélisation efficace du contact.

4.2.2 Adaptation géométrique du contact induit par la déformation plastique de l'interface

La prise en compte de la plasticité dans le calcul éléments finis modifie considérablement la géométrie du contact en augmentant de manière significative la demi largeur de contact **a**. Pour une force normale constante, cela entraîne également un fort adoucissement du profil de pression (Figure 4-8).

De même, la contrainte maximale de cisaillement q_{max} diminue fortement. La Figure 4-8, qui compare les pics de pression et de cisaillement d'une même sollicitation, modélisés avec une hypothèse élastique et avec une hypothèse élastoplastique cyclique à écrouissage cinématique EP_C-K, confirme bien cet effet. Une réduction de l'ordre d'un facteur 2 tant vis-à-vis du p_{max} que du q_{max} est observée.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a) (b)

Figure 4-8: Comparaison des pics de pression (a) et de cisaillement (b) obtenus par calcul éléments finis élastique (▬) et EP_C-K (▬). (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85).

La différence serait encore plus importante si on avait considéré une hypothèse élastoplastique C-C (cyclique combinée) décrivant mieux l'adoucissement cyclique des aciers Teta et Frette étudiés. Bien que réduisant considérablement les chargements de surface, l'hypothèse EP_C-K utilisée dans notre démarche reste conservative.

L'effet extrêmement marqué de la plasticité souligne aussi la nécessité de faire attention aux représentations de type p_{max}-q_{max} généralement utilisées dans les contacts élastiques pour représenter les endommagements de fretting. Dans notre cas, elles devraient être considérées comme semi-quantitatives. En d'autres termes, il sera nécessaire de conserver les représentations P-Q*, qui basées sur des grandeurs mesurées et non estimées comme p_{max} et q_{max}, donnent une description quantitative de la réponse en fretting fatigue des interfaces utilisées.

La Figure 4-9 trace la contrainte équivalente de Crossland ainsi que la contrainte principale en surface, calculées avec le modèle éléments finis et la loi EP_C-K.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

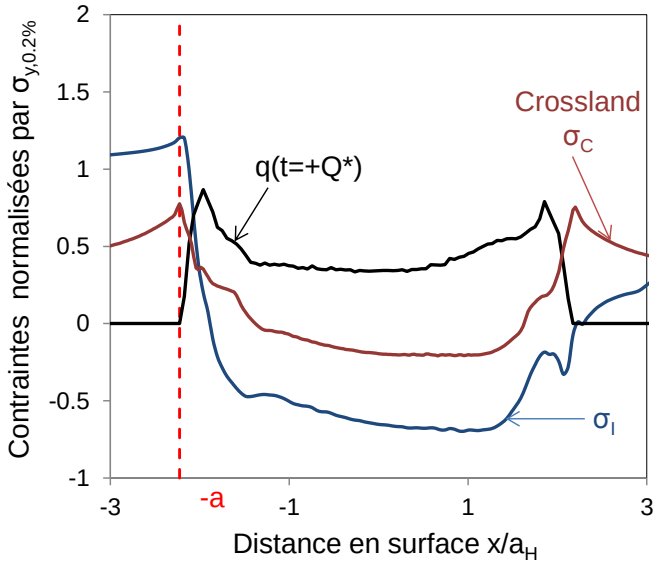


Figure 4-9 : Cisaillement q(t=+Q*) et contrainte principale σ_I extraits à +Q*, et contrainte équivalente de Crossland σ_C, en surface du Teta, calculés avec le modèle EF EP_C-K. (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85).

Comme pour l'analyse élastique, le maximum du risque d'amorçage calculé à partir d'une loi EP_C-K se situe toujours en bordure de contact. Le bord de contact est localisé par le fait que le cisaillement est nul en ce point : q(a)=0MPa. Par conséquent les analyses de l'amorçage et de la propagation seront réalisées en bord du contact, x=-a.

4.2.3 Influence de la taille du maillage vis-à-vis de la modélisation élastoplastique du contact

L'influence de la taille du maillage en surface a déjà été abordée dans ce chapitre au § 4.1.2.2, pour le cas où les matériaux sont décrits par des lois purement élastiques. Le problème de la prise en compte de la plasticité est qu'il n'existe plus de loi analytique, telle que celle de Hertz, pour calculer la position du bord de contact.

Ainsi pour des conditions élastiques, quelle que soit la taille du maillage, les éléments peuvent être ajustés pour faire coïncider un nœud avec le bord de contact préalablement calculé à partir de la théorie de Hertz. En plasticité, seule la modélisation par éléments finis permet de calculer la position du bord de contact, et de toute évidence, cette position va dépendre de la taille du maillage.

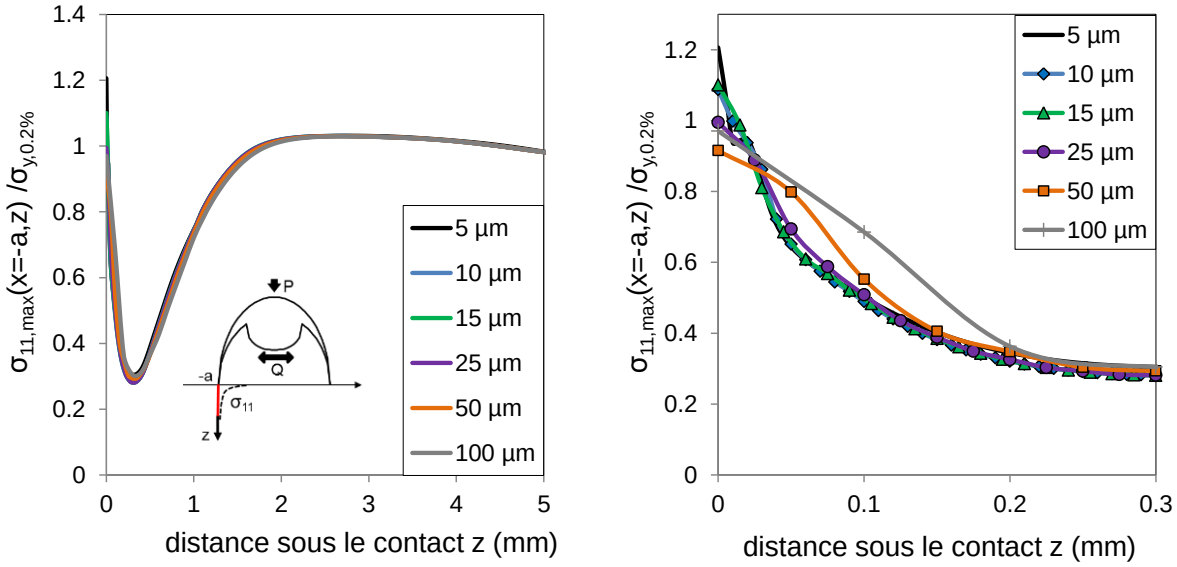
La condition de fretting fatigue étudiée depuis le début de ce chapitre, soit P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78 et R_σ=0.85, est modélisée en variant la taille du maillage entre 5 et 100µm. Le Tableau 4-1 présente l'influence du maillage sur la position du bord de contact. Les écarts obtenus à partir de d=25µm confirment le fait que la position du bord de contact varie avec le maillage. Plus la taille du maillage augmente, plus l'écart augmente.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Tableau 4-1 : Écart de la position du bord de contact en fonction de la taille du maillage par rapport au maillage de référence de 5µm.

Taille du maillage d	10 µm	15µm	25 µm	50 µm	100 µm
$a - a_{d=5\mu m}$ (µm)	=	=	+0.005	+0.03	+0.08

Étant donné que les prévisions de l'amorçage et de la propagation dépendent des contraintes extraites selon un chemin perpendiculaire situé en bordure de contact, une erreur de l'estimation de la position du bord de contact peut entraîner une erreur significative sur la prévision de l'endommagement. Pour vérifier ce point, les profils des contraintes $\sigma_{11,max}(x=-a, z)$, pour différentes tailles du maillage sont comparés sur la Figure 4-10.



(a) (b)

Figure 4-10: Contrainte $\sigma_{11,max}(z)$ en bord de contact (x=-a) obtenue avec un maillage de 5µm (—) et comparée à la contrainte calculée avec différents maillages croissants. (P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K). (a) Allure globale, (b) zoom sur les 300 premiers microns.

Malgré l'erreur d'estimation du bord de contact liée à la taille du maillage, la Figure 4-10a montre que les contraintes $\sigma_{11,max}(z)$ sont remarquablement superposées, quelle que soit la taille du maillage considérée. La Figure 4-10b, zoom de la Figure 4-10a sur les 300 premiers microns, montre toutefois une forte divergence des contraintes extraites aux premiers nœuds sous la surface par rapport au maillage à 5µm. Les contraintes des maillages à 50µm et 100µm ne convergent avec les autres profils qu'à partir du 4ème nœud soit à partir de respectivement 150 et 300 µm de profondeur.

Il semble donc que des mailles plus importantes peuvent être utilisées dès lors que l'on considère les contraintes en sous couche ce qui peut permettre de réduire considérablement les temps de calcul. Toutefois, la question de la représentativité reste entière pour les contraintes proches de la surface. Afin d'observer plus précisément l'effet de la dimension des mailles, les écarts relatifs de la contrainte $\sigma_{11,max}(x=-a, z)$ au nœud par rapport à la valeur calculée avec le maillage de 5µm sont comparés dans la Figure 4-11.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Calcul de l'écart relatif :

$$\left|\frac{\sigma_{11}(d = 5\mu m) - \sigma_{11}(d)}{\sigma_{11}(d = 5\mu m)}\right| \times 100$$

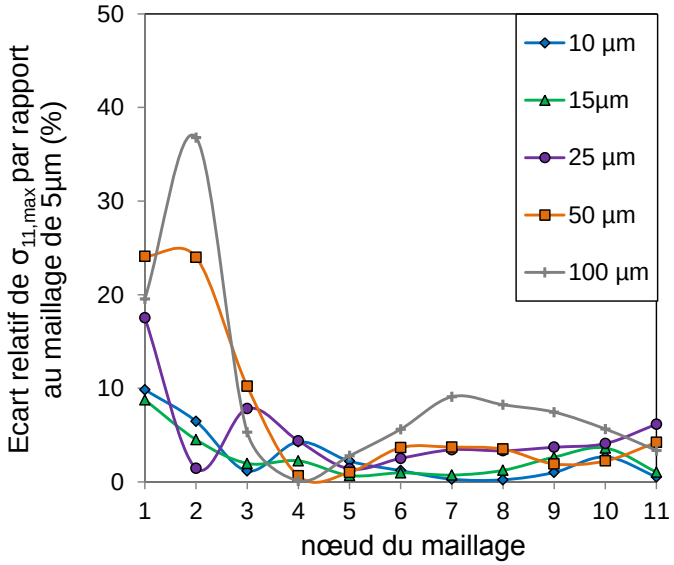


Figure 4-11 : Écart type relatif de la contrainte $\sigma_{11,max}$(x=-a, z) au nœud de maillage par rapport à la contrainte correspondante calculée avec une taille du maillage de 5µm (simulations EP_C-K).

Il apparaît que plus la taille du maillage augmente, plus l'écart en surface est important. Toutefois, quelle que soit la taille du maillage, l'écart relatif devient inférieur à 10% à partir du troisième nœud. Le même résultat que pour l'analyse élastique est retrouvé.

Pour réaliser une analyse pertinente de l'amorçage, il faudra donc privilégier un maillage relativement fin en surface. Pour ce qui est de l'analyse de l'arrêt de propagation, une taille du maillage plus importante pourra être utilisée. Dans le cas de l'étude de la durée de vie, qui regarde à la fois l'amorçage et la propagation, un maillage croissant en profondeur peut-être envisagé. Malgré ces possibles simplifications, les meilleurs prévisions sont atteintes lorsque le chemin de contrainte est précis et donc que le maillage reste fin et constant. C'est pourquoi, dans les paragraphes suivants, les calculs à l'amorçage seront réalisés dans la mesure du possible avec un maillage de 5 µm qui peut être augmenté jusque 10 µm pour des conditions sévères de fretting fatigue. Les calculs d'arrêt de propagation et de durée de vie considéreront eux un maillage en sous couche de 25 à 50 µm dans la profondeur.

4.3 Simplification du modèle éléments finis pour la simulation de conditions à l'amorçage

4.3.1 Introduction d'un modèle simplifié

Le modèle présenté au § 4.1.1 sur la Figure 4-1 représente exactement la configuration expérimentale. Cependant, le nombre de d'éléments est très important (28222 éléments) et les calculs sont longs.

En partant du principe que les chargements induits par le roulement ne viennent pas perturber les chargements induits par le poinçon, un deuxième modèle, représenté sur la Figure 4-12 a été introduit. Le roulement a été ôté, l'épaisseur de l'éprouvette de fatigue divisée par deux et les conditions limites suivantes ont été appliquées au bord inférieur : z=0, rotations bloquées selon les axes x et y.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

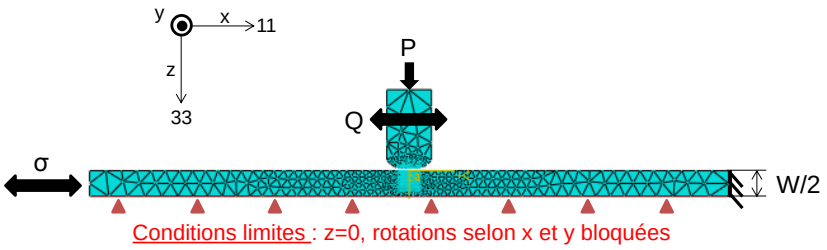


Figure 4-12 : Modèle éléments finis simplifié appelé modèle z=0, dans la configuration Teta/Frette (R=4.6mm) dans des conditions de fretting fatigue.

Ce modèle, z=0, permet de diminuer le nombre d'instances et de nœuds et permet par conséquent d'améliorer la rapidité du calcul. Sa représentativité par rapport au modèle de référence avec le roulement est étudiée.

4.3.2 Influence des conditions limites sur les contraintes dans le volume de l'éprouvette

La Figure 4-13 donne un aperçu des champs de contrainte σ_{11} à +Q* du modèle z=0 et du modèle de référence avec le roulement. Elle montre que la présence du roulement se limite à une épaisseur très faible sur le côté inférieur de l'éprouvette. Si le roulement ne semble pas influencer l'état de chargement en surface de l'éprouvette, les contraintes dans le volume sont, elles, affectées.

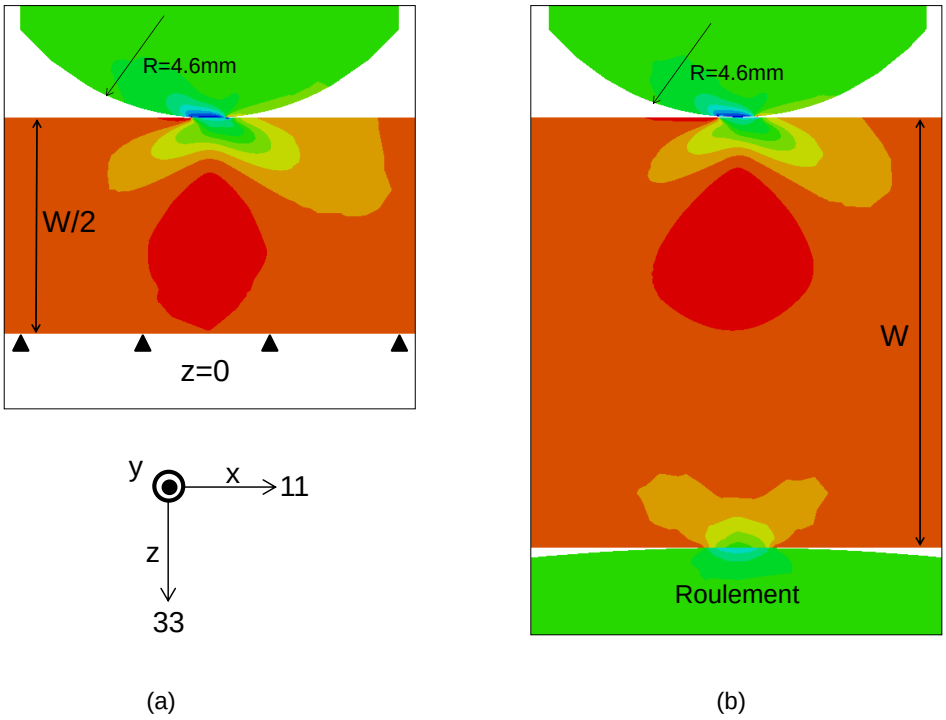


Figure 4-13: Comparaison des champs de contrainte σ_{11} à +Q* pour les modèles (a) z=0 et (b) de référence avec roulement. (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K).

La Figure 4-14 trace les profils de pression et de cisaillement en surface du Teta pour chacun des modèles. Les profils, bien que non superposés, sont très similaires, avec des p_{max} et q_{max} équivalents. Les largeurs de contact et les aires sous la courbe sont identiques.

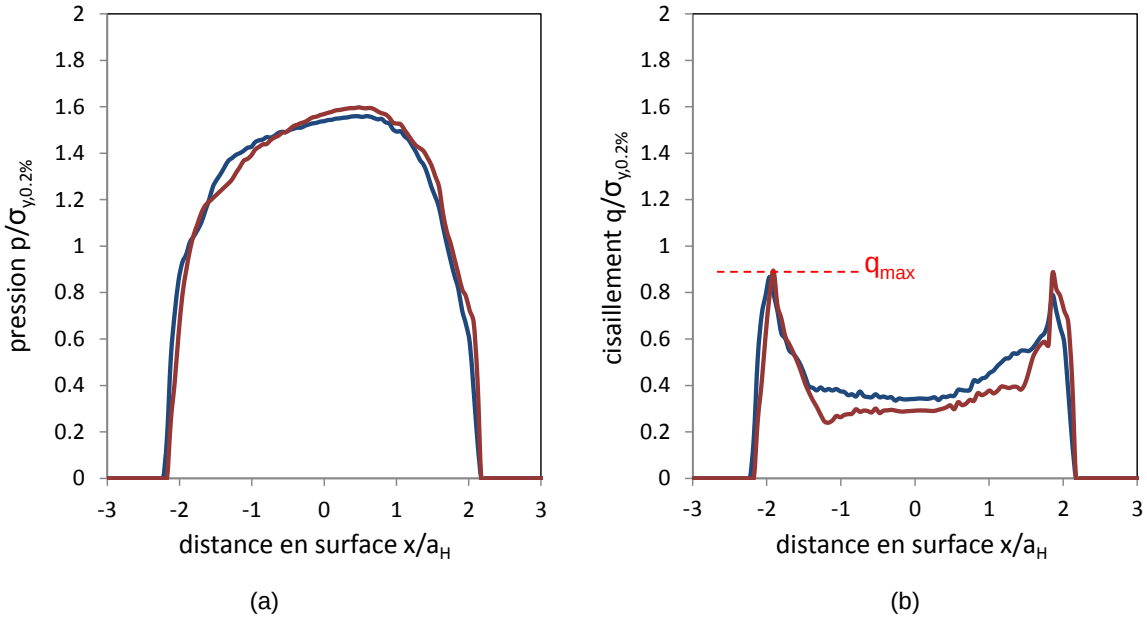


Figure 4-14: Comparaison des profils de pression (a) et de cisaillement (b) du modèle z=0 (▬) et du modèle référence (▬). (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K)

De plus, le cisaillement maximum, qui est le moteur de l'amorçage (Fouvry et al. 2014) est constant entre les deux hypothèses. Cela confirme que l'influence du roulement au niveau du contact de fretting reste négligeable.

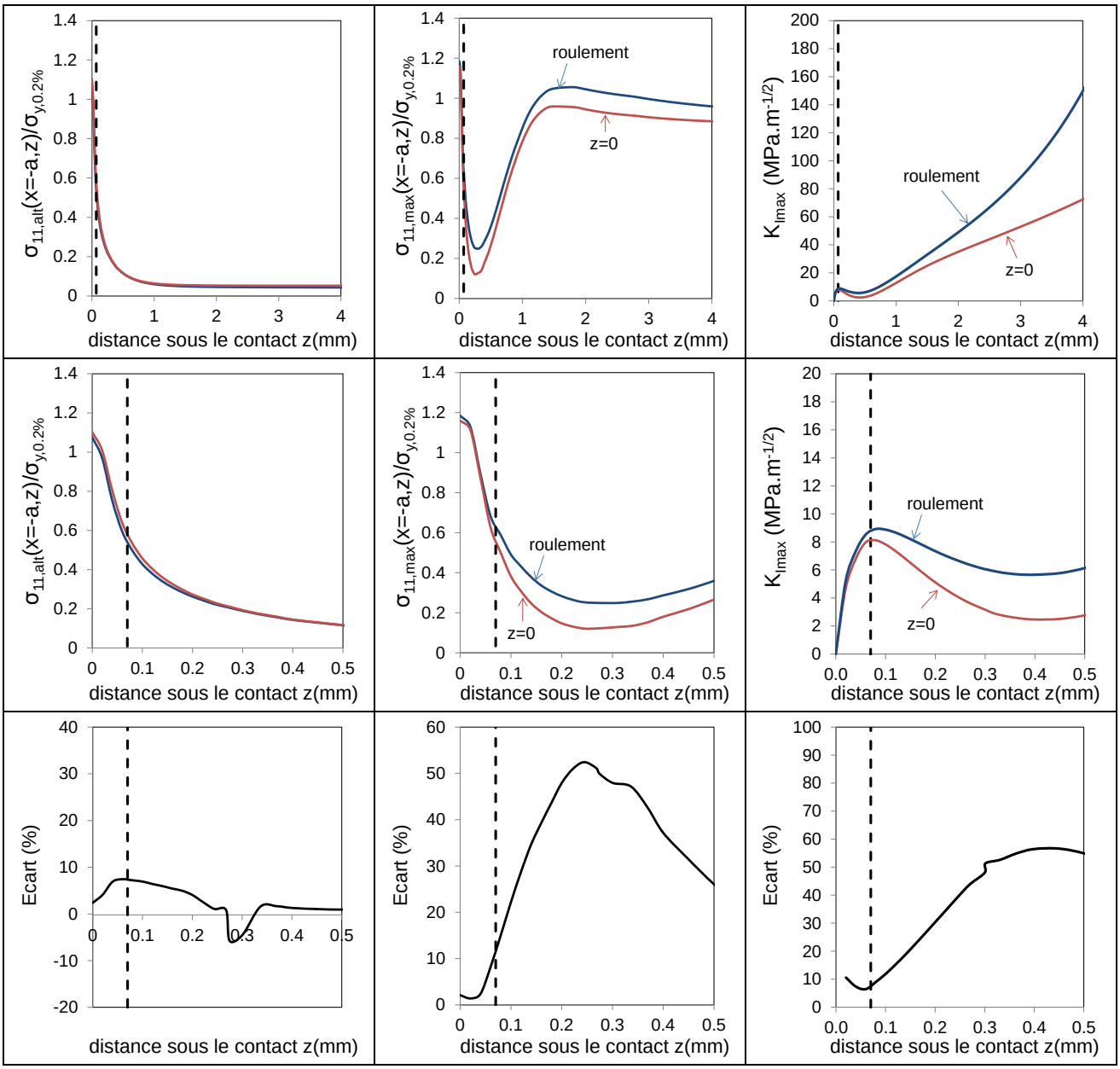
Cependant, les importants gradients de contrainte propres au fretting, font que l'amorçage est souvent étudié à partir d'approches non locales telles que moyenne des contraintes (Fouvry et al. 1998; Fouvry & Kubiak 2009a) ou distance critique (Araujo & Nowell 1999). Ainsi, il est important de vérifier jusqu'où, en sous-couche, l'influence du roulement peut être considérée comme négligeable.

La Figure 4-15 compare les contraintes dans la profondeur. La première colonne trace la contrainte alternée $\sigma_{11,alt}(x=-a,z)$ et la seconde colonne trace la contrainte maximale $\sigma_{11,max}(x=-a,z)$. La première ligne informe sur l'allure des contraintes sur 4 des 8 mm de l'éprouvette. La seconde ligne donne un agrandissement de l'allure des contraintes sur les 500 premiers microns sous la surface. Finalement la dernière ligne donne l'écart relatif entre les deux hypothèses sur les 500 premiers microns en considérant la formule suivante :

$$E(\%) = \frac{\sigma_{11,sym} - \sigma_{11,roul}}{\sigma_{11,roul}} * 100 \qquad (4\text{-}1)$$

Les profils des contraintes alternées sont remarquablement superposés et ce jusqu'à 6 mm de profondeur. Cela est cohérent avec le fait que la présence du roulement induit une composante statique. Nous regardons alors la contrainte maximale $\sigma_{11,max}$ (Figure 4-15b) qui, étant composée de la contrainte moyenne et de la contrainte alternée, est influencée par la présence du roulement.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a) (b) (c)

Figure 4-15 : Comparaison des contraintes à +Q(t) en profondeur (x=-a,z) du modèle z=0 (▬) et du modèle avec roulement (▬). (a) Contrainte alternée $\sigma_{11,alt}$, (b) Contrainte maximale $\sigma_{11,max}$, (c) Facteur d'intensité des contraintes maximum en mode I K_{Imax}. (R=4.6mm (Frette), P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K)

L'hypothèse z=0 sous-estime la contrainte maximale dans la profondeur. Seuls les 70 premiers microns sous la surface, repérés par la ligne pointillée noire, ne sont pas affectés par rapport au modèle avec roulement.

Nous verrons par la suite que cela est suffisant pour étudier l'amorçage des fissures de fretting fatigue, étant donné que les distances critiques considérées sont de l'ordre de 30µm. D'autre part, le paramètre α_C=0.46 du Teta est assez faible (Chap. 3 § 3.3). Le critère d'amorçage de Crossland étant principalement contrôlé par la composante cyclique, l'effet du roulement sera amoindri par rapport à l'analyse réalisée sur la variable $\sigma_{11,max}$.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

L'effet du roulement est en revanche très conséquent vis-à-vis de la propagation des fissures associée à des profondeurs plus importantes. En effet la variable $\sigma_{11,max}$ contrôle directement l'évolution du K_{Imax}. La Figure 4-15c trace les évolutions de $K_{Imax}(x=-a,z)$ calculées à partir des contraintes issues de chaque modèle.

La différence de comportement est significative. L'hypothèse z=0 donne des résultats clairement non conservatifs car elle ne tient pas compte de la perturbation du chargement induite par le roulement. Il apparaît évident qu'il n'est pas possible de simplifier le modèle avec cette hypothèse pour étudier la propagation des fissures. Il faut également noter, qu'il n'y a quasiment pas de différence entre les évolutions de $K_{Imax}(x=-a,z)$ sur les 70 premiers microns, ce qui confirme les observations précédentes. Pour les fissures courtes b<70µm, l'hypothèse z=0 reste possible.

Pour conclure, le modèle avec hypothèse z=0 peut être utilisé pour simuler des conditions de fretting fatigue uniquement dans la situation où on s'intéresse aux champs de contraintes sur une profondeur z<70µm, ce qui est le cas des conditions d'amorçage. En revanche, la configuration réelle, avec roulement, doit être utilisée pour simuler la propagation des fissures.

4.4 Etude de la dépendance du chargement de fatigue au chargement de fretting

L'essai de fretting fatigue se compose, d'une éprouvette de fatigue, maintenue entre un mors fixe et un mors mobile reliés au vérin appliquant l'effort de fatigue ; et d'un poinçon, qui est à la fois pressé contre l'éprouvette de fatigue, et relié à un vérin permettant d'appliquer un effort de fretting tangentiel (Figure 4-16a).

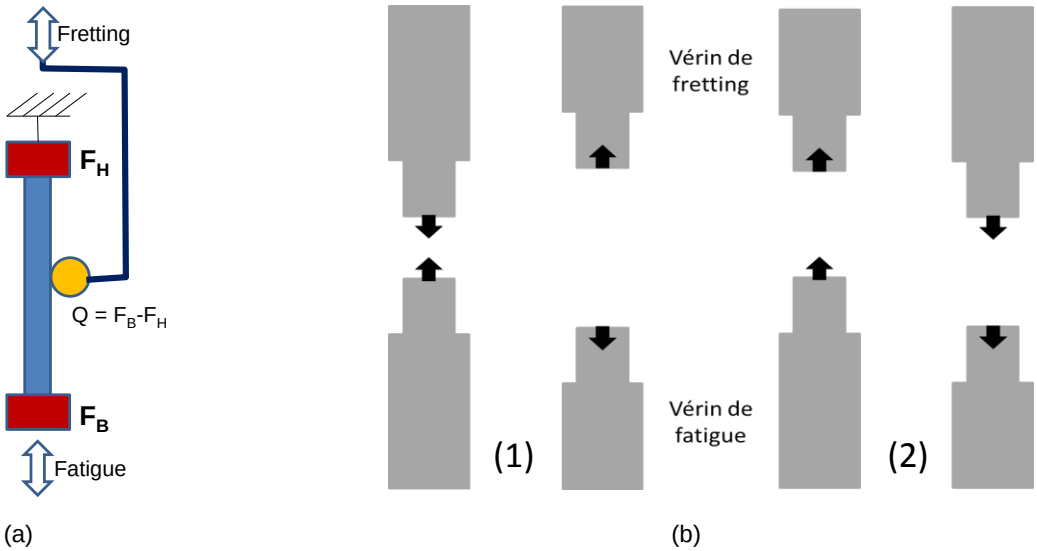


Figure 4-16 : (a) Schématisation de l'essai de fretting fatigue, (b) fonctionnement des vérins, (1) en phase, (2) en opposition de phase.

L'effort de fatigue appliqué est régulé par le capteur au niveau du vérin de fatigue, c'est-à-dire F_B sur la Figure 4-16a. La force de fretting appliquée est quant à elle mesurée en considérant la différence des capteurs de part et d'autre de l'éprouvette de fretting fatigue soit $Q=F_B-F_H$. Ainsi il y a une dépendance entre les efforts de fretting et de fatigue.

Généralement les vérins sont pilotés en phase, cela signifie que leur extension et leur retrait ont lieu en phase, bien qu'ils soient tête-bêche (Figure 4-16b). Alors dans le cas d'un pilotage en phase, la

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Figure 4-17 explicite l'influence de chaque sollicitation dans l'éprouvette en considérant une position centrée du contact sur l'éprouvette de fatigue.

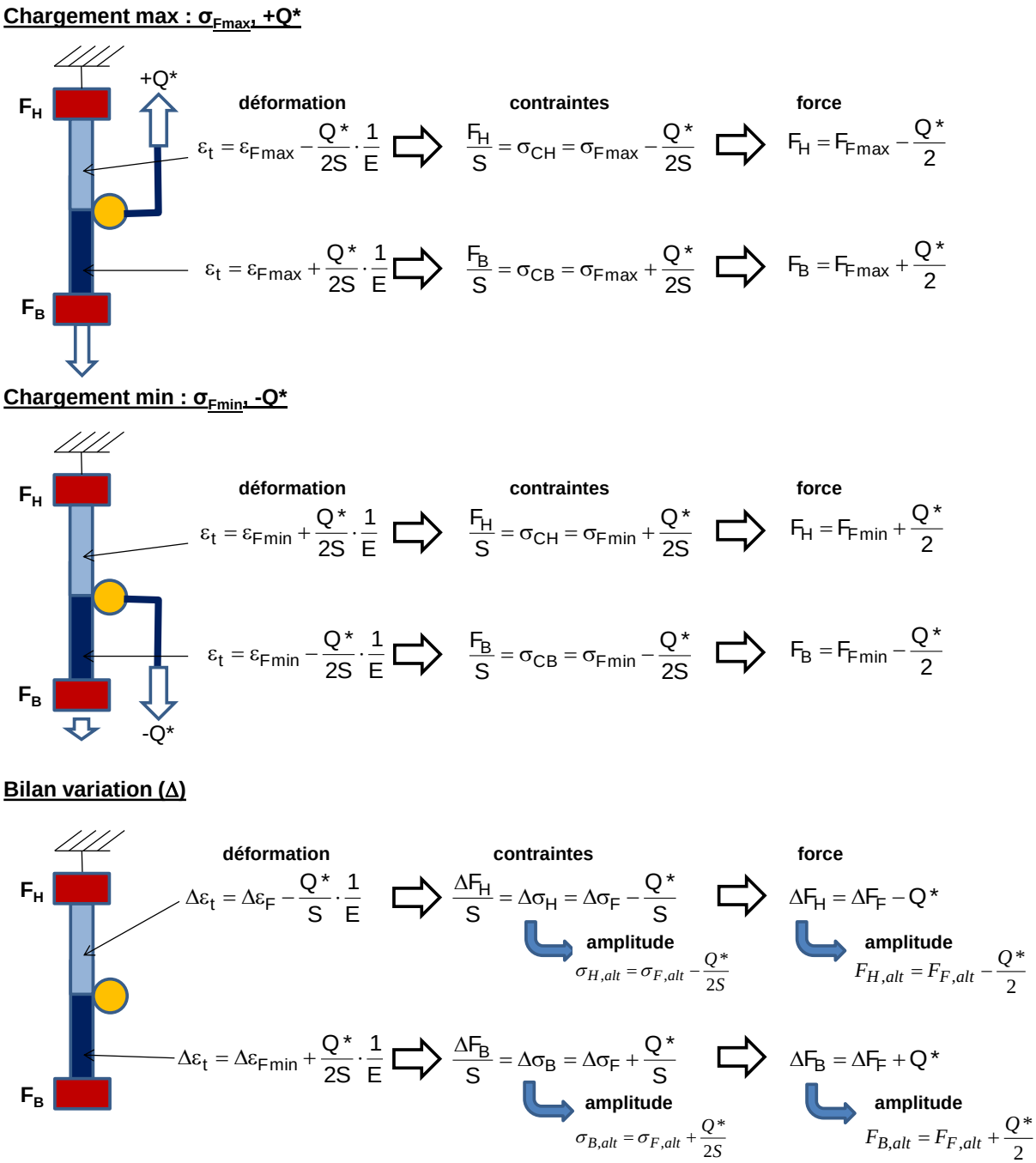


Figure 4-17: Explicitation des déformations vues par l'éprouvette de fatigue et des contraintes correspondantes.

Classiquement, on associe la contrainte nominale de fatigue à la contrainte imposée au capteur de fatigue F_B, soit $\sigma_a = \sigma_{CB}$. Cela implique que l'amplitude de contrainte indépendante du fretting dans la partie basse de l'éprouvette est égale dans le cas d'un chargement en phase à :

$$\sigma_{F,alt} = \sigma_a - \frac{Q^*}{2S} \qquad (4\text{-}2)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Si par contre on associe l'amplitude de contrainte de fatigue nominale à la contrainte de fatigue additionnelle à la composante de fretting, soit $\sigma_a = \sigma_{F,alt}$, alors l'amplitude de contrainte indépendante de fretting dans la partie basse de l'éprouvette est égale à :

$$\sigma_{B,alt} = \sigma_a + \frac{Q^*}{2S} \tag{4-3}$$

La Figure 4-18 trace l'évolution de la contrainte alternée dans la longueur de l'éprouvette à z=4mm, afin de ne pas être perturbé par la zone d'influence du contact. La contrainte alternée du côté du mors mobile est supérieure à la contrainte alternée du côté du mors fixe. La différence correspond à la contrainte engendrée par la sollicitation de fretting, ce qui confirme ce développement théorique.

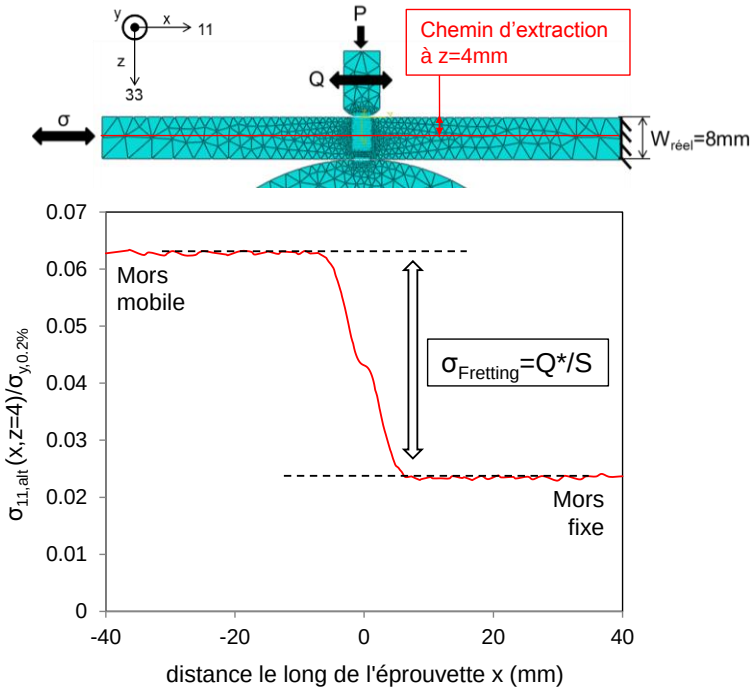


Figure 4-18: Contrainte alternée le long de l'éprouvette (x,z=W/2=4) (—). (P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K)

Il convient alors de se poser la question de l'influence de cette composante sur le champ des contraintes. La Figure 4-19 superpose la contrainte alternée en fonction de la distance z issue du calcul éléments finis $\sigma_{11,alt}(x=-a,z)$ avec la composante due à la sollicitation de fretting $\sigma_{fretting}$. Cette approche découplée semble indiquer que la composante a un effet négligeable proche de la surface (amorçage) mais une influence importante en profondeur (propagation). Afin de mieux appréhender cet effet, une étude couplée est menée.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

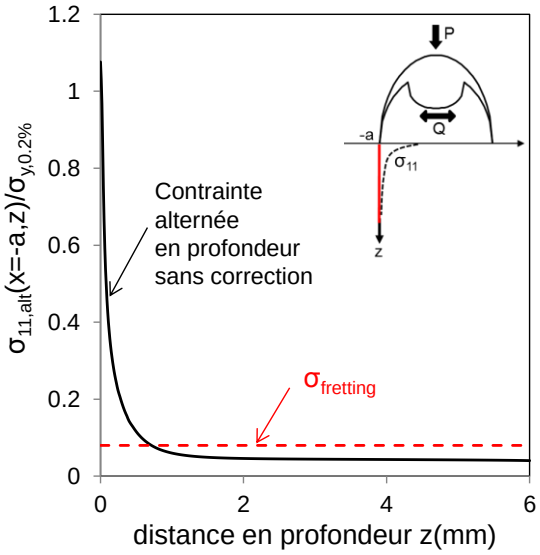


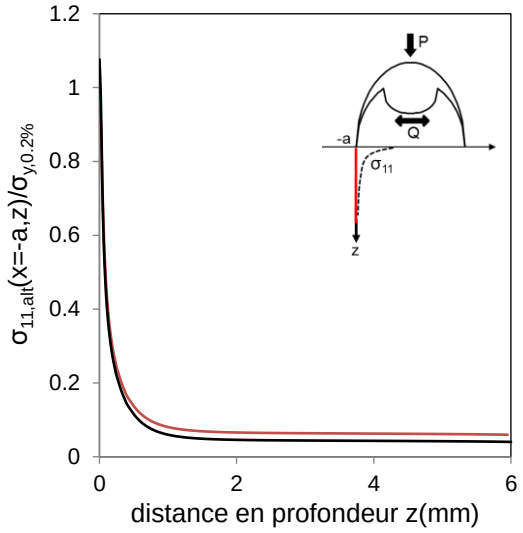
Figure 4-19 : Effet de l'amplitude de contrainte lié à la composante de fretting $\sigma_{fretting}$, approche découplée. (P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, simulations EP_C-K)

La condition de fretting fatigue étudiée depuis le début de ce chapitre ; Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85 ; est modélisée en ajoutant la composante de fretting à la force de fatigue afin d'obtenir la « bonne » force nominale de fatigue dans l'éprouvette $\sigma_a/\sigma_{y,0.2\%}$= $\sigma_{F,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$. La contrainte alternée à appliquer au capteur B est recalculée soit :

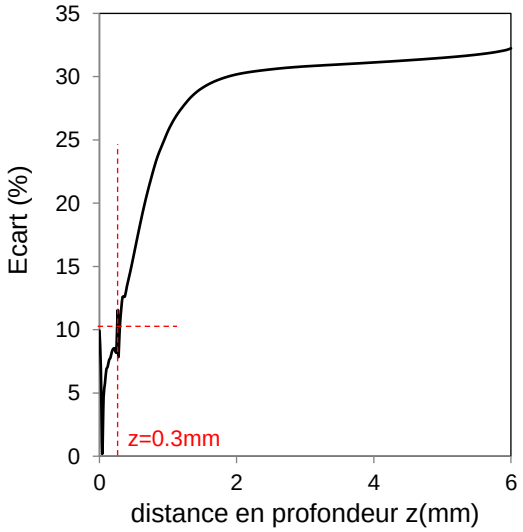
$$\frac{\sigma_{FB,alt}}{\sigma_{y,0.2\%}} = \frac{\sigma_{F,alt}}{\sigma_{y,0.2\%}} + \frac{\sigma_{Fretting,alt}}{\sigma_{y,0.2\%}} = 0.06 + \frac{Q^*/2S}{\sigma_{y,0.2\%}} = 0.06 + 0.01 = 0.07 \quad (4\text{-}4)$$

La Figure 4-20a, compare la contrainte alternée $\sigma_{11,alt}(x=a,z)$ du cas classique avec celui qui compense l'influence du fretting sur la consigne de fatigue. Les courbes sont très proches sur le premier millimètre puis affichent un écart constant quand z augmente.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a)



(b)

Figure 4-20: Influence de la compensation de l'influence du fretting sur la contrainte alternée de fatigue. (P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.30, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, simulations EP_C-K) (a) $\sigma_{11,alt}(x=-a,z)/\sigma_{y,0.2\%}$; (—) avec la correction : $\sigma_{FB,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.07, et (—) Sans la correction : $\sigma_{FB,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.06 (b) Écart relatif entre les amplitudes.

La Figure 4-20b montre l'écart relatif entre les deux hypothèses, calculé avec l'Équation 4-1. Le graphique confirme les observations précédentes :

- Pour les petites fissures (b<300µm), l'effet de la correction est pratiquement négligeable avec un écart relatif entre les deux hypothèses, inférieur à 10%. Par conséquent il n'est pas nécessaire de faire la correction pour la simulation de conditions amorçantes de fretting fatigue.
- Pour les grandes fissures (b>300µm), l'effet de la correction est significatif avec un écart relatif allant jusqu'à 30%. Cet effet est à prendre en compte pour des conditions de propagation.

Cette étude souligne l'importance de bien préciser la manière dont est définie la contrainte dite de fatigue. D'autant que cet effet est particulièrement marqué dans notre étude, car les rapports de charge de fatigue étudiés sont élevés, et donc les contraintes alternées de fatigue faibles. Pour un cas plus classique (R_σ<0.5) l'effet devient négligeable.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Dans le cas présent, la prise en compte de l'effet de $\sigma_{fretting}$ sur l'amplitude de fatigue a été tardive. La contrainte de fatigue donnée est celle appliquée au niveau du capteur qui est donc différente de la composante nominale de fatigue observée sur la totalité de l'éprouvette. Cette démarche est cohérente avec une application en dimensionnement puisque la contrainte de fatigue donnée correspond directement à celle entrée dans le modèle éléments finis.

4.5 Conclusion

Un modèle éléments finis 2D en déformations planes est utilisé pour modéliser les essais de fretting fatigue. Il a été validé dans des conditions élastiques par rapport à des solutions analytiques. Puis un critère de stabilisation a été choisi, pour l'utilisation du modèle avec des lois élastoplastiques.

Une attention particulière a été portée à l'influence de la taille du maillage. La plasticité rend difficile l'estimation du bord de contact. Et la variation de la position du bord du contact en fonction de la taille du maillage a une influence sur le chargement des premiers nœuds en surface. Par rapport à cette observation, des règles de maillage ont été établies : un maillage fin proche de la surface 5 à 10 µm) pour étudier l'amorçage qui évolue en un maillage plus grossier en profondeur (25 à 50 µm) pour étudier la propagation.

En considérant la loi plastique de référence, c'est-à-dire la loi EP_C-K, on montre que la modélisation du roulement en contre-appuis, très couteuse en temps de calcul, peut-être simplifiée par une hypothèse dite z=0 pour modéliser l'amorçage. En revanche, pour la propagation et l'étude des fissures plus longues, il est nécessaire de simuler le contact complet en intégrant la présence du roulement.

Finalement, l'effet du chargement cyclique de fretting vis-à-vis du chargement de fatigue imposé au matériau a été analysé. De fait, ce dernier peut être différent de la valeur nominale classiquement imposée via le vérin de fatigue et mesuré par son capteur. L'influence relative du chargement tangentiel de fretting est d'autant plus importante que l'amplitude du chargement de fatigue est faible.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Chapitre 5 : Etude et estimation du comportement du contact en durée de vie infinie

La résistance d'un matériau au fretting fatigue peut être abordée de deux manières différentes. La première manière consiste à définir les conditions d'endurance infinie et la seconde, les conditions de durée de vie finie. En effet, en dessous d'une contrainte de fretting fatigue seuil, aucune fissure ne s'amorce. Au-dessus de ce seuil, une fissure va s'amorcer mais ne va pas nécessairement se propager. Ces deux cas de figure constituent des cas d'endurance infinie. C'est le sujet abordé dans ce chapitre. Des sollicitations plus élevées peuvent au contraire entraîner la rupture, et donc une durée de vie finie. Ce cas de figure sera étudié dans le chapitre suivant.

Ce chapitre commencera par la détermination expérimentale des conditions d'amorçage en fretting simple et en fretting fatigue. Puis, des méthodes combinant modélisation éléments finis et essais expérimentaux seront introduites afin de prévoir l'endurance en fretting fatigue,

Deux points seront étudiés en détail. Le premier portera sur la prise en compte du gradient de contrainte, par le biais de la méthode non-locale de la distance critique, et le second sur la longueur de fissure associée à la condition d'amorçage.

Dans un deuxième temps, l'arrêt de propagation des fissures sera étudié. L'ensemble de ces prévisions sera formalisé via la carte de fretting fatigue.

L'essentiel de l'analyse sera établi à partir de la loi de comportement cyclique cinématique (EP_C-K) (voir Chap. 3 § 3.2.3). Cette étude sera complétée par une analyse utilisant la loi monotone isotrope (EP_M-I). Cette comparaison des lois de comportement permettra d'établir dans quelle mesure les démarches « distance critique » et « arrêt de fissuration » sont influencées par la loi de comportement plastique du matériau.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Sommaire

5.1 ETUDE EXPERIMENTALE DE L'AMORÇAGE DES FISSURES DE FRETTING ET DE FRETTING FATIGUE 129

5.1.1 Amorçage en fretting simple : influence du gradient de contrainte 129

5.1.2 Etablissement de la carte de fretting 131

5.1.3 Influence du nombre de cycles sur l'amorçage en fretting simple 134

5.1.4 Influence de la fatigue sur l'amorçage des fissures 136

5.1.5 Carte de fretting fatigue à l'amorçage 138

5.2 ESTIMATION DE L'AMORÇAGE DES FISSURES 140

5.2.1 Modélisation de l'amorçage des fissures 140

5.2.1.1 Critère d'amorçage 140

5.2.1.2 Application du critère de Crossland au point chaud 143

5.2.1.3 Estimation du risque d'amorçage avec une approche non-locale 144

5.2.1.4 Introduction d'une démarche ℓ_{opt}-b_{opt} pour optimiser l'estimation de l'amorçage 147

5.2.1.5 Estimation de la frontière d'amorçage dans la carte de fretting fatigue 149

5.2.2 Extension de la démarche ℓ_{opt}-b_{opt} aux autres gradients de contrainte 150

5.2.2.1 Identification des valeurs ℓ_{opt} et b_{opt} pour le contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref} 150

5.2.2.2 Synthèse sur l'effet de la taille du contact 152

5.2.3 Approche globale du concept ℓ_{opt}-b_{opt} 153

5.2.3.1 Hypothèse d'une valeur constante du couple (ℓ_{opt},b_{opt}) 153

5.2.3.2 Hypothèse d'une variation du couple (ℓ_{opt}-b_{opt}) en fonction du gradient de contrainte imposé dans l'interface 154

5.2.3.3 Simplification uniaxiale de la démarche ℓ_{opt}-b_{opt} 157

5.2.4 Influence de la loi matériau sur l'estimation de l'amorçage des fissures 159

5.2.4.1 Evolution des paramètres ℓ_{opt} et b_{opt} avec chaque description matériau 159

5.2.4.2 Influence de la loi matériau sur l'estimation du risque d'amorçage des fissures 160

5.2.4.3 Etude de l'effet de la plasticité dans l'interface 162

5.2.5 Synthèse sur l'amorçage des fissures 165

5.3 ETUDE ET ESTIMATION DE L'ARRET DE PROPAGATION DES FISSURES DE FRETTING FATIGUE 166

5.3.1 Détermination expérimentale de l'arrêt de fissuration 166

5.3.2 Méthode prévisionnelle de l'arrêt de fissuration 167

5.3.2.1 Critère d'arrêt de propagation 167

5.3.2.2 Identification de la condition d'arrêt de fissuration $\Delta K_{eff,th}$ 169

5.3.2.3 Influence de la plasticité sur l'identification de $\Delta K_{ø}$ 171

5.3.3 Estimation de la frontière d'arrêt de fissuration dans la carte de fretting fatigue 172

5.3.3.1 Estimation de la frontière d'arrêt de fissuration dans la carte de fretting fatigue avec une simulation EP_C-K ; comparaison des modèles de calcul de ΔK_{eff} 172

5.3.3.2 Influence de la plasticité sur le domaine d'arrêt de fissuration 174

5.3.3.3 Effet relatif du contact et des contraintes résiduelles sur la réponse du matériau 177

5.4 SYNTHESE DES RESULTATS 182

5.4.1 Synthèse concernant l'établissement des cartes de fretting fatigue 182

5.4.2 Méthode expérimentale rapide d'obtention de la carte de fretting fatigue 184

5.5 CONCLUSION SUR L'ETUDE ET LA MODELISATION DU COMPORTEMENT EN DUREE DE VIE INFINIE. 185

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.1 Etude expérimentale de l'amorçage des fissures de fretting et de fretting fatigue

5.1.1 Amorçage en fretting simple : influence du gradient de contrainte

De façon à étudier des conditions d'endurance infinies, l'amorçage des fissures est défini à 10^6 cycles. En effet, des travaux antérieurs ont montré que le seuil d'amorçage Q^*_{CN} n'évolue plus pour $N>10^6$cycles, en particulier pour les aciers (Fouvry 1997). Tous les essais ont été réalisés en glissement partiel, c'est-à-dire pour $Q^*<\mu_t.P$. Pour rappel, $\mu_t=1$ donc tous les essais sont réalisés pour $Q^*<P$. Je rappelle aussi que les forces appliquées génèrent de forte déformations plastiques dans les contacts. L'analyse des fissures a été restreinte au plan Teta qui est le matériau étudié dans ce travail.

Afin d'étudier sa sensibilité face aux gradients de contrainte, plusieurs forces normales et plusieurs rayons de cylindres ont été testés. La méthode présentée au Chap.3 § 3.5.3 a été suivie pour identifier les conditions d'amorçage de chaque condition de contact. La Figure 5-1a compare pour un même rayon de cylindre, l'influence de la force normale sur l'amorçage.

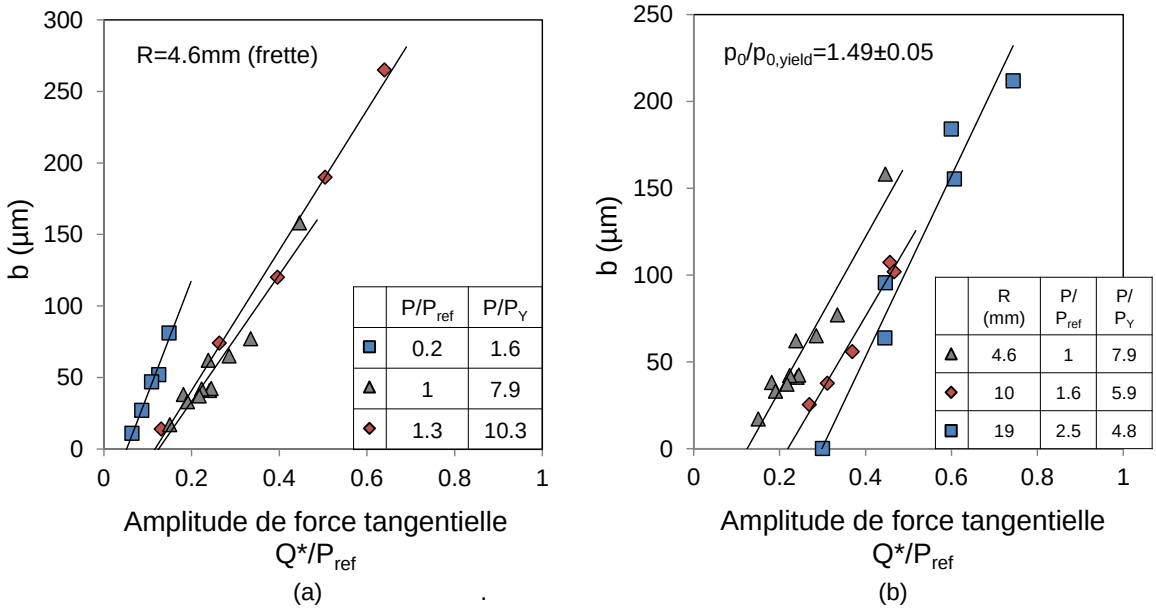


Figure 5-1 : (a) influence de la pression pour un même rayon R=4.6mm (Frette) ; (■) : $P/P_{ref}=0.2$, $P/P_Y=1.6$; (▲) : $P/P_{ref}=1$, $P/P_Y=7.9$; (◆) : $P/P_{ref}=1.3$, $P/P_Y=10.3$. (b) Influence du rayon pour une pression similaire $p/p_{0,yield}=1.34\pm0.05$ (▲) : R=4.6mm (Frette), $P/P_{ref}=1$, $P/P_Y=7.9$; (◆) : R=10mm, $P/P_{ref}=1.6$, $P/P_Y=5.9$; (■) : R=19.0mm, $P/P_{ref}=2.5$, $P/P_Y=4.8$. ($N=10^6$cycles, f=12Hz)

Afin de donner une idée des niveaux de plasticité testés, les forces normales testées sont normalisées par la force normale de première plastification P_Y définie par la relation de Hertz et $p_{0,yield}$ la pression maximale associée (légendes de la Figure 5-1). P_Y se calcule avec la relation suivante :

$$P_Y = \frac{3.2\pi(1-\upsilon^2)R\sigma_{y,0.2\%}^2}{E} \qquad (5\text{-}1)$$

Les droites d'amorçage de $P/P_Y=7.9$ et $P/P_Y=10.3$ sont quasiment superposées. Cela s'explique par le fait que ces chargements très sévères induisent une plastification généralisée de l'interface qui donne lieu à une distribution plane et similaire de la pression. En effet, en utilisant les lois EP_C-K, les pressions maximales stabilisées dans les contacts sont respectivement $p_0/p_{0,yield}=1.54$ et $p_0/p_{0,yield}=1.62$. La droite d'amorçage pour $P/P_Y=1.6$ se démarque avec un amorçage à force tangentielle plus faible et une pente plus forte. La pression dans ce contact est beaucoup plus faible : $p_0/p_{0,yield}=0.97$. Le fait d'augmenter la pression à iso rayon de contact est donc bénéfique pour le

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

contact. Cependant il faut noter que la différence de pression entre cette condition et les deux autres est très importante : +65%.

Afin de formaliser les comportements à l'amorçage, les amplitudes de force tangentielle $Q^*_{CN}(b_{CN}\rightarrow 0\mu m)$ extrapolées à l'amorçage d'une fissure de 0µm et les pentes de l'amorçage H_b sont reportées dans le Tableau 5-1.

Tableau 5-1 : Comparaison des paramètres à l'amorçage en fonction du rayon de poinçon, de la pression et de la composante ajoutée de fatigue :

R (mm)	Matériau	P/P_{ref}	P/P_Y	$p_0/p_{0,yield}$	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	$\sigma_{F,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ	$Q^*_{CN}(b_{CN}=0\mu m)/P$	$Q^*_{CN}(b_{CN}=0\mu m)/P_{ref}$	H_b (µm)
4.6	Frette	0.2	1.6	0.98	Fretting simple			0.25	0.05	796
4.6	Frette	1.3	10.3	1.44	Fretting simple			0.09	0.12	490
4.6	Frette	1	7.9	1.39	Fretting simple			0.12	0.12	443
4.6	Frette	1	7.9	1.08	0.67	0.17	0.6	0.12	0.12	2810
4.6	Frette	1	7.9	1.12	0.67	0.07	0.8	0.13	0.13	2068
4.6	Frette	1	7.9	1.08	0.75	0.08	0.8	0.14	0.14	2483
4.6	Frette	1	7.9	1.08	0.8	0.04	0.9	0.13	0.13	1056
4.6	Frette	1	7.9	1.08	0.84	0	1	0.14	0.14	936
10	100C6	0.7	2.7	1.10	Fretting simple			0.22	0.17	756
10	100C6	1.6	5.9	1.34	Fretting simple			0.13	0.22	421
19	35NCD16	2.5	4.8	1.29	Fretting simple			0.12	0.30	562
19	35NCD16	2.5	4.8	1.05	0.57	0.02	0.94	0.12	0.30	4798
19	35NCD16	2.5	4.8	1.01	0.81	0.03	0.94	0.12	0.30	6604

L'influence du rayon de contact est illustrée par la Figure 5-1b. Pour 3 rayons de contact différents, la force normale a été ajustée de manière à générer une pression maximale constante dans le contact $p_0/p_{0,yield}$=1.49±0.05. La force normale à appliquer a été définie par simulation EP_C-K. Plus le rayon R diminue, plus il faut appliquer un ratio P/P_Y élevé pour générer un même niveau de pression dans le contact.

Lorsque le rayon augmente de 4.6mm à 19mm à iso pression maximale dans le contact, la droite d'amorçage des fissures se translate vers la droite. Plus le rayon de cylindre augmente, donc moins le gradient de contrainte est important, plus la force tangentielle requise pour générer une longueur de fissure donnée augmente. Les droites d'amorçage sont remarquablement parallèles. Cela signifie que bien que le gradient de contrainte influence l'amorçage des fissures, il a moins d'effet sur leur propagation.

Il est toutefois intéressant de noter que le ratio $Q^*_{CN}(b_{CN}=0\mu m)/P$, avec P la force normale dans le contact, est constant quel que soit le gradient de contrainte avec $Q^*_{CN}(b_{CN}=0\mu m)/P$=0.13±0.01. Cela s'explique par le fait que lorsque le rayon du cylindre augmente, la demi-largeur de contact augmente et il faut alors augmenter les efforts macroscopiques P et Q* pour générer un cisaillement suffisant q_{max} pour amorcer des fissures.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Les autres conditions d'amorçage en fretting simple présentées dans le Tableau 5-1 confirment ces tendances.

5.1.2 Etablissement de la carte de fretting

La Figure 5-2 trace la carte de fretting (P-Q*) du Teta à partir des données du Tableau 5-1.

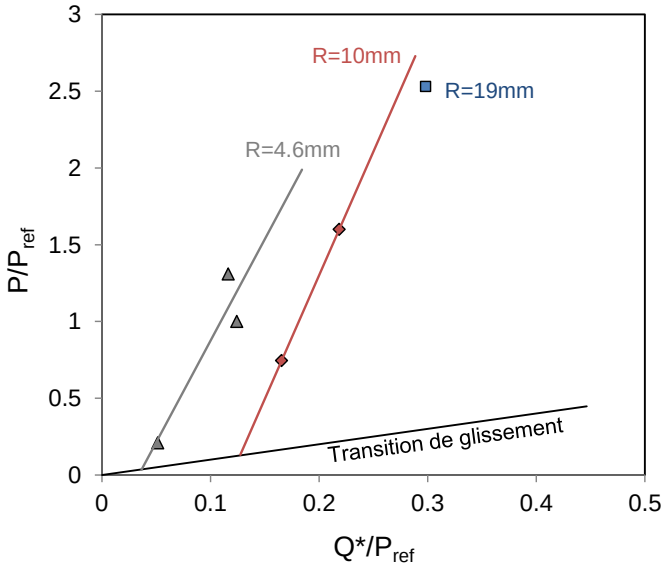


Figure 5-2 : Carte de fretting du Teta pour l'amorçage d'une fissure b_{CN}=0µm à 10^6 cycles.

Pour les rayons R=4.6mm (Frette) et R=10mm, les conditions d'amorçages sont reliées entre elles afin de former les droites d'amorçage. A gauche de chaque frontière d'amorçage, le contact cylindre/plan de rayon R ne génère aucune fissure. Pour le rayon R= 19mm, une seule condition d'amorçage est disponible.

Cette carte confirme les observations précédentes :

- Lorsque le rayon augmente, donc lorsque le gradient de contrainte est de moins en moins important, la frontière d'amorçage se décale vers la droite de la carte de fretting. Un faible gradient semble donc bénéfique en termes de forces. Il faut faire attention à ne pas confondre ce comportement, normal pour une représentation en forces, avec celui observé dans une représentation en contraintes (voir Figure 5-3). Dans les diagrammes $q_{max}=f(p_{max}=p_0)$, la frontière d'amorçage se décale vers la droite lorsque le rayon diminue (Amargier et al. 2010; Ferré et al. 2013).
- Les frontières à l'amorçage, obliques, montrent une influence de la force normale sur le seuil d'amorçage. Un effort normal plus élevé, induisant une pression maximale plus élevée dans le contact, semble bénéfique.

Toutefois, la représentation (P-Q*) n'est justifiée que pour un contact donné. Amargier et al., et Ferré et al., montrent que pour comparer différents rayons de cylindre, il est préférable d'utiliser une représentation (p_{max}-q_{max}) (Amargier et al. 2010; Ferré et al. 2013) (Voir Chap. 1 § 1.2.3 et Figure 5-3). Cet aspect a récemment été démontré par Fouvry et al. (Fouvry et al. 2014). Les auteurs montrent que pour un contact cylindre/plan sollicité en fretting simple en glissement partiel, le maximum de la contrainte de traction en bordure de contact est égal à :

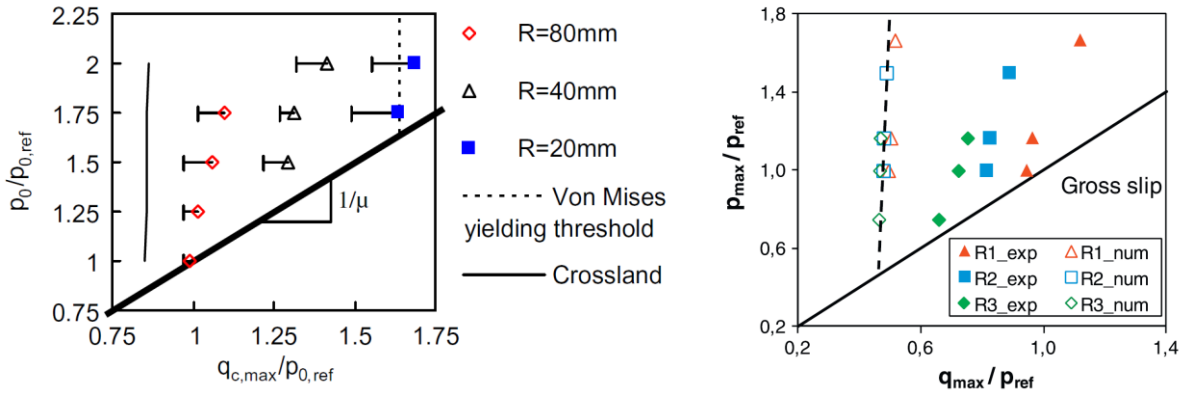
$$\sigma_{I,max}=\sigma_{11,alt}(x=-a,\ z=0)=2q_{max} \qquad (5\text{-}2)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

quel que soit le rayon du cylindre. En cette position (x=-a, z=0), dite « point chaud » ou « hot spot », le chargement est uni-axial (bi-axial si une condition de déformation plane est considérée). Ainsi en considérant une approche fatigue uni-axiale, la condition d'amorçage en fatigue peut se formuler ainsi :

$$\sigma_{11,alt}=\sigma_{1,max}=\sigma_d \text{ ou } q_{max,CN(th)}=\sigma_d/2 \quad (5\text{-}3)$$

Selon cette démonstration, le seuil d'amorçage est associé à une valeur constante de q_{max} indépendante du rayon de cylindre et de la pression. Cependant différents travaux (Amargier et al. 2010; Ferré et al. 2013) montrent que, pour les contacts élastiques, la frontière d'amorçage n'est pas représentée par une courbe unique dans le diagramme p_{max}-q_{max} (Figure 5-3).



(a) (b)

Figure 5-3 : Résultats d'amorçage expérimentaux à 10^5 cycles comparés à la frontière d'amorçage théorique déterminée avec le critère de Crossland local dans le diagramme p_{max}-q_{max}. (a) Inconel 718 (Amargier et al. 2010); (b) Ti-6Al-4V (Ferré et al. 2013).

De fait, les seuils d'amorçage sont observés pour des q_{max} supérieurs à $q_{max,CN,(th)}$. Plus le rayon est faible, plus l'écart est important avec la valeur théorique. De plus, les seuils d'amorçage de chaque poinçon présentent une pente positive. Plus la pression est élevée, plus le seuil d'amorçage q_{max} augmente. Les différents travaux de Amargier et al. et de Ferré et al. montrent que cet effet est lié aux gradients de contraintes (Amargier et al. 2010; Ferré et al. 2013). En effet une réduction du rayon de contact et une augmentation de pression engendre une augmentation de gradient de contrainte. Plus le gradient de contrainte est élevé, plus le seuil $q_{max,CN}$ est augmenté. Dans le cadre de notre étude, les contacts sont très plastiques et il convient de faire des simulations élastoplastiques. En appliquant une loi EP_C-K et en considérant l'état stabilisé obtenu, les seuils d'amorçages des différents contacts sont tracés dans le diagramme p_{max}-$q_{max.}$ (Figure 5-4).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

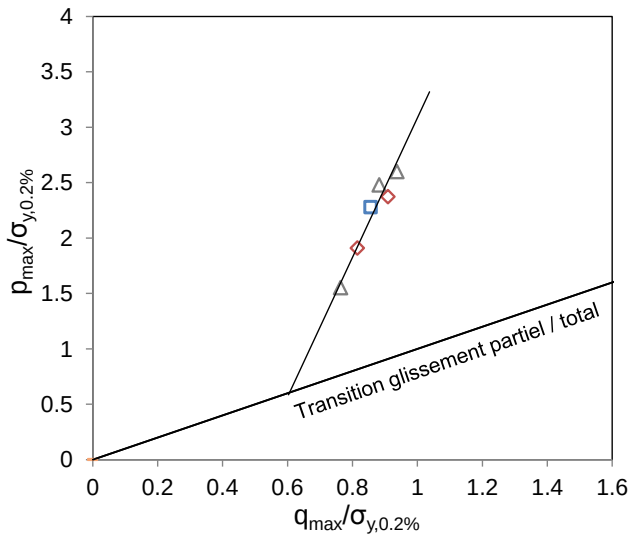


Figure 5-4 : Carte de fretting locale (p_{max}, q_{max}) pour l'amorçage des fissures de b_{CN}=10µm à 10^6cycles. Calculs éléments finis EP_C-K stabilisés ; (△) R=4.6mm, (◇) R=10mm, (□) R=19mm.

Contrairement aux études antérieures, les résultats obtenus s'alignent suivant une même courbe. On conserve par contre une augmentation du seuil d'amorçage avec la pression p_{max}.

Pour expliquer le fait que les données expérimentales se regroupent, il faut considérer que pour les contacts élastiques, une variation du rayon de contact engendre une forte variation du gradient. En revanche, pour les chargements très plastiques imposés dans cette étude, l'accommodation plastique tend à réduire les gradients et à les faire converger vers une même valeur. La Figure 5-5a montre comment la prise en compte de la plasticité adoucie le profil de contrainte en sous couche.

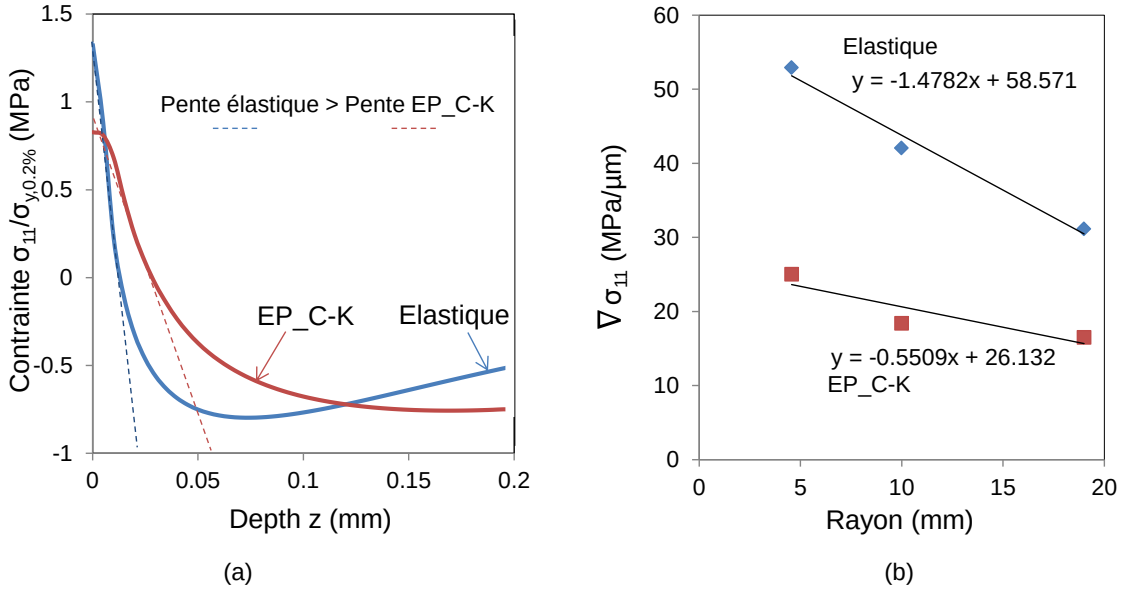


Figure 5-5 : (a) Comparaison des profils de contrainte σ_{11} obtenus après modélisation élastique et après simulation avec les lois EP_C-K (R=4.6, P_{ref}, Q*(b_{CN}=10µm)/P_{ref}=0.15), (b) Comparaison de l'évolution du gradient simplifié avec le rayon de cylindre pour une pression p_0=1.49±0.05$p_{0,yield}$=2.38$\sigma_{y,0.2\%}$.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Afin de quantifier cet effet, des gradients de contrainte simplifiés, qui correspondent aux pentes des profils de contrainte dans la profondeur, sont identifiés pour chaque condition d'amorçage avec la relation :

$$\nabla\sigma_{11}(z) = \sqrt{\left(\frac{\delta\sigma_{11}}{\delta z}\right)^2} \text{ avec } \delta z=20\mu m \text{ en } x=-a \qquad (5\text{-}4)$$

L'évolution des gradients de contrainte simplifiés EP_C-K en fonction du rayon de cylindre est divisée par trois comparée à l'évolution des gradients déduits d'une analyse élastique (Figure 5-5b). Dans la mesure où l'effet gradient est réduit par l'accommodation plastique on peut expliquer la convergence des seuils d'amorçage suivant une même courbe.

L'effet de la pression est en revanche conservé ce qui souligne encore une fois que l'accommodation plastique de l'interface a tendance à réduire l'effet gradients de contrainte (rayon-cylindre-pression).

5.1.3 Influence du nombre de cycles sur l'amorçage en fretting simple

L'influence du nombre de cycles sur la valeur de la force tangentielle à l'amorçage, est étudiée pour le contact cylindre de Frette de rayon R=4.6mm - Teta avec la force normale P_{ref}. La Figure 5-6a trace les courbes d'amorçage obtenues pour des durées d'essai de 2.10^4, 5.10^4, 1.10^5 et 10^6 cycles. A partir de ces courbes, il est possible de tracer les courbes d'endurance à l'amorçage (Figure 5-6b). En s'inspirant des formulations de Stromeyer en fatigue, les courbes d'endurance peuvent être modélisées par des lois puissance telles que :

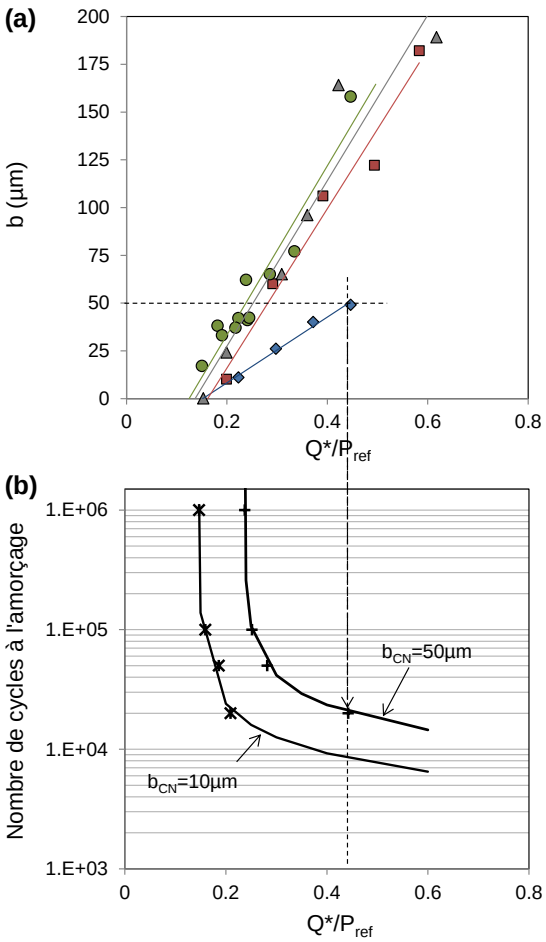
$$N_{A,Q}=A_1\left(\frac{Q^*}{P_{ref}}-Q_\infty\right)^{b_1} \qquad (5\text{-}5)$$

Les paramètres A_1, b_1, et Q_∞ de chaque courbe sont donnés dans le tableau attenant à la Figure 5-6. Ces trois paramètres varient linéairement avec la longueur de fissure à l'amorçage selon les relations suivantes :

- $A_1(b)=91b+2815$ (5-6)
- $b_1(b)=1.6x10^{-3}b-0.647$ (5-7)
- $Q_\infty=2.2x10^{-3}b+0.124$ (5-8)

La Figure 5-6a montre que les pentes d'extension des fissures à 5.10^4, 1.10^5 et 10^6 cycles sont très proches, et celles à 1.10^5 et 10^6 cycles sont quasi superposées. Cela suggère que le processus d'arrêt de propagation est très rapide. Ceci est confirmé par la Figure 5-7, qui montre que la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles forme un plateau dès $2.5x10^5$ cycles. Cet arrêt de fissuration particulièrement rapide, est dû au faible rayon du cylindre. En effet plus le rayon de cylindre est petit, plus le gradient de contrainte est important. Ainsi, l'influence du contact en profondeur est fortement limitée et fonction de l'effort macroscopique comme le montre la Figure 5.7 où plus l'effort macroscopique est important, plus la longueur de fissure à l'arrêt de propagation est importante.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



symbole	Cycles	$Q^*(b_{CN}=0\mu m)/P_{ref}$	H_b (µm)
◆	2.10^4	0.15	172
■	5.10^4	0.16	417
▲	1.10^5	0.14	433
●	1.10^6	0.12	442

Symbole	✱	+
b_{CN} (µm)	3725	7365
A_1	-0.63	-0.57
b_1	0.15	0.23
Q_∞	3725	7365

Figure 5-6 : Influence du nombre de cycles sur l'amorçage des fissures. (a) : droites d'amorçages ; (◆) : $N=2.10^4$ cycles ; (■) : $N=5.10^4$ cycles ; (▲) : $N=1.10^5$ cycles ; (●) : $N=1.10^6$ cycles. (b) : courbes d'endurance ; (✱) : $b_{CN}=10\mu m$; (+) : $b_{CN}=50\mu m$. (Frette R=4.6mm, P_{ref}, f=12Hz)

Cette tendance peut aussi être expliquée par le niveau des chargements imposés. En effet, pour des chargements élastiques, l'arrêt des fissurations est généralement observé après 10^6 cycles (Munoz et al. 2006). Dans le cas présent, les sollicitations de contact sont très sévères ; il peut donc être supposé que le processus de propagation est fortement accéléré et donc la condition d'arrêt de propagation atteinte plus rapidement.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

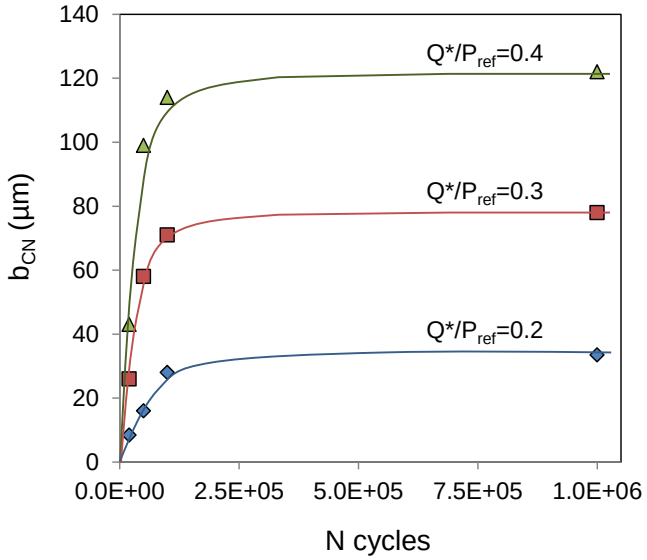


Figure 5-7 : Courbes d'arrêt de propagation du contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, f=12Hz. (◆) : Q^*/P_{ref}=0.2 ; (■) : Q^*/P_{ref}=0.3 ; (▲) : Q^*/P_{ref}=0.4.

5.1.4 Influence de la fatigue sur l'amorçage des fissures

La démarche pour étudier l'amorçage en fretting simple a été appliquée pour différentes sollicitations de fretting fatigue (Figure 5-8).

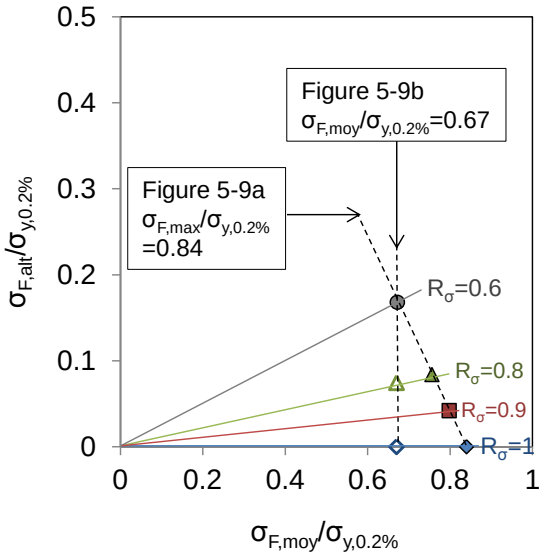


Figure 5-8 : Conditions de fretting fatigue pour lesquelles les conditions d'amorçage ont été déterminées.

De la même manière que pour l'influence du nombre de cycles, seul le contact équivalent (Frette R=4.6mm, P=P_{ref}) a été étudié en détail. Deux cas sont examinés. Le premier considère une force maximale de fatigue constante $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84 et différents rapports de charge de fatigue (Figure 5-9a). Le second cas étudie l'effet du rapport de charge pour une contrainte moyenne de fatigue constante $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.67 (Figure 5-9b). Les paramètres des droites d'amorçage des conditions de fretting fatigue sont reportés dans le Tableau 5-1.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

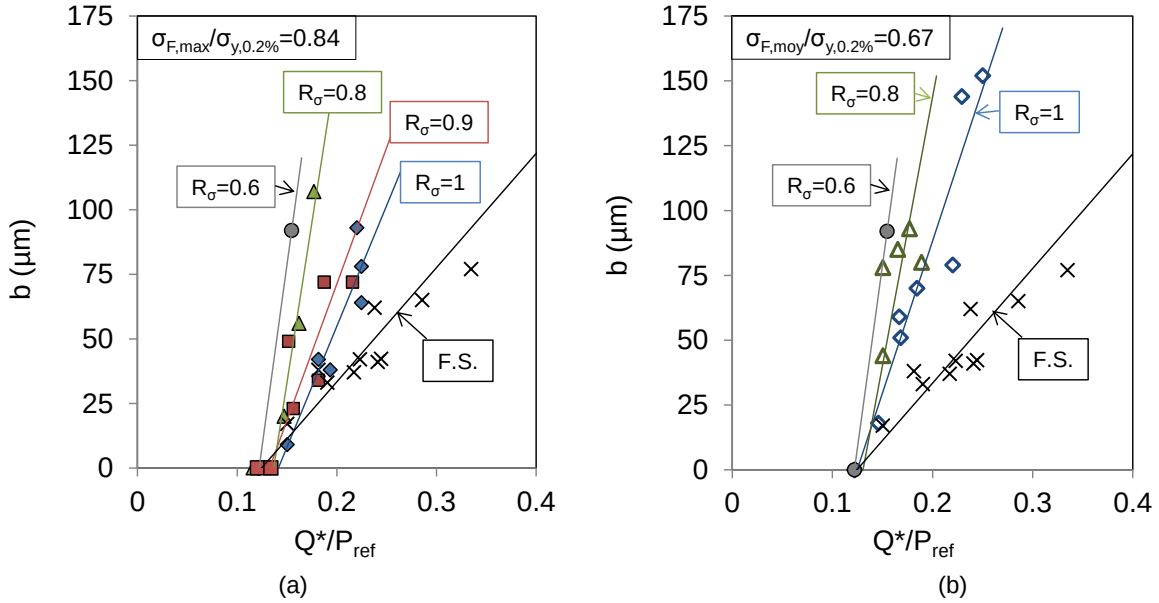


Figure 5-9 : Droites d'amorçage en fretting fatigue comparées à la droite d'amorçage en fretting simple (F.S.) (✕). (a) Contrainte maximale de fatigue constante $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84 ; (◆) : R_σ=1 ; (■) : R_σ=0.9 ; (▲) : R_σ=0.8 ; (●) : R_σ=0.6. (b) Contrainte moyenne de fatigue constante $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.67 ; (◇) : R_σ=1 ; (△) : R_σ=0.8 ; (●) : R_σ=0.6. (Frette R=4.6mm, P_{ref}, 10^6 cycles, f=12Hz)

D'une manière générale, l'ajout d'une sollicitation de fatigue influence peu la force tangentielle entraînant la nucléation d'une fissure de b_{CN}=0µm, $Q^*_{CN}(b\rightarrow 0\mu m)$, mais accélère la propagation de la fissure. Donc pour b=0µm, l'amorçage est indépendant de la contrainte de fatigue, qu'il s'agisse de sa valeur moyenne ou alternée. D'un point de vue macroscopique, cela suggère que l'activation d'une fissure de fretting fatigue est seulement contrôlée par le chargement cyclique du contact (Q*).

Pour les longueurs de fissures plus importantes, l'effet du chargement de fatigue est plus significatif :

- Pour une contrainte maximale de fatigue constante, une diminution du rapport de charge de fatigue R_σ, c'est-à-dire une augmentation de la contrainte alternée de fatigue $\sigma_{F,alt}$, entraîne une extension de la fissuration (Figure 5-9a) ;
- Pour une contrainte moyenne de fatigue constante, le même comportement est observé : l'augmentation de $\sigma_{F,alt}$ entraîne une extension de la fissuration (Figure 5-9b).
- Toutefois, à rapport de charge de fatigue R_σ constant, l'effet de la contrainte moyenne est quasi négligeable (Figure 5-10).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

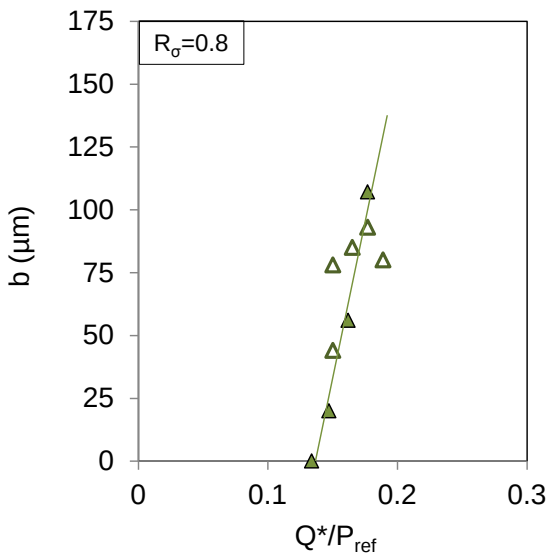


Figure 5-10: Droites d'amorçage en fretting fatigue à rapport de charge constant R_σ=0.8 ; (▲) : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.75 ; (△) : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.67. (Frette R=4.6mm, P_{ref}, 10^6 cycles, f=12Hz)

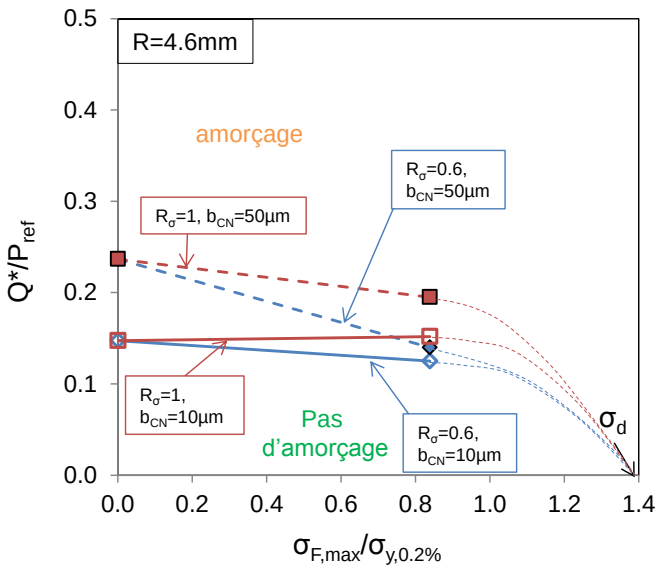
Tout ceci suggère que le paramètre qui contrôle l'extension des fissurations est principalement l'amplitude de la contrainte de fatigue $\sigma_{F,alt}$. Ce résultat est cohérent avec ce qui est classiquement admis vis-à-vis du fretting fatigue. Si l'amorçage est contrôlé par le contact, l'extension des fissurations est, elle, tributaire de la sollicitation combinée de fretting et de fatigue. Puis une fois que la fissure sort de la zone d'influence du contact, la fatigue est seule moteur de propagation. Plus l'amplitude de la sollicitation de fatigue $\sigma_{F,alt}$ est importante, c'est-à-dire plus R_σ est faible, plus l'extension des fissurations sera importante.

Des conditions d'amorçage en fretting fatigue ont également été étudiées avec le rayon R=19.0mm pour construire par la suite la carte de fretting fatigue (voir § 5.1.5). Les mêmes comportements que pour le rayon R=4.6mm ont été observés. Ces conditions d'amorçage sont reportées dans le Tableau 5-1.

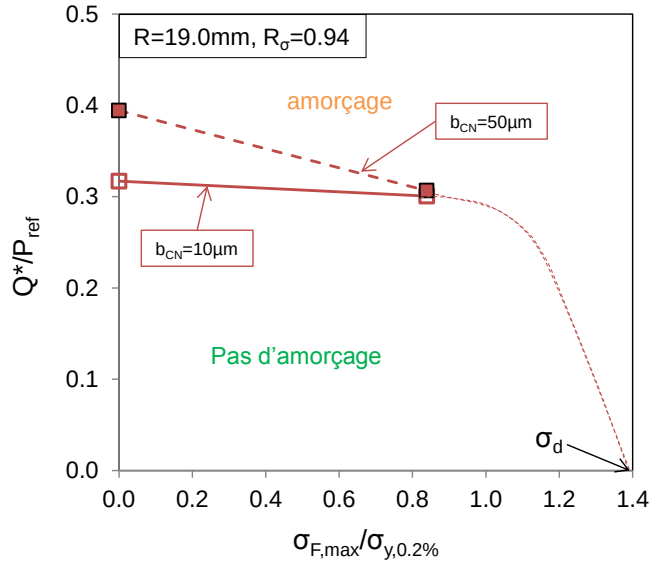
5.1.5 Carte de fretting fatigue à l'amorçage

Connaissant les conditions à l'amorçage en fretting simple et en fretting fatigue, il est possible de construire la carte de fretting fatigue à l'amorçage (Fouvry & Kubiak 2009b). Elle trace, pour un contact donné, la frontière d'amorçage en fonction de la force tangentielle et de la contrainte de fatigue appliquées au contact. Les Figure 5-11 a & b présentent les cartes de fretting fatigue à l'amorçage (b_{CN}=10 et b_{CN}=50µm) respectivement pour les contacts Frette R=4.6mm et cylindre R=19.0mm.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a)



(b)

Figure 5-11: Cartes de fretting fatigue à l'amorçage à 10^6cycles. (a) R=4.6mm, P=P_{ref} ; (□) R_σ=1, b_{CN}=10µm ; (■) R_σ=1, b_{CN}=50µm ; (◇) R_σ=0.6, b_{CN}=10µm ; (◆) R_σ=0.6, b_{CN}=50µm. (b) R=19.0mm, P=2.5P_{ref} ; (□) R_σ=0.94, b_{CN}=10µm ; (■) R_σ=0.94, b_{CN}=50µm.

En raison des domaines de capacité des machines d'essai disponibles, il n'a pas été possible de tester l'amorçage pour des contraintes de fatigue supérieures à $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84. Afin de fermer le domaine de non amorçage des fissures, le seuil d'amorçage est extrapolé jusqu'à la limite de fatigue σ_d. Etant donné que les rapports de charge étudiés sont élevés $R_\sigma \geq 0.6$, σ_{UTS} est approximé par σ_d. Toutefois cette hypothèse est à considérer avec précaution. En effet, R. Ferré (Ferré 2013) montre que même pour une valeur Q*=0N, l'activation de « reverse slip » dans l'interface généré par le chargement de fatigue peut induire un chargement cyclique de cisaillement. Ainsi, un amorçage de fissuration peut avoir lieu pour une valeur de fatigue sensiblement plus faible que la contrainte σ_d.

Pour chaque condition, la frontière d'amorçage pour une longueur de fissure faible $Q^*_{CN}(b_{CN}$=10µm) forme un quasi-plateau. Il sera démontré par la suite que c'est la conséquence de l'accommodation plastique du contact.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

En revanche, pour une fissure amorcée de longueur plus importante, comme b_{CN}=50µm, une décroissance du seuil d'amorçage Q^*/P_{ref} est observée avec l'application du chargement de fatigue. Cette évolution est cohérente avec une analyse élastique du risque d'amorçage (Gandiolle & Fouvry 2015a). Cela suggère que des fissures plus longues sont moins affectées par les déformations plastiques imposées en surface. Ainsi, l'extension des fissurations est plus influencée par le chargement de fatigue et donc induit une réduction du seuil d'amorçage avec $\sigma_{F,max}$.

Compte tenu de la complexité des chargements imposés, une formalisation des conditions d''amorçage implique des simulations numériques et l'application de critères de fatigue multiaxiale.

5.2 Estimation de l'amorçage des fissures

5.2.1 Modélisation de l'amorçage des fissures

5.2.1.1 Critère d'amorçage

Le critère de Crossland est utilisé pour identifier les conditions d'amorçage en fretting fatigue. Décrit en détail au Chap. 1 § 1.4.1.2, il exprime le risque d'amorçage comme une combinaison linéaire de l'amplitude maximale du second invariant du déviateur des contraintes $\sqrt{J_{2,a}}$ et la valeur maximale de la pression hydrostatique $\sigma_{H,max}$ (Crossland 1956).

Il y a non amorçage lorsque la contrainte équivalente de Crossland est inférieure à la limite de fatigue en torsion alternée :

$$\sigma_C=\sqrt{J_{2,a}}+\alpha_C.\sigma_{H,max}<\tau_d \quad (5\text{-}9)$$

$$\text{Avec } \alpha_C = \frac{\tau_d-\sigma_d/\sqrt{3}}{\sigma_d/3} \quad (5\text{-}10)$$

α_C=0.46±0.02 (voir Chap. 3 § 3.3).

Le risque d'amorçage peut également être exprimé avec la variable scalaire d_C. Il y a alors amorçage lorsque :

$$d_C=\frac{\sigma_C}{\tau_d}\geq 1 \quad (5\text{-}11)$$

Afin de développer correctement l'approche prédictive de l'amorçage, l'étude se restreint tout d'abord au contact référence Teta / Frette R=4.6mm, P=P_{ref}.

La Figure 5-12a trace la distribution du risque d'amorçage de Crossland en sous-couche pour le contact Teta / Frette R=4.6mm, P_{ref}, Q*(b=50µm)=0.24P_{ref}, calculé avec des descriptions élastiques des comportements du Teta et de la Frette.

La Figure 5-12b trace, pour la même sollicitation de fretting, la distribution du risque d'amorçage de Crossland calculée à partir des contraintes stabilisées d'une simulation EP_C-K.

Le risque maximum d'amorçage, aussi appelé point chaud, se situe à la surface au bord du contact, que ce soit pour l'analyse élastique ou pour une analyse EP_C-K.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

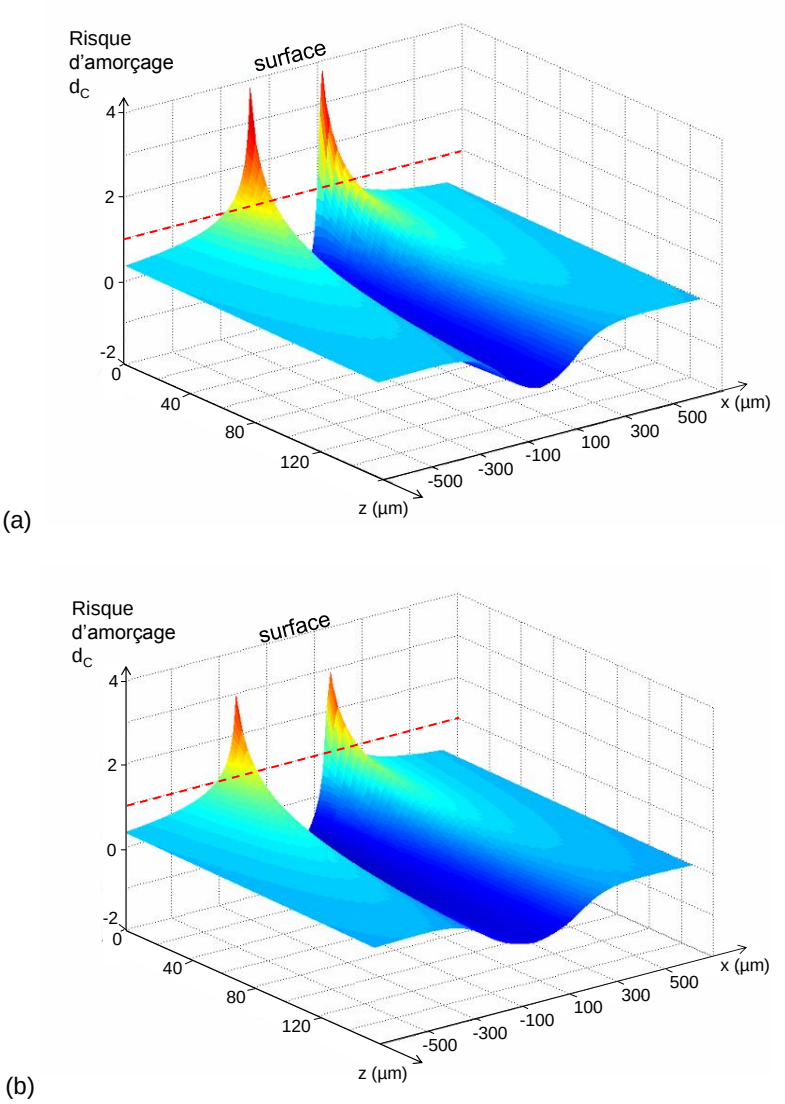


Figure 5-12 : Distribution du risque d'amorçage de Crossland d_C en sous couche (contact Teta / Frette R=4.6mm, P_{ref}, Q*(b=50µm)=0.24P_{ref}) (a) analyse éléments finis élastique, (b) calcul EF EP_C-K, analyse du 100ème cycle de fretting, stabilisé.

Cependant la plasticité, en augmentant l'aire de contact et en réduisant les profils de pression et de cisaillement, tend à adoucir et à réduire les profils du risque d'amorçage (Figure 5-13).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

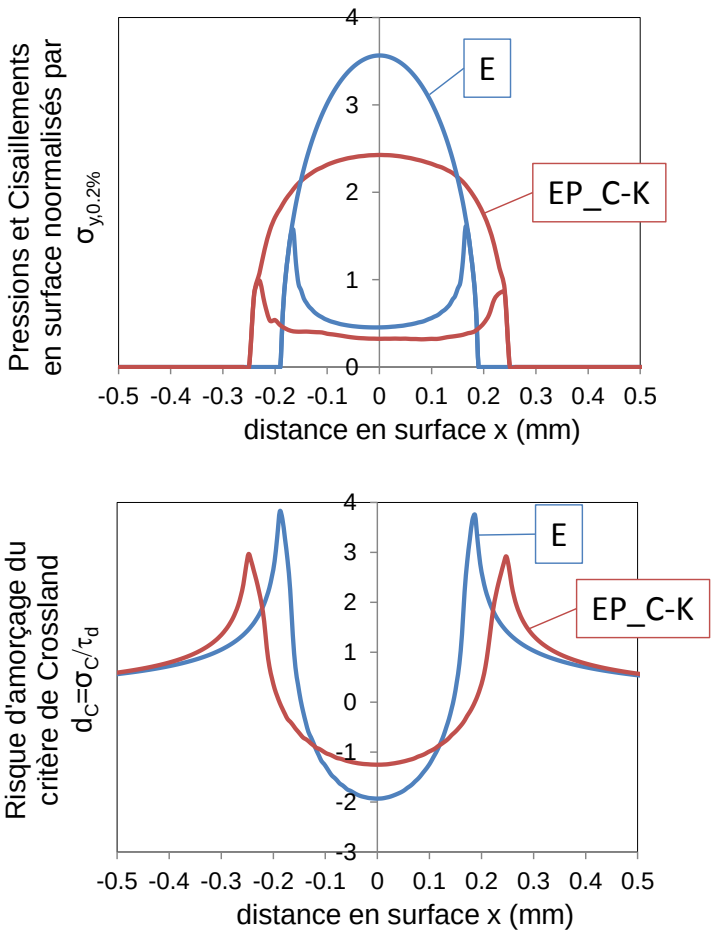


Figure 5-13 : Distributions en surface (z=0) des profils de pression (a), et du risque d'amorçage de Crossland d_C (b) pour le contact Frette R=4.6mm, P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.24 associé au seuil d'amorçage b_{CN}=50µm. Comparaison entre les simulations éléments finis élastiques et EP_C-K (analyse sur le 100ème cycle, stabilisé).

La comparaison entre les simulations élastiques et EP_C-K montre très clairement la nécessité de considérer une simulation qui intègre l'effet de la plasticité. Aussi, l'ensemble des résultats présentés dans cette première analyse correspondront à des simulations EP_C-K, après stabilisation du contact.

Les conditions de simulation du contact étant précisées, la démarche va être d'établir dans quelle mesure il est nécessaire d'adopter une approche non locale pour estimer un seuil d'amorçage. Nous allons examiner en particulier dans quelle mesure la taille de la fissure associée au seuil d'amorçage et donc le niveau de chargement associé influent sur la stabilité de l'estimation du seuil d'amorçage.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.2.1.2 *Application du critère de Crossland au point chaud*

Toutes les conditions d'amorçage expérimentales à 10^6cycles du contact Teta/Frette R=4.6mm, P=P_{ref}, sont comparées à la frontière d'amorçage matériau dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$. La frontière d'amorçage matériau est définie grâce aux limites de fatigue τ_d et σ_d à 10^6 cycles (voir Chap. 3 § 3.3).

La Figure 5-14 trace les couples $(\sqrt{J_{2,a}}, \sigma_{H,max})$ associés aux seuils d'amorçage identifiés soit pour b_{CN}=10µm, soit pour b_{CN}=70µm. 70 µm correspond à la transition de fissure courte à fissure longue selon l'équation 5-12 (Kitagawa & Takahashi 1976) :

$$b_0 = \frac{1}{\pi}\left(\frac{\Delta K_0}{1.12\sigma_d}\right)^2 \qquad (5\text{-}12)$$

$\Delta K_{ø}=\Delta K_{ø_10\text{-}7}$ et σ_d sont des paramètres matériau qui ont été identifiés au Chap. 3 : $\Delta K_{ø}$=6.58 MPa.m$^{1/2}$ et σ_d=1.38.τ_d.

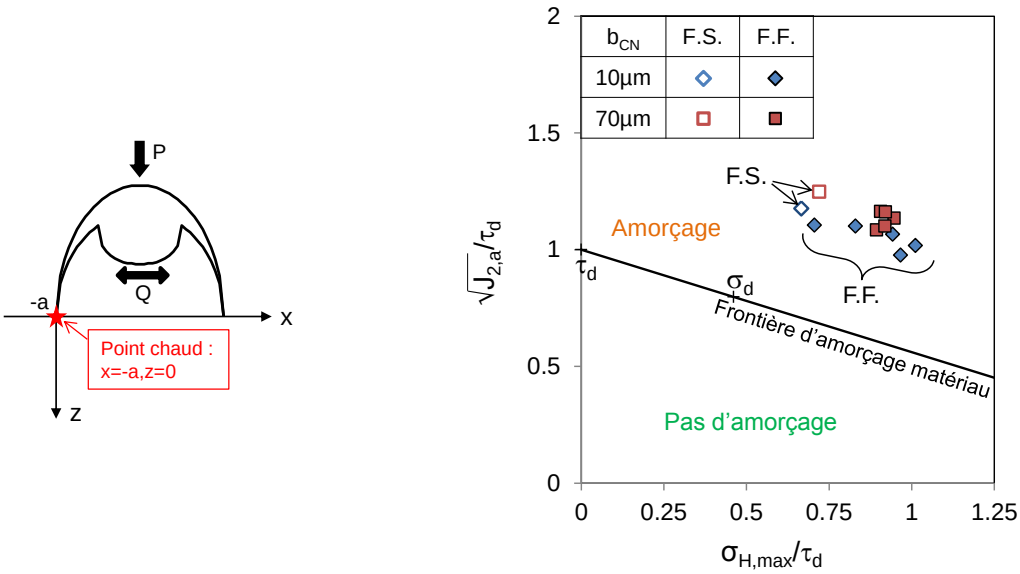


Figure 5-14: Conditions d'amorçages à 10^6 cycles définies en utilisant le critère de Crossland et une analyse locale au point chaud (x=-a,z=0) à partir de simulations EP_C-K, pour b_{CN}=10µm (◇ : condition en fretting simple, ◆ : conditions de fretting fatigue) et b_{CN}=70µm (□ : condition en fretting simple, ■ : conditions de fretting fatigue).

Les valeurs $\sqrt{J_{2,a}}$ et $\sigma_{H,\max}$ de chaque condition proviennent du 100ème cycle de fretting des simulations EF EP_C-K, qui est considéré comme stabilisé (voir Chap. 4 § 4.2.1). Elles sont extraites au point chaud, c'est-à-dire en surface au bord de contact (x=-a, z=0), où le risque d'amorçage est maximum.

Qu'il s'agisse d'une fissure de 10µm ou d'une fissure de 70µm, toutes les conditions d'amorçage expérimentales se situent loin au-dessus de la frontière d'amorçage matériau. Les estimations réalisées avec une analyse locale sont trop conservatives. Ce résultat est dû au fort gradient de contrainte induit par la sollicitation de fretting. Ce dernier point est illustré sur la Figure 5-12 : le risque d'amorçage présente deux pics au niveau des bords du contact qui correspondent aux gradients de contrainte générés par le contact. La valeur du risque d'amorçage est fortement surestimée en surface au bord du contact avec d_C>>1.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Pour quantifier la représentativité des estimations, deux indices $\%E\sigma_C$ et $\%V\sigma_C$, ont été introduits :

$$\%E\sigma_C = \left(\frac{\sigma_{C,moy} - \tau_d}{\tau_d}\right) \times 100 \quad (5\text{-}13)$$

$$\%V\sigma_C = \left(\frac{V\sigma_C}{\sigma_{C,moy}}\right) \times 100 \quad (5\text{-}14)$$

Avec

$$\sigma_{C,moy} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \sigma_C(i) \quad (5\text{-}15)$$

$$V\sigma_C = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N}(\sigma_C(i) - \sigma_{C,moy})^2}{N-1}} \quad (5\text{-}16)$$

Et $\sigma_C(i)$, la valeur maximale de la contrainte équivalente de Crossland pour la condition i de fretting simple ou de fretting fatigue.

$\%E\sigma_C$ estime l'erreur globale de l'estimation par rapport à la frontière matériau, et $\%V\sigma_C$ donne une estimation de la dispersion des résultats. Dans le cas de l'analyse locale Figure 5-14b, les valeurs des indices sont $\%E\sigma$ (b_{CN}=10µm) = 45%, $\%V\sigma_C$ (b_{CN}=10µm) = 2.23%, $\%E\sigma_C$ (b_{CN}=70µm) = 54% et $\%V\sigma_C$ (b_{CN}=70µm) = 2.45%. Ces valeurs confirment les observations visuelles : une forte surestimation des risques, et une faible dispersion des résultats. Une analyse non locale du risque d'amorçage est donc nécessaire.

5.2.1.3 Estimation du risque d'amorçage avec une approche non-locale

Plusieurs types d'approches non locales sont recensés dans la littérature (voir Chap. 1 § 1.4.3). L'approche distance critique a été choisie dans ce travail pour sa simplicité. Elle consiste à considérer l'état de contrainte à une distance critique sous le point chaud (x=-a, z=ℓ, Figure 5-16a), puis à appliquer un critère de fatigue multiaxiale. Cependant il n'existe pas de méthode bien établie pour estimer a priori la valeur optimale ℓ.

Une première démarche consiste à considérer le modèle de Taylor (Taylor 1999). Celui-ci suppose que la distance critique optimale ℓ_T est égale à la moitié de la longueur de fissure associée à la transition fissure courte/fissure longue (b_0) (Figure 5-15). En effet, étudier la contrainte à cette distance est équivalent à considérer la contrainte moyenne sur la distance $2xb_0$.

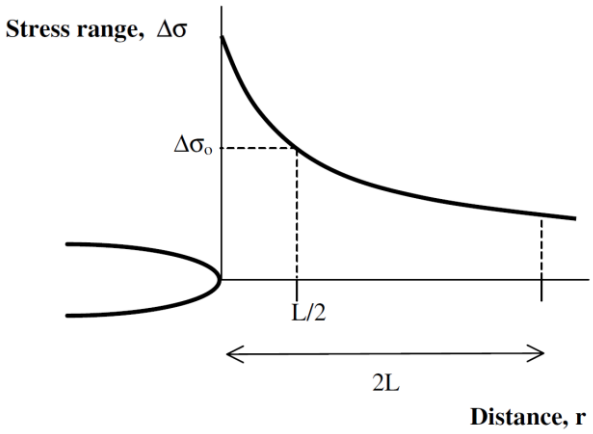


Figure 5-15 : Schéma de la variation des contraintes en fonction de la distance de la base d'un trou (Taylor 2005). L=b_0, transition fissure courte/fissure longue ; $\Delta\sigma_o=\sigma_d$ limite de fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

La valeur ℓ_T se calcule alors avec la formulation suivante :

$$\ell_T = \frac{b_0}{2} = \frac{1}{2} \times \frac{1}{\pi}\left(\frac{\Delta K_0}{1.12\sigma_d}\right)^2 \quad (5\text{-}17)$$

Une transition de fissure à b_0=70µm est obtenue, soit une distance critique ℓ_T=35µm. La Figure 5-16b compare les conditions d'amorçage, définies en utilisant une analyse à (x=-a, z=ℓ_T), à la frontière d'amorçage matériau dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$.

Qu'il s'agisse d'une fissure de 10µm ou d'une fissure de 70µm, toutes les conditions d'amorçage expérimentales se situent en-dessous de la frontière d'amorçage matériau avec %Eσ_C (b_{CN}=10µm) = -41%, %Vσ_C (b_{CN}=10µm) = 34%, %Eσ_C (b_{CN}=70µm) = -19% et %Vσ_C (b_{CN}=70µm) = 5.6%. L'erreur a diminuée par rapport à l'analyse locale mais elle reste très importante et les résultats sont maintenant beaucoup plus dispersés.

De plus, le fait que toutes les estimations se situent systématiquement en dessous de la frontière matériau, suggère que cette approche est non conservative. Ceci peut être très pénalisant dans le cadre du design de structure.

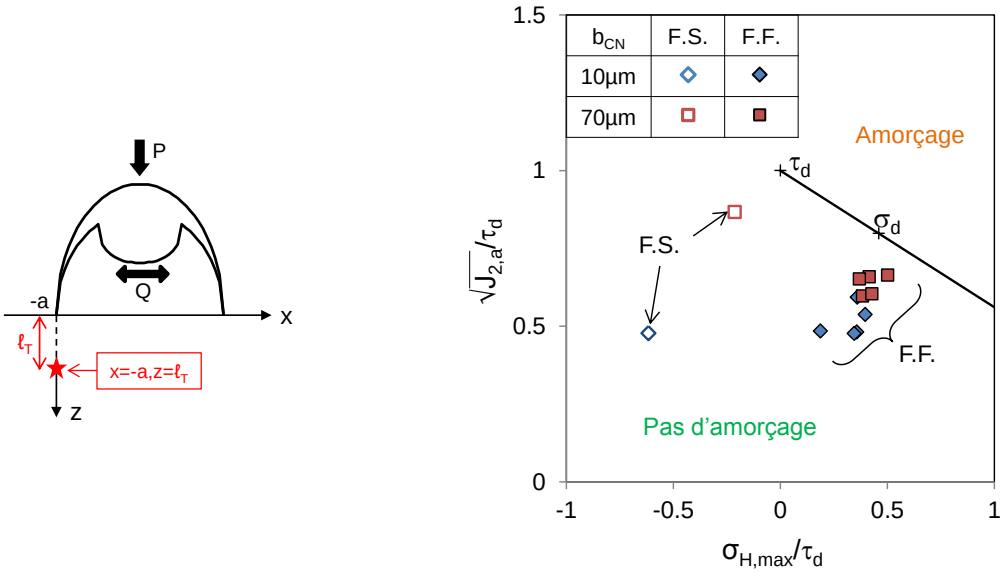


Figure 5-16 : Conditions d'amorçages à 10^6 cycles définies en utilisant le critère de Crossland et une analyse à distance critique de Taylor (x=-a,z=ℓ_T) à partir de simulations EP_C-K (N =100 cycles), pour b_{CN}=10µm (◇ : condition en fretting simple, ◆ : conditions de fretting fatigue) et pour b_{CN}=70µm (□ : condition en fretting simple, ■ : conditions de fretting fatigue).

Ce résultat confirme une étude antérieure (Fouvry et al. 2014), qui montre que la distance critique de Taylor n'est pas pertinente pour les forts gradients de contrainte comme ceux introduits par la sollicitation de fretting, en particulier pour estimer l'amorçage des très petites fissures (b_{CN}=10µm).

Une autre méthode, permettant d'identifier une distance critique représentative, consiste à calibrer la distance critique sur une condition d'amorçage expérimental de référence. Ainsi pour cette étude, les conditions de fretting simple suivantes sont considérées (Tableau 5-1):

- b_{CN}=10µm → Q^*_{CN} = 0.15 P_{ref}
- b_{CN}=70µm → Q^*_{CN} = 0.28 P_{ref}

La distance critique est identifiée lorsque l'équation suivante est satisfaite :

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

$$\sigma_C(x=-a,\ z=\ell_{PF})=\tau_d \qquad (5\text{-}18)$$

La Figure 5-17a montre l'identification de la distance critique par analyse inverse pour une longueur de fissure amorcée de 10µm : $\ell_{PF\text{-}b10}$= 16 µm. Pour b_{CN}=70µm, on obtient $\ell_{PF\text{-}b70}$=28µm. En considérant cette nouvelle hypothèse, les conditions d'amorçage sont une nouvelle fois tracées dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$ (Figure 5-18).

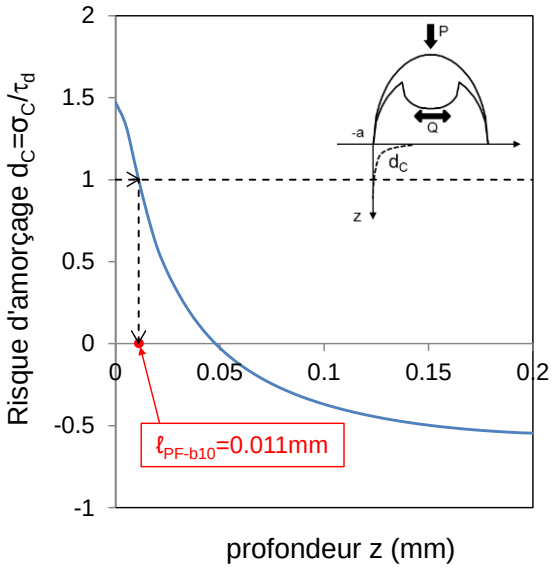


Figure 5-17 : Identification de la distance critique $\ell_{PF\text{-}b10}$ par calibration inverse sur la condition d'amorçage en fretting simple $Q^*_{CN}(b_{CN}=10\mu m) = 0.15P_{ref}$. (Simulation EP_C-K)

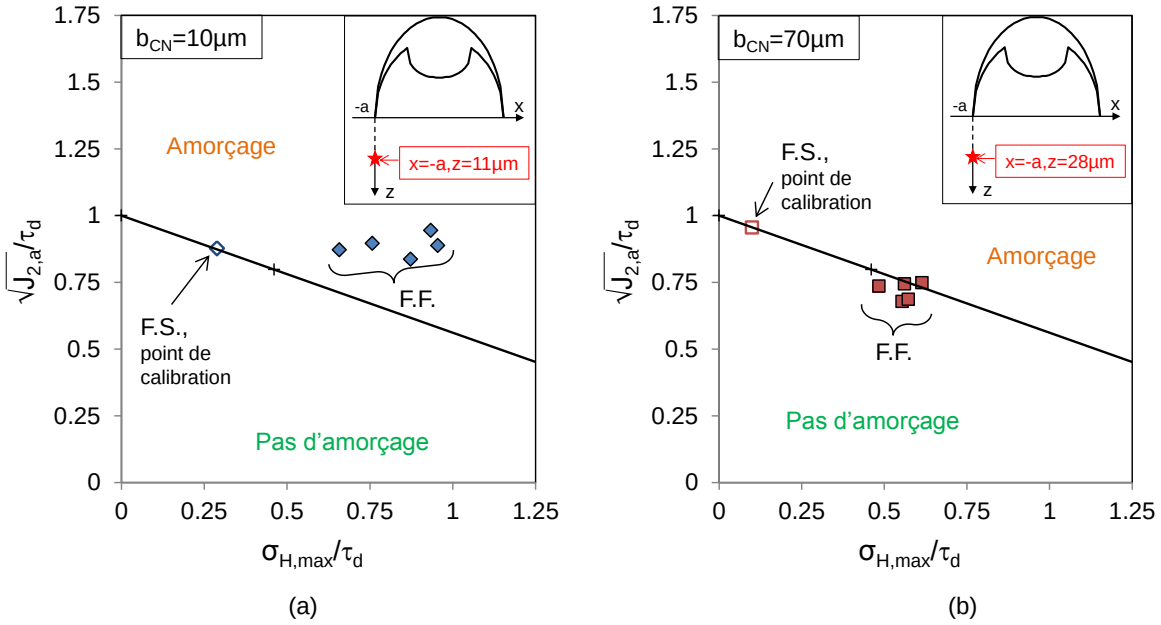


Figure 5-18 : Conditions d'amorçages à 10^6 cycles définies en utilisant le critère de Crossland et une analyse locale au point chaud (x=-a, z=0) à partir de simulations EP_C-K. (a) Pour b_{CN}=10µm, extractions à (x=-a, z=$\ell_{PF\text{-}b10}$=11µm) avec (◇) : condition en fretting simple et (◆) : conditions de fretting fatigue. (b) Pour b_{CN}=70µm, extractions à (x=-a, z=$\ell_{PF\text{-}b70}$=28µm) avec (□) : condition en fretting simple et (■) : conditions de fretting fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cette méthode permet de réduire considérablement les erreurs d'estimation : $\%E\sigma_C$ (b_{CN}=10µm) = 21% et $\%E\sigma_C$ (b_{CN}=70µm) = -3% tout en conservant une faible dispersion : $\%V\sigma_C$ (b_{CN}=10µm) = 10% et $\%V\sigma_C$ (b_{CN}=70µm) = 4%, ceci, quelle que soit la dimension de la fissure considérée.

Il faut noter d'une part que les résultats associés au seuil b_{CN}=70µm, bien que non conservatifs, sont très proches de la limite d'amorçage. D'autre part, les résultats associés au seuil b_{CN}=10µm, conservatifs, sont très éloignés des résultats associés au seuil b_{CN}=70µm. Ces deux points semblent confirmer que la longueur de fissure utilisée pour décrire l'amorçage est un paramètre important. Cela suggère aussi qu'il existe une longueur de fissure optimale associée à la condition d'amorçage, pour laquelle les conditions d'amorçage simulées restent centrées autour de la frontière d'amorçage matériau.

Ainsi, la question posée est de savoir comment identifier un couple optimal, longueur de fissure/distance critique (b_{opt},ℓ_{opt}), permettant d'optimiser l'estimation du risque d'amorçage ?

5.2.1.4 Introduction d'une démarche ℓ_{opt}-b_{opt} pour optimiser l'estimation de l'amorçage

Afin d'identifier b_{opt}, d'autres longueurs de fissures à l'amorçage en plus des longueurs 10 et 70µm précédemment étudiées, ont été examinées. Ainsi, pour 6 conditions de chargement de fatigue, chaque force tangentielle correspondant aux longueurs de fissure entre 0 µm et 90 µm a été simulée. Puis, pour chaque calcul réalisé, la distance critique est identifiée par analyse inverse en utilisant l'Equation 5-15. Le Tableau 5-2 rassemble les valeurs de distance critique identifiées.

Tableau 5-2 : Valeurs des distances critiques en microns identifiées par analyse inverse pour chaque condition de chargement de fatigue et chaque longueur de fissure

b_{CN} (µm)	Fretting simple	FRETTING FATIGUE					moyenne	écart type relatif (%)
		$\sigma_{F,max}$=0.84$\sigma_{y,0.2\%}$; R_σ=				$\sigma_{F,moy}$=0.67$\sigma_{y,0.2\%}$; R_σ=0.8		
		0.6	0.8	0.9	1			
0	8	23	21	18	17	14	17	32
10	11	24	22	19	18	17	19	24
20	14	24	22	20	19	19	20	18
30	17	25	23	21	21	21	21	13
40	19	25	23	22	22	23	22	9
50	22	26	24	24	23	24	24	6
60	25	26	24	25	24	25	25	3
70	28	27	25	26	25	25	26	5
80	30	28	26	27	25	26	27	6
90	33	29	26	28	26	26	28	9

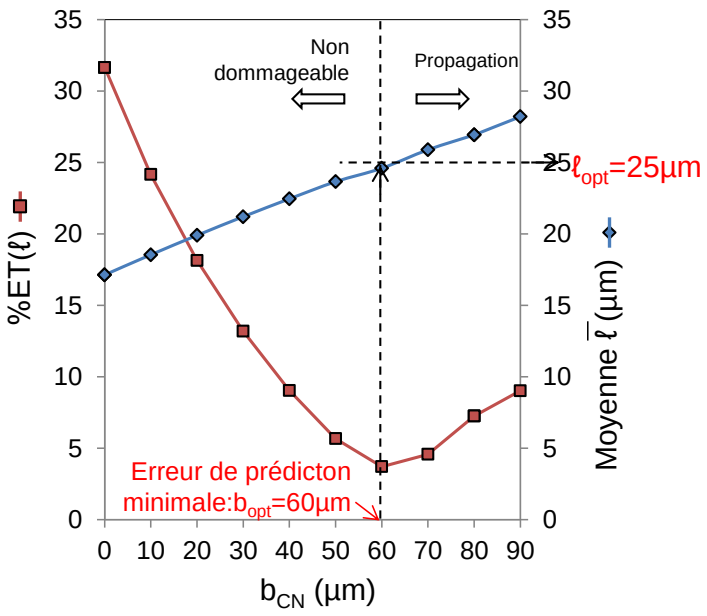
Pour chaque longueur de fissure à l'amorçage b_{CN}, la valeur moyenne des distances critiques $\bar{\ell}$ et leur écart type relatif $\%ET(\ell)$ sont identifiés avec les expressions suivantes :

$$\bar{\ell} = \frac{\sum \ell}{n} \tag{5-19}$$

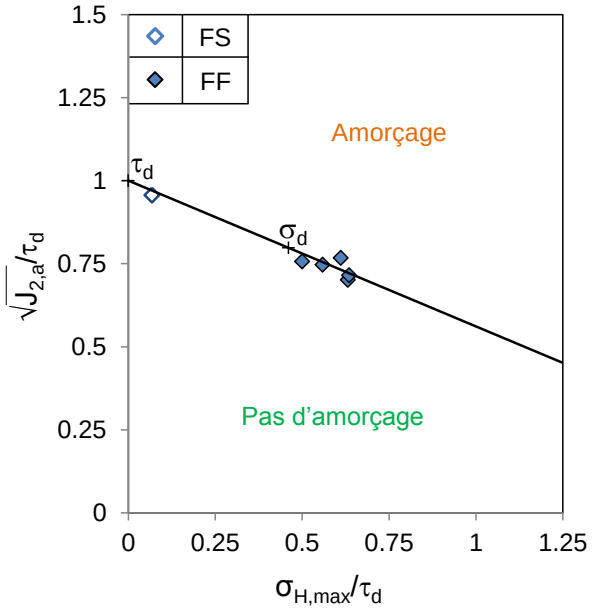
$$\%ET(\ell) = \left(\sqrt{\frac{\sum(\ell-\bar{\ell})^2}{n-1}}\right)/\bar{\ell} \times 100 \tag{5-20}$$

Leurs évolutions en fonction de b_{CN} sont ensuite décrites sur la Figure 5-19a.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a)



(b)

Figure 5-19 : Contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, 10^6cycles, simulation EP_C-K, critère de Crossland. (a) Détermination du couple (b_{opt},ℓ_{opt}) ; ◆: moyenne $\bar{\ell}$, ■: écart type relatif %ET(ℓ). (b) Conditions d'amorçage pour b_{opt}=60µm à (x=-a,z= ℓ_{opt}=25µm) dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$ avec (◇) : condition en fretting simple et (◆) : conditions de fretting fatigue.

L'évolution de l'écart-type montre une courbe en cloche avec un minimum clairement identifié pour b_{CN}= 60µm. Ce résultat suggère que l'amorçage des fissures doit être calibré pour la longueur de fissure à l'amorçage pour laquelle l'écart-type et donc l'erreur d'estimation est minimale.

Si la longueur de fissure choisie est trop petite (c.-à-d. b_{CN}<60µm) la fissure n'est probablement pas dommageable. En effet, des petites fissures peuvent être amorcées mais ne jamais se propager et ne sont donc pas représentatives de l'endurance en fretting fatigue. Au contraire, si la longueur de fissure choisie est trop longue (c.-à-d. b_{CN} >60µm), elle est alors contrôlée en partie par un phénomène de

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

propagation. La démarche « amorçage » n'est plus appropriée pour décrire le processus de fissuration.

A cette longueur de fissure optimale b_{opt} correspond une distance critique optimale ℓ_{opt}, identifiée comme la moyenne des distances critiques des conditions d'amorçages à 60µm ; ℓ_{opt}=25µm.

En considérant le seuil d'arrêt de propagation des fissures identifié par méthode inverse par la suite (voir § 5.3.2), la transition de fissure courte/fissure longue est égale à b_0=50µm. Il apparaît que la valeur trouvée b_{opt} est proche de b_0. La question se pose de savoir s'il s'agit d'une coïncidence. Ce volet sera étudié dans les paragraphes suivant par l'analyse d'autres rayons de contact.

Il est important de noter que le ratio ℓ_{opt}/b_0=0.5 ce qui confirme donc la théorie de Taylor (Taylor 1999). Cependant cette étude montre que cette approximation n'est justifiée que si la condition d'amorçage est associée à un défaut amorcé dont la taille b_{opt} doit être optimisée.

Les différentes conditions d'amorçage en fretting fatigue pour (ℓ_{opt}=25µm - b_{opt}=60µm) sont comparées à la frontière d'amorçage dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$ sur la Figure 5-19b. Elles montrent toutes une très bonne corrélation avec la frontière d'amorçage matériau. L'erreur par rapport à la frontière matériau est réduite à $\%E\sigma_C$ (b_{opt}=60µm) = -0.6% et la dispersion est réduite à $\%V\sigma_C$ (b_{opt}=60µm) = 2%. Ces très faibles valeurs confirment l'hypothèse (ℓ_{opt} - b_{opt}) proposée pour calculer le risque d'amorçage en fretting fatigue.

5.2.1.5 Estimation de la frontière d'amorçage dans la carte de fretting fatigue

Les diagrammes type Dang-Van ($\sqrt{J_{2,a}} - \sigma_{H,\max}$) utilisés dans les paragraphes précédents ont l'avantage de donner une indication sur le chargement local limite quel que soit le contact testé. Toutefois, il peut être intéressant de connaître aussi les chargements macroscopiques seuils afin de lier les estimations aux résultats expérimentaux.

La carte de fretting fatigue trace la frontière d'amorçage en fonction de la force tangentielle de fretting et de la contrainte macroscopique de fatigue. Bien qu'elle ne soit valable que pour une seule configuration de contact (R, P), elle donne un aperçu direct des chargements seuils associés au processus d'amorçage des fissures.

La Figure 5-20 compare, la frontière d'amorçage théorique calculée avec le critère de Crossland appliqué à (ℓ_{opt}=25µm - b_{opt}=60µm), avec les conditions d'amorçage expérimentales définies au § 5.1. La ligne pointillée correspond à une extrapolation jusqu'à la limite de fatigue.

Les frontières d'amorçage théorique calculées reproduisent parfaitement le comportement expérimental.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

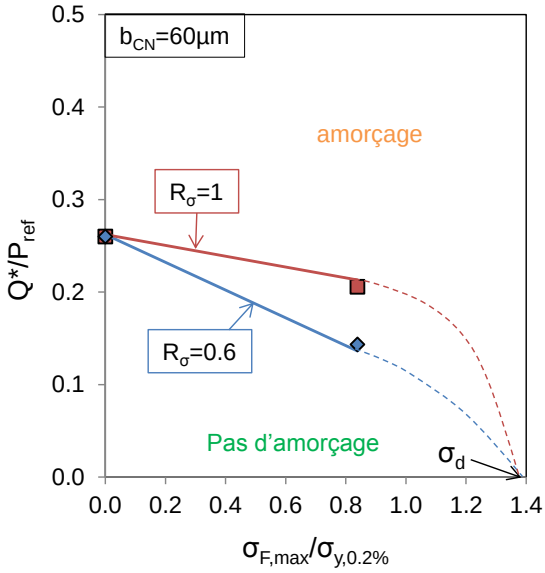


Figure 5-20 : Carte de fretting fatigue à l'amorçage (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, 10^6cycles). Conditions d'amorçage expérimentales : (■) R_σ=1, (◆) R_σ=0.6; comparées aux frontières d'amorçages théoriques calculées avec une simulation EP_C-K, le critère de Crossland et ℓ_{opt}=25µm - b_{opt}=60µm : (▬) R_σ=1 ; (▬) R_σ=0.6.

Ainsi, en couplant une démarche de fatigue multiaxiale de Crossland, en intégrant l'effet de la plasticité (loi EP_C-K) et en considérant une démarche b_{opt}-ℓ_{opt} il est possible d'obtenir une estimation très fiable du seuil d'amorçage dans le diagramme Q*-σ_F.

5.2.2 Extension de la démarche ℓ_{opt}-b_{opt} aux autres gradients de contrainte

5.2.2.1 Identification des valeurs ℓ_{opt} et b_{opt} pour le contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref}

La démarche ℓ_{opt}-b_{opt} a permis d'obtenir d'excellentes estimations de l'amorçage pour le contact de référence (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}). Toutefois, il apparaît intéressant d'évaluer la stabilité de cette approche pour d'autres gradients de contrainte.

Pour cela la même démarche que celle présentée au § 5.2.1.4, est à nouveau suivie afin d'identifier le couple ℓ_{opt}-b_{opt} optimal pour calculer l'amorçage du contact R=19.0mm et P=2.5P_{ref}. Ce contact a été testé en fretting simple et selon 2 conditions de fretting fatigue : $\sigma_{F,max}$=0.84$\sigma_{y,0.2\%}$ et R_σ=0.94, et $\sigma_{F,max}$ =0.59$\sigma_{y,0.2\%}$ et R_σ=0.94.

La Figure 5-21 trace la valeur moyenne des trois distances critiques $\bar{\ell}$ et leur écart type relatif %ET(ℓ) en fonction de la longueur de fissure à l'amorçage b_{CN}.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

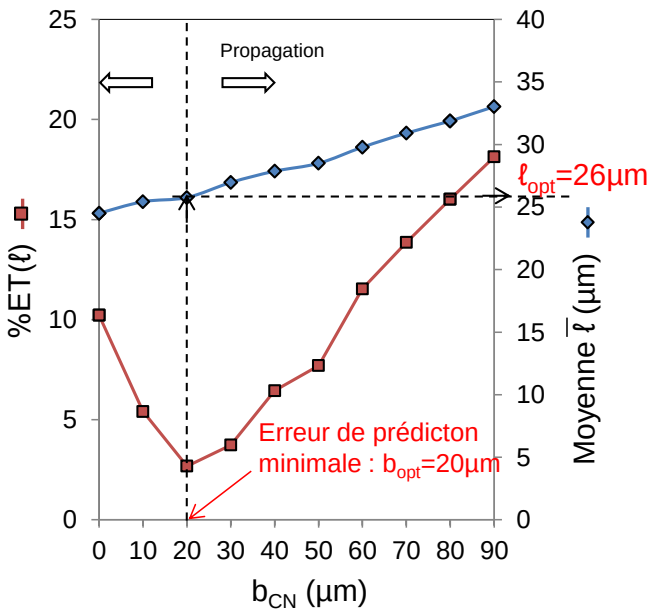


Figure 5-21 : Détermination du couple (b_{opt},ℓ_{opt}) du contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, 10^6cycles à partir de simulations EP_C-K avec le critère de Crossland ; ◆: moyenne $\bar{\ell}$, ■: écart type relatif %ET(ℓ).

Comme pour le contact précédent, l'écart type forme une courbe en cloche en fonction de la longueur de fissure à l'amorçage. Cette tendance confirme l'intérêt de la démarche ℓ_{opt}-$b_{opt.}$ Pour le contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, b_{opt}=20µm et ℓ_{opt}=26µm.

Les différentes conditions d'amorçage pour (ℓ_{opt}=26µm - b_{opt}=20µm) sont comparées à la frontière d'amorçage dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$ sur la Figure 5-22a. Comme attendu, il y a une très bonne corrélation avec la frontière d'amorçage avec %Eσ_C=0.6% et %Vσ_C=1.5%. Avec ces valeurs, il est également possible de prévoir la frontière d'amorçage dans la carte de fretting fatigue (Figure 5-22b). La prévision se confond avec les points expérimentaux. Un point supplémentaire a été modélisé pour $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.3 afin d'avoir une description plus discrétisée du seuil d'amorçage théorique.

En conclusion, pour un contact donné (R, P), c'est-à-dire pour un gradient de contrainte donné, il existe un couple ℓ_{opt}-b_{opt} spécifique pour lequel il est possible d'obtenir une estimation optimale de l'amorçage.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

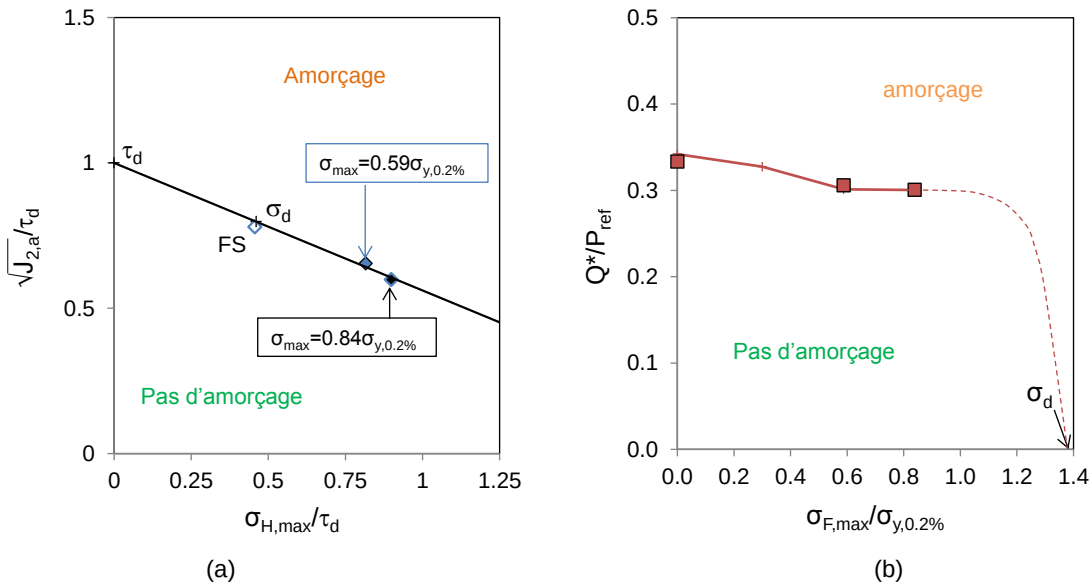


Figure 5-22 : Contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, 10^6cycles, simulations EP_C-K et critère de Crossland à ℓ_{opt}=26µm - b_{opt}=50µm . (a) Conditions d'amorçage dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} - \sigma_{H,max}$. (b) Carte de fretting fatigue à l'amorçage.

5.2.2.2 Synthèse sur l'effet de la taille du contact

Il semble que la distance critique ℓ_{opt} ne varie quasiment pas avec la taille du contact étant donné que ℓ_{opt}(R=4.6mm)=25µm et ℓ_{opt}(R=19.0mm)=26µm et par conséquent ℓ_{opt}/b_0 restent quasiment constants avec respectivement ℓ_{opt}/b_0(R=4.6mm)=0.5 et ℓ_{opt}/b_0(R=19.0mm)=0.52. Ce résultat est important car il suggère que la relation ℓ_{opt}/b_0=0.5 est constante quel que soit le gradient de contrainte. Toutefois, ℓ_{opt} est associé au b_{opt} pour lequel l'erreur de prévision est minimale. Or, le ratio ℓ_{opt}/b_{opt} varie fortement avec le rayon de contact ce qui laisse supposer que la grandeur b_{opt} dépend du gradient de contrainte imposé dans l'interface. En résumé :

- Pour trouver ℓ_{opt}, il faut identifier le b_{opt} qui minimise pour un contact donné l'erreur de prévision ;
- Si le contact est modifié, b_{opt} peut varier mais ℓ_{opt} reste constant ;
- ℓ_{opt}=1/2 x b_0.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.2.3 Approche globale du concept ℓ_{opt}-b_{opt}

5.2.3.1 Hypothèse d'une valeur constante du couple (ℓ_{opt},b_{opt})

Le point faible du concept ℓ_{opt}-b_{opt} est que le b_{opt} peut varier avec le contact. En effet, pour appliquer les stratégies de propagation des fissures, il faut connaître la taille des défauts amorcés. Une première approximation est de considérer une valeur constante moyenne pour b_{opt} que quel que soit le contact : $b_{opt}=b_0$.

Cette approximation se justifie en considérant la moyenne des écarts types de chaque contact (Figure 5-23a). Cette moyenne, que l'on peut qualifier d'écart type global montre un minimum clairement marqué pour $b_{opt(global)}=b_0=50\mu m$. La Figure 5-23b confirme également que malgré la fluctuation importante entre les b_{opt} de chaque contact, ℓ_{opt} ne varie quasiment pas.

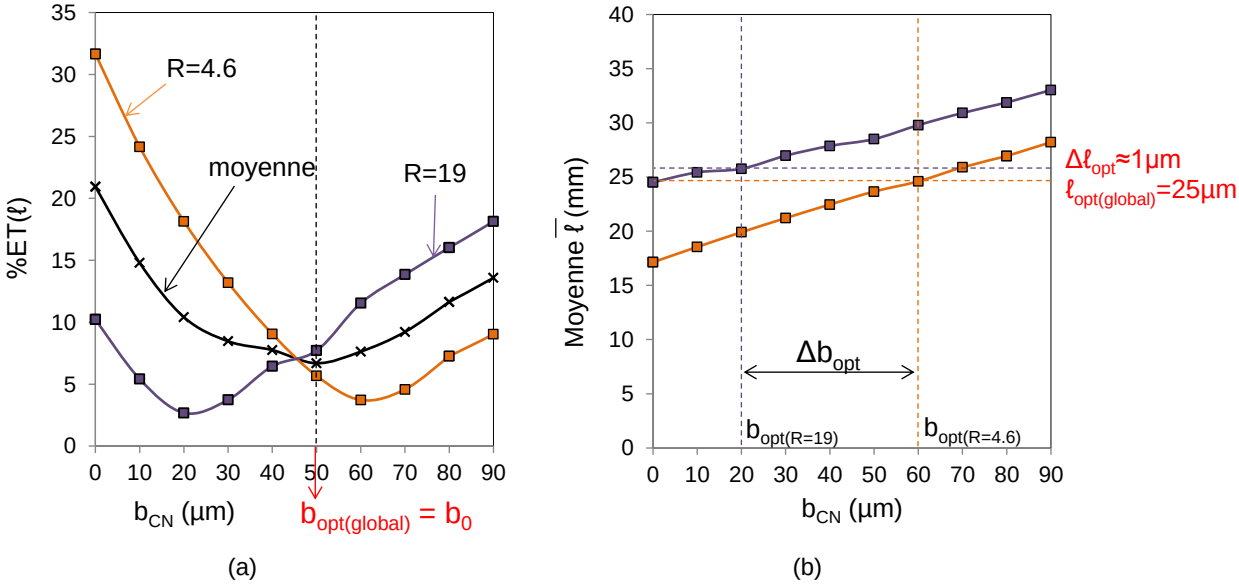


Figure 5-23 : (a) Somme (✱) des écarts types des contacts R=4.6mm (■) et R=19mm (■), (b) Comparaison des évolutions des distances critiques moyennes en fonction de la longueur de fissure.

Une distance critique constante ℓ_{opt}=25µm est associée au b_{opt} constant b_{opt}=50µm. Il est important de noter qu'on retrouve ainsi un ratio ℓ_{opt}/b_{opt}=0.5. On retombe sur la théorie de Taylor. Toutefois, on montre ici que cette approximation n'est justifiée que si la condition d'amorçage est associée à un défaut amorcé de taille b_{opt}.

Les conditions seuils d'amorçage des contacts R=4.6mm, $P=P_{ref}$ et R=19.0mm, $P=2.5P_{ref}$, obtenues suite à une analyse EF EP_C-K en considérant les grandeurs b_{opt}=50µm et ℓ_{opt}=25µm, sont reportées dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$ sur la Figure 5-24.

Les points semblent peu dispersés excepté pour la condition de fretting simple du contact R=19.0mm, $P=2.5P_{ref}$. La dispersion est de $\%V\sigma_C$=9%, soit 5 fois plus importante que lorsque le couple (ℓ_{opt} - b_{opt}) spécifique au contact est considéré. Mais elle reste acceptable. De plus, l'erreur moyenne est, elle, toujours très bonne : $\%E\sigma_C$=1.6%.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

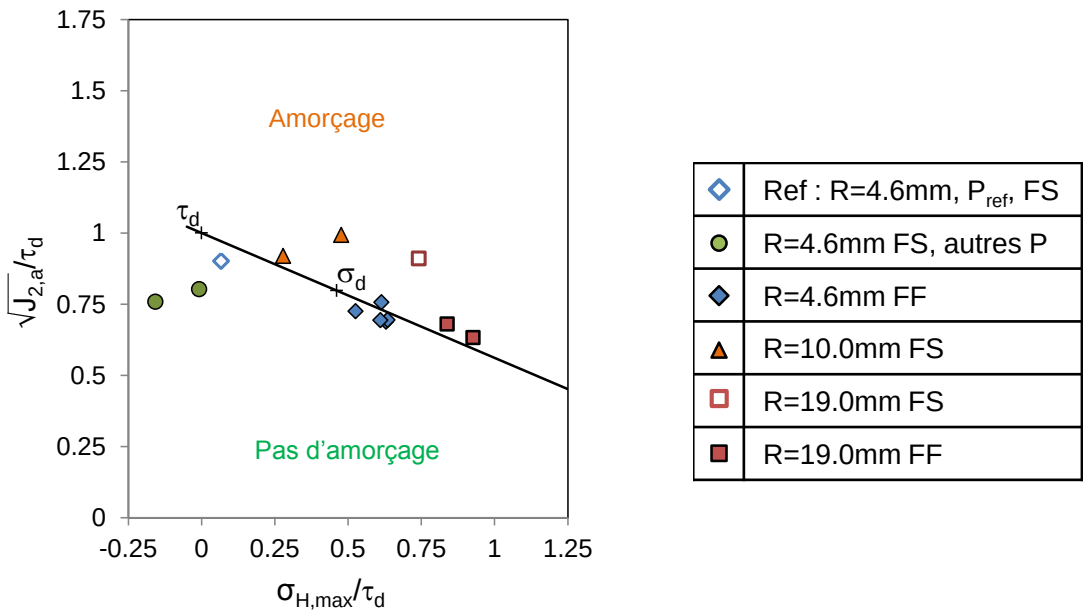


Figure 5-24 : Conditions d'amorçage à 10^6cycles de l'ensemble des contacts testés (voir Tableau 5-1) dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} - \sigma_{H,max}$; simulations EP_C-K et critère de Crossland à ℓ_{opt}=25µm - b_{opt}=50µm.

Afin de confirmer l'hypothèse b_{opt}=50µm et ℓ_{opt}=25µm, les conditions seuils d'amorçage des autres contacts testés (R=10.0mm, P=0.7P_{ref} et P=1.6P_{ref} ; R=4.6mm, P=0.2P_{ref} et P=1.3P_{ref}), sont également représentées sur le Figure 5-24. En considérant l'ensemble des points, l'erreur par rapport à la frontière matériau reste équivalente et la dispersion augmente un peu : %Eσ_C=-1% et %Vσ_C=14.6%. Le fait que ces deux indices restent quasiment constants semble confirmer l'hypothèse b_{opt}=50µm et ℓ_{opt}=25µm pour prévoir le risque d'amorçage quel que soit le gradient de contrainte appliqué sur le Teta.

L'hypothèse d'un couple (ℓ_{opt},b_{opt}) constant simplifie fortement la démarche d'amorçage et permet d'obtenir des estimations correctes.

5.2.3.2 Hypothèse d'une variation du couple (ℓ_{opt}-b_{opt}) en fonction du gradient de contrainte imposé dans l'interface

Les paragraphes précédents montrent que ℓ_{opt} reste constant quels que soient les rayons de cylindre étudiés. En revanche l'hypothèse d'un b_{opt} constant b_{opt}=50µm, même si elle permet une approximation satisfaisante du risque d'amorçage induit une certaine dispersion du risque d'amorçage. La fluctuation observée de b_{opt} entre les rayons R=4.6mm et R=19mm laisse supposer que cette grandeur peut dépendre du gradient de contrainte imposé dans l'interface.

Pour tenir compte de cette évolution, l'évolution de b_{opt} en fonction du gradient de la pression hydrostatique maximale est tracée suivant z (Figure 5-25). Un gradient simplifié est considéré. Il correspond à la pente de la contrainte hydrostatique selon z et s'exprime par l'équation suivante :

$$\nabla\sigma_{H,max}(z) = \frac{\sigma_{H,max}(x=-a,z=0)-\sigma_{H,max}(x=-a,z=\ell_{opt})}{\ell_{opt}} \text{ avec } \ell_{opt}=\frac{b_0}{2} \quad (5\text{-}21)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

D'autres formulations de l'effet du gradient de contrainte pourraient être considérées mais celle-ci présente les avantages suivants :

- Le fait de considérer la pression hydrostatique permet de ne pas perturber l'analyse avec des données matériaux contrairement à une analyse gradient de la contrainte équivalente de Crossland qui intègre le coefficient matériau α_C (Eq. 5-9) ;
- En fixant arbitrairement la longueur $\ell_{opt}=b_0/2$ pour la valeur du gradient, il est possible à priori de conduire l'analyse connaissant les valeurs de $\Delta K_{ø}$ et σ_d (Eq. 5-17).

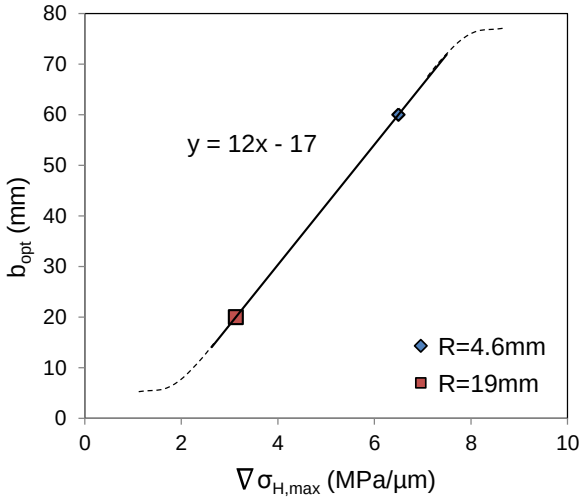
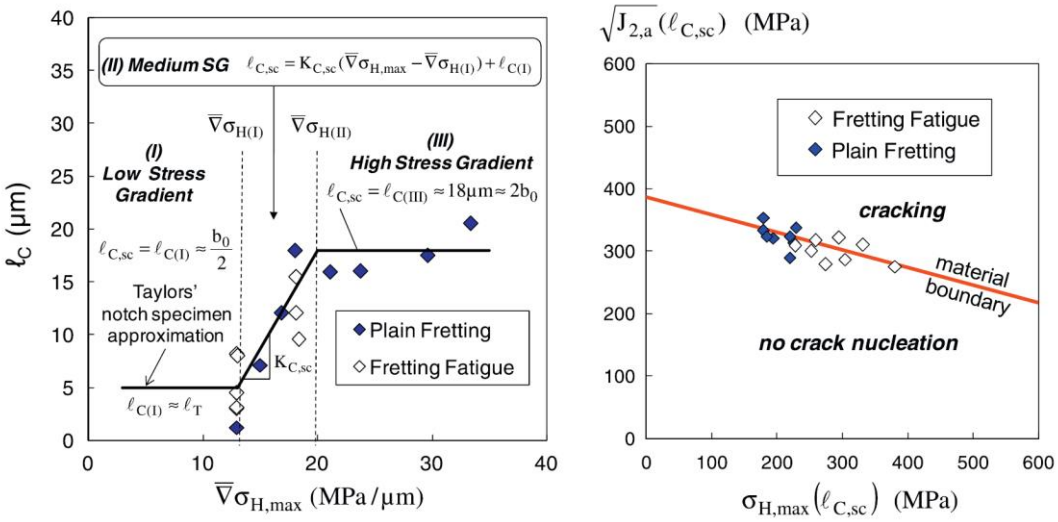


Figure 5-25 : Evolution de b_{opt} en fonction du gradient simplifié de la pression hydrostatique maximale (modélisation EP_C-K).



(a) (b)

Figure 5-26 : (a) Evolution de la distance critique en fonction du gradient de la contrainte hydrostatique maximale, (b) Application de la distance critique dépendante du gradient pour caractériser l'amorçage des fissures (Fouvry et al. 2014).

En théorie, on peut supposer une évolution asymptotique de l'évolution de la valeur b_{opt} de part et d'autre du domaine de gradients étudié (Figure 5-25). En effet, cette tendance a été démontrée sur des travaux visant à étudier l'évolution de ℓ_{opt}, en fonction du gradient de contrainte imposé, pour une longueur d'amorçage fixe b_{CN}=10µm (Fouvry et al. 2014) (Figure 5-26).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Ne disposant pas de suffisamment de rayons de cylindre (c.-à-d. un spectre de gradients suffisant), il n'a pas été possible de finaliser la description de $b_{opt}=f(\nabla\sigma_{H,max})$. Nous nous limitons donc à une approximation linéaire entre les deux gradients associés aux rayons R=4.6mm et R=19mm. Une évolution croissante est observée telle que :

$$b_{opt} = K_C.\nabla\sigma_{H,max}(\ell_{opt}) + H_C \quad (5\text{-}22)$$

Avec K_C=12 et H_C=-17

En considérant cette relation, l'ensemble des résultats obtenus pour R=4.6mm, R=10mm et R=19mm est analysé. La Figure 5-27 compare l'évolution des seuils d'amorçage obtenus à partir de la grandeur b_{opt} dépendante du gradient de contrainte imposé dans l'interface.

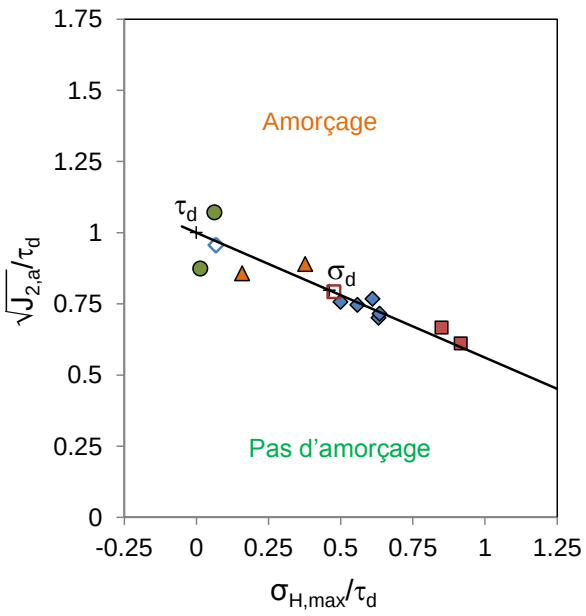


Figure 5-27 : Conditions d'amorçage à10^6 cycles de l'ensemble des contacts testés; simulations EP_C-K et critère de Crossland à ℓ_{opt}=25µm et $b_{opt}=f(\overline{\nabla}\sigma_{H,max})$ (Eq. 5-22).

La dispersion des résultats est considérablement réduite comparée à l'hypothèse d'une grandeur b_{opt} constante. L'erreur est de $\%E\sigma_C$=-0.1% et la dispersion est de $V\sigma_C$=6% soit 3 fois plus petite qu'avec la démarche ℓ_{opt}-b_{opt} constants. Il faut noter que les résultats obtenus pour R=10mm sont désormais quasiment alignés sur la courbe matériau.

L'hypothèse d'un ℓ_{opt} constant et d'un b_{opt} dépendant du gradient de la pression maximale hydrostatique permet d'estimer avec précision l'amorçage des fissures quel que soit le contact étudié.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.2.3.3 *Simplification uniaxiale de la démarche ℓ_{opt}-b_{opt}*

Le critère d'amorçage de fatigue multiaxiale de Crossland a été utilisé jusqu'ici car le chargement de fretting fatigue est globalement multiaxial. Cependant, de nombreux travaux montrent que le champ des contraintes au point chaud (en surface en bordure de contact) est quasi uniaxial (Fouvry et al. 1996; Ferré et al. 2013; Fouvry et al. 2014).

Bien que l'étude de l'amorçage soit réalisée à une distance critique ℓ_{opt}, et non en surface, cette dernière reste relativement faible. Il est alors raisonnable de supposer que le chargement est également quasi-uniaxial à $z=\ell_{opt}$. Cette hypothèse est confirmée sur la Figure 5-28. En effet à $z=\ell_{opt}$, la contrainte σ_{11} est au minimum 5 fois supérieure aux autres composantes du tenseur des contraintes.

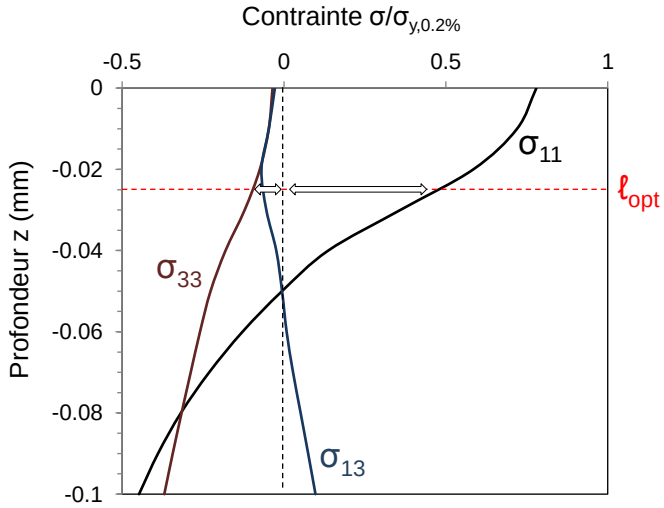


Figure 5-28 : Distribution des contraintes en sous couche à x=-a au moment de l'application du chargement de fretting maximum +Q*. (Contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, Q^*/P_{ref}=0.26 ↔ b=60µm, simulation EP_C-K).

L'amorçage des fissures peut donc être décrit en utilisant une approche simplifiée uniaxiale qui considère le diagramme de Haigh, de façon à tenir compte de l'état de contrainte moyen. Les conditions d'amorçage sont reportées en fonction de la contrainte moyenne $\sigma_{11,moy}$ et de la contrainte alternée $\sigma_{11,alt}$. Comme les chargements de fretting et de fatigue sont appliqués en phase, ces contraintes peuvent être calculées comme la somme simple des composantes de fretting et de fatigue :

$$\sigma_{11,alt} = \sigma_{11,alt(fatigue)} + \sigma_{11,alt(fretting)} \quad (5\text{-}23)$$

$$\sigma_{11,moy} = \sigma_{11,moy(fatigue)} + \sigma_{11,moy(fretting)} \quad (5\text{-}24)$$

Comme pour l'analyse multiaxiale de Crossland, une évolution de la grandeur b_{opt} en fonction d'un gradient de contrainte simplifié imposé dans l'interface est considérée. Toutefois, de façon à rester cohérent avec la formulation uniaxiale, le gradient moyen suivant z de la composante σ_{11} est considéré soit :

$$\nabla\sigma_{11,moy}(z) = \frac{\sigma_{11,moy}(x=-a,z=0)-\sigma_{11,moy}(x=-a,z=\ell_{opt})}{\ell_{opt}} \text{ avec } \ell_{opt}=\frac{b_0}{2} \quad (5\text{-}25)$$

Cette fois encore, ne possédant que deux conditions, une approximation linéaire est considérée (Figure 5-29a) telle que :

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

$$b_{opt} = K_C.\nabla\sigma_{11,moy}(\ell_{opt}) + H_C \quad (5\text{-}26)$$

Avec K_C=10 et H_C=42.

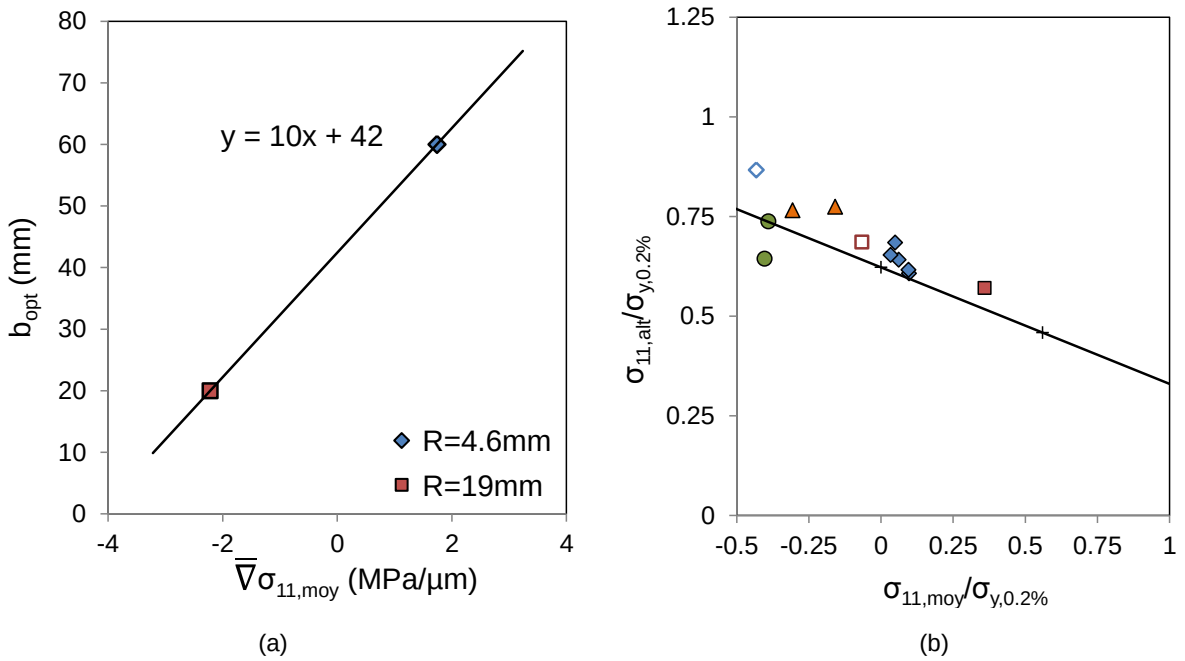


Figure 5-29 : (a) Evolution de b_{opt} en fonction du gradient simplifié de la contrainte moyenne, (b) Conditions d'amorçage à10^6 cycles de l'ensemble des contacts testés dans le diagramme de Haigh; simulations EP_C-K et extraction des contraintes à ℓ_{opt}=25µm pour b_{opt}=f($\overline{\nabla}\sigma_{11,moy}$) (Eq. 5-26).

En considérant cette relation, l'ensemble des résultats obtenus pour R=4.6mm, R=10mm et R=19mm est analysé dans la Figure 5-29b. La corrélation avec la frontière matériau est légèrement moins bonne qu'avec l'analyse multiaxiale (Figure 5-27). Cela s'explique par le fait que le chargement n'est plus exactement uniaxial à z= ℓ_{opt} (Figure 5-28). Toutefois les résultats, légèrement conservatifs, sont acceptables.

Ainsi il est possible de simplifier l'approche prédictive en considérant l'état de contrainte uniaxial σ_{11} au lieu d'utiliser un critère de fatigue multiaxiale qui nécessite un post-traitement plus compliqué à mettre en œuvre.

De plus, cette bonne corrélation, obtenue à partir de l'analyse multiaxiale de Crossland, suggère que la grandeur ℓ_{opt} semble indépendante de la formulation du critère d'amorçage choisi (d_C ou σ_{11}-Haigh), du moins pour les conditions étudiées.

L'analyse multiaxiale puis avec l'analyse uniaxiale montrent qu'une modélisation basée sur une grandeur b_{opt}, fonction du gradient de contrainte simplifié généré dans l'interface (soit de la pente de l'évolution de la contrainte sous la surface), permet une estimation plus fiable du seuil d'amorçage comparé à l'hypothèse simplificatrice d'une valeur constante de b_{opt}. Toutefois, la détermination des variables K et H associées à l'approximation linéaire de b_{opt} demande une identification spécifique et donc un grand nombre d'essais de fretting.

D'autre part, cette approche se base seulement sur deux conditions R=4.6mm et R=19mm. Il est raisonnable de supposer qu'une formulation plus complexe, non monotone de la fonction b_{opt}=f($\nabla\sigma(\ell_{opt})$) serait plus appropriée. Pour valider cette approche il serait nécessaire d'étudier un plus grand spectre de rayons de cylindre de façon à mieux établir la fonction b_{opt}=f($\nabla\sigma(\ell_{opt})$). Ainsi

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

l'hypothèse d'une valeur constante de b_{opt}, plus simple à établir permet somme toute une prévision raisonnable du risque d'amorçage.

5.2.4 Influence de la loi matériau sur l'estimation de l'amorçage des fissures

L'identification de la distance critique optimale pour prévoir les conditions d'amorçage de n'importe quel contact a été réalisée avec la loi référence EP_C-K. Il a été montré au § 5.2.1.1 que cette loi modifie le comportement du contact par comparaison avec une description purement élastique des pièces. Cette partie cherche à répondre aux deux questions suivantes :

- Dans quelle mesure, la prise en compte de la plasticité avec la loi EP_C-K améliore-t-elle la prévision ?
- Dans quelle mesure une approximation avec la loi monotone EP_M-I influence la précision des estimations ?

L'étude de l'influence de la loi matériau est restreinte au seul contact référence, c'est-à-dire le contact Teta/Frette R=4.6mm, $P=P_{ref}$.

5.2.4.1 Evolution des paramètres ℓ_{opt} et b_{opt} avec chaque description matériau

Pour le contact référence, nous avions obtenu ℓ_{opt}=25µm et b_{opt}=60µm (voir § 5.2.1.4). La démarche d'identification des paramètres ℓ_{opt} et b_{opt}, décrite en détail au § 5.2.1.4 est appliquée aux modèles éléments finis, élastique et EP_M-I. Pour la loi élastique, on obtient b_{opt}=40µm et ℓ_{opt}=28µm. Pour l'approximation EP_M-I on trouve b_{opt}=50µm et ℓ_{opt}=27µm (Gandiolle & Fouvry 2015b).

Il est important de noter que ℓ_{opt} reste quasi constante avec la loi matériau tandis que b_{opt} évolue fortement (Figure 5-30). Cette fluctuation de b_{opt} confirme que la grandeur b_{opt} est liée au gradient de contrainte.

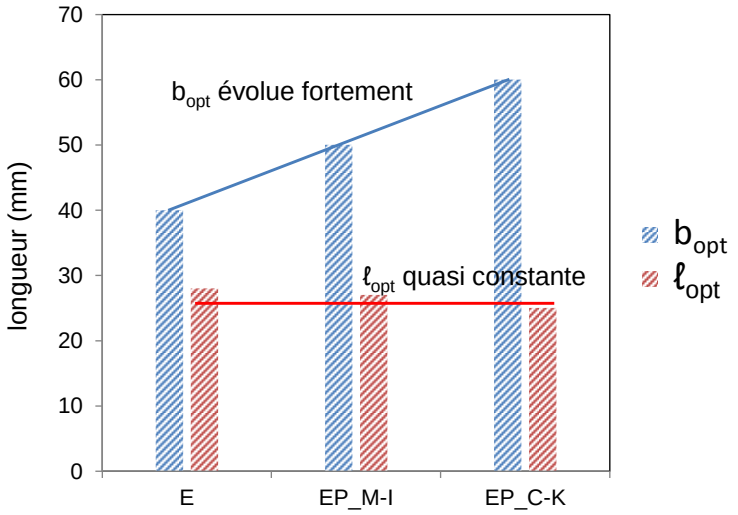


Figure 5-30 : Evolution des paramètres ℓ_{opt} et b_{opt} avec la loi matériau

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

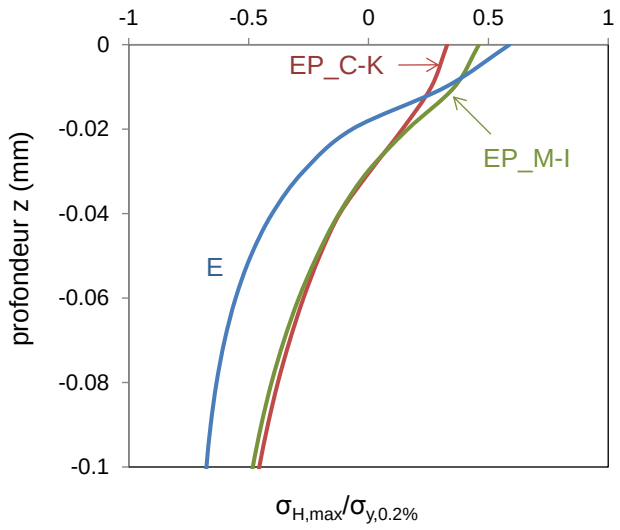


Figure 5-31 : Comparaison des gradients de la contrainte hydrostatique maximale avec la loi matériau.

Nous avions déjà montré au § 5.1.2 que le gradient de contrainte s'adoucit avec la plasticité. Cet effet est confirmé par la Figure 5-31.

5.2.4.2 Influence de la loi matériau sur l'estimation du risque d'amorçage des fissures

Les conditions seuils d'amorçage du contact référence Teta/Frette R=4.6mm, $P=P_{ref}$ sont tracées dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} = f(\sigma_{H,\max})$ pour chaque hypothèse : E, EP_M-I et EP_C-K (Figure 5-32).

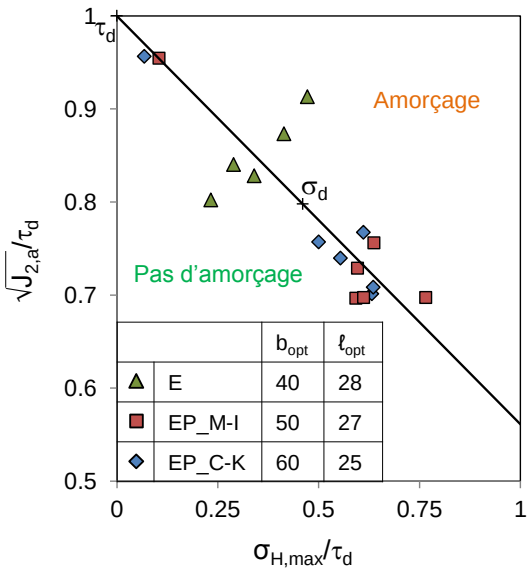


Figure 5-32 : Conditions d'amorçage à 10^6cycles du contact référence Teta/Frette R=4.6mm, $P=P_{ref}$ dans le diagramme $\sqrt{J_{2,a}} - \sigma_{H,\max}$; (▲) simulations élastiques E et critère de Crossland à ℓ_{opt}=28µm - b_{opt}=40µm ; (■) simulations EP_M-I et critère de Crossland à ℓ_{opt}=27µm - b_{opt}=50µm ; (◆) simulations EP_C-K et critère de Crossland à ℓ_{opt}=25µm - b_{opt}=60µm.

Les points obtenus avec l'hypothèse élastique sont les plus dispersés ce qui confirme qu'il est nécessaire de considérer une loi plastique pour intégrer correctement l'adoucissement du gradient de contrainte. Le Tableau 5-3 reporte pour chaque hypothèse l'erreur moyenne par rapport à la frontière

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

matériau $\%E\sigma_C$ et la dispersion $\%V\sigma_C$. Les valeurs obtenues confirment l'analyse visuelle de la Figure 5-32 :

- Quelle que soit l'hypothèse, l'erreur moyenne est négligeable ;
- La plus faible dispersion est obtenue avec l'hypothèse EP_C-K.

Tableau 5-3 : Paramètres b_{opt} et ℓ_{opt} pour chaque comportement matériau et erreurs de prévisions correspondantes

Symbole	Loi matériau	b_{opt}	ℓ_{opt}	$\%E\sigma_C$	$\%V\sigma_C$
▲	E : élastique	40	28	0.3	8
■	EP_M-I : élastoplastique monotone à écrouissage isotrope	50	27	-0.8	3
◆	EP_C-K : élastoplastique cyclique à écrouissage cinématique	60	25	-0.6	2

La loi EP_C-K est celle qui reproduit le mieux le comportement expérimental. Toutefois les résultats de la loi EP_M-I sont également très bons. Ce résultat est intéressant d'un point de vue industriel car la loi EP_M-I est beaucoup plus simple et moins coûteuse à identifier.

Les cartes de fretting fatigue à l'amorçage ne sont pas tracées étant donné que chaque hypothèse suppose un b_{opt} différent. Toutefois, pour quantifier précisément la représentativité de chaque hypothèse de calcul, le paramètre d'erreur suivant est considéré :

$$\%E_{CN} = \frac{\sqrt{\left(Q^*_{CN(exp)} - Q^*_{CN(th)}\right)^2}}{Q^*_{CN(exp)}} * 100 \qquad (0 \leq \sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%} \leq 0.84) \qquad (5\text{-}27)$$

La Figure 5-33 trace $\%E_{CN}$, en fonction de la contrainte de fatigue appliquée à l'éprouvette, pour chaque loi matériau : E, EP_M-I et EP_C-K. Elle confirme que la prise en compte de la plasticité réduit considérablement l'erreur de prévision en fretting simple avec un facteur au moins 7 comparé au modèle élastique. La loi élastique n'est donc pas représentative et ne permet pas d'estimer correctement l'amorçage des fissures.

Lorsque la fatigue augmente, l'écart entre les erreurs diminue, ce qui est étonnant puisque l'augmentation de la fatigue ajoute normalement plus de plasticité. Une explication possible est liée au fait que la force tangentielle à l'amorçage diminue fortement lorsque la fatigue augmente : la diminution des déformations plastiques générées par ces forces tangentielles inférieures serait plus importante que l'augmentation des déformations plastiques générées par l'augmentation de la fatigue. Toutefois, l'erreur du modèle élastique reste bien supérieure aux erreurs des modèles EP.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

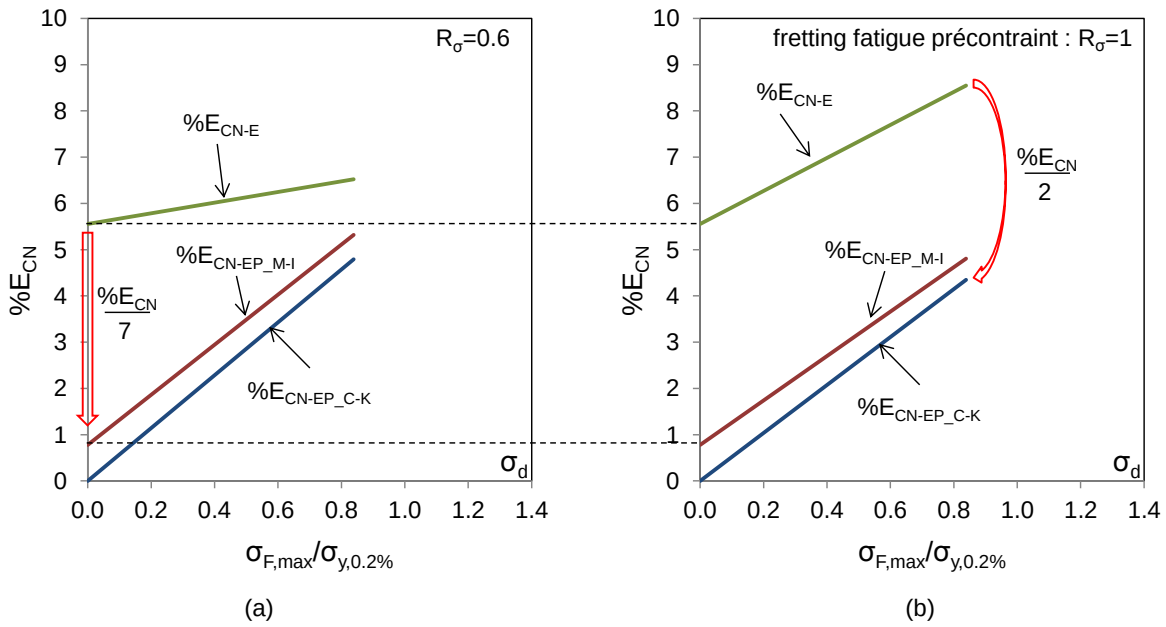


Figure 5-33 : Erreurs des prévisions théoriques du seuil d'amorçage des fissures à 10^6cycles par rapport aux points expérimentaux en fonction de la contrainte de fatigue appliquée à l'éprouvette, des hypothèses E (—), EP_M-I (—) et EP_C-K (—). Contact référence Teta/Frette R=4.6mm, P=P_{ref}, avec R_σ=0.6 (a) ou R_σ=1 (b).

Il faut noter que l'erreur engendrée par la loi EP_M-I est très proche de celle engendrée par la loi EP_C-K. Bien que les lois EP_M-I soient peu représentatives du comportement cyclique de fretting fatigue, elles permettent d'obtenir des prévisions du seuil d'amorçage bien plus stables que celles issues de simulations élastiques.

5.2.4.3 Etude de l'effet de la plasticité dans l'interface

Afin de mieux comprendre la meilleure corrélation obtenue avec les simulations élastoplastiques, il importe de bien considérer l'accommodation des chargements, induite par la déformation plastique des interfaces.

Les efforts combinés de fretting et de fatigue entraînent de fortes déformations dans le contact. A force tangentielle constante Q*, une augmentation de la contrainte de fatigue, augmente la déformation du contact, ce qui se traduit par une augmentation significative de l'aire de contact et donc un aplatissement des profils de pression (Figure 5-13) et de cisaillement (Figure 5-34). Par conséquent, le cisaillement maximum q_{max}, qui est le facteur prépondérant du chargement fretting induisant l'amorçage des fissures, diminue aussi.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

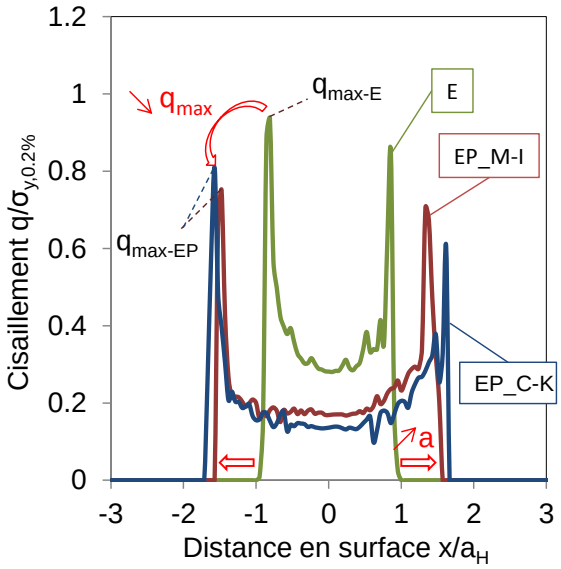


Figure 5-34 : Comparaison des pics de cisaillement obtenus par calculs éléments finis E (—), EP_M-I (—) et EP_C-K (—). (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, Q*(b_{opt}=50µm)/P_{ref}=0.14, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84, R_σ=0.6).

Il est étonnant de constater que $q_{max_EP_C\text{-}K}$ est supérieur à $q_{max_EP_M\text{-}I}$. L'hypothèse la plus probable, est que le maillage peut « masquer » les valeurs maximales si elles ne se situent pas en un nœud du maillage. Il est raisonnable d'imaginer que le pic gauche du profil de cisaillement EP_M-I devrait être plus important. La dissymétrie des profils est une conséquence de l'excentricité générée par la sollicitation de fretting fatigue.

La Figure 5-35 trace l'évolution des contraintes σ_{11} extraites à +Q* au bord de contact pour chaque modèle. L'adoucissement des contraintes en sous couche résultant de l'agrandissement de l'aire de contact est clairement visible : le gradient de contrainte est beaucoup plus important pour le modèle élastique que pour les modèles EP. L'adoucissement des contraintes est plus prononcé pour le modèle EP_C-K que pour le modèle EP_M-I sur les 30 premiers microns sous la surface puis les deux modèles se rejoignent. En effet le chargement cyclique n'influence que la surface, tandis que le chargement normal de pression, statique s'étend plus profondément. Il est cohérent que les deux modèles EP répondent de la même manière à un chargement statique. Les profils de contraintes, élastique et élastoplastiques, se rejoignent à 1.5 mm sous la surface. A partir de cette profondeur, l'éprouvette ne perçoit plus la plasticité générée par le contact et la contrainte est égale à $\sigma_{F,max}$.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

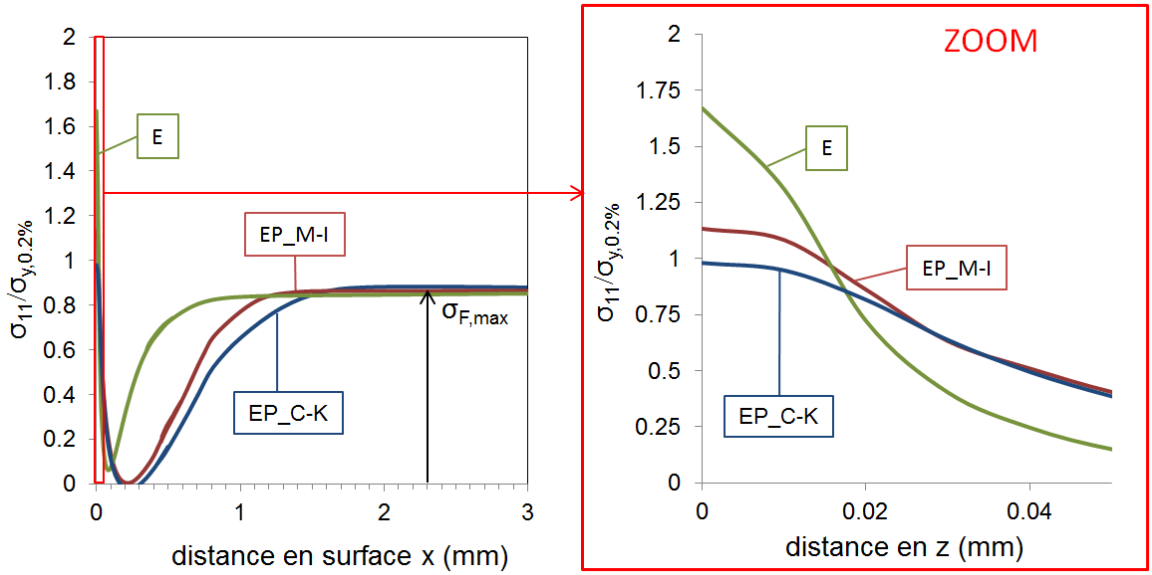


Figure 5-35 : Comparaison des contraintes $\sigma_{11}(x=-a,z)$ obtenues par calculs éléments finis E (—, $x=-a_H$), EP_M-I (—, $x=-1.7a_H$) et EP_C-K (—$x=-1.8a_H$). (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $Q^*(b=50\mu m)/P_{ref}=0.14$, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.84$, $R_\sigma=0.6$).

L'extension de l'aire de contact induite par la plasticité tend à réduire le chargement de contact comme il est montré sur la Figure 5-35. Ainsi, la faible pente du seuil d'amorçage (Figure 5-20 & Figure 5-22) peut être expliquée en considérant que même si le chargement de fatigue est augmenté, il faut maintenir le chargement tangentiel à un niveau élevé pour compenser la réduction du chargement local induite par l'extension plastique du contact (Figure 5-36) :

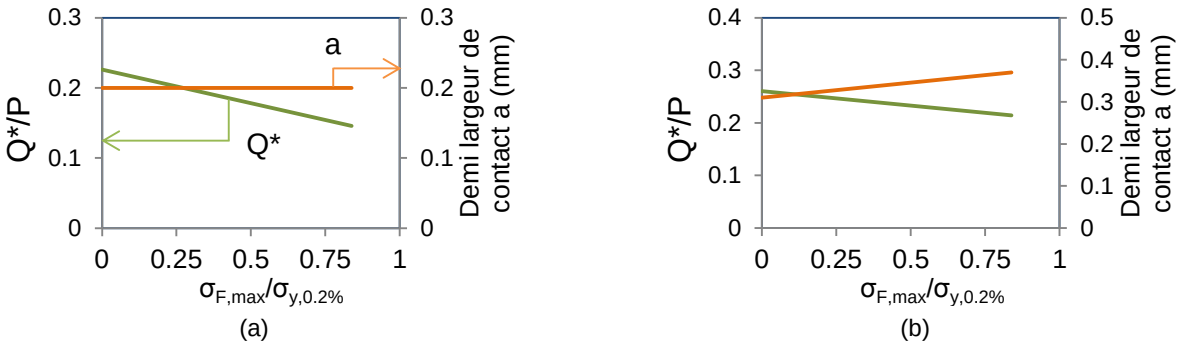


Figure 5-36: Evolutions du chargement de fretting entraînant l'amorçage des fissures en fonction de la contrainte de fatigue appliquée. (a) simulations élastoplastiques ; (b) simulations EP_C-K. (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $R_\sigma=1$)

A Q* et P constant, si a augmente, q_{max} diminue. Pour atteindre le chargement d'amorçage, il faut alors augmenter la valeur de Q^*_{EP} par rapport à une approximation élastique.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.2.5 Synthèse sur l'amorçage des fissures

L'amorçage des fissures de fretting simple dépend fortement du gradient de contrainte dans le contact : à pression constante, lorsque le rayon de cylindre diminue, le gradient de contrainte augmente ce qui nécessite un cisaillement seuil à l'amorçage plus important ; à rayon de cylindre constant, lorsque la pression augmente, le cisaillement seuil à l'amorçage augmente. En fretting fatigue, l'amplitude de la contrainte de fatigue est le facteur principal de l'extension des fissures.

Nous avons montré que deux paramètres jouent sur la prévision de l'amorçage des fissures : le gradient de contrainte et la longueur de fissure à l'amorçage.

Le gradient de contrainte a été pris en compte par la méthode non locale de la distance critique. La longueur optimale de fissure pour décrire l'amorçage a été définie à travers une analyse étendue de toutes les conditions d'amorçages expérimentales.

Pour une configuration de contact (R,P), il est possible d'obtenir une excellente estimation de l'amorçage des fissures en considérant un concept ℓ_{opt}-b_{opt}. Soit b_{opt} la longueur de fissure associée au seuil d'amorçage qui permet d'obtenir la meilleur stabilité de la prévision du risque d'amorçage en considérant une démarche distance critique. La distance critique optimale associée au défaut b_{opt} est dite ℓ_{opt}.

Les études réalisées montrent que ℓ_{opt} est constante avec $\ell_{opt}=b_0/2$, quels que soient le contact et la loi matériau considérée. En revanche b_{opt} dépend du gradient de contrainte dans l'interface. Une approximation linéaire de b_{opt} avec le gradient de contrainte permet d'obtenir de très bonnes estimations du risque d'amorçage.

Outre le fait d'avoir établi une méthodologie d'estimation du risque d'amorçage pour des chargements sévères de fretting fatigue, le concept ℓ_{opt}-b_{opt} proposé confirme le modèle de Taylor qui suppose que $\ell_T=b_0/2$. D'autre part, ce concept complète ce modèle en spécifiant que cette relation n'est vérifiée que si le seuil d'amorçage est établi pour un défaut d'une dimension équivalente à b_{opt}.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.3 Etude et estimation de l'arrêt de propagation des fissures de fretting fatigue

5.3.1 Détermination expérimentale de l'arrêt de fissuration

Une fissure arrête de se propager lorsque sa vitesse de propagation converge vers zéro. Expérimentalement, l'arrêt de fissuration peut-être observé en traçant l'évolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles pour une sollicitation de fretting fatigue constante. Lorsque la longueur de fissure se stabilise en fonction du nombre de cycles, alors la condition d'arrêt de propagation est atteinte (voir Figure 5-7).

Il convient cependant de différencier le fretting simple du fretting fatigue. En fretting simple, du fait que la sollicitation reste surfacique, les fissures amorcées vont toujours s'arrêter après un nombre de cycles donné (250000 cycles sur la Figure 5-7). Les essais de fretting simple sont tous prolongés jusqu'à 1 million de cycles, de sorte que les fissures expertisées correspondent systématiquement à des conditions d'arrêt de propagation.

Dans le cas du fretting fatigue, la sollicitation de fatigue agit dans le volume de la pièce et aide à propager la fissure. Si l'amplitude de la sollicitation cyclique de fatigue est suffisamment élevée, la fissure peut se propager jusqu'à rupture de la pièce. Dans le cas où l'amplitude est insuffisante pour propager la fissure, alors la condition d'arrêt de fissuration est atteinte. Cependant, pour les rapports de charge élevés qui sont étudiés dans ce travail, l'amplitude de la sollicitation de fatigue est faible et la propagation de la fissure peut être très lente et très longue avant d'atteindre la condition d'arrêt de propagation ou la rupture de la pièce.

Afin d'obtenir une information directe sur la fissuration d'un essai de fretting fatigue, le suivi électrique, détaillé au Chap.3 § 3.6.2 est utilisé. Grâce à la pente du potentiel mesuré en fonction du nombre de cycles, l'état de propagation est connu (Chap.3 § 3.6.4) :

- Lorsque, le potentiel normalisé augmente continuellement tout au long de l'essai, avec une pente $K_{PDT}>10^{-9}$cycles^{-1}, il s'agit d'une condition de propagation.
- Lorsque le potentiel normalisé augmente puis stabilise avec une pente très faible $K_{PDT}<10^{-9}$ cycles^{-1}, la condition d'arrêt de fissuration est atteinte.

L'arrêt de propagation a été étudié avec le contact R=19.0mm, $P=2.5P_{ref}$ à 10^7 cycles. La frontière d'arrêt de propagation expérimentale du contact est tracée dans la carte de fretting fatigue sur la Figure 5-37.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

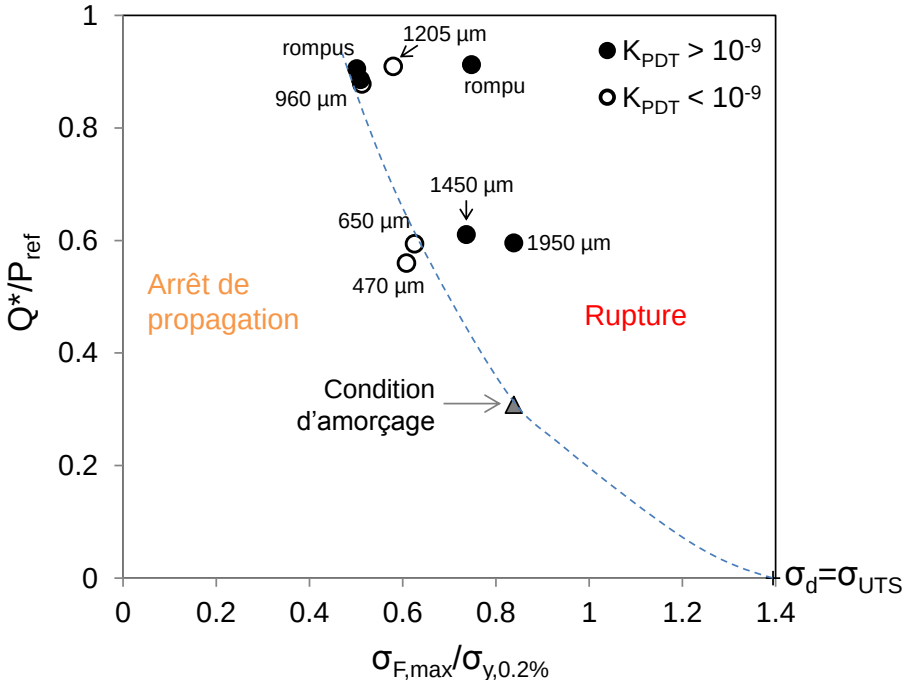


Figure 5-37 : Frontière d'arrêt de propagation du contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref} dans la carte de fretting fatigue. (R_σ=0.94, N=10^7 cycles).

La frontière d'arrêt de propagation des fissures diminue en fonction de la fatigue jusqu'à rejoindre une condition d'amorçage pour $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.82. Une dispersion significative est observée pour les chargements de fretting élevés. La solution la plus conservative a été considérée pour tracer la frontière d'arrêt de propagation. Elle est ensuite extrapolée jusqu'à la limite de fatigue $\sigma_{d(R0.94)}$ pour définir totalement le domaine d'arrêt de fissuration. Etant donné le très haut rapport de charge étudié, R_σ=0.94, on considère $\sigma_d=\sigma_{UTS}$. Cette extrapolation est discutable étant donné qu'une force de fretting nulle peut générer un cisaillement non nul dans le contact via un phénomène de reverse slip (Ferré 2013). Ainsi, ce cisaillement peut générer des fissures propageantes pour $\sigma_{F,max}<\sigma_d$. Toutefois, ne disposant pas de plus de données, cette approximation a été considérée.

5.3.2 Méthode prévisionnelle de l'arrêt de fissuration

5.3.2.1 Critère d'arrêt de propagation

Le paramètre moteur de la propagation des fissures est le facteur d'intensité des contraintes (FIC) K, et plus spécifiquement la partie efficace de la variation du FIC ΔK_{eff} :

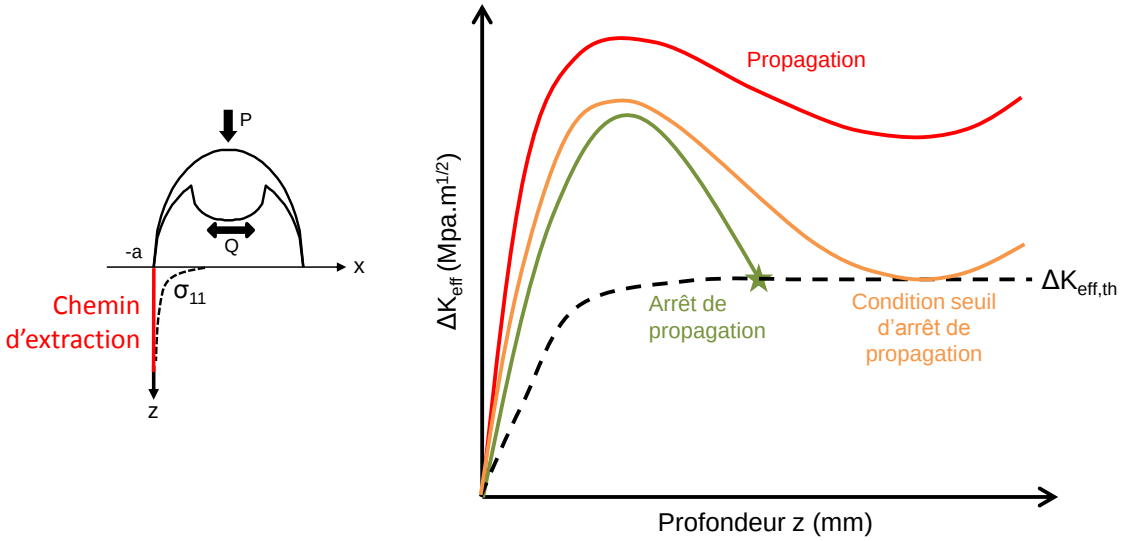
$$\Delta K_{eff}=K_{max}-K_{ouv} \quad (5\text{-}28)$$

Proudhon (Proudhon 2005), au travers d'observations en tomographie X, a identifié le processus de fissuration généré par une sollicitation de fretting puis étudié le processus de propagation sous sollicitation de fatigue simple. La fissure s'amorce à environ 45°, contrôlée par un mode mixte I et II, par les effets conjugués du fretting et de la fatigue. Puis elle tourne à 90° de la surface et se propage uniquement en mode I par fatigue.

Fouvry et al (Fouvry et al. 2008) puis De Pannemaecker et al. (De Pannemaecker et al. 2014) montrent que l'hypothèse simplificatrice d'une fissure normale en bordure de contact couplée à une formulation en mode I donne une valeur très représentative de la valeur ΔK_{eff} mixte (mode I et mode II couplé) calculée pour le trajet réel de la fissure pour une même longueur projetée de fissure b.

De fait, la contribution du mode II n'est effective que pour les premières dizaines de microns sous la surface. Ainsi l'approximation fissure normale, associée à une analyse en mode I, est tout à fait représentative. Dans ce travail, cette approximation sera utilisée et seul le mode I, soit $\Delta K_{I,eff}$, sera considéré pour quantifier le processus de propagation.

L'arrêt de fissuration est atteint lorsque $\Delta K_{I,eff}(z)$ extrait à (x=-a) (Figure 5-38a), diminue sous une valeur seuil, appelée seuil d'arrêt de propagation $\Delta K_{eff,th}$ (Figure 5-38b). Si $\Delta K_{I,eff}$, ne croise jamais ce seuil, alors la fissure se propage jusqu'à la rupture. La frontière d'arrêt de propagation correspond aux conditions où $\Delta K_{I,eff}$ touche tangentiellement le seuil $\Delta K_{eff,th}$.



(a) (b)

Figure 5-38 : (a) Chemin d'extraction des contraintes pour le calcul de $\Delta K_{I,eff}(x=-a,z)$. (b) Schématisation du critère d'arrêt de propagation.

La première étape de prévision de l'arrêt de propagation est d'obtenir $\Delta K_{I,eff}(x=-a,z)$ en fonction de la longueur de fissure. Pour cela une approche découplée est utilisée :

- Le champ de contraintes stabilisé du contact est obtenu par calcul éléments finis en considérant une loi EP_C-K;
- Le facteur d'intensité des contraintes en mode I, K_I est calculé en utilisant l'approche des fonctions de poids de Bueckner (Bueckner 1987) :

$$K_I = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^h M(t).\sigma_x(t)dt \quad (5\text{-}29)$$

$$\text{avec } M(t) = t^{-1/2}.\left[1 + m_1.\frac{t}{h} + m_2.\left(\frac{t}{h}\right)^2\right] \quad (5\text{-}30)$$

$$\text{et } m_i = A_i + B_i r^2 + C_i r^6 \quad (5\text{-}31)$$

Avec $A_1=A_{ref}$, $B_1=27.9558A_{ref}$, $C_1=14.2870A_{ref}$, $A_2=0.4070A_{ref}$, $B_2=5.3504A_{ref}$ et $C_2=113.9489A_{ref}$.

- Puis la partie efficace de la variation du FIC est calculée. Deux modèles vont être comparés :
  - Le modèle de Kujawski (Kujawski 2001) :

$$\overline{K}^* = (K_{Imax})^{\alpha_K}(\Delta K^+)^{1-\alpha_K} \quad (5\text{-}32)$$

  - Le modèle de Elber en considérant la correction de V. Gros (Gros 1996) :
  - Pour $R_K>0$, $\Delta K_{I,eff} = K_{Imax}-4$ (5-33)
  - Pour $-1<R_K<0$, $\Delta K_{I,eff} = K_{Imax} -(4.\ R_K +4)$ (5-34)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

- Pour R_K<-1, $\Delta K_{I,eff} = K_{Imax}$ (5-35)

Le modèle classique de Elber n'a pas été envisagé étant donné qu'il n'est pas représentatif des rapports de charges négatifs engendrés par la sollicitation alternée de fretting.

- Finalement, d'après la définition donnée en début de paragraphe, la condition d'arrêt de fissuration est atteinte quand $\Delta K_{I,eff}$ atteint tangentiellement la condition d'arrêt de fissuration $\Delta K_{eff,th}$ (Figure 5-38b).

Un paramètre essentiel, pour estimer l'arrêt de fissuration, est de connaître la condition d'arrêt de fissuration du matériau $\Delta K_{eff,th}$=f(b). En effet le seuil $\Delta K_{eff,th}$ évolue en fonction de la longueur de fissure b (voir Chap. 1 § 1.5.4). En effet, il faut distinguer le domaine des fissures longues $b>b_0$ où sa valeur est considérée constante, $\Delta K_{eff,th}= \Delta K_{ø}$, du domaine des fissures courtes $b<b_0$ où la valeur du seuil augmente avec la longueur de fissure.

5.3.2.2 Identification de la condition d'arrêt de fissuration $\Delta K_{eff,th}$

Le paramètre $\Delta K_{eff,th}$, qui contrôle l'arrêt de fissuration du Teta n'était pas connu au début de ce travail. Pour déterminer son évolution, une identification inverse sur les résultats des essais de fretting simple est appliquée (De Pannemaecker et al. 2014). Etant donné l'incertitude dans la représentativité des lois élastoplastiques, des essais spécifiques ont été réalisés dans des conditions purement élastiques : contact cylindre R=160mm en 35NCD16 sur Teta, $P=0.8P_{ref}$, $N=10^6$cycles (Figure 5-40a). Seuls ces essais sont considérés pour l'identification de $\Delta K_{eff,th}$=f(b).

En calculant la valeur de $\Delta K_{I,eff}$ relative à chaque longueur de fissure obtenue par essais de fretting simple, une estimation de $\Delta K_{eff,th}$ peut être obtenue (Figure 5-40). Il est important de noter qu'en fretting simple, le rapport de charge $R_K=K_{min}/K_{max}$ reste strictement inférieur à -1 (Figure 5-39). Ainsi il est possible de poser $\Delta K_{I,eff}=K_{Imax}$.

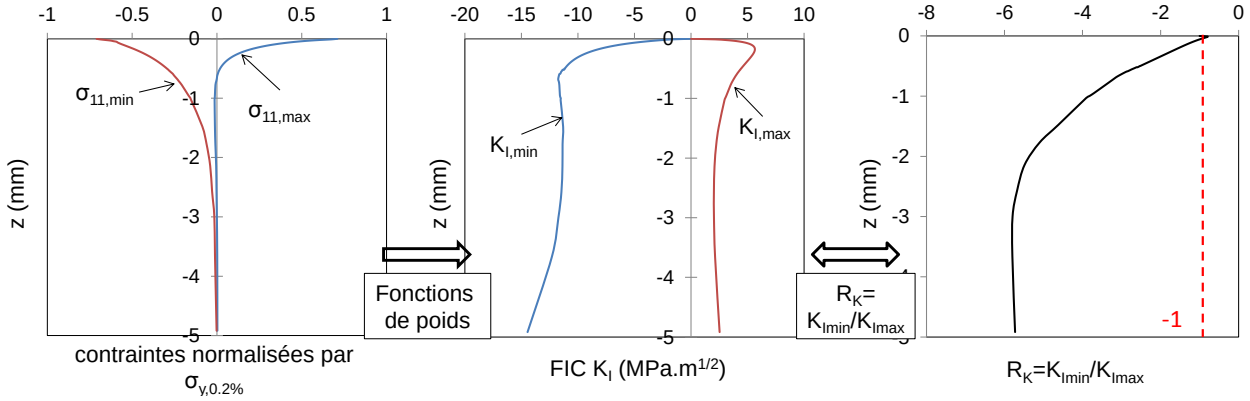


Figure 5-39 : Evolutions des contraintes et FIC correspondants suivant z en bordure de contact pour la sollicitation R=160mm, $P=0.8P_{ref}$, $Q^*=0.51P_{ref}$, qui engendre une fissure de longueur projetée b=190µm.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

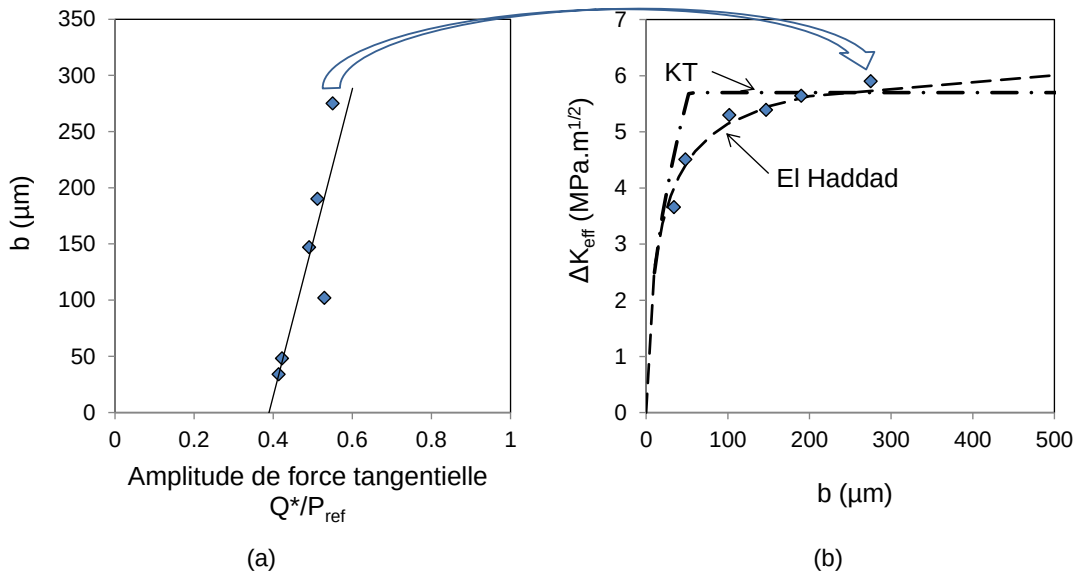


Figure 5-40: (a) Amorçage des fissures en fretting simple du contact R=160mm en 35NCD16 sur Teta, P=0.8P_{ref} ; (b) Identification inverse de $\Delta K_{eff,th}$ à partir de conditions expérimentales d'arrêt de propagation en fretting simple du contact R=160, P=0.8P_{ref} modélisées par éléments finis avec un comportement élastique.

La Figure 5-40a trace les 6 conditions d'arrêt de propagation issues de l'étude sur l'amorçage du contact R=160mm en 35NCD16 sur Teta, P=0.8P_{ref}. On peut alors tracer les seuils d'arrêt de propagation en fonction de la longueur de fissuration b et approximer cette évolution à l'aide du modèle de Kitagawa et Takahashi (KT) (Kitagawa & Takahashi 1976) (Figure 5-40b) :

- Pour $b>b_0$ $\Delta K_{eff,th}=\Delta K_{ø}$ (5-36)
- Pour $b<b_0$ $\Delta K_{eff,th}=\Delta K_{ø}.\sqrt{\frac{b}{b_0}}$ (5-37)

Avec b_0 transition fissure courte/fissure longue définie par le diagramme de Kitagawa et Takahashi (voir Chap. 1 § 1.5.4) calculée avec l'équation :

$$b_0 = \frac{1}{\pi}\left(\frac{\Delta K_{ø}}{1.12\sigma_d}\right)^2 \quad (5\text{-}38)$$

Ou utiliser le modèle continu de El Haddad et al. (El Haddad et al. 1979) soit :

$$\Delta K_{eff,th}=\Delta K_{ø}.\sqrt{\frac{b}{b+b_0}} \quad (5\text{-}39)$$

Pour tracer le seuil d'arrêt de propagation avec le modèle de KT, une évolution constante de $\Delta K_{eff,th}$ est considérée pour les longueurs de fissures supérieures à b>100µm, ce qui permet d'estimer la condition d'arrêt de fissuration en fissures longues : $\Delta K_{ø}$=5.7MPa.m$^{1/2}$. Cette valeur est inférieure à celle donnée par les essais sur éprouvettes SENB à R=0.1 ; $\Delta K_{ø_10\text{-}7}$=6.58 MPa.m$^{1/2}$ (voir Chap. 3 § 3.4). Cela s'explique par le fait que les rapports de charge considérés sont très différents : dans le cas des essais de fretting, le rapport de charge en pointe de fissure est très négatif (Figure 5-39) tandis que pour l'essai normalisé il est de 0.1. De Pannemaecker et al. ont récemment formalisé l'évolution de la condition d'arrêt de fissuration en fonction du rapport de charge (De Pannemaecker et al. 2015).

A partir de cette valeur, la transition fissure courte / fissure longue peut être calculée avec l'équation 5-38, soit b_0=52µm. Il est important de noter que seule la connaissance de $\Delta K_{ø}$, qui peut être obtenu à partir de peu de points expérimentaux, est nécessaire pour tracer l'ensemble de $\Delta K_{eff,th}$ selon ce modèle (Figure 5-40).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Dans le cas du modèle de El Haddad, les paramètres b_0 et $\Delta K_ø$ sont optimisés pour fitter au mieux les points expérimentaux. On obtient respectivement $\Delta K_ø$=6.3MPa.m$^{1/2}$ et b_0=50µm (Figure 5-40). La valeur de $\Delta K_ø$ obtenue avec ce modèle est beaucoup plus proche de la valeur obtenue par essais de fatigue. Le modèle El Haddad semble plus représentatif de l'évolution expérimentale du seuil $\Delta K_{eff,th}$.

5.3.2.3 Influence de la plasticité sur l'identification de $\Delta K_ø$

Afin de vérifier la représentativité des modèles pour des conditions élastoplastiques, l'ensemble des conditions d'arrêt de propagation en fretting simple est modélisé avec la loi EP_C-K. Les valeurs de $\Delta K_{I,max}$ relatives à chaque longueur de fissure sont tracées en fonction de b sur la Figure 5-41.

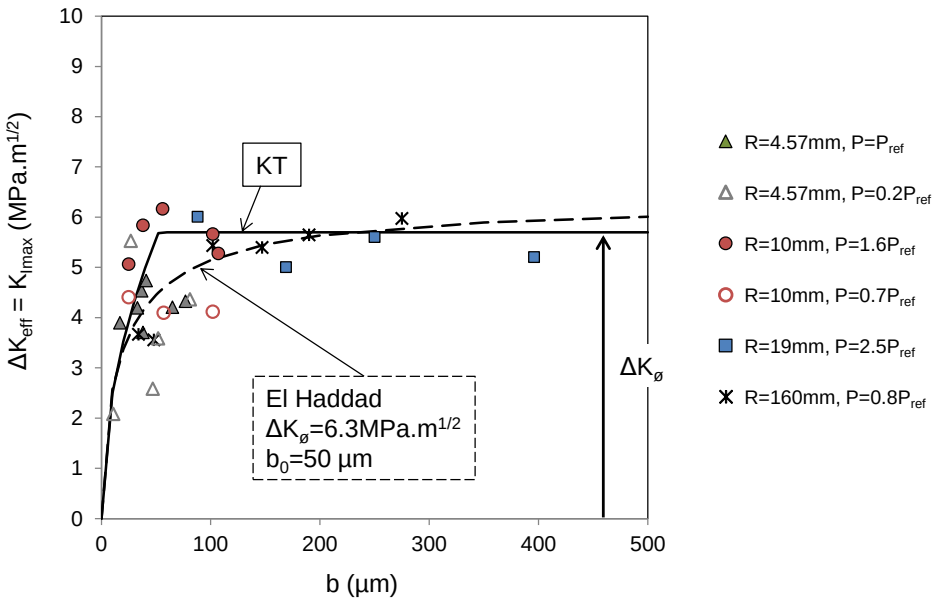


Figure 5-41 : Identification inverse de $\Delta K_{eff,th}$ à partir de l'ensemble des conditions expérimentales d'arrêt de propagation en fretting simple modélisées par éléments finis avec les lois EP_C-K.

Les valeurs de $\Delta K_{I,max}$ issues de l'analyse inverse élastoplastique des résultats d'arrêt de fissuration des autres contacts correspondent bien aux valeurs trouvées issues de l'analyse élastique (R=160mm).

Ce résultat est intéressant car il montre l'unicité et donc la stabilité de la détermination du $\Delta K_{eff,th}$ par analyse inverse de conditions d'arrêt de propagation en fretting pour différents rayons de contact et différentes conditions élastiques ou élastoplastiques de chargement. D'autre part cette très bonne convergence entre les résultats élastiques et élastoplastiques confirme la pertinence de la loi EP_C-K pour décrire le comportement cyclique du matériau étudié.

On remarque que le modèle de El Haddad moyenne bien l'évolution des résultats expérimentaux obtenus, en revanche le modèle KT est légèrement conservatif pour les fissures inférieures à 100µm.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.3.3 Estimation de la frontière d'arrêt de fissuration dans la carte de fretting fatigue

5.3.3.1 Estimation de la frontière d'arrêt de fissuration dans la carte de fretting fatigue avec une simulation EP_C-K ; comparaison des modèles de calcul de ΔK_{eff}

Ayant identifié l'évolution de $\Delta K_{eff,th}$, la méthode décrite au § 5.3.2.1 est suivie pour déterminer la frontière d'arrêt de propagation dans la carte de fretting fatigue. La Figure 5-42a compare tout d'abord les frontières d'arrêt de propagation obtenues en considérant $\Delta K_{eff,th}$ de KT versus $\Delta K_{eff,th}$ de El Haddad en utilisant le modèle de Elber modifié.

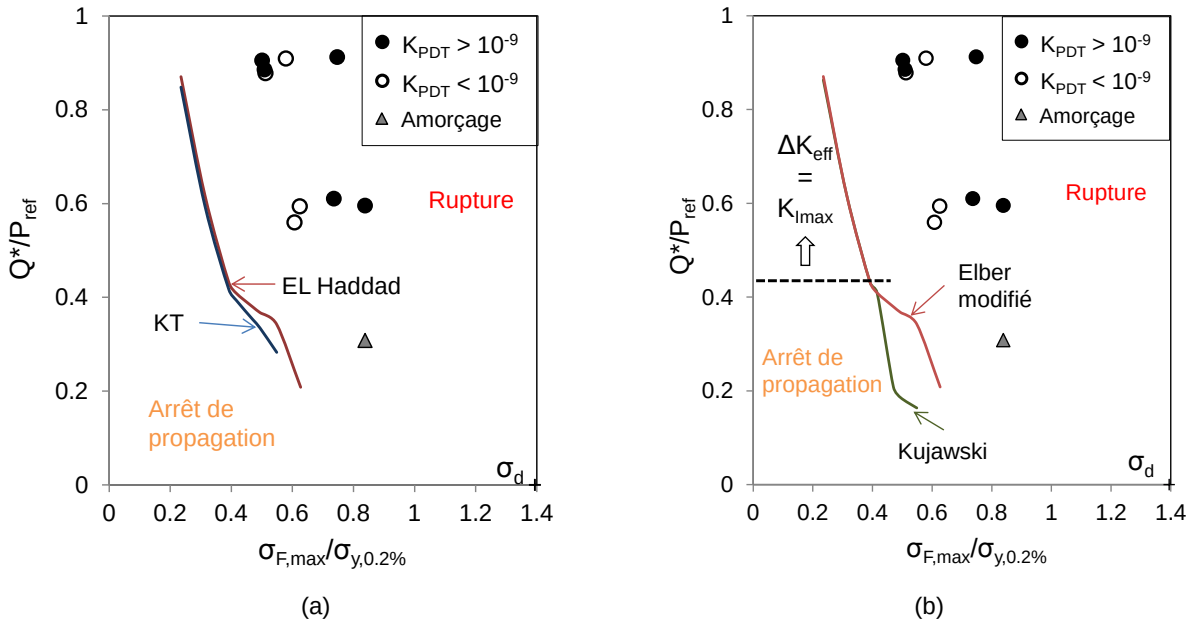


Figure 5-42 : Frontières d'arrêt de propagation dans la carte de fretting fatigue avec R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, R_σ=0.94, N=10^7cycles. (a) Comparaison des formulations du seuil d'arrêt de fissuration (—) El Haddad, (—) Kitagawa Takahashi (KT) (modèle de Elber modifié) ; (b) comparaison des formulations efficaces (—) Elber modifié, (—) et Kujawski (seuil d'arrêt de propagation de El Haddad). Simulations EP_C-K.

Les deux courbes sont très proches et donnent une prévision très conservative du seuil d'arrêt de propagation en fretting fatigue. Il faut noter que les deux modèles prévoient des arrêts de fissuration pour des fissures b>400µm, de sorte que l'arrêt de propagation n'est étudié qu'en fissure longue. Le modèle de El Haddad ($\Delta K_{ø}$=6.3MPa.$m^{1/2}$ et b_0=50µm), légèrement meilleur et basé sur une formulation continue plus facile à manipuler sera désormais préféré et appliqué dans la suite de l'analyse.

La Figure 5-42b compare alors les différents modèles de formulation efficace. Les frontières d'arrêt de fissuration obtenues avec les modèles de Elber modifié et de Kujawski, sont comparées par rapport aux points expérimentaux.

Les deux modèles donnent une estimation conservative du domaine d'arrêt de propagation. Cependant ce conservatisme a le mérite de garantir un coefficient de sécurité pour le design des structures.

Les modèles de Kujawski et Elber modifié donnent le même résultat pour Q^*/P_{ref}>0.41 (Figure 5-42b & Figure 5-43a). Ce résultat s'explique en observant l'évolution du facteur R_K en pointe de fissure en fonction du chargement de fretting (Figure 5-43b). Pour Q^*/P_{ref}>0.41, R_K reste strictement inférieur à -1. Ainsi, selon les équations 5-32 & 5-35, la relation $\Delta K_{eff}=K_{Imax}$ est vérifiée quel que soit le modèle appliqué (Figure 5-43c).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Pour Q^*/P_{ref}<0.41, le modèle de Elber modifié propose une formulation différente de ΔK_{eff} étant donné que R_K est désormais supérieur à -1 (Eq. 5-35). Cette formulation permet d'obtenir un seuil d'arrêt de propagation plus représentatif qu'avec la formulation de Kujawski, du moins pour cette configuration.

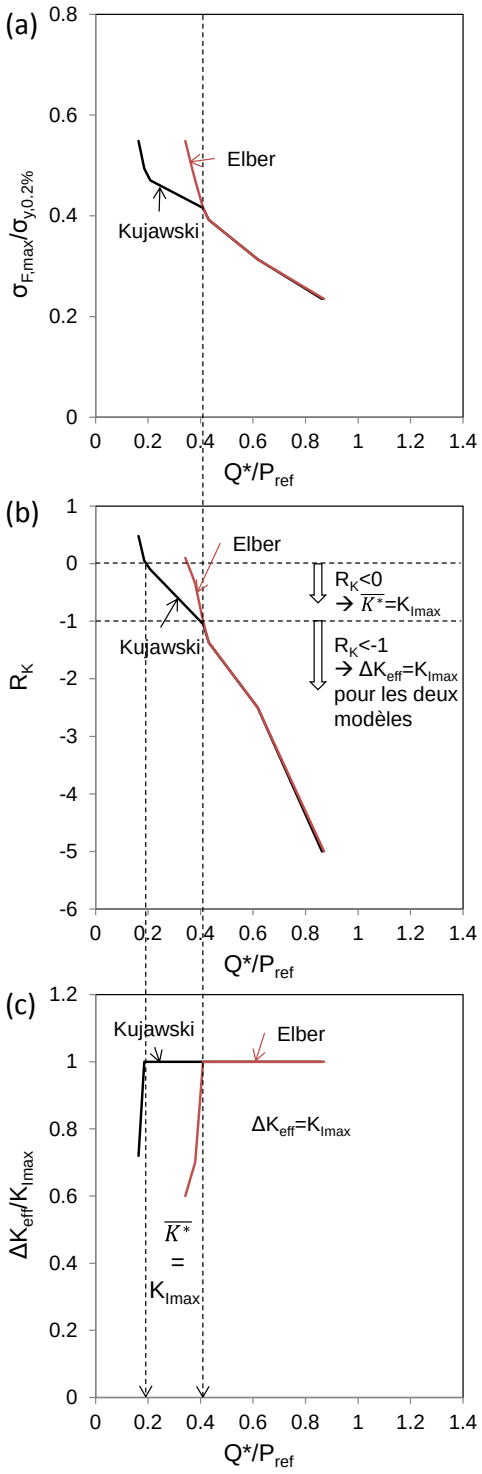


Figure 5-43 : (a) Evolution de la charge de fatigue associée au seuil d'arrêt de propagation en fonction du chargement de fretting Q*, (b) Evolution du ratio R_K en fonction du chargement associée au seuil d'arrêt de propagation, (c) Evolution du ratio $\Delta K_{eff}/\Delta K_{Imax}$ en fonction du chargement de fretting à la condition d'arrêt de propagation. (Contact R=19mm, P=2.5P_{ref}, simulations EP_C-K)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.3.3.2 Influence de la plasticité sur le domaine d'arrêt de fissuration

De façon à quantifier l'influence de la loi plastique, les frontières d'arrêt de propagation associées aux lois élastiques, EP_M-I et EP_C-K sont calculées et tracées dans la carte de fretting fatigue sur la Figure 5-44a.

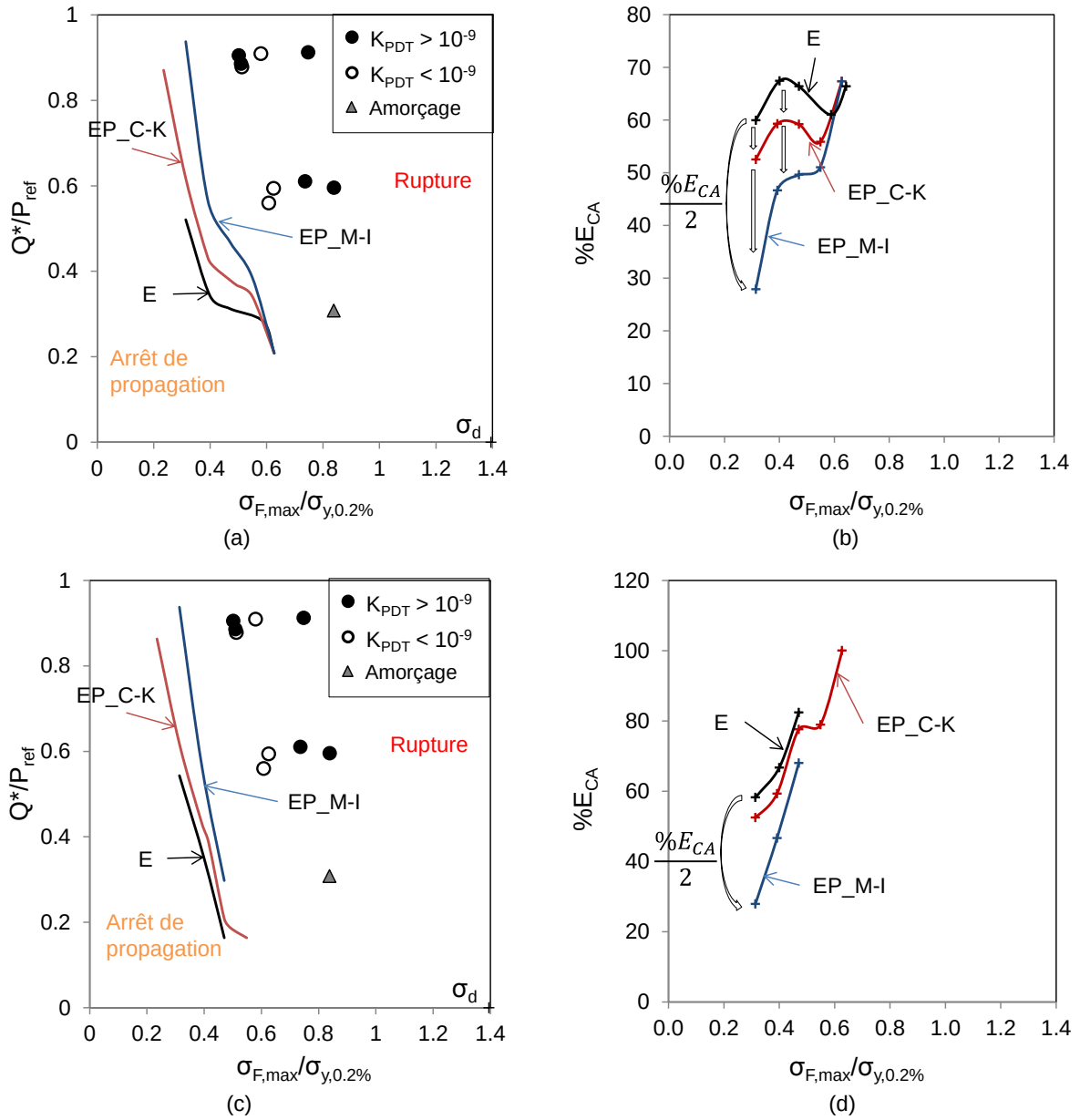


Figure 5-44 : (a) Carte de fretting fatigue des frontières d'arrêt de propagation théorique (Elber modifié);
(b) Erreurs par rapport aux points expérimentaux de chaque hypothèse (Elber modifié) ;
(c) Carte de fretting fatigue des frontières d'arrêt de propagation théorique (Kujawski) ;
(d) Erreurs par rapport aux points expérimentaux de chaque hypothèse (Kujawski).
Loi élastique (—), loi élastoplastique EP_M-I (—) et loi élastoplastique EP_C-K (—).

Comme pour les frontières d'amorçage, une simulation élastique de la frontière d'arrêt de propagation donne lieu à une estimation très conservative du domaine d'arrêt de propagation. Plus étonnant, la frontière EP_C-K est plus conservative que la frontière EP_M-I. Cela peut s'expliquer par le fait que le rapport de charge de fatigue est très élevé : R_σ=0.94, de sorte que dans le volume, l'éprouvette subit un chargement qui est plutôt quasi-statique que cyclique. Une autre hypothèse est que la loi cyclique,

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

ayant été identifiée pour un rapport de charge R=-1, est moins représentative lorsque le rapport de charge dans l'éprouvette est trop élevé.

Pour quantifier précisément la représentativité de chaque prévision, le paramètre d'erreur suivant est considéré :

$$E_{CA}\% = \frac{\sqrt{\left(\sigma_{F,\max(\exp)} - \sigma_{F,\max(th)}\right)^2}}{\sigma_{F,\max(\exp)}} * 100 \qquad (0.3 \leq Q^*/P_{ref} \leq 0.8) \qquad (5\text{-}40)$$

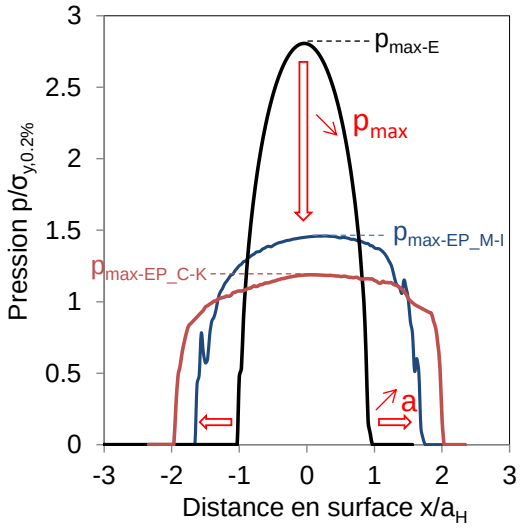
La Figure 5-44b trace l'erreur E_{CA}% pour les prévisions, élastique, élastoplastique M-I et élastoplastique C-K en considérant le modèle de Elber modifié. Comme observé sur la carte de fretting fatigue, quelle que soit la loi de comportement utilisée, l'erreur est importante : supérieure à 30%. Dans chaque cas, l'erreur de la prévision croît quand la contrainte de fatigue augmente. La prise en compte de la plasticité réduit néanmoins fortement l'erreur de prévision : pour $\sigma_{F,max}$=0.3x$\sigma_{y,0.2\%}$ il y a un écart de 8 points de pourcentage entre les prévisions E et EP_C-K et de 32 points entre les prévisions E et EP_M-I (%$E_{CA,EP_C\text{-}K}$=%$E_{CA,E}$/1.15 et %$E_{CA,EP_M\text{-}I}$=%$E_{CA,E}$/2). L'écart diminue ensuite quand la contrainte de fatigue augmente : pour $\sigma_{F,max}$=0.6x$\sigma_{y,0.2\%}$, l'écart devient nul entre les prévisions E et EP_C-K et EP_M-I. Cela peut s'expliquer par le fait que pour $\sigma_{F,max}$=0.6x$\sigma_{y,0.2\%}$, le seuil de chargement de fretting est faible (Q^*/P_{ref}=0.2) si bien qu'il ne génère pas de plasticité dans l'interface.

Les résultats obtenus avec le modèle de Kujawski (Figure 5-44 c&d) conduisent aux mêmes conclusions. Ainsi, le formalisme du ΔK_{eff} choisi (Elber modifié ou Kujawski) n'a finalement que peu d'influence et l'essentiel est de bien considérer la loi plastique utilisée pour établir l'état stabilisé

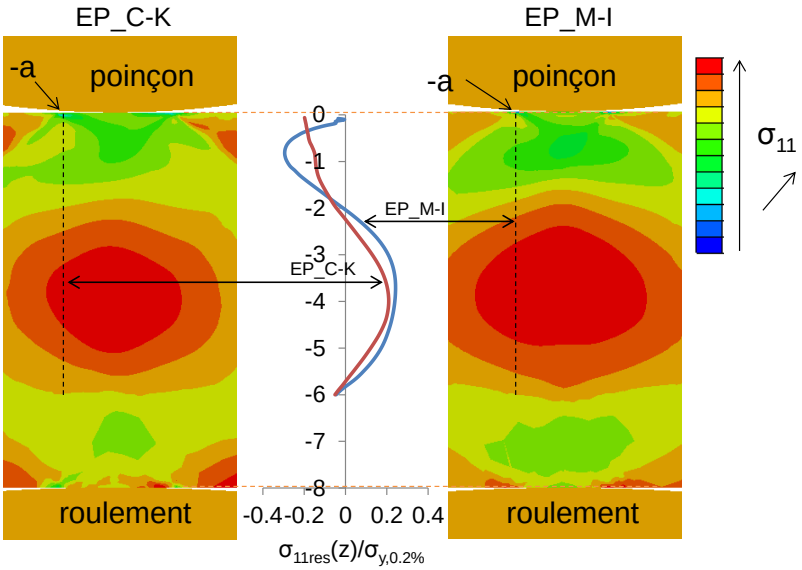
Il a été montré au § 5.2.4 comment la plasticité influence l'amorçage des fissures. Pour des conditions de chargement entraînant la propagation des fissures, les niveaux d'effort de fretting sont bien plus élevés, et génèrent des déformations plastiques plus importantes. Ces déformations plastiques affectent la prévision de deux manières : par accommodation plastique du contact et par la création de contraintes résiduelles en sous couche.

La condition de fretting fatigue (R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.63, R_σ=0.94, Q^*/P_{ref}=0.60) qui, expérimentalement est en arrêt de fissuration, est simulée. La Figure 5-45a confirme le fait que la plasticité entraîne une augmentation de l'aire de contact accompagnée d'une diminution du maximum de pression.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a)



(b)

Figure 5-45 : Effet de la plasticité sur la condition de fretting fatigue (R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.63, Q*/$P_{ref}$=0.60). (a) Comparaison des profils de pression E, EP_M-I et EP_C-K ; (b) Distributions en sous couche des contraintes résiduelles σ_{11res}(x=-a, z) obtenues par simulations EP_M-I et EP_C-K après ouverture du contact et relâchement du chargement de fatigue.

De plus des contraintes résiduelles σ_{11res}(x=-a, z) sont générées par la sollicitation de contact (Figure 5-45b). Dans le cas de la simulation EP_C-K, l'état de contraintes résiduelles est directement compressif en surface. La valeur de la contrainte résiduelle augmente ensuite dans la profondeur et devient positive à 2.5mm sous la surface. La contrainte résiduelle redevient à nouveau compressive à 6mm sous la surface (influence du roulement). Dans le cas de la simulation EP_M-I, la contrainte résiduelle est faible en surface puis devient de plus en plus compressive dans la profondeur. L'état de contraintes résiduelles redevient positif après 2 mm. L'évolution des contraintes résiduelles EP_M-I est ensuite la même que celle observée pour la loi EP_C-K.

Pour chaque hypothèse, les contraintes résiduelles compressives et en tension obtenues sont significatives même si elles restent relativement faibles (trois fois plus faible) par rapport aux chargements extérieurs imposés (fretting-fatigue).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cette analyse explique pourquoi la modélisation élastoplastique permet une meilleure estimation du seuil d'arrêt de propagation. Contrairement à une loi élastique, elle permet de prendre en compte l'accommodation plastique du contact en surface (extension de l'aire de contact et réduction des profils de chargement), et surtout de considérer l'introduction de contraintes résiduelles induites par la sollicitation de fretting fatigue.

5.3.3.3 Effet relatif du contact et des contraintes résiduelles sur la réponse du matériau

L'influence respective de l'accommodation plastique du contact et des contraintes résiduelles est étudiée en comparant les facteurs d'intensité de contraintes (FIC) K_{Imax} relatifs à ces deux contributions. En effet, en considérant que le calcul éléments finis élastoplastique a atteint la condition de stabilisation élastique, il est possible d'appliquer le principe de superposition des FIC.

Pour cela un contact élastique équivalent, permettant d'obtenir le même profil de pression que le profil élastoplastique C-K Figure 5-45a, a été identifié avec la théorie de Hertz : R=95mm, P= $2.5P_{ref}$ (Figure 5-46). Le contact est modélisé et le FIC calculé correspond alors au FIC du contact accommodé seul (Figure 5-48).

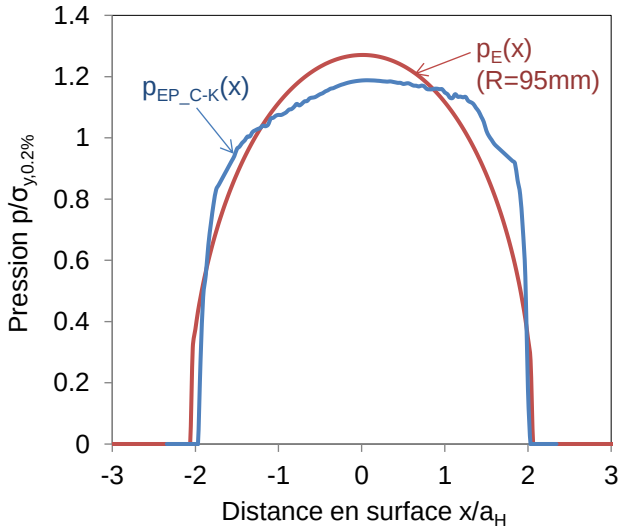


Figure 5-46: Profil de pression élastoplastique (p_{EP}) (R=19.0mm) et profil équivalent élastique (p_E). (R=95.0mm) ($P=2.5P_{ref}$, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.63$, $Q^*/P_{ref}=0.60$)

L'influence séparée des contraintes résiduelles a été extraite en calculant le FIC sur le calcul EP_C-K après retrait du contact (Figure 5-48).

La Figure 5-47 compare l'évolution, en sous couche en bordure de contact, de la distribution des contraintes $\sigma_{11,max(eq)}$ associées à la géométrie de contact équivalente et la distribution des contraintes résiduelles $\sigma_{11,res}$ issues de la simulation élastoplastique (EP_C-K).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

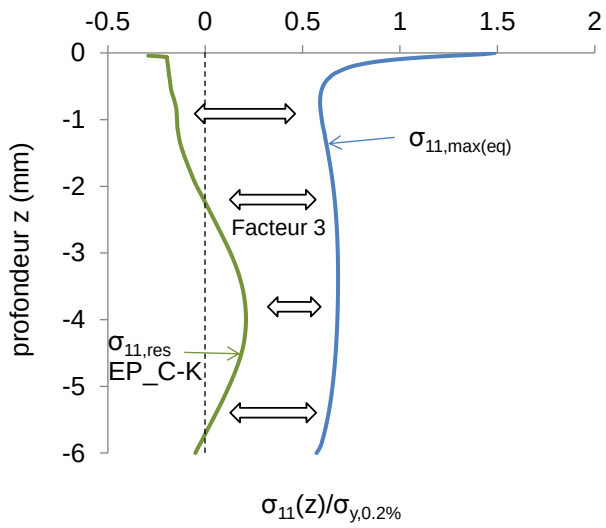


Figure 5-47 : Evolution en sous couche (x=-a, z) des contraintes $\sigma_{11,max}$(eq) associées à la géométrie de contact équivalente et des contraintes résiduelles $\sigma_{11,res}$ issues de la simulation élastoplastique (modèle EP_C-K). ($P=2.5P_{ref}$, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.63$, $Q^*/P_{ref}=0.60$)

Les contraintes liées à la géométrie de contact équivalente sont trois fois plus importantes que les contraintes résiduelles issues de la simulation élastoplastique. Il semble donc raisonnable de penser qu'elles vont contribuer plus largement au FIC élastoplastique. Afin de vérifier cette hypothèse, la Figure 5-48 trace le FIC déduit de chaque contribution ainsi que leur somme ΣK_{Imax} (Equation 5-38) et les compare au FIC obtenu par le calcul complet EP_C-K : $K_{Imax\text{-}EP}$.

$$\Sigma K_{Imax}=K_{Imax\text{-}contact}+K_{Imax\text{-}res} \tag{5-41}$$

Les valeurs ΣK_{Imax} et $K_{Imax\text{-}EP}$ déduites du calcul EP_C-K complet sont superposées ce qui confirme à posteriori le principe de superposition.

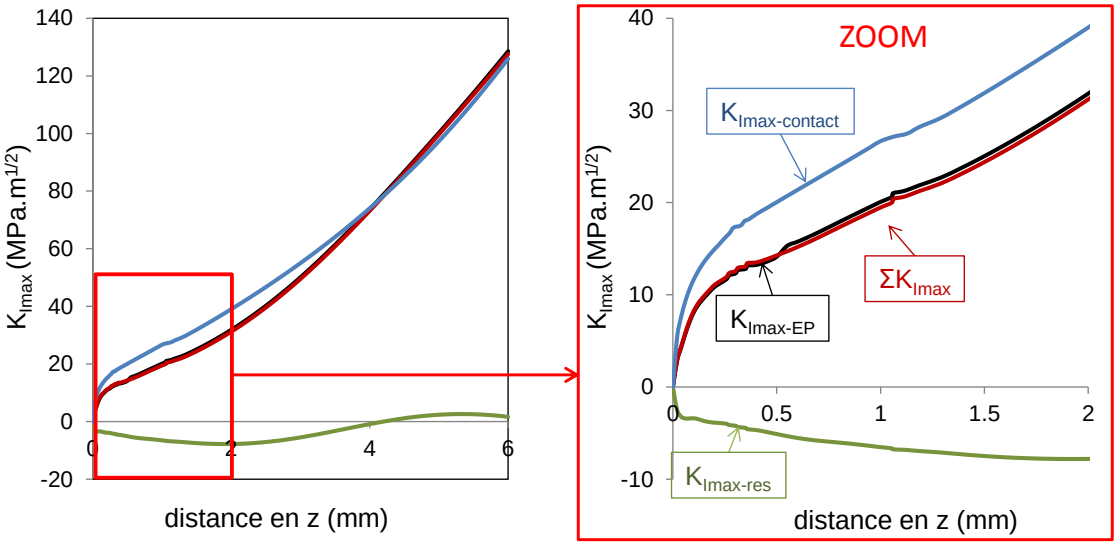


Figure 5-48: Comparison of the SIF with $K_{Imax,E}$, SIF of the equivalent elastic contact $K_{Imax,res}$, SIF of the residual stresses, $\Sigma K_{Imax}= K_{Imax,E^*(Eq)}+ K_{Imax,res}$, and $K_{Imax,EP}$, SIF of the elastic-plastic computation. (R=19.0mm, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.63$, $Q^*/P_{ref}=0.60$)

La comparaison des évolutions de $K_{Imax\text{-}contact}$, $K_{Imax\text{-}res}$ et ΣK_{Imax} montre que l'influence des contraintes résiduelles est tout de même significative sur les 4 premiers millimètres. Etant donné que l'épaisseur

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

des éprouvettes est de 8mm, cette influence est non négligeable. Ceci est confirmé par la Figure 5-49 qui montre l'influence relative de chaque contribution.

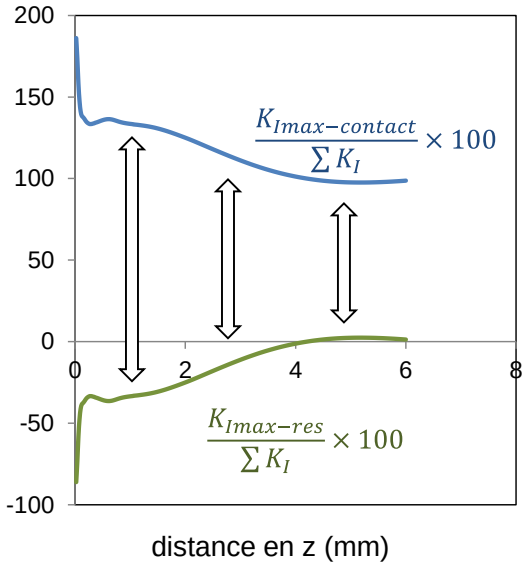


Figure 5-49: Influence relative des contributions du contact (—) et des contraintes résiduelles (—) sur l'évolution finale du FIC.

Toutefois la contribution du chargement de contact au FIC élastoplastique est au minimum 3 fois plus importante que celle associée aux contraintes résiduelles sur les 3 premiers millimètres (Figure 5-49) et devient supérieure à 90% au-delà, ce qui corrobore les observations sur les contraintes (Figure 5-47).

Une autre façon de quantifier l'effet relatif de l'accommodation géométrique (par plasticité) de la surface vis à vis de la contribution induite par l'introduction de contraintes résiduelles de compression, consiste à regarder la variation apportée par chaque contribution par rapport à un modèle 100% élastique (Figure 5-50).

On pose les variables suivantes :

- La variation due à l'accommodation géométrique du contact :

$$\mathcal{V}K_{Imax(géométrie)} = K_{Imax-E} - K_{Imax-E_eq} \quad (5\text{-}42)$$

Avec K_{Imax-E_eq} le FIC du contact élastique équivalent au contact EP stabilisé ($K_{Imax-E_eq} = K_{Imax-contact}$).

- La variation due aux contraintes résiduelles :

$$\mathcal{V}K_{Imax(res)} = K_{Imax-E_res} - K_{Imax-EP_res} \quad (5\text{-}43)$$

Avec K_{Imax-E_res} nul quel que soit z et $K_{Imax-EP_res}$ le FIC des contraintes résiduelles du modèle EP ($K_{Imax-E_res} = K_{Imax-res}$).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

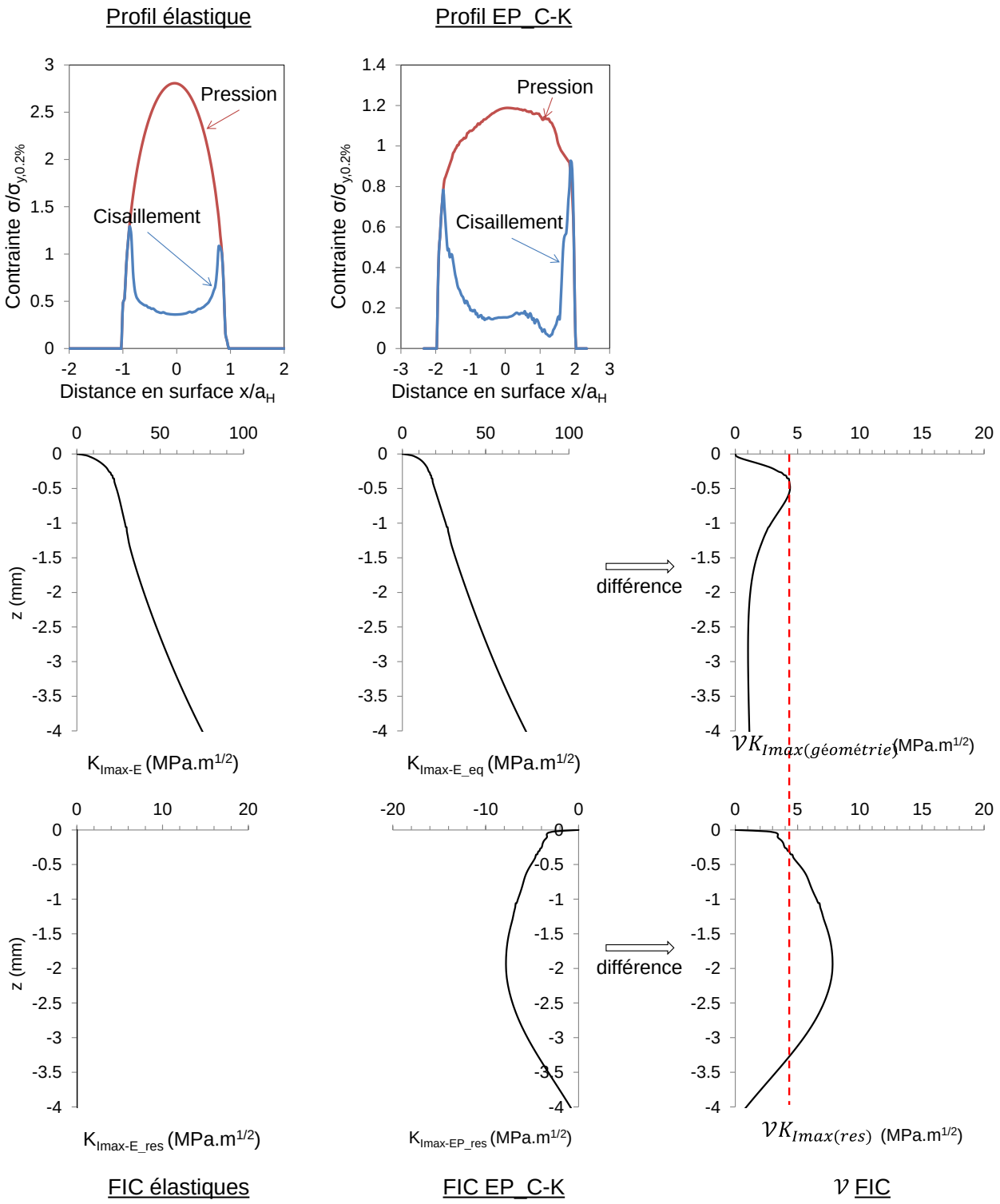


Figure 5-50 : Effet relatif de la plasticité vis à vis de l'accommodation plastique du contact et vis à vis des contraintes résiduelles. (R=19.0mm, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.63, Q^*/P_{ref}=0.60)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cette analyse relative permet de montrer que les deux contributions (accommodation géométrique du contact par déformation plastique et contraintes résiduelles) sont en fait équivalentes en surface. La contribution des contraintes résiduelles est même sensiblement supérieure à celle induite par l'extension géométrique du contact entre 1 et 3 mm de profondeur (Figure 5-50) (pour -1<z<-3 mm, $K_{Imax(res)} > \mathcal{V}K_{Imax(géométrie)}$).

La Figure 5-51, traçant le ratio $\mathcal{V}K_{Imax(res)}/\ \mathcal{V}K_{Imax(géométrie)}$ en fonction de z, permet de quantifier cet aspect. Ainsi, l'influence relative des contraintes résiduelles est en moyenne 4 fois supérieure à celle de l'extension géométrique du contact avec un facteur maximum de 7 pour z=-2.4mm.

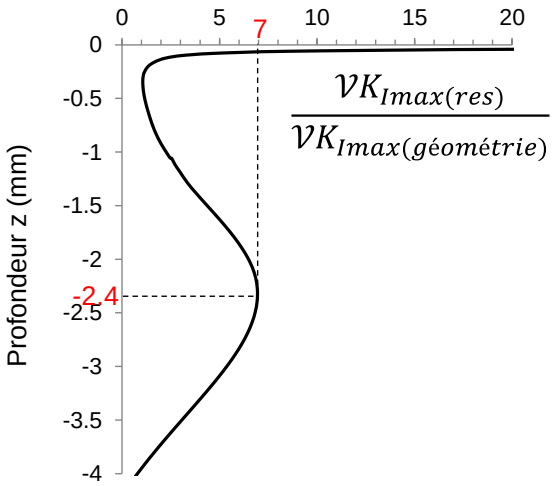


Figure 5-51 : Tracé du ratio $\mathcal{V}K_{Imax(res)}/\ \mathcal{V}K_{Imax(géométrie)}$ en fonction de z (associé à la Figure 5-50)

Par ailleurs, le principe de superposition est là encore satisfait puisque la variation totale du K_{Imax} entre un modèle 100% élastique et un modèle EP_C-K est bien égale à la somme des deux contributions liées à l'extension géométrique du contact par plasticité et l'introduction des contraintes résiduelles (Figure 5-52).

$$\mathcal{V}K_{Imax(E//EP)} = \mathcal{V}K_{Imax(géométrie)} + \mathcal{V}K_{Imax(res)} \quad (5\text{-}44)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

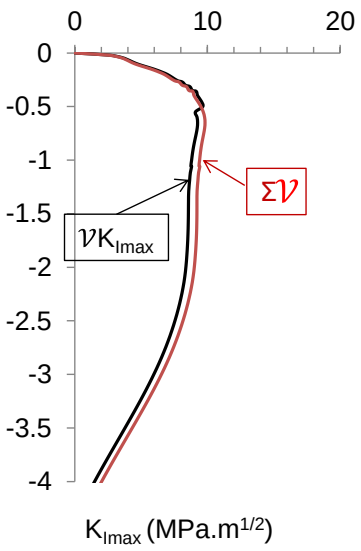


Figure 5-52 : Représentation graphique du principe de superposition des variations du FIC comme proposé par l'équation 5-44.

Il est important de noter que les distributions des contraintes sont tributaires de la loi plastique considérée. Une façon de valider ces résultats aurait été de réaliser des profils de contraintes résiduelles (DRX) en particulier au niveau des traces de fretting. Ce volet n'a malheureusement pas pu être réalisé dans le cadre de la thèse mais sera très certainement finalisé par la suite.

5.4 Synthèse des résultats

5.4.1 Synthèse concernant l'établissement des cartes de fretting fatigue

Dans ce chapitre l'amorçage des fissures et l'arrêt de propagation ont été étudiés séparément. Les frontières d'amorçage et d'arrêt de fissuration peuvent être rassemblées dans la carte de fretting fatigue. Cette dernière offre alors une information globale sur la réponse en fissuration du matériau.

La Figure 5-53 présente les cartes de fretting fatigue des deux contacts étudiés dans ce chapitre, le contact de référence et le contact R=19.0, P=2.5P_{ref}. Dans le cas du contact de référence, nous ne disposons pas de points expérimentaux en arrêt de propagation.

Pour les deux configurations de contact, les frontières d'amorçage et d'arrêt de fissuration convergent en un point à partir duquel le domaine d'arrêt de fissuration disparaît. Pour des chargements de fatigue supérieurs à ce point, si la force tangentielle est suffisante pour amorcer une fissure, cette dernière se propagera systématiquement jusqu'à la rupture de la pièce. Il est donc pertinent de dimensionner le contact de façon à se situer en dessous de ce seuil critique.

Il est important de noter que dans le cas du contact référence soumis à un rapport de charge de fatigue R_σ=0.6 (Figure 5-53b), la frontière d'arrêt de fissuration cyclique est au-dessus de la frontière monotone. Contrairement aux cas présentés sur les Figure 5-53a&c, quasi précontraints, l'amplitude de fatigue dans le volume est suffisante pour générer une sollicitation cyclique qui est semble-t-il mieux représentée par la loi EP_C-K.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

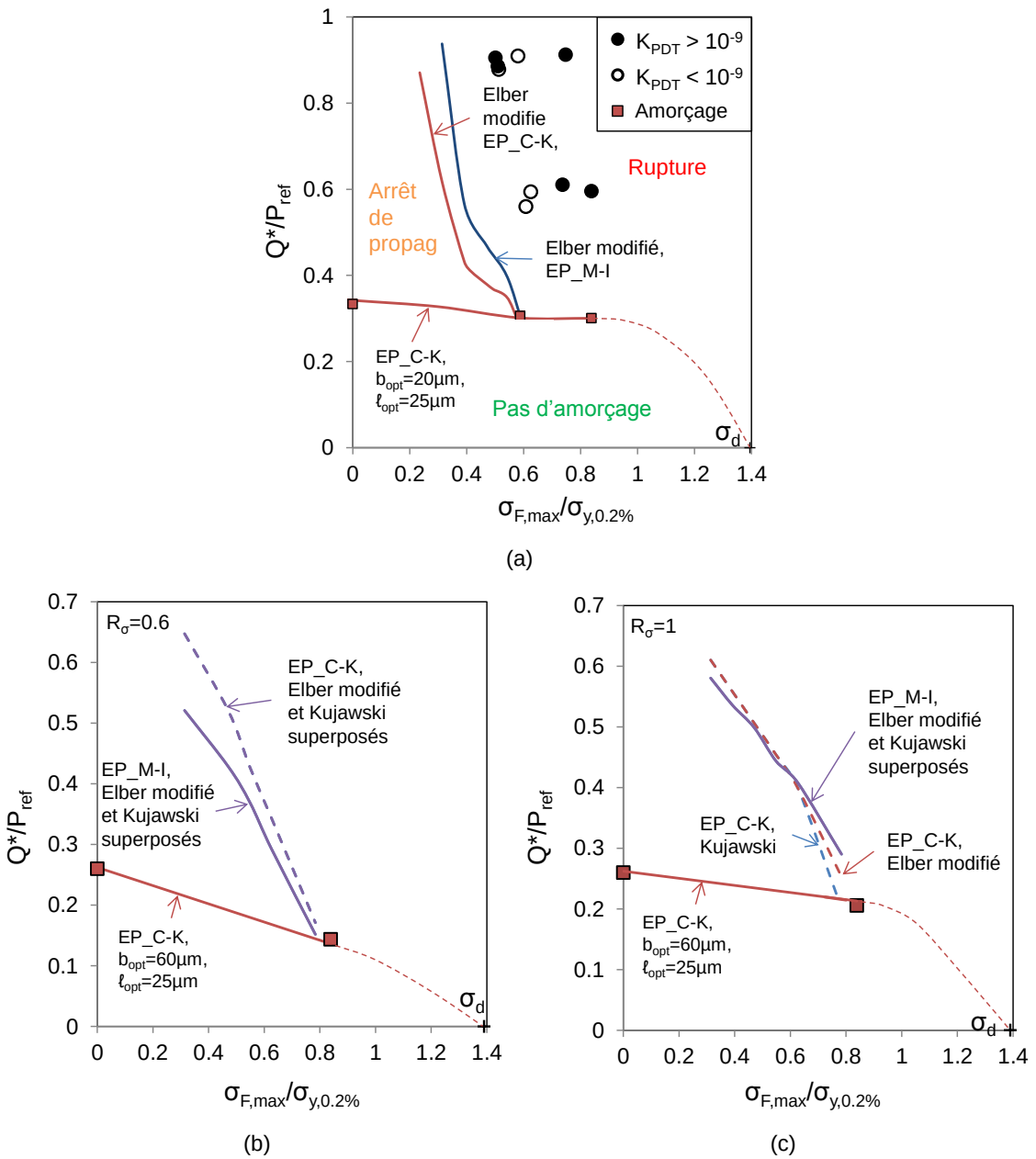


Figure 5-53 : Frontières, d'amorçage et d'arrêt de propagation, théoriques comparées aux points expérimentaux dans la carte de fretting fatigue. (a) contact R=19.0mm, P=2.5P_{ref}, R_σ=0.94, b_{opt}=20µm, ℓ_{opt}=25µm. (b) Contact de référence R=4.6mm, P_{ref}, R_σ=0.6, b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm. (c) Contact de référence R=4.6mm, P_{ref}, R_σ=1, b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm.

Il est intéressant de noter que pour prévoir l'ensemble de la carte de fretting fatigue, il suffit de connaître la droite d'amorçage des fissures en fretting simple. En effet, en simulant plusieurs points de cette droite, il est possible d'identifier par méthode inverse ΔK_{th} et b_0 tel qu'il a été montré au § 5.3.2.2. Alors les valeurs b_{opt} et ℓ_{opt} sont identifiées telle que $b_{opt}=b_0$ et $\ell_{opt}=0.5b_0$ Puis avec ces valeurs les frontières d'amorçage des fissures et d'arrêt de fissuration peuvent être calculées.

La carte de fretting fatigue qui permet le dimensionnement de contacts de fretting fatigue peut, de fait, être établie à partir de l'analyse peu coûteuse d'essais en fretting simple pour un rayon donné.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

5.4.2 Méthode expérimentale rapide d'obtention de la carte de fretting fatigue

Le paragraphe précédent a montré que pour prévoir la carte de fretting fatigue, il suffit de connaître la droite d'amorçage des fissures en fretting simple. Toutefois il peut être intéressant de valider cette dernière par quelques points expérimentaux en fretting fatigue. La méthode suivante, illustrée dans la Figure 5-54, permet d'obtenir rapidement la carte de fretting fatigue à partir d'un nombre limité d'essais :

- Réalisation de la droite d'amorçage en fretting simple pour l'obtention du point A : seuil d'amorçage à b_{opt} ;
- Réalisation d'une courbe d'endurance à fatigue fixée et fretting variable. La limite d'endurance constitue un point de la frontière d'arrêt de propagation (point B) ;
- Pour la même condition de fatigue, diminution de la force tangentielle jusqu'à obtenir la droite d'amorçage des fissures. Une condition d'amorçage en fretting fatigue est alors obtenue (point C).

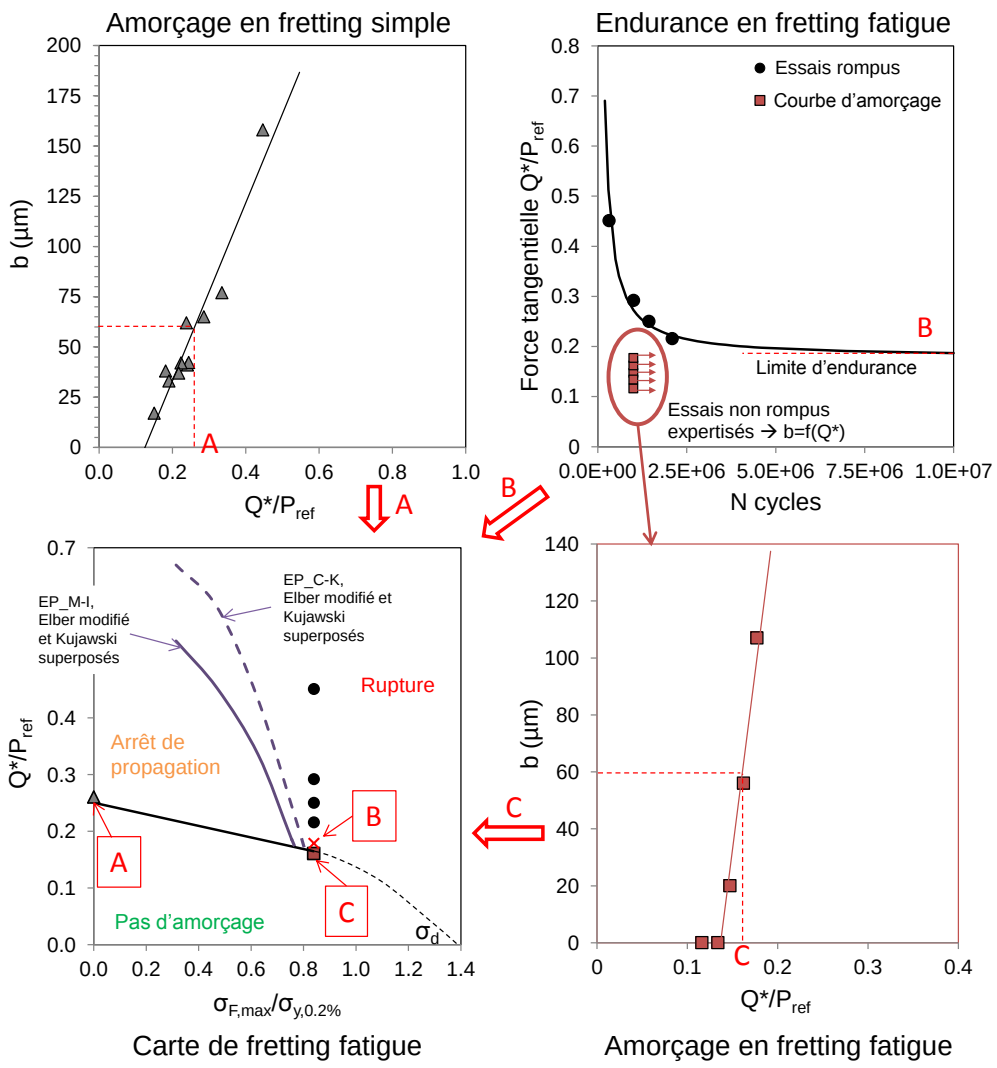


Figure 5-54 : Illustration de la méthode rapide d'obtention de la carte de fretting fatigue (contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, R_σ=0.8, simulations EP_C-K, b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm). (▲) Conditions de fretting simple, (●) conditions rompues de fretting fatigue, (■) conditions non rompues en fretting fatigue, (✕) limite d'endurance, (—) frontière d'amorçage (Crossland), frontières d'arrêt de propagation théoriques (- - -) EP_C-K, (—) EP_M-I, (- -) et extrapolation à σ_d.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Une telle démarche a été suivie avec le contact de référence (Teta/Frette R=4.6mm, $P=P_{ref}$). La condition de fatigue étudiée était $\sigma_{F,max}=0.84\sigma_{y,0.2\%}$ et $R_\sigma=0.84$. Seuls 15 essais ont été nécessaires pour déterminer les points A, B et C (Figure 5-54). Ils sont comparés à la prévision théorique dans la Figure 5-54.

De la même manière que précédemment, l'amorçage est estimé très précisément tandis que l'arrêt de propagation est conservatif. Il aurait fallu réaliser la courbe d'endurance pour une condition de fatigue plus faible pour quantifier le conservatisme de la frontière d'arrêt de propagation.

Cette approche rapide permet toutefois de confirmer la stabilité de la méthode prédictive proposée pour estimer le seuil d'amorçage et la frontière d'arrêt de propagation.

5.5 Conclusion sur l'étude et la modélisation du comportement en durée de vie infinie.

L'amorçage et l'arrêt de propagation des fissures dans le Teta ont été étudiés pour un spectre varié de rayons de contacts et de sollicitations. Malgré des pressions de contact entraînant de fortes déformations plastiques, un comportement similaire à la littérature a été observé :

- A iso pression, plus le rayon de cylindre diminue, donc plus le gradient de contrainte est élevé, plus le cisaillement à l'amorçage augmente. Il y a un effet bénéfique du gradient de contrainte sur l'amorçage des fissures ;
- Il y a un faible effet de la force normale sur la valeur du seuil d'amorçage, toutefois, une force normale élevée est bénéfique puisqu'elle entraîne une force tangentielle à l'amorçage plus élevée ;
- L'ajout d'un chargement de fatigue au chargement de fretting n'influence pas l'amorçage des fissures à b→0µm, mais diminue fortement la force tangentielle à l'amorçage des fissures plus longues ;
- Pour b>0µm, plus le rapport de charge diminue, plus l'amplitude de fatigue est élevée et plus la force tangentielle à l'amorçage diminue ;
- A rapport de charge constant, l'effet de la contrainte moyenne de fatigue est négligeable.

L'estimation du chargement nécessaire à l'amorçage des fissures a été réalisée grâce au critère de Crossland appliqué à une distance critique ℓ sur les contraintes stabilisées calculées par éléments finis. Une attention particulière a été portée à l'influence de la longueur de fissure à considérer pour estimer l'amorçage. Un couple (b_{opt},ℓ_{opt}), dépendant de la loi matériau et pour lequel les prévisions sont optimales quels que soient le contact et la sollicitation considérés a été défini.

Il a été montré que ℓ_{opt} est constante quel que soit le gradient de contrainte (rayon de cylindre et loi matériau) avec $\ell_{opt}=0.5b_0$. Cela confirme le modèle de Taylor qui suppose que $\ell_T=b_0/2$. Nos travaux complètent ce modèle en spécifiant que cette relation n'est vérifiée que si le seuil d'amorçage est établi pour un défaut d'une dimension équivalente à b_{opt}.

Contrairement à ℓ_{opt}, b_{opt} dont la valeur médiane est proche de b_0 semble dépendre du gradient de contrainte imposé dans l'interface. Une première approximation avec une dépendance linéaire de b_{opt} en fonction du gradient de contrainte a permis d'obtenir des estimations très précises des seuils d'amorçage. Toutefois pour simplifier la démarche (b_{opt},ℓ_{opt}), il est possible de considérer une valeur constante moyenne de b_{opt}, $b_{opt}=b_0$, qui permet d'obtenir des estimations correctes.

Par ailleurs, ce concept (b_{opt},ℓ_{opt}) permet également d'estimer l'amorçage des fissures en considérant une approche simplifiée uniaxiale σ_{moy}-σ_{alt}. Cette approche permet de considérer directement les

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

contraintes issues du calcul EF sans post-traitement supplémentaire dans la mesure où la longueur ℓ_{opt} reste petite par rapport à la taille du contact.

L'influence de la loi matériau E, EP_M-I ou EP_C-K pour le calcul des conditions à l'amorçage a également été étudiée. La plasticité entraîne une forte augmentation du rayon de contact ce qui diminue les pics de pressions et de cisaillement. Par conséquent les efforts nécessaires à l'amorçage doivent être augmentés ce qui permet d'expliquer le plateau du seuil d'amorçage observé dans les cartes de fretting fatigue (σ_F, Q*).

La seconde partie de ce chapitre a été consacrée à l'étude de l'arrêt de propagation des fissures. La frontière d'arrêt de propagation théorique a été obtenue par une méthode découplée :

- simulations des contraintes dans l'éprouvette par éléments finis ;
- calcul du facteur d'intensité de contrainte par la méthode des fonctions de poids ;
- application d'une formulation efficace pour prendre en compte les variations du rapport de charge en sous couche, inhérentes à la sollicitation de contact.

Le seuil d'arrêt de propagation des fissures a été identifié grâce à une analyse inverse de fissures arrêtées, expertisées sur des essais de fretting simple. Un spectre varié de rayons de contact et de sollicitations a été modélisé et une faible dispersion a été obtenue. La détermination du $\Delta K_{eff,th}$ par analyse inverse de conditions d'arrêt de propagation en fretting tant pour des conditions élastiques que pour des conditions élastoplastiques est particulièrement stable dans la mesure où une loi EP_C-K est appliquée pour l'analyse inverse des contacts plastiques.

Les formulations de Kujawski et Elber modifié ont été comparées, les deux formulations donnent des résultats très similaires (légère amélioration de la prévision avec le modèle de Elber modifié). Cela s'explique par le fait que les seuils d'arrêt de fissuration sont prévus pour des contraintes de fatigue relativement faibles. Ainsi, ces conditions d'arrêt de fissuration sont associées à des rapports de charge R_K négatifs. Or, pour ces conditions, les deux formulations proposées considèrent un ΔK_{eff} équivalent égal K_{Imax}

Les contraintes des conditions d'arrêt de propagation sont bien plus élevées que celles des conditions d'amorçage, entraînant ainsi des déformations plastiques encore plus importantes. Outre l'accommodation plastique importante du contact, des contraintes résiduelles sont créées. Seule une loi élastoplastique permet de rendre compte de ces phénomènes. La contribution relative de chaque influence a été étudiée. Chacune de ces contributions a son importance, même si celle des contraintes résiduelles générées par le fretting devient négligeable après 4mm de profondeur.

Les prévisions des seuils d'arrêt de propagation sont très conservatives quels que soient les modèles élastoplastiques utilisés et les lois de comportement considérés. La prévision obtenue par la loi EP_M-I peut être légèrement plus proche des résultats expérimentaux pour les rapports de charge de fatigue élevés. Nous préférons la loi EP_C-K qui donne des résultats très proches et qui a l'avantage d'être représentative du comportement cyclique du matériau et de donner une meilleure prévision du seuil d'amorçage.

Pour conclure, l'approche prédictive des domaines de durée de vie infinie en fretting fatigue requiert la seule connaissance des paramètres ΔK_{th}, b_0 et de la loi plastique du matériau. On montre aussi que les paramètres peuvent être identifiés par analyse inverse d'essais de fretting simple. Afin de vérifier rapidement la validité des frontières théoriques, une approche rapide basée sur la détermination de la courbe d'endurance en fretting fatigue a été proposée.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Chapitre 6 : Etude et estimation de l'endurance en fretting fatigue ; chargements constants et variables

L'estimation de la durée de vie des pièces d'assemblage est essentielle pour l'industrie. Deux phases doivent être distinguées dans la durée de vie : la phase d'amorçage et la phase de propagation des fissures.

Ce chapitre se concentre sur l'estimation de la durée de vie, d'abord pour des sollicitations constantes, puis pour des sollicitations variables, plus représentatives de la réalité industrielle. Dans chaque cas, la durée de vie totale sera calculée comme la somme de la durée de vie à l'amorçage et de la durée de vie en propagation.

La durée de vie à l'amorçage sera estimée avec le critère de Crossland, adapté en fonction du nombre de cycles. Dans le cas de sollicitations variables, une stratégie de cumul de dommage sera appliquée. La durée de vie en propagation sera estimée via l'intégration de la loi de Paris. Un algorithme permettra de calculer la durée de vie totale ainsi que la cinétique de propagation.

Sommaire

6.1 ESTIMER LA DUREE DE VIE SOUS SOLLICITATION CONSTANTE 189
6.1.1 Endurance à l'amorçage en fretting simple 189
6.1.2 Cinétique de propagation en fretting fatigue : méthode inverse 192
6.1.3 Algorithme de calcul de la durée de vie en propagation 195
6.1.4 Estimation de la durée de vie d'essais de fretting fatigue 198
6.1.4.1 Durées de vie expérimentales de contact Teta/Frette soumis à diverses solicitations constantes 198
6.1.4.2 Calcul de la durée de vie théorique des conditions de fretting fatigue testées expérimentalement 199
6.1.4.3 Comparaison des lois, référence SENB et FFI, pour l'estimation de la durée de vie 200
6.1.4.4 Influence de la loi plastique considérée sur l'estimation de la durée de vie 202
6.1.5 Estimation de l'évolution de la longueur des fissures 206
6.2 ESTIMER LA DUREE DE VIE SOUS CHARGEMENTS VARIABLES 208
6.2.1 Description des chargements étudiés 208
6.2.2 Etude expérimentale de la cinétique de propagation sous sollicitations variables 209
6.2.3 Algorithme prévisionnel de la durée de vie des essais bloc 211
6.2.4 Applications de l'algorithme de calcul de la durée de vie de chargements par blocs 214
6.2.4.1 Cinétique de propagation théorique de l'essai à 3 blocs de chargements variables 214
6.2.4.2 Cinétique de propagation d'un cas plus complexe à 5 blocs de chargements variables 215
6.2.4.3 Synthèse sur l'ensemble des chargements blocs n'induisant pas la rupture de l'éprouvette 216
6.2.4.4 Etude de chargements blocs induisant la rupture de l'éprouvette 219
6.3 CONCLUSION 221

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

6.1 Estimer la durée de vie sous sollicitation constante

6.1.1 Endurance à l'amorçage en fretting simple

Au chapitre précédent, l'amorçage des fissures était étudié avec le critère de Crossland à 10^6 cycles. En effet, nous étudions des conditions d'endurance infinie, et nous avions montré qu'à 10^6 cycles, les fissures étaient en arrêt de propagation.

Cependant, selon la sollicitation de fretting fatigue appliquée au contact, l'amorçage des fissures peut survenir beaucoup plus tôt. Afin de prévoir la durée de vie à l'amorçage, il faut d'abord identifier l'évolution du risque d'amorçage de Crossland en fonction du nombre de cycles $d_C(N)$. Par ailleurs, la démarche (b_{opt},ℓ_{opt}) est conservée. Ce chapitre se concentrant uniquement sur le contact référence Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, les valeurs correspondantes identifiées précédemment sont considérées soit ℓ_{opt}=25µm et b_{opt}=60µm.

Classiquement, il y a amorçage des fissures si :

$$d_C = \frac{\sigma_C(x=-a,z=\ell_{opt})}{\tau_d} \geq 1 \quad (6\text{-}1)$$

Lorsque N est inférieur à 10^6 cycles, le risque d'amorçage peut évoluer et il y aura amorçage si :

$$Q^*_{CN}(N,b_{opt}) \rightarrow \frac{\sigma_C(N,x=-a,z=\ell_{opt})}{\tau_d} \geq d_C(N) \quad (6\text{-}2)$$

Avec

$$\sigma_C(x=-a,z=\ell_{opt},N) = \sqrt{J_{2,a}}(x=-a,z=\ell_{opt}) + \alpha_C(N).\sigma_{H,max}(x=-a,z=\ell_{opt}) \quad (6\text{-}3)$$

Sachant que $\alpha_C(N)$ est constant selon N, α_C=0.46±0.02, comme il a été montré au Chap.3 § 3.3.

La Figure 6-1a reprend la courbe d'endurance expérimentale à l'amorçage $Q^*_{CN}(N_A)$ déterminée au chapitre précédent en traçant l'évolution des longueurs de fissure projetées pour différents nombres de cycles (voir Chap. 5 § 5.1.3). La courbe d'endurance a été modélisée par une loi puissance dont les paramètres A_1, b_1 et Q_∞ dépendent de la longueur critique de fissure considérée pour l'amorçage :

$$N_{A,Q} = A_1\left(\frac{Q^*}{P_{ref}} - Q_\infty\right)^{b_1} \quad (6\text{-}4)$$

Avec

- $A_1(b)=91b+2815$
- $b_1(b)=1.6\text{x}10^{-3}b-0.647$
- $Q_\infty=2.2\text{x}10^{-3}b+0.124$

Pour b_{opt}=60µm, ces paramètres sont donc égaux à A_1=8275, b_1=-0.55, Q_∞/P_{ref}=0.256 avec les lois EP_C-K.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

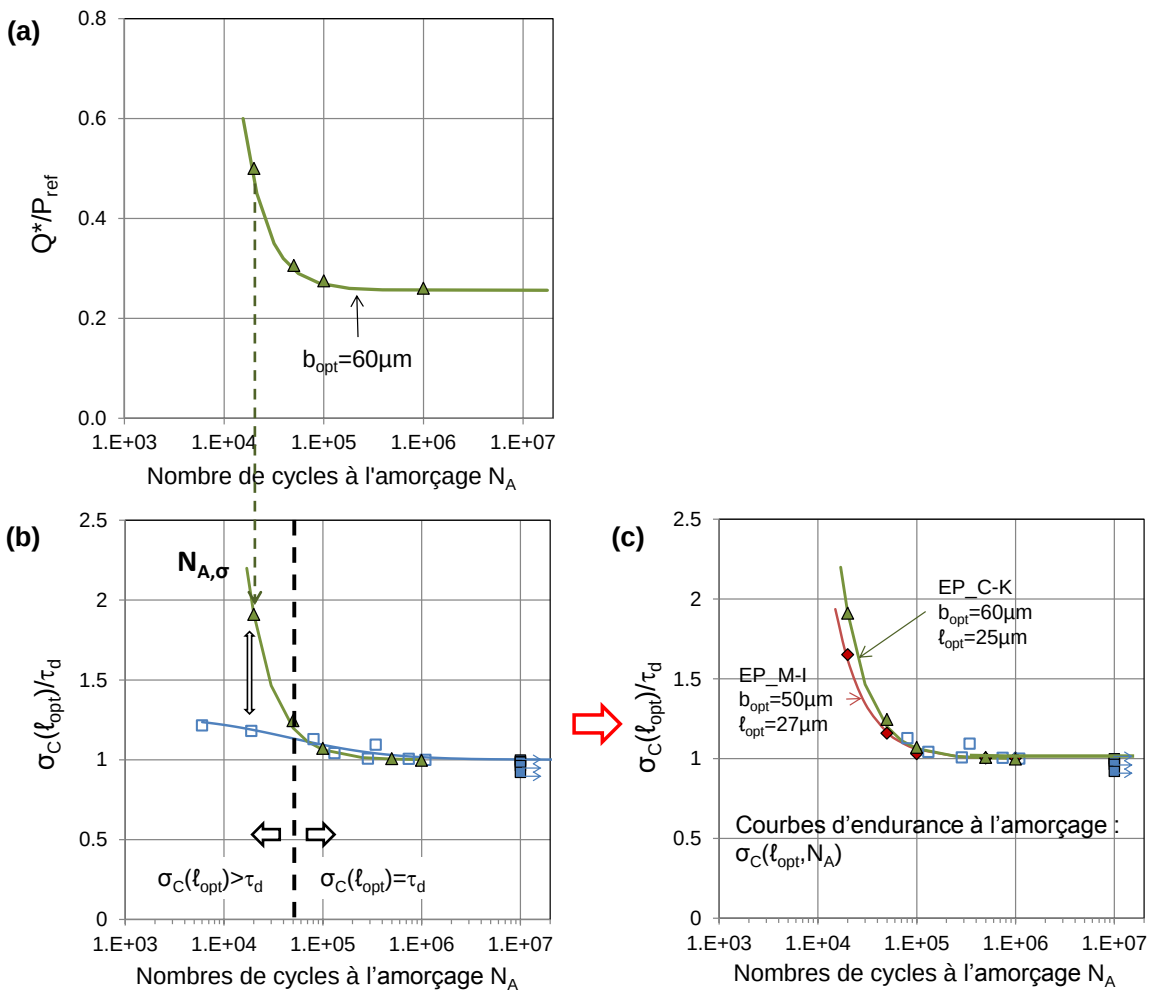


Figure 6-1 : (a) courbes d'endurance à l'amorçage macroscopique $N_{A,Q}$, b_{opt}=60µm.
(b) Conditions d'amorçage à $\sigma_C(\ell_{opt})$ en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. (▲) conditions d'amorçage EP_C-K à b_{opt}=60µm et ℓ_{opt}=25µm modélisées par la courbe d'endurance locale $N_{A,\sigma}$ (—) et comparées à la courbe d'endurance en torsion alternée (—,□ :essais rompus, ■ : essais non rompus).
(c) Courbes d'endurance à l'amorçage $\sigma_C(\ell_{opt}, N_A)$ du matériau. (▲) conditions d'amorçage EP_C-K à b_{opt}=60µm et ℓ_{opt}=25µm modélisées par la courbe d'endurance locale $N_{A,\sigma}$ (—) et (◆) conditions d'amorçage EP_M-I à b_{opt}=50µm et ℓ_{opt}=27µm modélisées par la courbe d'endurance locale $N_{A,\sigma}$ (—).

Chaque condition expérimentale $Q^*_{CN}(N,b_{opt})$ est simulée avec les lois EP_C-K et les contraintes équivalentes de Crossland correspondantes $\sigma_C(N,x=-a,z=\ell_{opt}=25\mu m)$ sont extraites. Le Tableau 6-1 rassemble les valeurs des contraintes extraites. La Figure 6-1b trace les contraintes équivalentes de Crossland σ_C déterminées à la distance critique ℓ_{opt} en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. La courbe d'endurance obtenue peut être modélisée par une loi puissance telle que :

$$N_{A,\sigma}(b_{opt})=A_2\left(\frac{\sigma_{C,PF}(\ell_{opt})}{\tau_d}-1\right)^{b_2} \quad (6\text{-}5)$$

Avec pour les lois EP_C-K : b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm, A_2=1.8x10^4 et b_2=-0.62 ; et pour les lois EP_M-I : b_{opt}=50µm, ℓ_{opt}=28µm, A_2=1.5x10^4 et b_2=-0.69.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Tableau 6-1: Contraintes équivalentes de Crossland relatives à différentes forces tangentielles entraînant des durées de vie croissante à l'amorçage.

N_A	EP_C-K (b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm)		EP_M-I (b_{opt}=50µm, ℓ_{opt}=27µm)	
	Q^*_{CN}/P_{ref}	σ_C/τ_d	Q^*_{CN}/P_{ref}	σ_C/τ_d
20,000	0.5	1.91	0.442	1.65
50,000	0.307	1.24	0.281	1.16
100,000	0.275	1.07	0.251	1.03
500,000	0.261	1.01	0.238	1.00
1,000,000	0.260	1.00	0.237	1.00

Ces données sont comparées à la courbe d'endurance en torsion alternée obtenue au Chap.3 § 3.3. Bien que la distance critique optimale ait été calibrée en utilisant les conditions d'amorçage à 10^6 cycles, une très bonne corrélation avec la courbe d'endurance en torsion alternée est observée, particulièrement dans les domaines de fatigue à grands nombres de cycles ($N>5.10^4$ cycles). L'équation classique du risque d'amorçage, équation 6-1, est satisfaite.

Ce résultat suggère que l'approche (b_{opt},ℓ_{opt}), consistant à considérer, pour un contact donné, des valeurs constantes pour b_{opt} et $\ell_{opt}=0.5b_0$ est bien adaptée pour décrire l'endurance à l'amorçage des fissures de fretting fatigue dans le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles (HCF).

Toutefois, il y a une divergence significative dans le domaine oligocyclique. Pour $N<10^4$ cycles, la contrainte équivalente de Crossland $\sigma_C(\ell_{opt})$ augmente drastiquement et ne suit plus l'équation 6-1. Cette réponse est cohérente avec le fait que le critère de Crossland a été développé pour l'étude de la fatigue à grand nombre de cycles et n'est pas adapté pour décrire des endurances à faible nombre de cycles. Des approches plus appropriées pour décrire la réponse en LCF, comme celle de Manson-Coffin, pourraient être considérées pour ce cas de figure.

Pour ces faibles endurances, il semble préférable de caler la condition d'amorçage à partir des valeurs identifiées par analyse inverse des conditions seuils d'amorçage en fretting simple $\sigma_{C,PF}(\ell_{opt,N})$.

Ainsi, pour formaliser l'endurance à l'amorçage pour des chargements de fretting fatigue, on garde la seule courbe d'endurance identifiée à partir des conditions expérimentales et modélisée par l'équation 6-5 (Figure 6-1c), soit :

$$\sigma_C(\ell_{opt},N) = \sigma_{C,PF}(\ell_{opt},N) \qquad (6\text{-}6)$$

L'endurance à l'amorçage identifiée avec la loi EP_C-K est comparée avec l'endurance à l'amorçage identifiée avec la loi EP_M-I (Figure 6-1c et Tableau 6-1). Un comportement similaire est observé pour les deux hypothèses EP_M-I et EP_C-K. La courbe d'endurance de la loi EP_M-I peut également être modélisée par la loi puissance donnée à l'équation 6-5 (b_{opt}=50µm, ℓ_{opt}=27µm, $A_2=1.5x10^4$ et b_2=-0.69).

Ainsi, pour formaliser l'endurance à l'amorçage avec les lois EP_M-I comme avec les lois EP_C-K, il faut considérer l'équation 6-6. En considérant cette relation, il sera possible d'établir le nombre de cycles à l'amorçage en fretting-fatigue en résolvant par itérations successives la condition suivante :

$$\sigma_{C,FF}(\ell_{opt}, N_A) = \sigma_C(\ell_{opt},N) \qquad (6\text{-}7)$$

Dans la suite, la loi EP_C-K, loi référence de l'étude, et les paramètres associés seront considérés.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

6.1.2 Cinétique de propagation en fretting fatigue : méthode inverse

Pour prévoir la durée de vie des essais de fretting fatigue, le nombre de cycles total est segmenté entre le nombre de cycles N_A jusqu'à l'amorçage d'une fissure de longueur b_{opt}, et le nombre de cycles en propagation N_P, soit :

$$N_T=N_A(b_{opt}) + N_P \quad (6\text{-}8)$$

Le nombre de cycles à l'amorçage N_A s'obtient à partir de l'équation 6-5 en considérant cette fois-ci le chargement de fretting fatigue soit :

$$N_{A,\sigma}(b_{opt})=A_2\left(\frac{\sigma_{C,FF}(\ell_{opt})}{\tau_d}-1\right)^{b_2} \quad (6\text{-}9)$$

Avec pour une loi EP_C-K, b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm et les variables issues du recalage des essais de fretting simple $A_2=1.8\text{x}10^4$ et b_2=-0.62.

Le nombre de cycles en propagation N_P dépend de la cinétique de propagation des fissures db/dN=f(b) qu'il convient aussi d'expliciter.

Au Chap. 3 § 3.6.3, une courbe de calibration entre longueur de fissure et potentiel au niveau du contact a été établie. A partir de cette courbe il est possible de connaitre la cinétique de propagation des fissures pendant un essai de fretting fatigue. La Figure 6-2 présente l'obtention de cette cinétique pour le chargement : contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30. Il devrait alors être possible d'identifier à partir de cette analyse, la cinétique de propagation des fissures par méthode inverse.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

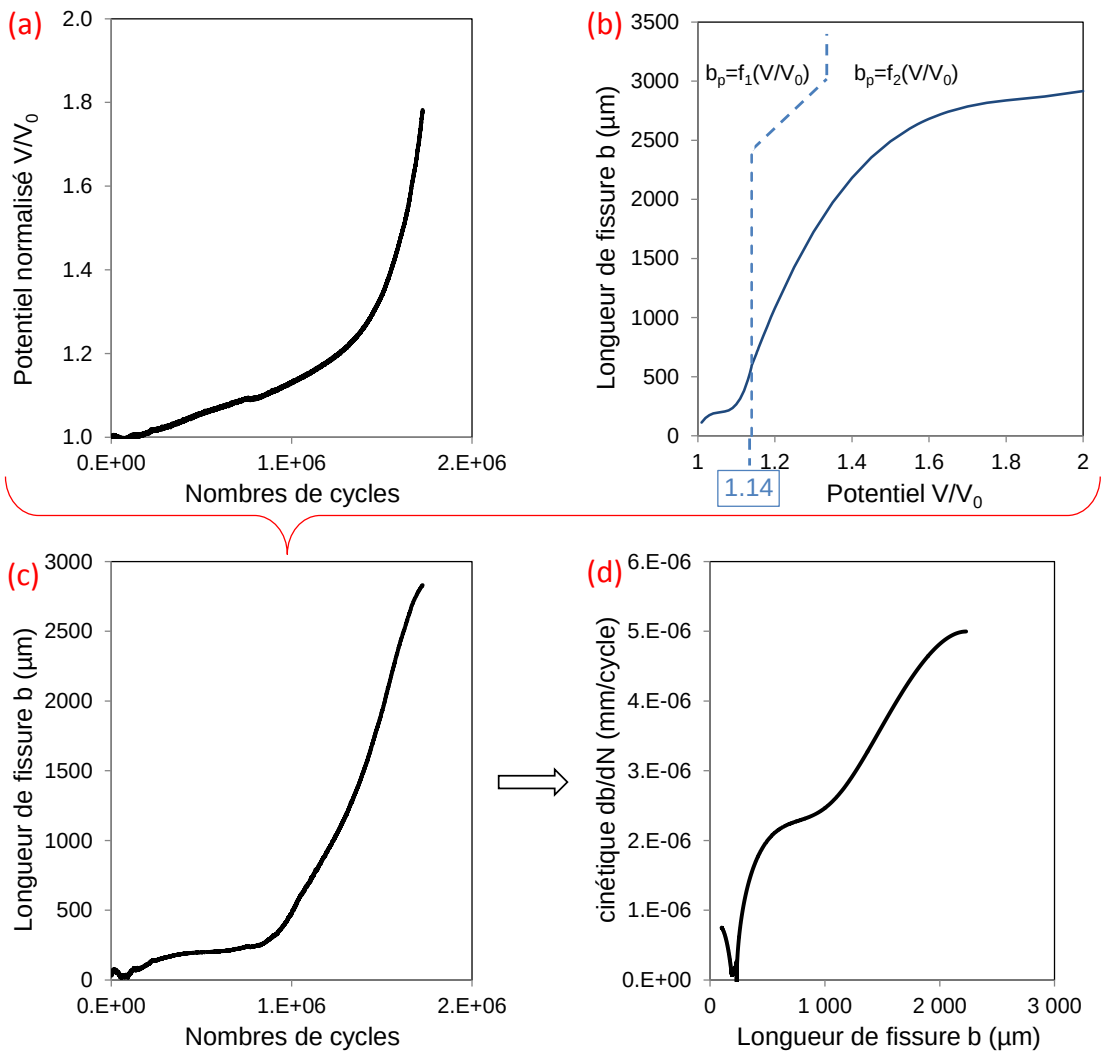


Figure 6-2 : Obtention de la cinétique de propagation des fissures d'un essai de fretting fatigue à partir du suivi électrique pendant l'essai. (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30)
(a) potentiel mesuré dans le contact en fonction du nombre de cycles ;
(b) courbe de calibration du Chap.3 § 3.6.3 ;
(c) longueur de fissure en fonction du nombre de cycles calculée à partir des courbes (a) et (b) ;
(d) cinétique de propagation.

La condition de fretting fatigue a été simulée. Afin de prendre en compte les phénomènes de fermeture de fissure, une variation efficace du FIC doit être considérée comme il a été expliqué au Chap. 5 § 5.3.2.1. Considérant la loi cyclique EP_C-K, le modèle de Kujawski est considéré pour exprimer la formulation de FIC efficace.

Pour rappel, D. Kujawski propose la grandeur $\overline{K}^*$ comme paramètre contrôlant le processus de fissuration (Kujawski 2001):

$$\overline{K}^* = (K_{Imax})^{\alpha_K}(\Delta K^+)^{1-\alpha_K} \quad (6\text{-}10)$$

Avec α_K=0.5 et $\Delta K^+=K_{max}$ si $R_K<0$, ou $\Delta K^+=K_{max}-K_{min}$ si $R_K>0$.

Le facteur $\overline{K}^*(x=-a)$ de la condition contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30, est calculé pour différentes longueurs de fissures. A longueur de fissure b équivalente, la

vitesse de propagation db/dN obtenue à partir de l'analyse électrique PDT en fretting fatigue est mise en relation avec le $\overline{K}^*$ calculé correspondant.

La Figure 6-3 trace db/dN en fonction de $\overline{K}^*$ pour l'hypothèse EP_C-K référence et pour l'hypothèse EP_M-I (loi simplifiée monotone) et les compare à la loi de propagation des fissures du Teta identifiée sur éprouvettes SENB (voir Chap. 3 § 3.4).

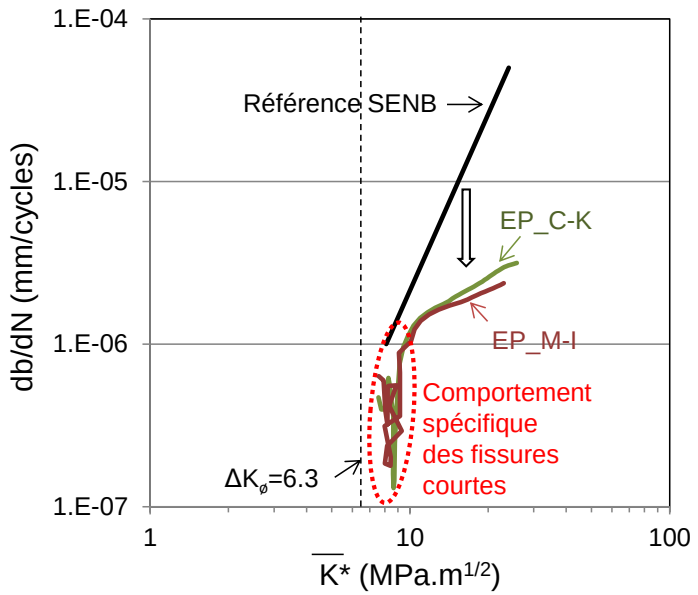


Figure 6-3 : Détermination inverse de la loi de propagation des fissures dans le Teta. (Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_o=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30)

Les hypothèses EP_C-K et EP_M-I montrent des évolutions similaires : la valeur de db/dN commence par diminuer rapidement en fonction de $\overline{K}^*$ puis elle augmente avec une pente quasi verticale à partir de $\overline{K}^*$≈8.5MPa.m$^{1/2}$. Une rupture de pente est ensuite visible aux alentours de $\overline{K}^*$≈10MPa.m$^{1/2}$. Après ce point db/dN évolue linéairement en fonction de $\overline{K}^*$ avec une pente inférieure à la pente précédente.

Avant la rupture de pente, le comportement est typique des fissures courtes (voir Chap. 1 § 1.5.4). Il est cependant étonnant que ce comportement apparaisse si loin du seuil d'arrêt de propagation des fissures longues qui est égal à $\Delta K_{ø}$=6.3MPa.m$^{1/2}$. Cette différence suggère indirectement un certain biais dans l'estimation des cinétiques de propagation à partir des mesures de potentiel.

Après la rupture de pente, la droite de Paris est bien retrouvée. Elle est modélisée par la loi puissance suivante :

$$\frac{db}{dN} = C.(\overline{K}^*)^m \qquad (6\text{-}11)$$

Les paramètres C et m variant en fonction des différentes approches ; directe SENB, ou analyse inverse des essais de fretting fatigue :

- Référence SENB : C=5.35x10^{-10} et m=3.6 ;
- Identification inverse, hypothèse EP_C-K : C=1.33x10^{-7} et m=0.99 ;
- Identification inverse, hypothèse EP_M-I : C=2.42x10^{-7} et m=0.73.

Une forte différence des paramètres de la droite de Paris est observée entre la loi identifiée par les éprouvettes SENB et celles identifiées par méthode inverse. Les lois fretting fatigue inverse (FFI)

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

impliquent une propagation des fissures beaucoup plus lente que la loi SENB. La question se pose alors de savoir quelle loi de propagation utiliser.

La méthode inverse (FFI) devrait donner une loi plus représentative car elle provient directement d'un essai en fretting fatigue, sollicité avec un rapport de charge de fatigue représentatif. En effet, en fretting fatigue le rapport de charge varie fortement dans la profondeur : très négatif proche de la surface à cause du fretting (R_{Q*}=-1), il augmente progressivement jusqu'à converger vers la valeur du rapport de charge de la contrainte appliquée de fatigue. Pour les essais SENB, le rapport de charge est fixe dans la profondeur, ici R=0.1 et R=0.5 (voir Chap. 3 § 3.4).

Cependant, la loi FFI est basée sur la mesure électrique et cette dernière dépend de la forme de la fissure et du chargement. En effet, selon l'angle et l'ouverture de la fissure, celle-ci peut plus ou moins bien conduire le courant, induisant un biais dans l'estimation des longueurs de fissuration. La courbe de calibration a été réalisée pour un chargement de contact donné. Un chargement différent va entraîner une géométrie de fissure différente dans l'éprouvette qui ne sera peut-être pas bien représentée par la courbe de calibration.

La méthode inverse (FFI) montre pour les $\overline{K}^*$<10MPa.m$^{1/2}$ un comportement typique des fissures courtes, ce qui est incohérent avec la valeur de $\Delta K_{ø}$ déterminée précédemment. Or notre démarche est de ne pas considérer la phase de propagation dans le régime des fissures courtes en posant $b>b_{opt}$=60µm>b_0=50µm. Ainsi, ne considérer que la droite de Paris inverse pour prévoir la durée de vie des conditions de fretting fatigue simulées risque ainsi de ne pas être représentatif.

Pour clarifier ce point, les deux hypothèses (Paris SENB et Paris EP_C-K FFI) vont être considérées pour calculer la durée de vie d'essais de fretting fatigue et déterminer laquelle est la plus représentative.

6.1.3 Algorithme de calcul de la durée de vie en propagation

Pour une sollicitation constante, la durée de vie à l'amorçage est facilement calculée à partir de l'équation 6-9. Et dans le cas où $\sigma_C(\ell_{opt}) < \tau_d$ alors la sollicitation n'amorcera jamais de fissure et l'endurance est infinie.

Si une fissure est amorcée, alors elle peut se propager. Un algorithme de calcul a été développé pour prévoir la durée de vie en propagation (Figure 6-4). Il considère initialement une fissure de longueur b_{opt} de manière cohérente avec la méthodologie d'amorçage. L'algorithme ne nécessite alors que le FIC maximum et l'amplitude du FIC efficace calculés à partir de l'état stabilisé des contraintes calculées en utilisant les lois EP_C-K.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

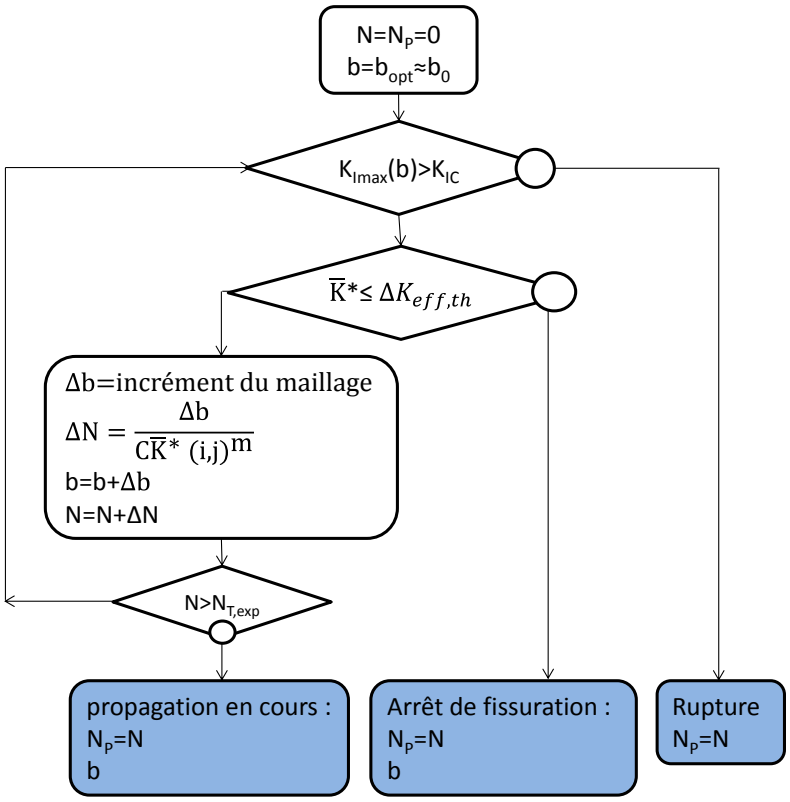


Figure 6-4: Algorithme de calcul de la propagation des fissures.

Trois cas de figure sont identifiés :

- Soit il y a arrêt de propagation après N_P cycles à une longueur de fissure b ;
- Soit la propagation est en cours à $N_{T,exp}$ avec une longueur de fissure b ;
- Soit il y a rupture à N_P.

Un point important à prendre en compte en fretting et fretting fatigue est que le rapport de charge local $R_K=K_{min}/K_{max}$ n'est pas constant dans la profondeur de l'éprouvette bien que les chargements de fretting et de fatigue appliqués présentent eux des rapports de charge constants : $R_Q=-1$ et $R_\sigma=\sigma_{F,min}/\sigma_{F,max}$=cste>0.5 (Vallellano et al. 2007). C'est pourquoi des contraintes équivalentes ou FIC efficaces sont considérés en chaque point pour étudier la propagation ou non des fissures.

Les évolutions des contraintes $\sigma_{11,max}$ et $\sigma_{11,min}$ ainsi que des facteurs d'intensité de contrainte correspondants K_{min} et K_{max} en sous couche sont tracées sur la Figure 6-5 pour la configuration de fretting fatigue : contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

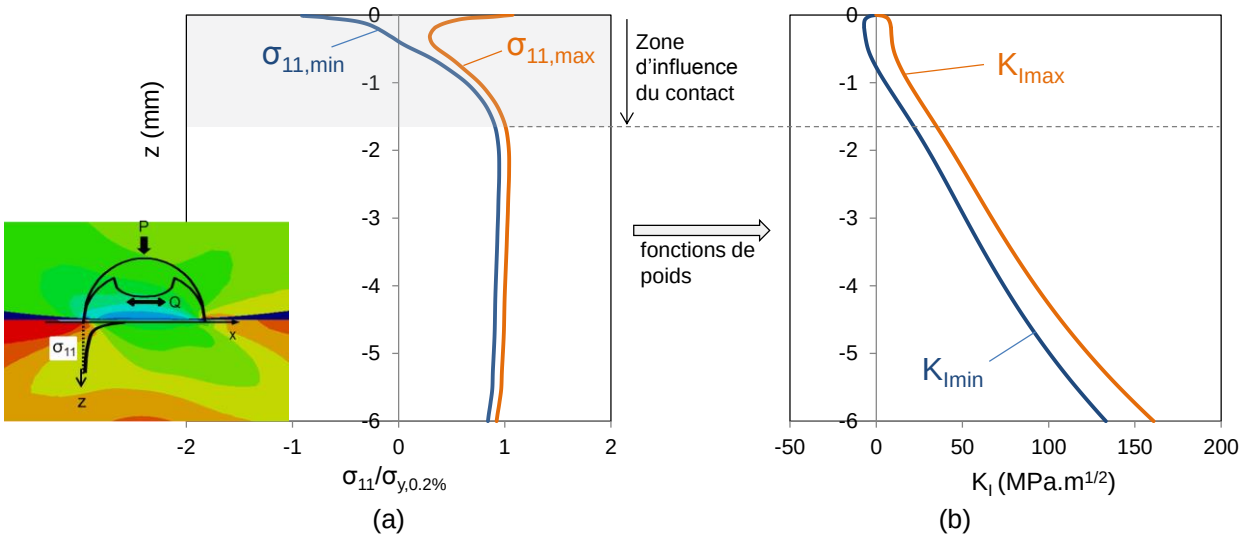


Figure 6-5 : (a) évolution de $\sigma_{11,max}$ et $\sigma_{11,min}$ et des (b) K_{Imax} et K_{Imin} correspondants en sous couche suivant z en bord de contact x=-a

A partir de ces données, la Figure 6-6a trace l'évolution du rapport de charge $R_K=K_{min}/K_{max}$ en sous couche.

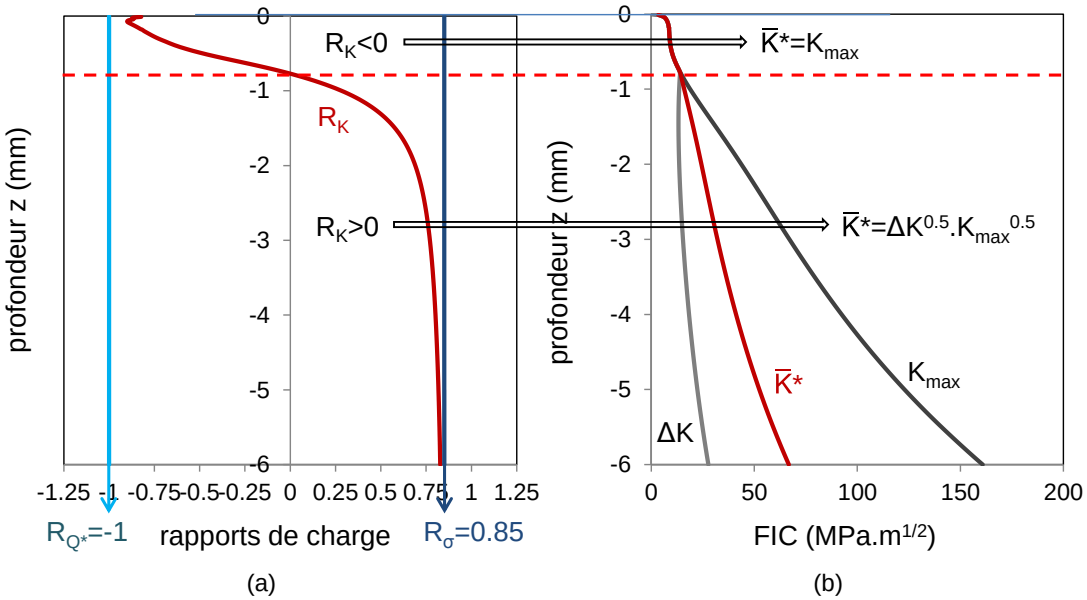


Figure 6-6 : (a) Evolution du rapport de charge $R_K=K_{min}/K_{max}$ dans la profondeur de l'éprouvette, (b) Paramètre $\overline{K}^*$ de propagation des fissures correspondant. Contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.30, calcul EP_C-K.

Pour le chargement étudié, le ratio R_K est négatif jusque z=780µm car le K_{min} virtuel calculé est négatif. Jusqu'à cette profondeur, comme un K_{min} négatif n'a pas de sens physique, seule la relation $\overline{K}^*=K_{max}$ est considérée (Figure 6-6b). Lorsque z>780µm, R_K et donc K_{min} deviennent positifs, c'est-à-dire qu'il n'y a plus de fermeture de fissure et la variation du rapport de charge est prise en compte par l'expression $\overline{K}^*=\Delta K^{0.5}.K_{max}^{0.5}$ (Figure 6-6b).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

6.1.4 Estimation de la durée de vie d'essais de fretting fatigue

6.1.4.1 Durées de vie expérimentales de contact Teta/Frette soumis à diverses solicitations constantes

Pour valider la méthode prévisionnelle proposée ci-dessus, des essais de fretting fatigue spécifiques ont été réalisés jusqu'à rupture des échantillons.

Deux stratégies ont été suivies :

- Quatre essais ont été réalisés avec une force tangentielle de fretting constante Q^*/P_{ref}=0.45 en variant la contrainte de fatigue ;
- Huit essais ont été réalisés avec une contrainte de fatigue constante, mais en variant la force de fretting. Pour cette stratégie, deux chargements de fatigue différents ont été étudiés :
  - 5 essais ont été réalisés avec $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.6 ;
  - 3 essais ont été réalisés avec $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.67, R_σ=0.8.

A partir de ces essais, des courbes d'endurance en fretting fatigue ont été tracées (Figure 6-7). Les données sont reportées dans le Tableau 6-2.

Tableau 6-2 : Durées de vie expérimentales de différentes conditions de fretting fatigue

	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ	$N_{T,exp}$ (cycles)
Force tangentielle constante	0.45	0.46	0.1	65500
	0.45	0.67	0.6	140600
	0.45	0.71	0.7	277700
Fatigue constante : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.6	0.15	0.78	0.6	277000
	0.22	0.78	0.6	238600
	0.30	0.78	0.6	143400
	0.45	0.78	0.6	156300
	0.52	0.78	0.6	77500
$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.67, R_σ=0.8	0.22	0.76	0.8	2094900
	0.26	0.76	0.8	1439000
	0.45	0.76	0.8	319000
Courbe de calibration	0.30	0.78	0.85	1726000

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

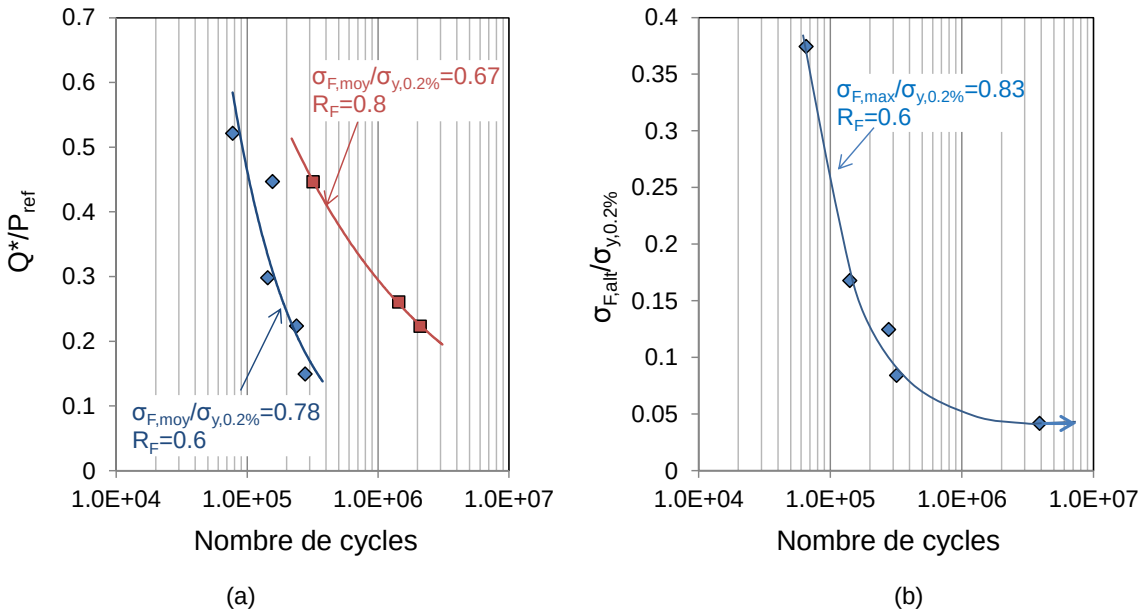


Figure 6-7 : Courbes d'endurance en fretting fatigue du contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref} ; (a) Contrainte de fatigue constante et force de fretting variable, (b) force de fretting constante Q^*/P_{ref}=0.45 et amplitude de fatigue variable avec $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84.

Lorsque le rapport de charge de fatigue augmente, pour une contrainte moyenne de fatigue constante et une force tangentielle de fretting constante, la durée de vie augmente.

De même lorsque la contrainte maximale de fatigue augmente, pour un rapport de charge de fatigue constant et une force tangentielle de fretting constante, la durée de vie augmente. On retrouve le résultat attendu à savoir : plus l'amplitude de fatigue est faible, plus la durée de vie augmente.

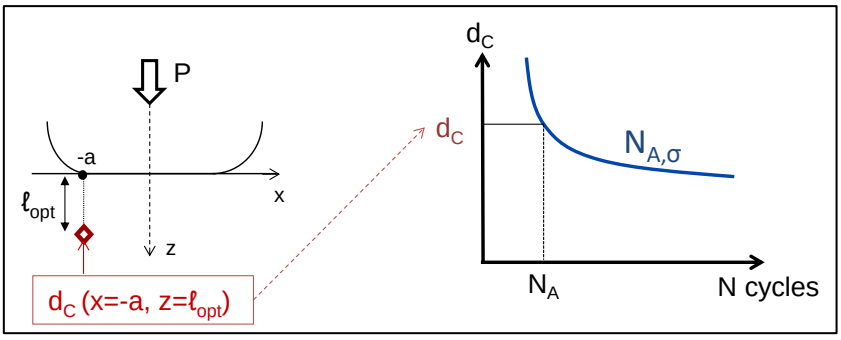
6.1.4.2 Calcul de la durée de vie théorique des conditions de fretting fatigue testées expérimentalement

Chaque condition de fretting testée expérimentalement est simulée et la durée de vie théorique est calculée à partir des contraintes stabilisées.

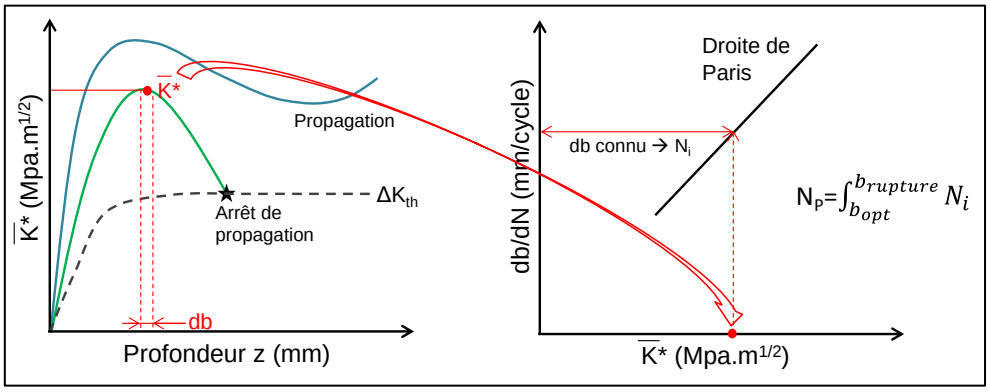
Le calcul de la durée de vie totale $N_{T,alg}$ s'effectue en estimant d'abord la durée de vie nécessaire à l'amorçage $N_A(b=0 \rightarrow b_{opt})$ des fissures puis en lui additionnant la durée de vie relative à la propagation $N_P(b=b_{opt} \rightarrow b_{rupture})$ des fissures jusqu'à la rupture. Dans le cas où la fissure arrête de se propager, la durée de vie est infinie, et la durée de vie en propagation correspond alors au nombre de cycles de propagation.

En ce qui concerne l'amorçage, le risque d'amorçage du critère de Crossland $d_C=\sigma_C/\tau_d$ est d'abord estimé à x=-a, $z=\ell_{opt}$=25µm à partir des contraintes EP stabilisées. Le nombre de cycles N_A est alors calculé en résolvant l'équation 6-9 (Figure 6-8a).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE



(a)



(b)

Figure 6-8 : Schématisation de l'algorithme permettant la prévision de la durée de vie. (a) Obtention de la durée de vie à l'amorçage, (b) Obtention du nombre de cycles nécessaire à la propagation de la fissure d'une distance db à partir de $\overline{K}^*(z)$.

En ce qui concerne la propagation, l'approche découplée évoquée au Chap. 5 § 5.3.2.1 est d'abord utilisée pour calculer les facteurs d'intensité de contraintes en mode I à partir des contraintes stabilisées de l'analyse éléments finis. Puis, la formulation efficace de Kujawski est appliquée afin de prendre en compte les variations du rapport de charge dans la profondeur et entre les essais (équation 6-10). Enfin, N_P est obtenu en intégrant l'équation 6-11 de $b=b_{opt}$ jusqu'à la rupture (équation 6-12) selon l'algorithme présenté sur la Figure 6-4 et schématisé sur la Figure 6-8b :

$$N_P = \int_{b=b_{opt}}^{b_{rupture}} \frac{db}{C\left(\overline{K}^*\right)^m} \qquad (6\text{-}12)$$

Deux cas de figure peuvent se présenter : soit l'éprouvette se rompt lorsque $K_{Imax} \geq K_{IC}$, soit la fissure arrête de se propager lorsque $\overline{K}^*(b)$ croise le seuil d'arrêt de propagation des fissures $\Delta K_{eff,th}$.

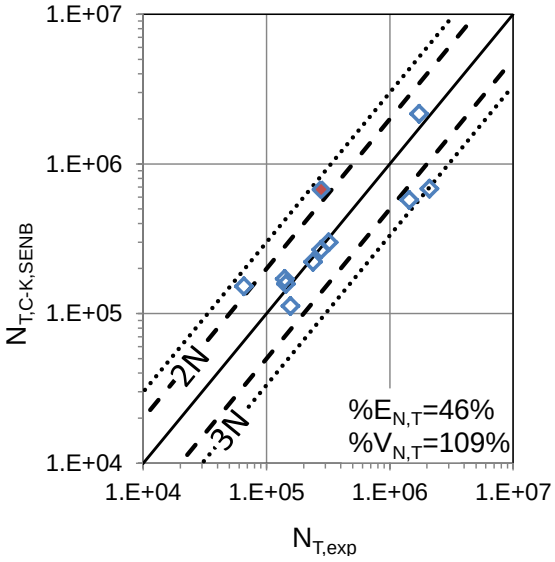
6.1.4.3 Comparaison des lois, référence SENB et FFI, pour l'estimation de la durée de vie

Chaque condition testée expérimentalement (Tableau 6-2) est modélisée avec les lois EP_C-K. La méthode expliquée au paragraphe précédent 6.1.4.2 est appliquée sur le champ des contraintes stabilisées afin d'estimer la durée de vie théorique. La loi référence SENB puis la loi FFI sont comparées aux résultats d'endurance des essais expérimentaux pour déterminer quelle loi de propagation est la plus représentative. On note :

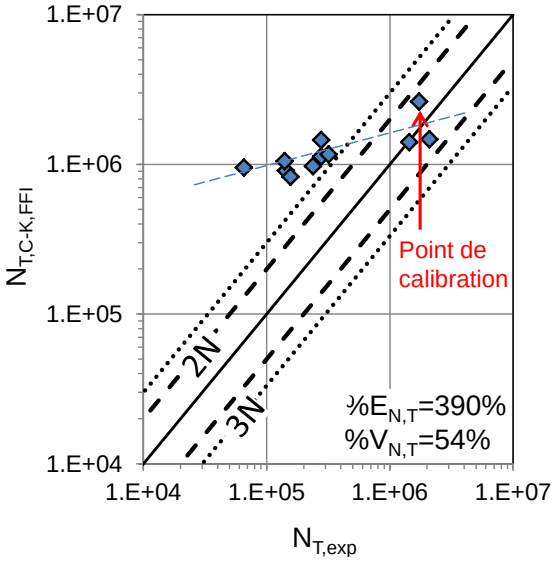
CONFIDENTIEL INDUSTRIE

- $N_{T,C\text{-}K,SENB}$ (◇) : contraintes stabilisées calculées avec les lois EP_C-K, formulation efficace de Kujawski et propagation estimée avec la loi de propagation des fissures obtenue par essais SENB ↔ EP_C-K + $\overline{K}$* + SENB ;
- $N_{T,C\text{-}K,FFI}$ (◆) : contraintes stabilisées calculées avec les lois EP_C-K, formulation efficace de Kujawski et propagation estimée avec la loi de propagation des fissures obtenue par méthode inverse (FFI) au § 6.1.2 équation 6-11 ↔ EP_C-K + $\overline{K}$* + FFI .

La Figure 6-9a trace les durées de vie théoriques $N_{T,C\text{-}K,SENB}$ en fonction des durées de vie expérimentales $N_{T,exp}$ et la Figure 6-9b trace $N_{T,C\text{-}K,FFI}$ en fonction de $N_{T,exp}$.



(a)



(b)

Figure 6-9 : Résultats des estimations de la durée de vie avec (a) la loi de propagation SENB et (b) la loi de propagation FFI obtenue par méthode inverse. (Contacts Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}, lois EP_C-K)

Les estimations de durées de vie $N_{T,C\text{-}K,FFI}$ obtenues avec la loi de propagation dite fretting inverse sont très peu dispersées mais fortement surestimées. La loi de propagation FFI est non conservative et donc non représentative de l'ensemble des conditions de fretting fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Une des hypothèses formulées au § 6.1.2 supposait que la non prise en compte de la propagation très rapide des fissures entre 8.5<$\overline{K}^*$<10MPa.m$^{1/2}$, entraînerait une augmentation des durées de vie. Et en effet, la durée de vie du point de calibration est surestimée en considérant que toute la propagation suit la loi de Paris.

La deuxième hypothèse, mentionnée au § 6.1.2, supposait que la loi FFI ne serait valable que pour la géométrie de fissure relative au chargement de calibration. Selon son angle et son ouverture, une fissure peut plus ou moins bien conduire le courant. Par ailleurs des débris présents dans la fissure peuvent la rendre partiellement conductrice. L'ensemble de ces effets peut entraîner un biais dans les estimations de longueur et donc dans la loi FFI. Les récents travaux de Doremus et al. confirment l'importance de la forme de la fissure dans la mesure du potentiel (Doremus et al. 2014).

Les estimations de durées de vie $N_{T,C\text{-}K,SENB}$ obtenues avec la loi de propagation SENB sont bien meilleures. L'ensemble des points se situe dans la bande de dispersion 3xN limitée par les lignes pointillées. Parmi elles, 7 conditions sur 11 se situent dans la bande de dispersion limitée par les lignes discontinues d'une valeur de 2xN.

Afin de quantifier les résultats, des indices d'erreur ont été introduits. Pour chaque point, l'erreur par rapport à la durée de vie expérimentale est définie avec la relation suivante :

$$E_{N,T} = \sqrt{\left(\frac{N_{T,th}-N_{T,exp}}{N_{T,exp}}\right)^2} \tag{6-13}$$

L'erreur globale de prévision sur l'ensemble des essais est alors :

$$\%\overline{E_{N,T}} = \overline{E_{N,T}} * 100 \tag{6-14}$$

Avec,

$$\overline{E_{N,T}} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} E_{N,T} \tag{6-15}$$

Une analyse de la variance est également introduite de façon à établir la dispersion des prévisions obtenues.

$$V_{N,T}=\sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N}\left(E_{N,T}-\overline{E_{N,T}}\right)^2}{N-1}} \tag{6-16}$$

$$\%V_{N,T} = \left(\frac{V_{N,T}}{\overline{E_{N,T}}}\right) * 100 \tag{6-17}$$

Où $\%V_{N,T}$ donne une estimation de la dispersion relative des résultats.

Pour l'hypothèse $N_{T,C\text{-}K,SENB}$, ces indices sont égaux à $\%\overline{E_{N,T}}$=46% et $\%V_{N,T}$=109%.

6.1.4.4 Influence de la loi plastique considérée sur l'estimation de la durée de vie

Toutes les conditions sont maintenant modélisées avec les lois EP_M-I. Seule la loi de propagation SENB est cette fois considérée pour calculer la durée de vie théorique étant donné que la loi FFI n'est pas représentative ↔ EP_M-I + $\overline{K}$* + SENB. La Figure 6-10 trace les prévisions $N_{T,M\text{-}I,SENB}$ en fonction de $N_{T,exp}$. Les indices d'erreurs et de dispersion relative sont respectivement $\%\overline{E_{N,T}}$=118% et $\%V_{N,T}$=216%.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

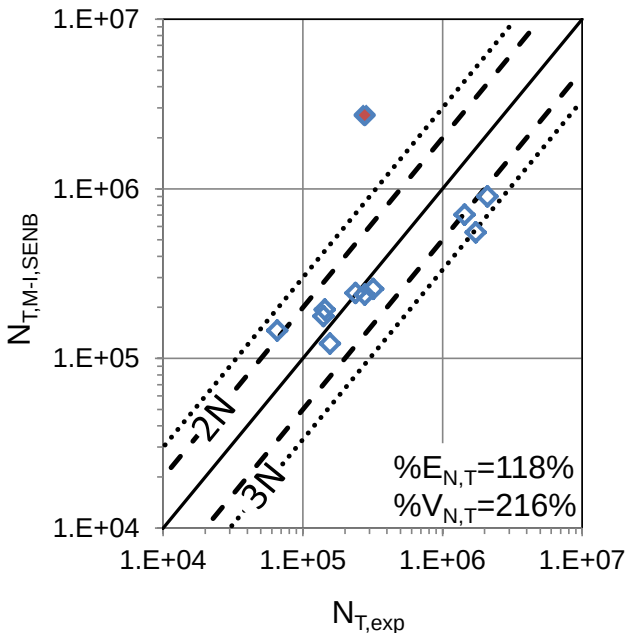


Figure 6-10 : Résultats des estimations de la durée de vie avec les lois EP_M-I et la loi de propagation SENB ↔ EP_M-I + $\bar{K}$* + SENB. (Contacts Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref})

L'utilisation d'une loi monotone isotrope (EP_M-I), moins représentative du comportement du matériau sous chargement cyclique de fretting, engendre une augmentation de la dispersion. 10 conditions sur 11 se situent dans une bande de dispersion limitée par les lignes pointillées d'une valeur de 3xN. Parmi elles, 7 conditions se situent dans la bande de dispersion limitée par les lignes discontinues d'une valeur de 2xN. Le point ◆, qui correspond à la condition de fretting fatigue $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.6, Q^*/P_{ref}=0.15, est très mal estimé.

Cela confirme de nouveau l'intérêt de considérer une loi cyclique pour simuler les chargements de fretting fatigue. Cependant les prévisions obtenues avec la loi EP_M-I couplant la cinétique de propagation SENB restent relativement bonnes et suggère qu'à défaut d'une loi cyclique, il est possible de prévoir la durée de vie de ces contacts en considérant une loi monotone, plus rapide et moins coûteuse à identifier.

La Figure 6-11 compare l'évolution de $N_A(b_{opt})$ et N_P déterminés avec la loi de propagation SENB en fonction de la loi plastique considérée.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

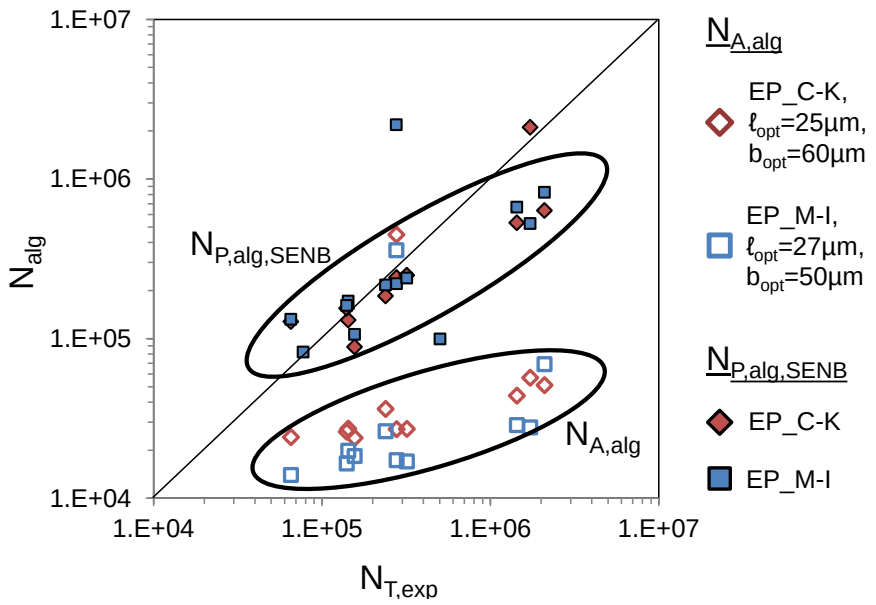


Figure 6-11 : Nombres de cycles théoriques à l'amorçage et nombres de cycles théoriques en propagation selon la loi plastique considérée. (Contacts Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}).

L'influence de la loi plastique sur la propagation des fissures semble négligeable. Etant donné que pour la plupart des conditions, le nombre de cycles de propagation est beaucoup plus important (au moins un ordre de grandeur) que le nombre de cycles à l'amorçage, cela explique pourquoi les prévisions de durée de vie obtenues avec la loi monotone sont très bonnes.

En revanche la loi plastique joue un peu plus sur la durée de vie à l'amorçage. D'une manière générale, les nombres de cycles à l'amorçage issus de la loi cyclique sont plus importants que les nombres de cycles à l'amorçage obtenus avec la loi monotone. Ce résultat est à relativiser vis-à-vis des b_{opt} respectifs soit $b_{opt,EP_C\text{-}K}$=60µm>$b_{opt,EP_M\text{-}I}$=50µm. Toutefois l'écart de nombre de cycles reste très important (ΔN_A>10000cycles) comparé à Δb_{opt}= $b_{opt,EP_C\text{-}K}$- $b_{opt,EP_M\text{-}I}$=10µm. De plus, certaines conditions montrent un $N_{A,EP_M\text{-}I}$>$N_{A,EP_C\text{-}K}$, ce qui est incohérent.

Si la loi EP_M-I permet d'obtenir de très bon résultats, l'hypothèse EP_C-K + $\overline{K}$* + SENB reste le meilleur et sera désormais considéré pour la prévision des durées de vie. Le Tableau 6-3 donne, pour cette hypothèse, la durée de vie à l'amorçage N_A, le nombre de cycles en propagation N_P, la durée de vie totale N_T et le ratio N_A/N_P relatif à chaque point expérimental.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Tableau 6-3 : Durées de vie expérimentales comparées aux durées de vie calculées à partir de la simulation éléments finis EP_C-K et des méthodes proposées. (Durées de vie arrondies à la centaine de cycles)

	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ	$N_{T,exp}$ (cycles)	d_C	N_A (cycles)	N_P (cycles)	N_A/N_P (%)	$N_{T,C\text{-}K,SENB}$ (cycles)
Force tangentielle constante	0.45	0.46	0.1	65500	1.62	24200	127900	0.19	152100
	0.45	0.67	0.6	140600	1.55	26100	154600	0.17	170700
	0.45	0.71	0.7	277700	1.52	27100	240900	0.11	268000
Fatigue constante : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$= 0.78, R_σ=0.6	0.15	0.78	0.6	277000	1.01	447900	226800	1.97	674700
	0.22	0.78	0.6	238600	1.32	36300	185100	0.20	221400
	0.30	0.78	0.6	143400	1.51	27300	130500	0.21	157800
	0.45	0.78	0.6	156300	1.64	23900	88600	0.27	112500
	0.52	0.78	0.6	77500	Pas de convergence				
$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$ =0.67, R_σ=0.8	0.22	0.76	0.8	2094900	1.19	51200	633400	0.08	684600
	0.26	0.76	0.8	1439000	1.24	44000	531800	0.08	575800
	0.45	0.76	0.8	319000	1.52	27200	248900	0.11	298900
Courbe de calibration	0.30	0.78	0.85	1726000	1.16	56900	2105900	0.03	2162800

Les ratios N_A/N_P sont, à l'exception du cas (◆ Q^*/P_{ref}=0.15), inférieurs à 30% et majoritairement inférieurs à 20%. Cela confirme l'observation de la Figure 6-11, à savoir que la durée de vie est principalement contrôlée par l'étape de propagation des fissures. Cette tendance peut s'expliquer par les deux points suivants :

- Les rapports de charge de fatigue R_σ testés étant très élevés, cela induit des vitesses de propagation lentes et par conséquent des durées de vie très longues ;
- Les chargements de fretting choisis étaient sévères afin d'obtenir des durées de vie mesurables en fatigue à grand nombre de cycles. En conséquence, les durées de vie à l'amorçage ont été fortement réduites.

D'autre part, lorsque la force tangentielle dans le contact est faible (cas ◆ Q^*/P_{ref}=0.15), la durée de vie à l'amorçage peut être plus importante que la durée de vie en propagation. Toutefois, la durée de vie à l'amorçage semble surestimée dans ce cas, ce qui expliquerait la forte erreur de prévision sur ce point.

Il faut également noter que la durée de vie à l'amorçage varie à force tangentielle constante avec la contrainte de fatigue appliquée (Figure 6-12). Quand l'amplitude de fatigue augmente à contrainte maximale constante, la durée de vie à l'amorçage diminue ; et quand la contrainte maximale de fatigue diminue à amplitude de fatigue constante, la durée de vie à l'amorçage augmente. Comme l'amorçage est étudié pour une longueur de fissure $b_{opt,EP_C\text{-}K}$=60µm, la force tangentielle n'est plus le seul moteur de l'amorçage.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

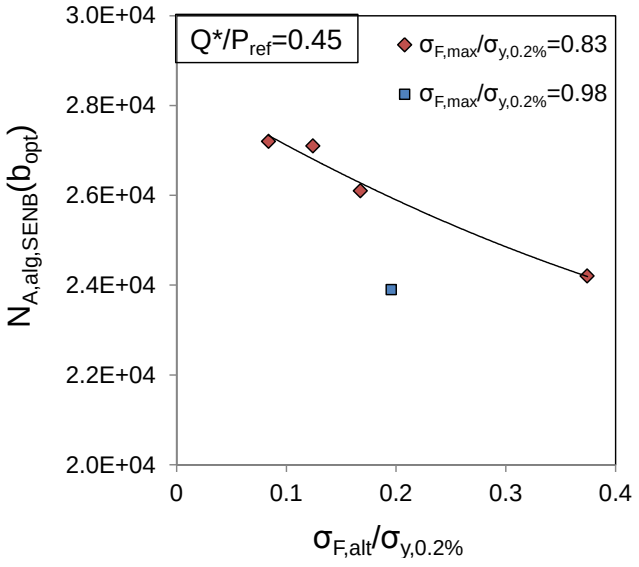


Figure 6-12 : Influence de la contrainte de fatigue sur la durée de vie à l'amorçage à chargement de fretting constant. Simulations EP_C-K, b_{opt}=60µm, ℓ_{opt}=25µm.

Ces trois derniers points confirment qu'il est nécessaire, pour les conditions étudiées, de considérer à la fois la durée de vie à l'amorçage et la durée de vie en propagation. Ni l'une ni l'autre des composantes ne doit être négligée contrairement à ce qui est proposé pour des études de fretting fatigue pour lesquelles les rapports de charge en fatigue sont en général beaucoup plus faibles (R_σ≈0.1) (Ruiz et al. 1984; Giannakopoulos et al. 1998).

Pour conclure, la méthode permettant d'obtenir les meilleurs résultats consiste à calculer la durée de vie en propagation en utilisant les lois de propagation identifiées avec les éprouvettes SENB combinées à un FIC efficace calculé avec le modèle de Kujawski en considérant les lois EP_C-K ↔ EP_C-K + $\overline{K}$* + SENB.

En combinant cette méthode avec celle du calcul de la durée de vie à l'amorçage (démarche $\ell_{opt}=b_0/2$, $b_{opt}=f(\overline{\nabla}\sigma)$ ↔ b_{opt}=60µm pour le contact référence modélisé avec la loi EP_C-K), des prévisions raisonnables ont été obtenues, et ce, malgré la diversité des conditions de fretting fatigue considérées.

6.1.5 Estimation de l'évolution de la longueur des fissures

En plus de prévoir la durée de vie, l'algorithme utilisé permet également de simuler la propagation des fissures.

La Figure 6-13 compare pour trois sollicitations de fretting fatigue différentes, l'évolution des longueurs de fissure calculées grâce à l'algorithme proposé par rapport à l'évolution de la fissure déduite de la mesure du potentiel électrique pendant l'essai. Il est important de préciser que cette évolution dépend de la courbe de calibration présentée au Chap. 3 § 3.6.3. Cette courbe de calibration a été identifiée sur une condition précise et le fait que la loi de propagation identifié par méthode inverse ne fonctionne pas montre bien qu'elle n'est pas forcément représentative lorsque le chargement de fretting fatigue varie. L'évolution de la fissuration issue du suivi électrique donne une idée de la propagation expérimentale mais seule la longueur de fissure finale, mesurée par méthode destructive est quantifiable

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

La Figure 6-13a présente un cas légèrement non conservatif, la Figure 6-13b un cas conservatif. Si la durée de vie estimée n'est pas exacte, l'évolution théorique de la fissure b_{alg} et celle du suivi électrique (qui sera désormais nommée PE pour potentiel électrique) ont la même allure. Cela est particulièrement visible dans le cas de la Figure 6-13a où l'évolution en deux pentes est bien reproduite.

Certaines conditions ont été estimées avec précision, c'est le cas de la Figure 6-13c. Les évolutions, théorique et PE, sont quasiment superposées.

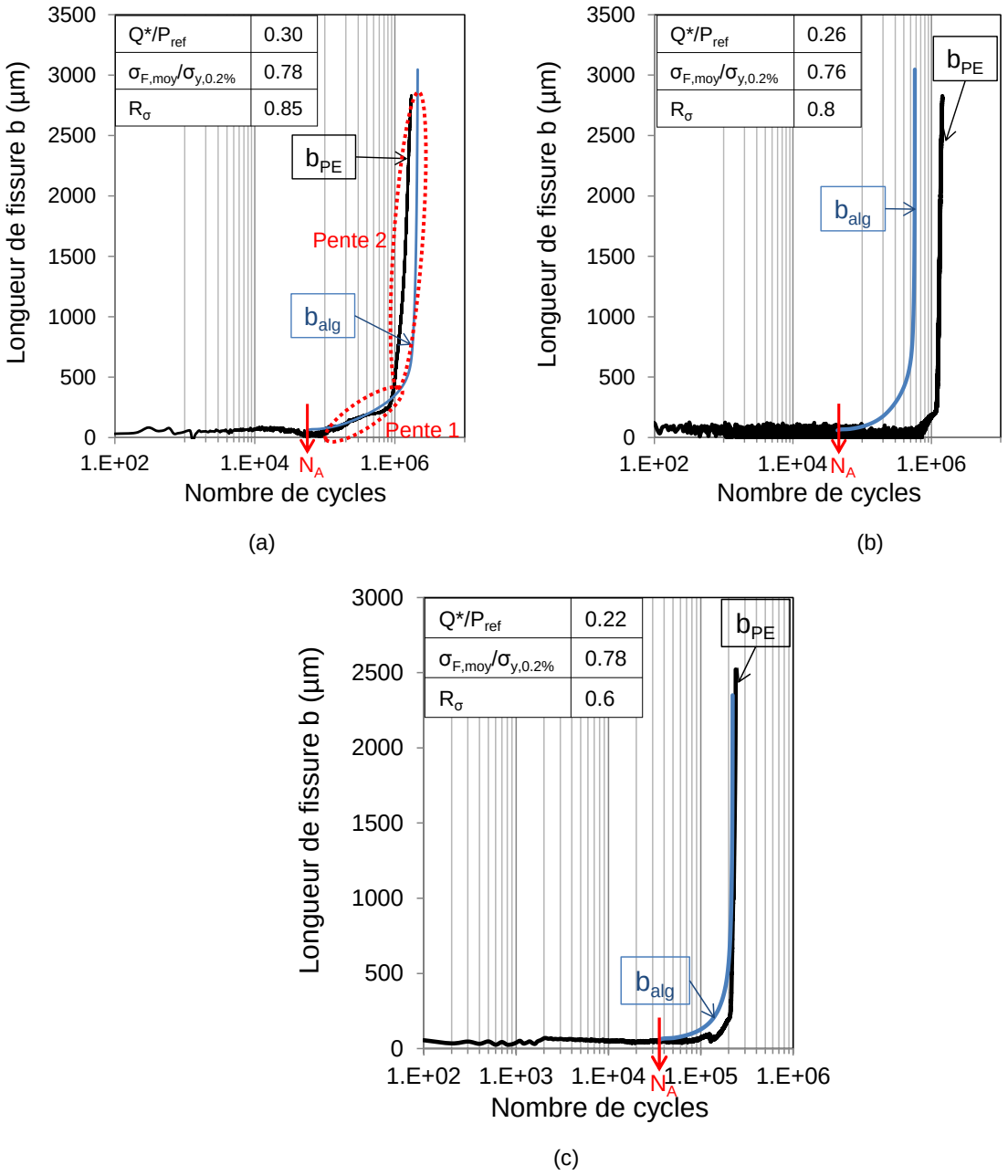


Figure 6-13 : Prévision de l'évolution de la longueur de fissure b_{alg} (—) (EP_C-K+$\overline{K}^*$+SENB) comparée à la longueur de fissure expérimentale déduite du suivi électrique b_{PE} (—). (a) Cas légèrement non conservatif : Q^*/P_{ref}=0.3, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85; (b) Cas conservatif : Q^*/P_{ref}=0.26, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.76, R_σ=0.8 ; (c) Très bonne estimation : Q^*/P_{ref}=0.22, $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.6 . (Contacts Teta/Frette R=4.6mm, P=P_{ref}).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

6.2 Estimer la durée de vie sous chargements variables

L'étude précédente a montré que notre modèle permet de prévoir de façon assez fiable la durée de vie en fretting fatigue et l'extension des fissurations. Cependant l'application industrielle, c'est-à-dire les conduites flexibles, est soumise aux variations de la houle. Les contacts de fretting fatigue subissent donc des sollicitations variables au cours de leur service. Ainsi l'objectif est d'établir dans quelle mesure la démarche prédictive établie peut être appliquée pour prévoir l'endurance des contacts fretting fatigue pour des sollicitations variables.

6.2.1 Description des chargements étudiés

Le spectre des sollicitations variables que subissent réellement les conduites flexibles est particulièrement complexe étant donné que les sollicitations de la houle sont aléatoires. De façon à développer un dimensionnement conservatif, les chargements sont regroupés en 4 à 5 blocs de sollicitations qui sont imposés de façon décroissante (Figure 6-14). En effet, il est classiquement admis que des sollicitations décroissantes, en favorisant l'amorçage initial, auront tendance à augmenter l'endommagement.

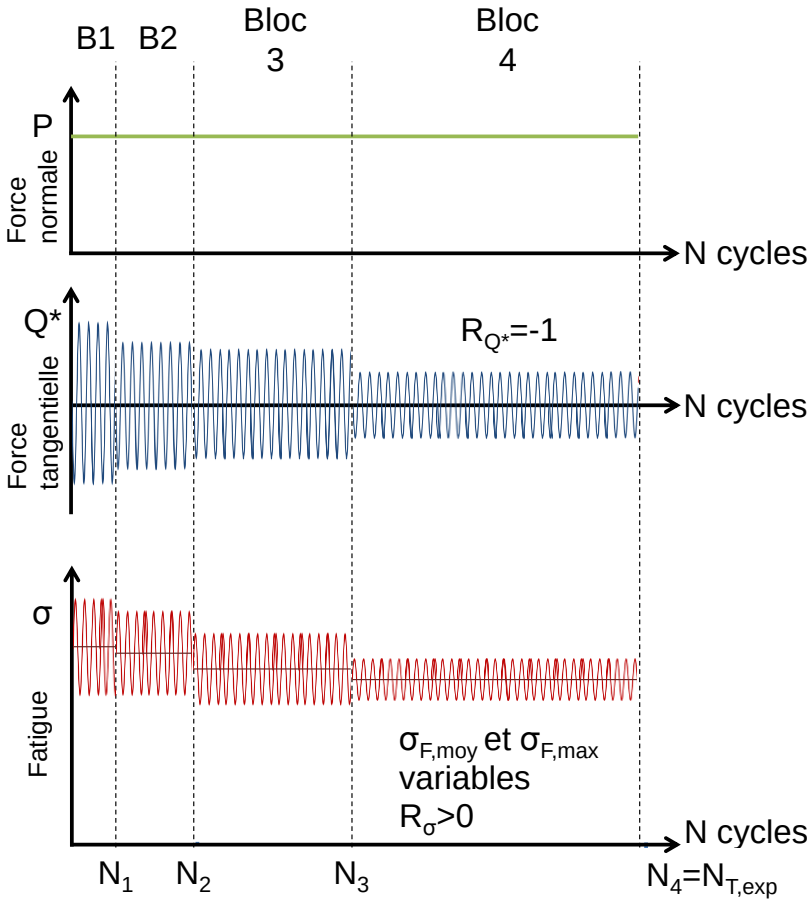


Figure 6-14 : Schématisation des blocs de chargement

La force normale reste constante quel que soit le bloc puisqu'elle dépend de la pression interne du flexible. Les chargements de fretting et de fatigue, peuvent eux, varier à chaque bloc. Le nombre de cycles attribué à chaque bloc est représentatif des variations de la houle. Ainsi, les très fortes vagues

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

sont rares et sont représentées par un bloc court avec un chargement sévère. Au contraire, un bloc très long et peu chargé représente le cas de figure le plus courant qui est une mer calme.

6.2.2 Etude expérimentale de la cinétique de propagation sous sollicitations variables

Trois blocs de chargement de sollicitations variables ont été définis (Tableau 6-4) et appliqués sur le contact référence Teta/Frette R=4.6mm, $P=P_{ref}$. Les sollicitations sont de sévérités décroissantes afin de respecter la méthodologie Technip. Les durées respectives de chaque bloc ont été choisies en considérant leurs cinétiques de propagation individuelles (Figure 6-15a). Individuellement, la sollicitation du bloc 1 etraîne la rupture de l'éprouvette de fretting fatigue au bout de $1.7x10^6$ cycles. La sollicitation du bloc 2 conduit à un arrêt de propagation après $1.3x10^6$ cycles tandis que celle du bloc 3 amorce une fissure trop petite pour être détectée par le suivi électrique.

Tableau 6-4: Chargements et durées de chaque bloc successif, Cas 1.

Bloc	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ	Q^*/P_{ref}	N (cycles)
1	0.78	0.85	0.3	70000
2	0.78	1	0.3	670000
3	0.78	0.85	0.15	1000000

La Figure 6-15b trace le suivi électrique de l'essai bloc et la Figure 6-15c trace la cinétique de propagation des fissures déduite grâce à la courbe de calibration. On observe que la fissure s'amorce au premier bloc, puis continue de se propager au cours du second bloc pour s'arrêter lors du passage au troisième bloc.

Il est intéressant de constater que la sollicitation du troisième bloc n'entraîne aucune propagation, qu'elle soit appliquée individuellement ou à la suite des deux blocs précédents.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

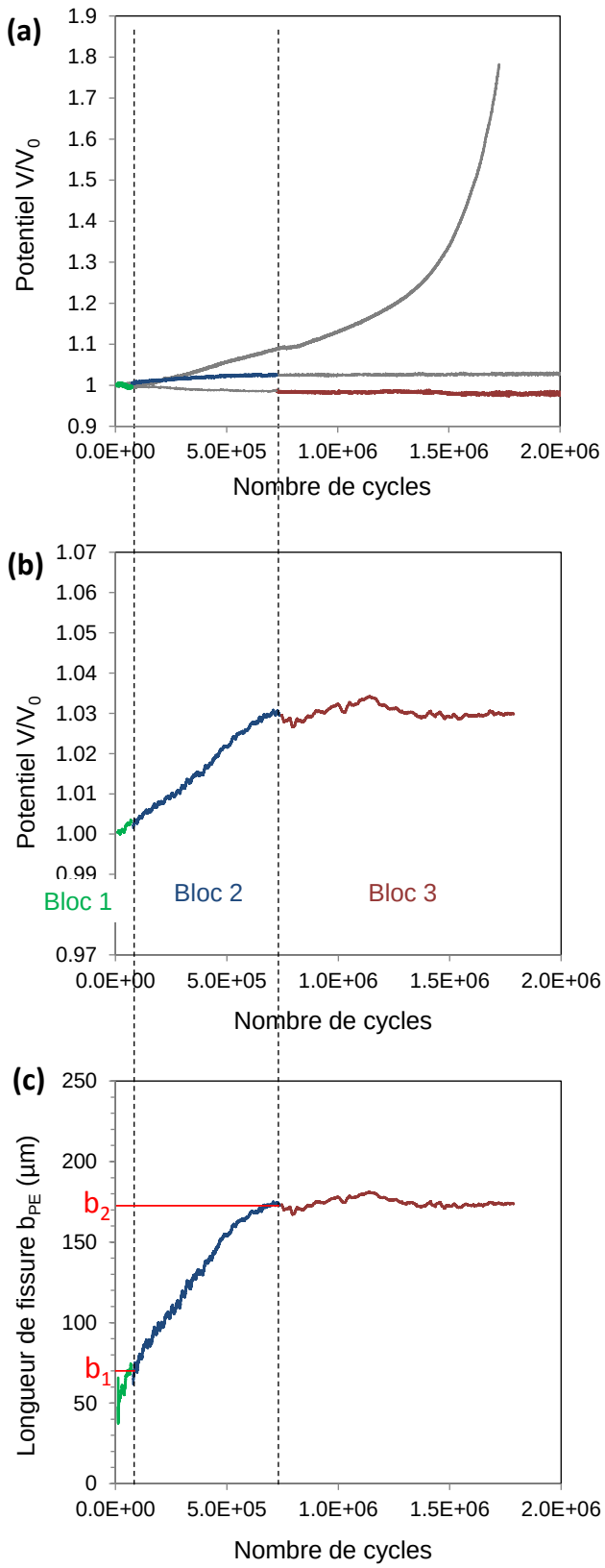


Figure 6-15 : (a) Evolution des potentiels de chaque sollicitation menée individuellement, (b) Evolution du potentiel au cours de l'essai bloc, (c) évolution de la fissure déduite de la courbe de calibration. Contact Teta/Frette R=4.6mm, sollicitations décrites dans le Tableau 6-4. Cas 1.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Afin d'expliquer ce comportement, l'essai bloc est simulé en considérant la démarche EP_C-K + $\overline{K}$* + SENB. Les blocs sont appliqués les uns à la suite des autres comme dans l'essai expérimental. Ainsi, l'historique de chargement, c'est-à-dire les contraintes résiduelles générées durant chacun des blocs, sont prises en compte dans la simulation des contraintes générées par le bloc suivant.

A la fin de chaque bloc, le paramètre $\overline{K}$* est calculé. Son évolution en fonction de la profondeur est tracée sur la Figure 6-16. Connaissant les longueurs de fissures obtenues à la fin de chaque bloc (Figure 6-15c), il est possible de naviguer d'une courbe à l'autre. A la fin du deuxième bloc, la longueur de fissure est de b_2=170µm. Or, à cette profondeur, $\overline{K}$*(bloc 3) se situe sous la condition d'arrêt de fissuration $\Delta K_{ø}$. Ainsi, il est possible de prévoir l'arrêt de fissuration observé expérimentalement pour cette condition.

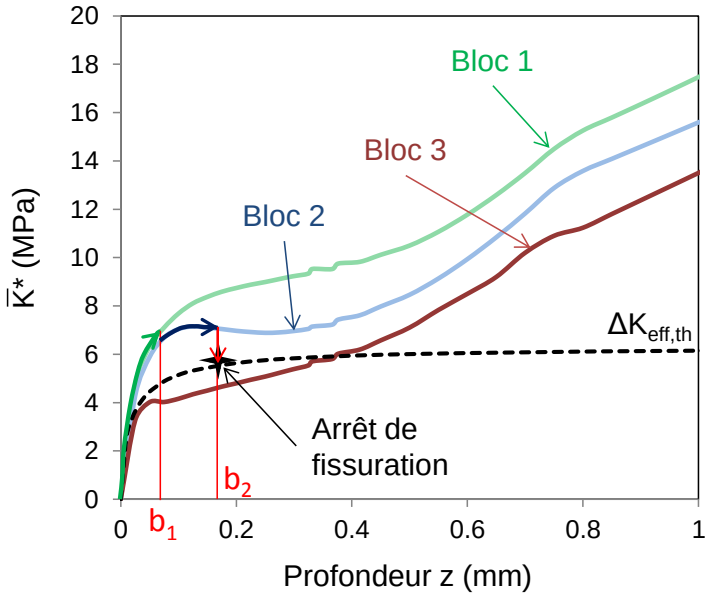


Figure 6-16 : Evolution des amplitudes des FIC efficaces selon le modèle de Kujawski de chaque bloc en fonction de la profondeur (Cas 1).

6.2.3 Algorithme prévisionnel de la durée de vie des essais bloc

Comme pour les sollicitations constantes, l'estimation de la durée de vie des essais sous sollicitations variables se fait en calculant d'abord la durée de vie à l'amorçage puis la durée de vie en propagation à partir des contraintes stabilisées calculées par simulation éléments finis. Chacune de ces étapes nécessite des données d'entrée différentes.

En ce qui concerne l'amorçage, le risque d'amorçage de Crossland $d_{CBi}(x=-a,z=\ell_{opt})$ relatif à chaque bloc est d'abord calculé. Puis à partir de l'équation 6-9, la durée de vie à l'amorçage intrinsèque au bloc $N_{\sigma Bi}$ est déduite (Figure 6-17a). Comme la fissure peut ne pas s'amorcer durant le premier bloc, l'algorithme prévoit une stratégie de cumul de dommages. La loi linéaire de Miner a été choisie pour sa simplicité d'application (Miner 1945). A chaque incrément de chargement (ΔN=100 cycles dans le cas présent), l'endommagement est calculé de la manière suivante :

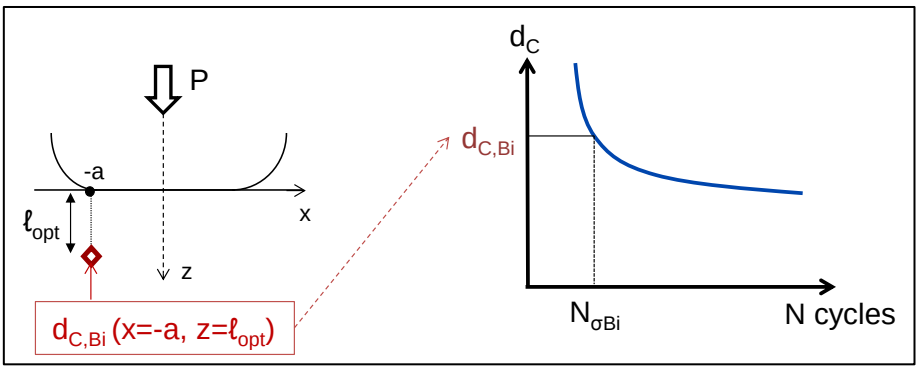
$$D_{inc}=\frac{\Delta N}{N_{\sigma Bi}} \qquad (6\text{-}18)$$

La fissure s'amorce lorsque la somme des endommagements est égale à 1 :

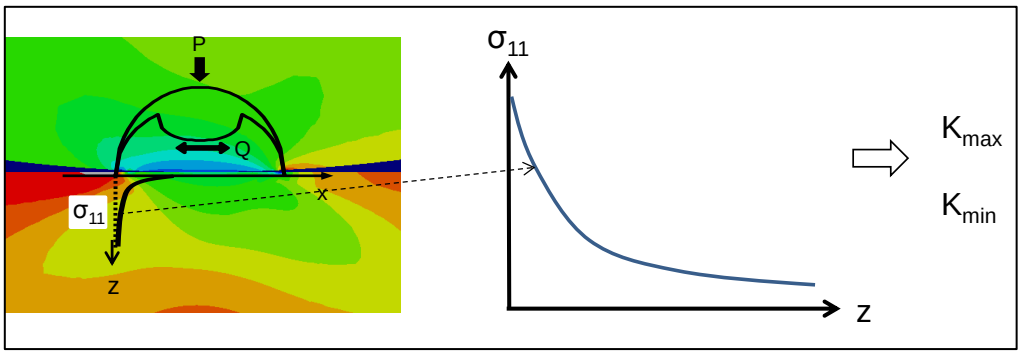
$$D=\sum D_{inc}=1 \qquad (6\text{-}19)$$

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

En utilisant cette loi, très simplifiée, il est possible d'établir le nombre de cycles à l'amorçage quelle que soit la séquence de chargement imposée.



(a)



(b)

Figure 6-17 : Schématisation de l'obtention des données d'entrée de l'algorithme prévisionnel. (a) Durée de vie à l'amorçage de chaque bloc individuellement, (b) Obtention des FIC.

En ce qui concerne la propagation, l'algorithme est semblable à celui présenté au § 6.1.3, mais prend en compte les blocs successifs. La propagation de la fissure commence à $b=b_{opt}$. L'algorithme nécessite ensuite, pour chaque bloc, les FIC maximums et minimums afin de calculer le $\bar{K}^*(z)$ correspondant (Figure 6-17b). Ce dernier paramètre prend en compte l'évolution du rapport de charge en sous-couche (voir § 6.1.3).

A chaque incrément Δb, celui-ci correspondant à une maille d'éléments finis, l'algorithme vérifie successivement qu'il n'y a ni rupture ($\bar{K}^*(i,z)<K_{IC}$) ni arrêt de propagation ($\bar{K}^*(i,z)>\Delta K_{eff,th}$). Si tel est le cas, il calcule l'incrément de cycles relatif à la propagation : $\Delta N_P=f(\Delta b)$, à partir de l'équation 6-12, avec les paramètres de la loi de propagation SENB. Il poursuit ainsi successivement jusqu'à la rupture, ou jusqu'à avoir le nombre de cycles final $N_{T,exp}$.

L'algorithme proposé prend en compte la possibilité qu'un bloc puisse entraîner un arrêt de propagation mais que le bloc suivant puisse continuer à propager la fissure. En effet, quand un arrêt de propagation est calculé, il passe directement à l'étude du bloc suivant jusqu'à atteindre $N_{T,exp}$.

L'algorithme global permettant d'estimer la durée de vie totale en calculant à la suite la durée de vie à l'amorçage puis le nombre de cycles en propagation est présenté sur la Figure 6-18.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

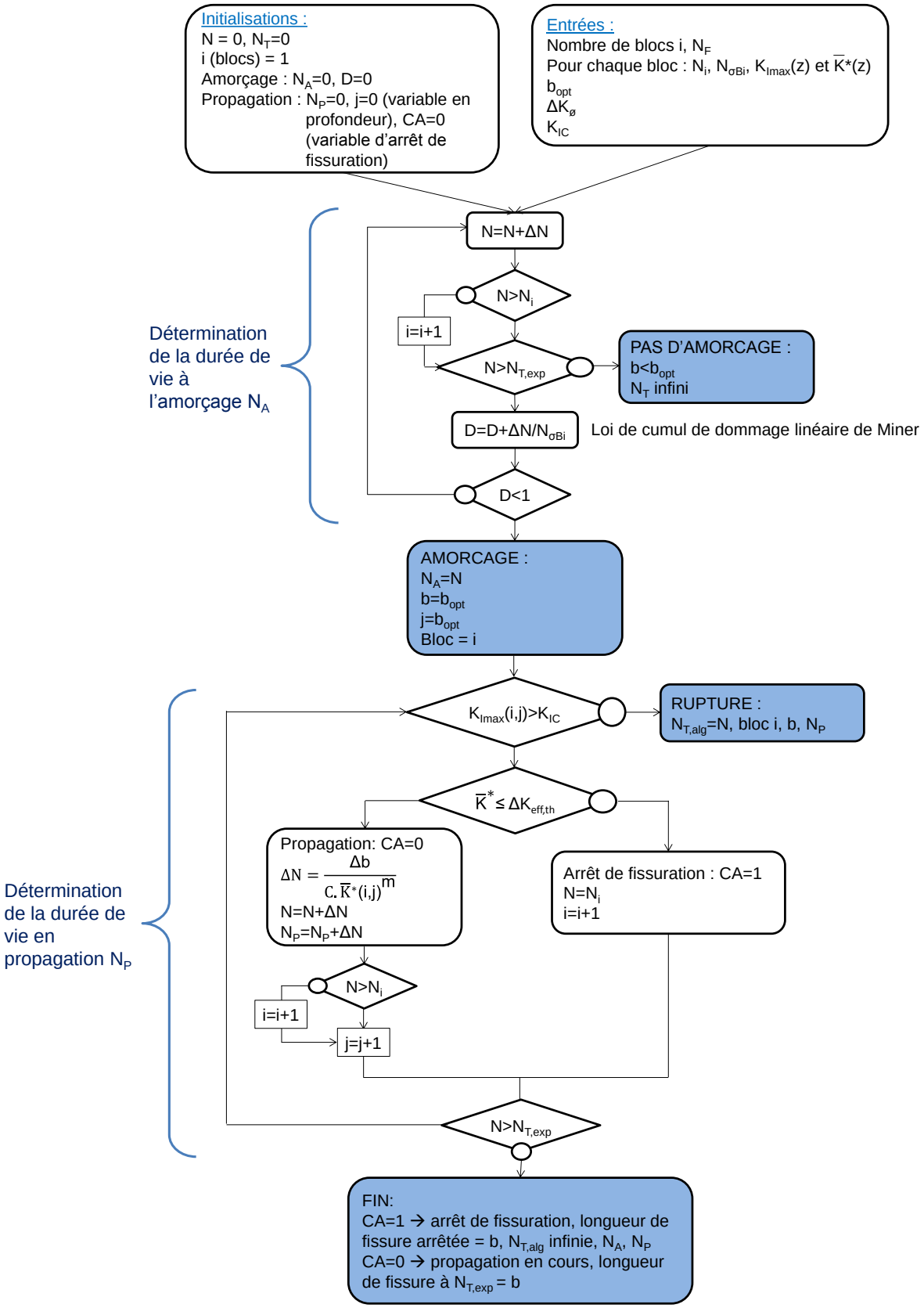


Figure 6-18 : Algorithme de calcul de la durée de vie totale des essais blocs

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Quatre sorties sont possibles :

- Pas d'amorçage à $N_{T,exp}$, nombre de cycles final. La durée de vie théorique $N_{T,alg}$ est alors infinie, il ne peut pas y avoir de fissure $b>b_{opt}$ dans le contact ;
- Arrêt de fissuration avec une longueur de fissure b à $N<N_{T,exp}$, ce qui entraîne une durée de vie théorique $N_{T,alg}$ infinie ;
- Fissure en propagation à $N_{T,exp}$, avec une longueur de fissure b à $N_{T,exp}$;
- Rupture à $N_{T,alg}<N_{T,exp}$.

Par ailleurs, l'évolution de b en fonction de N est sauvegardée, de sorte qu'il est possible comme pour les sollicitations constantes, de comparer la cinétique de propagation calculée, avec celle mesurée expérimentalement grâce au suivi électrique.

6.2.4 Applications de l'algorithme de calcul de la durée de vie de chargements par blocs

6.2.4.1 Cinétique de propagation théorique de l'essai à 3 blocs de chargements variables

L'algorithme de la Figure 6-18 est appliqué sur l'exemple détaillé au § 6.2.2 (Cas 1) dont les chargements sont rappelés sur la Figure 6-19a.

La Figure 6-19b trace les cinétiques de propagation théoriques calculées avec l'algorithme à partir d'une simulation EF EP_C-K et d'une simulation EF EP_M-I. Elles sont comparées avec la cinétique de propagation expérimentale déduite à partir du suivi électrique.

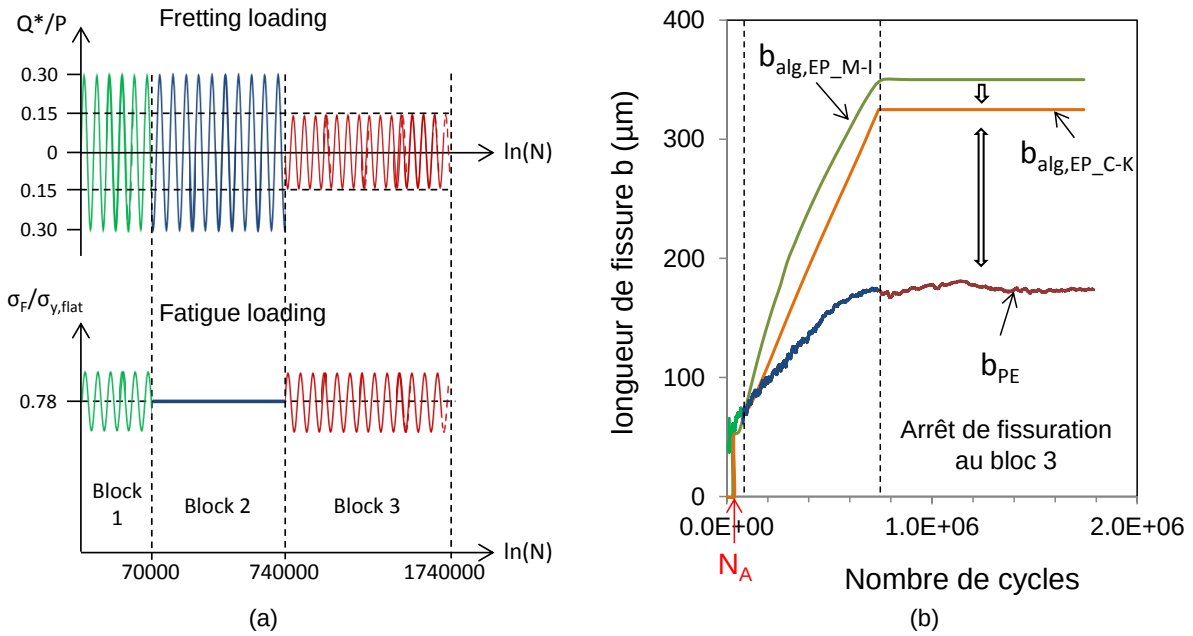


Figure 6-19 : Cas 1 : (a) Blocs de chargement appliqués sur le contact Teta/Frette R=4.6mm, P_{ref}. Bloc 1 : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.3, N=70000; bloc 2 : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=1, Q^*/P_{ref}=0.3, N=670000; bloc 3 : $\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.78, R_σ=0.85, Q^*/P_{ref}=0.15, N=1000000.
(b) Comparaison des cinétiques de propagation théoriques calculées avec les lois EP_C-K (—) et EP_M-I (—) avec la cinétique de propagation déduite du suivi électrique (bloc 1:—, bloc 2: —, bloc 3: —).

Les estimations EP_C-K et EP_M-I sont conservatives puisqu'elles prévoient des longueurs de fissure théoriques finales deux fois plus grandes que la longueur de fissure expérimentale. Les deux modèles surestiment la vitesse de propagation au second bloc mais chacun retrouve bien l'amorçage au

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

premier bloc et l'arrêt de propagation au commencement du troisième bloc. La formulation EP_C-K est toutefois légèrement plus proche des résultats expérimentaux observés.

La loi cyclique EP_C-K prévoit un amorçage à $N_A(b_{opt}=60\mu m)=37800$ cycles, une longueur de fissure à l'issue du premier bloc de $b_1=67\mu m$ et une longueur de fissure à l'issue du deuxième bloc avant arrêt de propagation $b_2=b_{final}=325\mu m$. Sachant que $b_{1,exp}=70\mu m$, la loi EP_C-K prévoit très bien la fissuration engendrée par le premier bloc.

EP_M-I prévoit $N_A(b_{opt}=50\mu m)=28700$, $b_1=60\mu m$ et $b_2=b_{final}=350\mu m$. Il y a peu de différence de durée de vie à l'amorçage entre l'hypothèse d'une loi plastique monotone et l'hypothèse d'une loi plastique cyclique mais la prévision de b_1 avec la loi EP_M-I est moins précise.

Les lois cycliques permettent un meilleur résultat en termes de longueur de fissure finale même si l'écart avec le monotone reste faible. Cela confirme les conclusions obtenues au § 6.1.4.4. Dans la suite de ce travail, seule la loi référence EP_C-K sera utilisée.

6.2.4.2 Cinétique de propagation d'un cas plus complexe à 5 blocs de chargements variables

Outre la sollicitation test (cas 1) étudiée en détail dans les paragraphes précédents, d'autres chargements blocs ont été analysés.

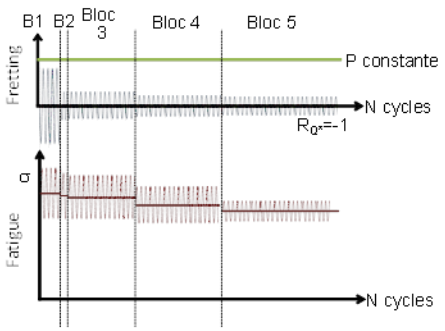
Un exemple de chargement, le cas 4, est donné dans le tableau sur la Figure 6-20. La première ligne du tableau indique le rayon et le matériau du poinçon. Dans ce cas le matériau du poinçon est un acier 100C6.

Seule la loi EP_C-K est désormais considérée. Pour cette sollicitation plus complexe, l'algorithme prévoit une longueur de fissure finale de $b_{T,alg}=4710\mu m$ tandis que la longueur de fissure mesurée expérimentalement est de $b_{exp}=3260\mu m$. Une fois encore la prévision de la longueur de fissure finale est conservative mais on retrouve le bon ordre de grandeur.

La comparaison des évolutions des longueurs de fissure, PE et théorique, montre à nouveau que l'algorithme semble surestimer la propagation des fissures. Toutefois, il faut rappeler que l'évolution de b_{PE} en fonction du nombre de cycles n'est pas forcément représentative de l'évolution expérimentale. En effet dans le cas présent la longueur de fissure finale déduite du suivi électrique est $b_{PE}=2950\mu m$ tandis que la longueur de fissure finale réelle est $b_{exp}=3260\mu m$.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Poinçon cylindrique : R=20mm; 100C6				
P	1.16 P_{ref}			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{r,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.82	0.751	0.77
2	13100	0.35	0.732	0.81
3	251080	0.33	0.732	0.81
4	316400	0.21	0.731	0.83
5	647856	0.15	0.730	0.84



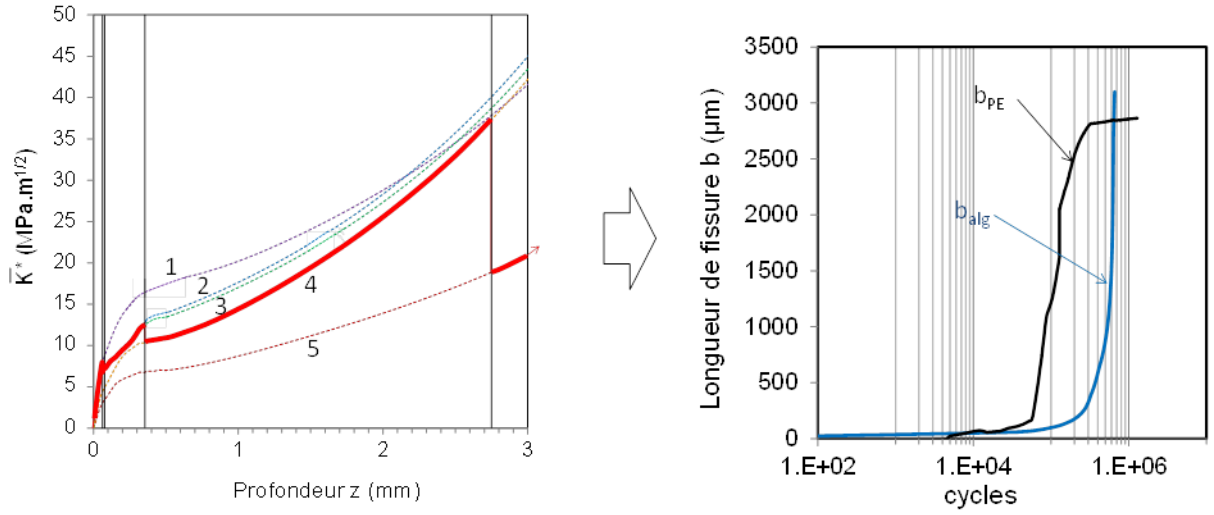


Figure 6-20 : Etude de la cinétique de propagation d'un cas plus complexe à 5 blocs de chargements variables; le cas 4. Comparaison des cinétiques de propagation théoriques calculées avec les lois EP_C-K (—) avec la cinétique de propagation déduite du suivi électrique (—).

6.2.4.3 Synthèse sur l'ensemble des chargements blocs n'induisant pas la rupture de l'éprouvette

Outre les deux cas de sollicitations étudiés en détail dans les paragraphes précédents, treize autres cas différents ont été étudiés. Leurs blocs de chargement sont donnés en Annexe B. Dans un premier temps, nous avons cherché à analyser les essais non rompus de façon à voir dans quelle mesure le modèle proposé permet de prévoir l'extension des fissurations voire prévoir les conditions d'arrêt de propagation.

Le Tableau 6-4 rassemble les résultats expérimentaux des cas n'entraînant pas la rupture de l'éprouvette. Pour chaque essai, la longueur de fissure b_{exp}, mesurée par méthode destructive à la fin de l'essai est donnée. Les conditions en arrêt de propagation sont différenciées des essais interrompus en propagation via la mesure de la pente du potentiel électrique (voir Chap. 3 § 3.6.4).

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Tableau 6-4 :

(a) Résultats des prévisions des cinétiques de propagation des chargements bloc entraînant un arrêt de propagation à la fin de l'essai ($K_{PDT}<10^{-9}$)

CAS	R (mm)	P/P_{ref}	Expérimental		théorique (EF EP_C-K + Crossland + Kujawski/SENB)		
			b_{exp}	$N_{T,exp}$	b_T	N_A	N_P
1	4.6	1	170	1740000	325	37800	702392
3	4.6	0.34	23	633308	80	36100	151220
5	10	0.58	119	1281164	100	28300	289388
6	15	0.87	187	1281164	200	25800	640611
9	4.6	0.34	90	633308	1140	39100	594208
10 - 1	4.6	1.07	24	10000000	<60	INFINI	
10 - 2	4.6	1.07	60	10000000	<60	INFINI	
11 – 1	4.6	0.46	41	2182000	60	83900	0
11 – 2	4.6	0.46	140	2180000	60	83900	0
11 – 3	4.6	0.46	44	2354000	60	83900	0
11 - 4	4.6	0.46	33	10000000	60	83900	0

(b) résultats des prévisions des cinétiques de propagation des chargements bloc toujours en propagation à la fin de l'essai ($K_{PDT}>10^{-9}$)

CAS	R (mm)	P/P_{ref}	expérimental		théorique (EF EP_C-K + Crossland + Kujawski/SENB)			
			b_{exp}	$N_{T,exp}$	b_T	N_A	N_P	$N_{T,alg}$
2 – 1	4.6	0.34	68	52728	68	36100	16628	52728
2 – 2	4.6	0.34	22	52728	68	36100	16628	52728
4	20	1.16	3260	1281164	4710	36600	527890	690107
7 - 1	15	0.87	503	1281164	1100	25700	1255464	1281164
7 - 2	15	0.87	538	4766000	4650	25700	16959801	16985501
7 - 3	15	0.87	758	4960000	4650	25700	16959801	16985501
8	10	0.71	613	1281164	1340	25800	1255364	1281164

Certains essais ont été dupliqués voir triplés avec des durées de dernier bloc plus ou moins longues (jusqu'à 10^7cycles). Ainsi pour le cas 7, l'augmentation du nombre de cycles du dernier bloc entraîne une légère augmentation de la longueur de fissure contrairement au cas 11 où la longueur de fissure n'est pas affectée. Le cas 7 est en propagation à l'arrêt de l'essai tandis que le cas 11 est en arrêt de propagation. Tous les essais ont également été équipés avec le suivi électrique. Cela permet d'avoir une information sur l'état, propageant ou non, de la fissure sans doubler les essais.

Plusieurs rayons de cylindre ont été testés en gardant la pression maximale dans le contact constante. Ainsi les cas 4, 5 et 6 ont subi les mêmes chargements de fretting et de fatigue mais avec des géométries de contact différentes. On observe qu'un rayon de poinçon plus important entraîne

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

une fissure plus longue à la fin de l'essai, et donc une durée de vie plus courte. Ce résultat est cohérent avec les observations du Chapitre 5.

Pour un même rayon, différents chargements ont été testés. Par exemple, entre les cas 5 et 8, les forces, normale et tangentielle, ont été augmentées de 30%. Cela entraîne également une diminution de la durée de vie.

L'algorithme de calcul de la durée de vie théorique développé au § 6.2.3 est appliqué à l'ensemble de ces cas de charge. Les nombres de cycles à l'amorçage N_A, nombre de cycles en propagation N_P et la longueur de fissure en fin d'essai b_T sont reportés dans le Tableau 6-4.

La Figure 6-21 trace les longueurs de fissures théoriques b_T estimées avec l'algorithme en fonction des longueurs de fissure expérimentales b_{exp} mesurées par méthode destructive en fin d'essai. Les cas entraînant une rupture théorique sont représentés par leur longueur de fissure théorique à la rupture. Les barres d'erreurs correspondent à la dispersion des essais dupliqués avec extension du dernier bloc. Les points situés en dessous de la droite noire sont les points non conservatifs et ceux au-dessus sont conservatifs.

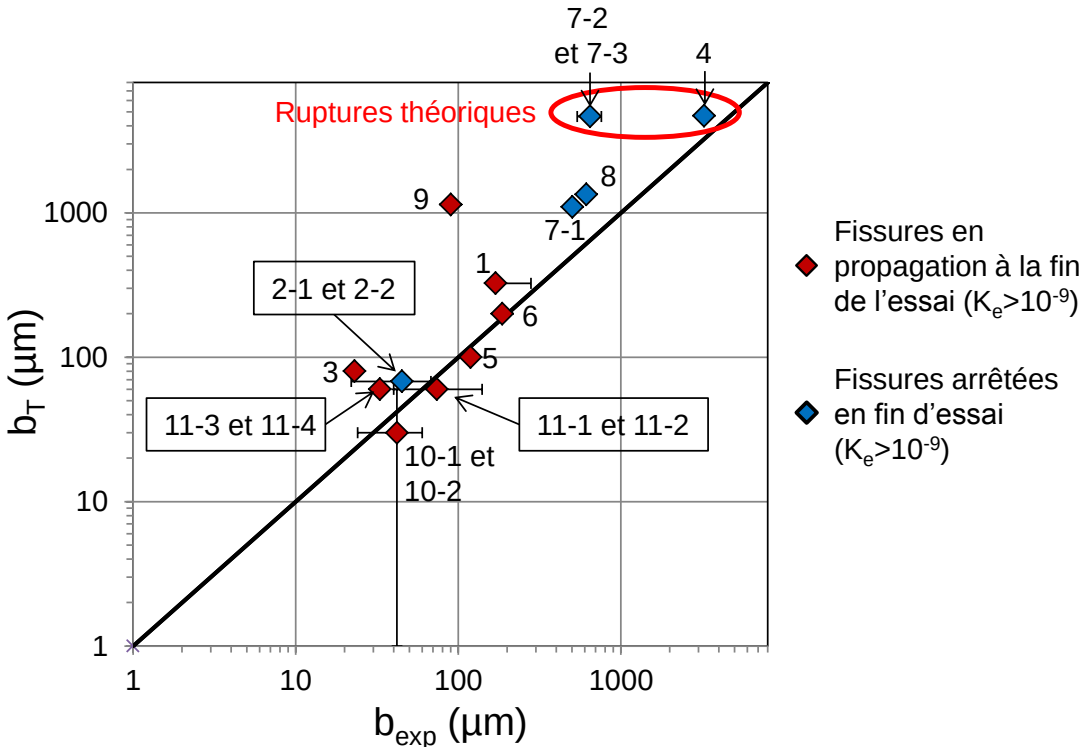


Figure 6-21 : Estimations des longueurs de fissures à la fin des essais bloc.

Certains points sont estimés précisément. Toutefois, la majorité des longueurs de fissures finales sont surestimées. Cette surestimation des longueurs est probablement liée à une surestimation de la cinétique de propagation. En effet, l'erreur augmente fortement pour les grandes longueurs de fissures. Or, plus la longueur de fissure est importante, plus la propagation est longue. Si via nos travaux la prévision lié à l'endommagement à l'amorçage généré par le fretting fatigue a été amélioré, la formalisation de la cinétique de propagation pour des rapports de charge très élevés reste moins bien décrite et demanderait une optimisation.

Pour conclure, l'algorithme (Figure 6-18) prévoit des longueurs de fissure acceptables pour un panel varié de géométries de contact (différents rayons et différentes forces normales) et de chargements

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

de fretting fatigue. L'algorithme tend à surestimer la propagation des fissures ce qui indirectement est recherché de façon à établir des estimations conservatives.

6.2.4.4 Etude de chargements blocs induisant la rupture de l'éprouvette

Quatre cas de chargements blocs entraînant la rupture de l'éprouvette ont été étudiés. Les durées de vie expérimentales et les durées de vie théoriques calculées avec l'algorithme sont comparées dans le Tableau 6-5. La Figure 6-22 trace les durées de vie théoriques $N_{T,alg}$ estimées avec l'algorithme en fonction des durées de vie expérimentales $N_{T,exp}$.

Tableau 6-5 : Durées de vie expérimentales et théoriques des chargements bloc entraînant la rupture de l'éprouvette.

CAS	R (mm)	P/P_{ref}	$N_{T,exp}$	durées théoriques		
				N_A	N_P	$N_{T,alg}$
12	20	1.16	244000	30700	222106	252806
13	20	1.16	414000	31100	179929	211029
14	20	1.16	480000	63900	327841	391741
15 - 1	4.6	0.81	406000	29800	297085	326885
15 - 2	4.6	0.81	584000	29800	297085	326885

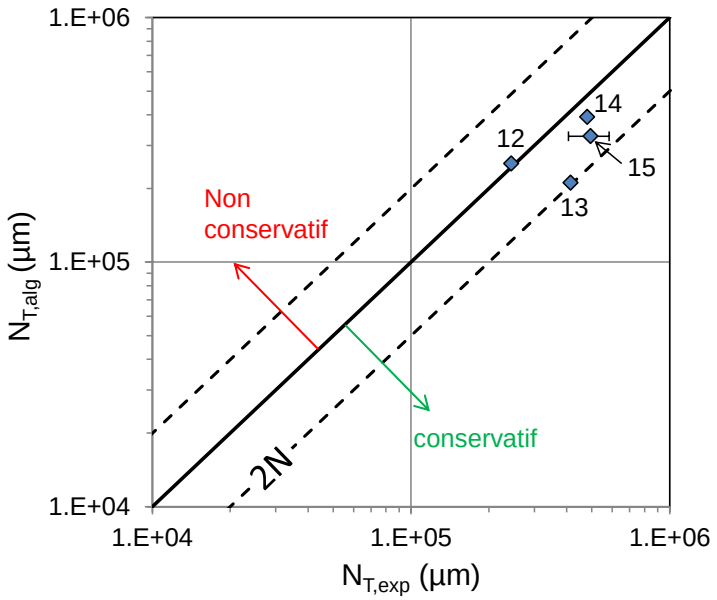


Figure 6-22 : Comparaison des durées de vie théoriques des essais bloc aux durées de vie expérimentales.

Le cas 12 est estimé avec précision et les autres cas présentent des estimations conservatives (Figure 6-22). On calcule une erreur moyenne de prévision de $\%\overline{E_{N,T}}$=27% et une dispersion relative de $\%V_{N,T}$=71%. Tous les points sont situés dans une bande de dispersion égale à 2xN. Ainsi on peut considérer que les durées de vie prévues sont correctes.

Comme pour les chargements simples, l'algorithme permet d'enregistrer la cinétique de propagation des fissures. La Figure 6-23a trace la cinétique de propagation théorique du cas 12. Elle est

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

comparée à la cinétique de propagation expérimentale déduite à partir du suivi électrique. Les deux évolutions sont quasiment superposées. La Figure 6-23b compare la cinétique de propagation théorique du cas 13, cas le plus conservatif, avec la cinétique de propagation expérimentale. Malgré le conservatisme de la cinétique théorique, les deux courbes présentent une évolution similaire.

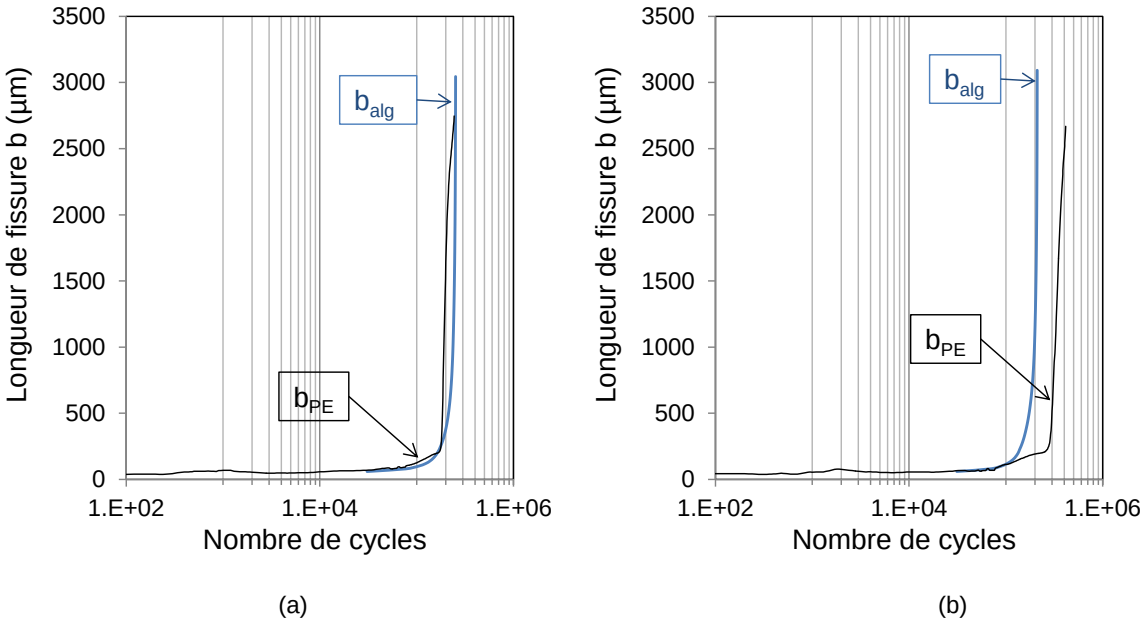


Figure 6-23 : Comparaison de la cinétique de propagation théorique (calcul EP_M-I) b_{alg}(—) avec la cinétique de propagation expérimentale déduite du suivi électrique b_{PE} (—). (a) Cas 12, (b) Cas 13.

La compilation des résultats des essais sous sollicitations variables avec les résultats des essais de fretting fatigue constant (Figure 6-9a) dans la Figure 6-24 confirme la stabilité de notre approche. L'algorithme (Figure 6-18), permet des estimations très correctes des durées de vie (Figure 6-24).

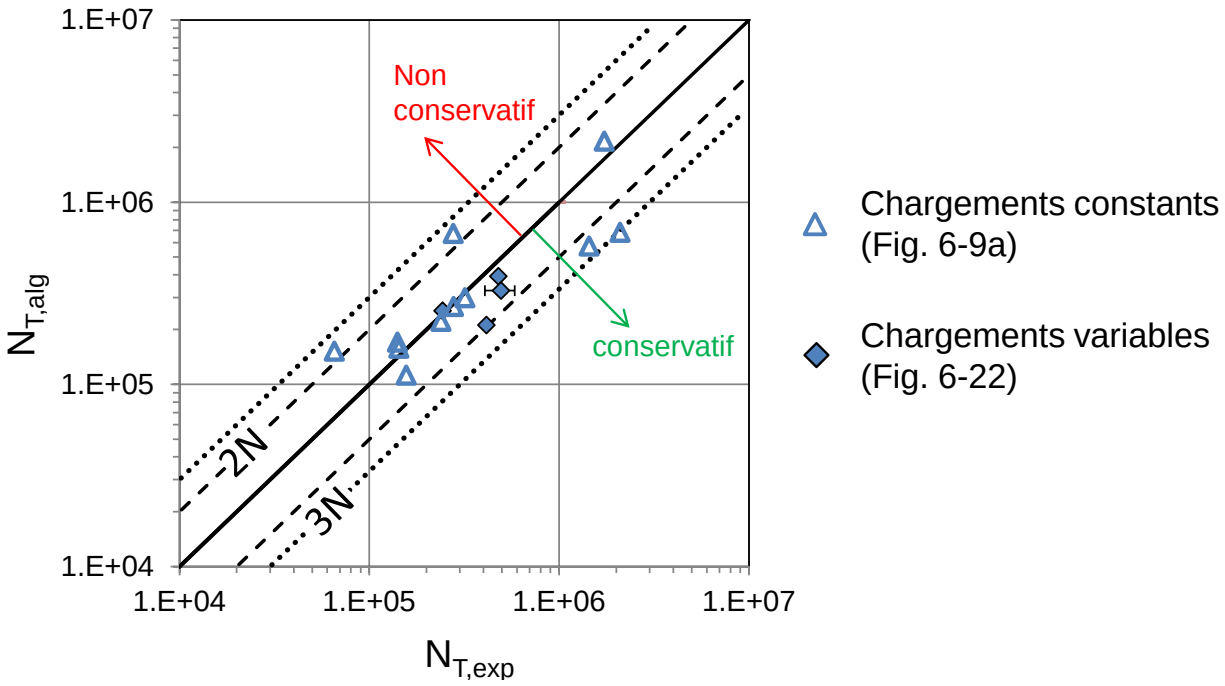


Figure 6-24 : Compilation des résultats de prévisions de durée de vie des conditions chargement constant et des conditions à chargements variables.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

6.3 Conclusion

L'estimation des durées de vie a été effectuée en séparant la durée de vie à l'amorçage et la cinétique de propagation.

La durée de vie à l'amorçage a été étudiée avec le critère de Crossland à la distance critique ℓ_{opt} relative au contact étudié selon la méthode développée au Chap. 5. Selon le nombre de cycles à l'amorçage, la contrainte équivalente de Crossland minimum à atteindre pour amorcer des fissures de longueur b_{opt} évolue. Cette évolution de la contrainte équivalente de Crossland seuil en fonction du nombre de cycles a été déterminée par analyse inverse de conditions seuils d'amorçage en fretting simple.

La cinétique de propagation a été estimée en couplant le paramètre moteur de propagation de Kujawski $\bar{K}*$ avec une loi de Paris. $\bar{K}*$ permet de prendre en compte l'évolution du rapport de charge sous le contact. Le calcul de la cinétique de propagation permet d'estimer la durée de vie dans le cas de rupture mais aussi l'arrêt de propagation le cas échéant.

Une première approche a consisté à établir la loi de propagation par une analyse inverse des cinétiques de propagation mesurées via suivi électrique d'essais de fretting fatigue (approche dite FFI). En utilisant cette approche, les durées de vie en fretting fatigue sous chargement constant sont fortement surestimées. L'hypothèse la plus probable pour expliquer ce résultat est que l'identification inverse est dépendante de la topographie de la fissure. Selon son angle et son ouverture, une fissure peut plus ou moins bien conduire le courant. Par ailleurs des débris présents dans la fissure peuvent la rendre partiellement conductrice. L'ensemble de ces effets engendre un biais dans l'estimation des cinétiques de propagation et in fine dans l'estimation des durées de vie et des longueurs de fissuration.

De bien meilleures estimations ont été obtenues avec la loi de Paris déterminée à partir d'essais sur éprouvettes SENB. Les durées de vie théoriques prévues sont toutes dans une bande de dispersion de 3XN et la majorité dans une bande de dispersion de 2xN. La modélisation des essais et l'estimation des durées de vie permettent également de connaître les ratios des durées de vie à l'amorçage sur les durées de vie totales. Selon la sollicitation, la durée de vie à l'amorçage peut être négligeable ou très longue. Pour les conditions de très forts ratios de chargement de fatigue étudiés dans ce travail, il est nécessaire de considérer le nombre de cycles à l'amorçage et le nombre de cycles en propagation. Il n'est donc pas possible, à priori, de négliger la durée de vie à l'amorçage par rapport à la durée de vie en propagation et inversement.

Le cas des sollicitations variables est plus complexe. Il est important de prendre en compte l'historique de chargement d'un bloc à l'autre. Pour cela les blocs sont appliqués les uns à la suite des autres dans le calcul élément finis. Un algorithme spécifique, schématisé sur la Figure 6-18 a été développé. Il permet d'étudier bloc après bloc le risque d'amorçage puis la cinétique de propagation. Son application à des chargements blocs variés a montré qu'il permet de distinguer correctement une condition en arrêt de propagation d'une condition en propagation.

Pour les cas en arrêt de propagation, l'algorithme tend à surestimer la propagation des fissures. L'erreur augmente fortement pour les grandes longueurs de fissures. En effet, plus la longueur de fissure est importante, plus la propagation est longue et une dispersion significative est observée compte tenu du fait que la cinétique de propagation de cet acier reste assez mal connue pour les forts ratios de chargement étudiés.

Pour les cas entraînant la rupture de l'éprouvette, l'algorithme est toujours conservatif quelle que soit la géométrie de contact, c'est-à-dire quels que soient le rayon de cylindre et la force normale appliqués. Les estimations de durées de vie sont particulièrement fiables puisqu'elles restent dans une bande de dispersion de 2xN.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Il est important de noter que dans tous les cas étudiés, la fissure s'est amorcée au premier bloc, de sorte que nous n'avons pas pu tester la fiabilité de l'algorithme de cumul de dommage à l'amorçage. Cela est dû à la méthodologie suivie qui consiste à appliquer les blocs dans l'ordre de sollicitation décroissante. Une perspective de ce travail sera d'intervertir l'ordre des blocs afin d'étudier précisément le cumul de dommage.

En combinant l'ensemble des résultats obtenus sous chargements constants et variables, on confirme la stabilité de notre démarche.

Pour conclure, les méthodes développées permettent d'estimer de manière adéquate la réponse en fretting fatigue d'un panel varié de conditions de chargements simples et de chargements blocs, même si elles ont tendances à surestimer la propagation des fissures. Toutefois, cela permet d'obtenir des prédictions raisonnablement conservatives, ce qui est l'objectif visé par l'industriel.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Conclusion

Ce travail de recherche a été consacré à la mise en place d'une démarche prédictive de l'endommagent par fretting fatigue dans les contacts Teta/Frette des conduites flexibles du groupe Technip. La problématique du flexible est très complexe puisqu'elle implique des chargements fortement élastoplastiques, des sollicitations variables successives et des sollicitations de fretting et de fatigue non colinéaires. Nous nous sommes intéressés à formaliser la fissuration par fretting fatigue en intégrant deux de ces problématiques à savoir le comportement élastoplastique des contacts étudiés et les sollicitations variables successives. Dans ce but, des études expérimentales et numériques ont été menées simultanément afin de comprendre les mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures.

Mise en évidence expérimentale de l'amorçage et de l'arrêt de propagation des fissures

Dans la première partie de l'étude nous avons établi une base de données conséquente d'essais de fretting simple, fretting précontraint et fretting fatigue à différents rapports de charge. D'un point de vue amorçage, nous avons montré que :

- En fretting simple, l'impact de différentes pressions et différentes dimensions de contact sur le seuil d'amorçage des fissures a permis d'illustrer que la plasticité tend à réduire les gradients de contrainte et à les faire converger vers une même valeur ;
- L'ajout d'une sollicitation de fatigue influence peu la force tangentielle entrainant la nucléation d'une fissure, mais accélère la propagation de la fissure ;
- L'effet de la contrainte moyenne de fatigue est quasi négligeable ; c'est l'amplitude de la contrainte alternée de fatigue qui est le facteur principal contrôlant la fissuration.

En ce qui concerne l'arrêt de propagation, un critère expérimental basé sur la pente du potentiel normalisé K_{PDT} a été défini :

- Lorsque $K_{PDT}>10^{-9}$cycles^{-1}, il s'agit d'une condition de propagation.
- Lorsque $K_{PDT}<10^{-9}$cycles^{-1}, la condition d'arrêt de fissuration est atteinte.

La carte de fretting fatigue, qui combine dans une même représentation le seuil d'amorçage des fissures et le seuil d'arrêt de propagation en fonction de Q* et σ_F, a été utilisée pour formaliser les résultats. Elle permet de faire le lien entre les résultats en fretting simple et ceux en fretting fatigue (Figure conclusion-1a&b).

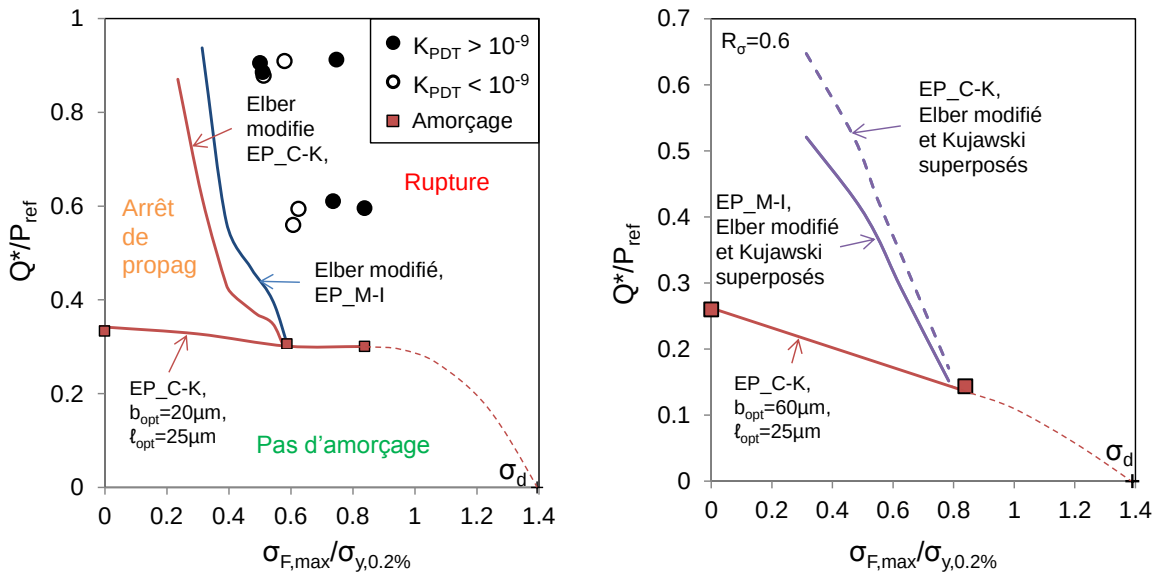
Modélisation des contraintes élastoplastiques

Afin d'appliquer des critères d'estimations de l'amorçage et de la propagation, il a été nécessaire d'estimer les champs de contrainte au niveau du contact. Pour ce faire, un modèle Eléments Finis 2D du contact cylindre/plan a été formalisé en utilisant le code commercial Abaqus. Ce modèle a été validé dans le cas élastique par des solutions analytiques.

Les simulations de fretting fatigue ont été réalisées en imposant comme conditions de chargement et aux limites celles utilisées dans les essais entrainant ainsi des conditions élastoplastiques et la nécessité d'utiliser des lois EP. Nous avons montré un effet de double stabilisation de l'interface. Il y a d'abord une stabilisation géométrique très rapide qui entraîne un adoucissement de la pression et du cisaillement dans le contact puis, une adaptation élastique locale du matériau. C'est ce dernier état qui doit être considéré pour l'analyse de fatigue. Une méthodologie spécifique basée sur la variation

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

de la déformation plastique par cycle a été mise en œuvre pour rationaliser cet état stabilisé en fonction du nombre de cycles (N≈100cycles). Le maillage a également été optimisé par rapport à ces conditions de fortes déformations plastiques.



(a) (b)

Figure conclusion-1 : (a) Carte de fretting fatigue du contact R=19mm, P=2.5P_{ref} et R_σ=0.94. (b) Carte de fretting fatigue du contact référence Teta/Frette R=4.6mm soumis à un rapport de charge R_σ=0.6.

Quantification de l'amorçage des fissures

L'estimation du chargement nécessaire à l'amorçage des fissures a été réalisée grâce au critère de Crossland appliqué sur les contraintes stabilisées calculées par éléments finis. Les forts gradients de contrainte dans la zone de contact entrainent des estimations fortement conservatives. Pour corriger cet effet la méthode de la distance critique a été considérée et optimisée.

Un couple (b_{opt},ℓ_{opt}), dépendant de la loi matériau et du contact et pour lequel les prévisions sont optimales a été défini. b_{opt} est la longueur de fissure associée au seuil d'amorçage qui permet d'obtenir la meilleure stabilité de la prévision du risque d'amorçage en considérant une démarche distance critique. ℓ_{opt} est la distance critique optimale associée au défaut b_{opt} (Figure conclusion 1-c).

On montre que ℓ_{opt} est constante avec $\ell_{opt}=b_0/2$, quels que soient le contact et la loi matériau considérée. En revanche la longueur de fissure amorcée b_{opt} dépend du gradient de contrainte dans l'interface (Figure conclusion-2a). On confirme ainsi le modèle de Taylor ($\ell_T=b_0/2$) tout en le complétant, en spécifiant que cette relation n'est vérifiée que si le seuil d'amorçage est établi pour un défaut d'une dimension équivalente à b_{opt}.

Une approximation linéaire de la longueur de fissure amorcée b_{opt} avec le gradient de contrainte permet d'obtenir une très bonne corrélation avec les conditions d'amorçage expérimentales (Figure conclusion-2b). Ce résultat conforte la stabilité du modèle proposé pour intégrer les effets d'échelle.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

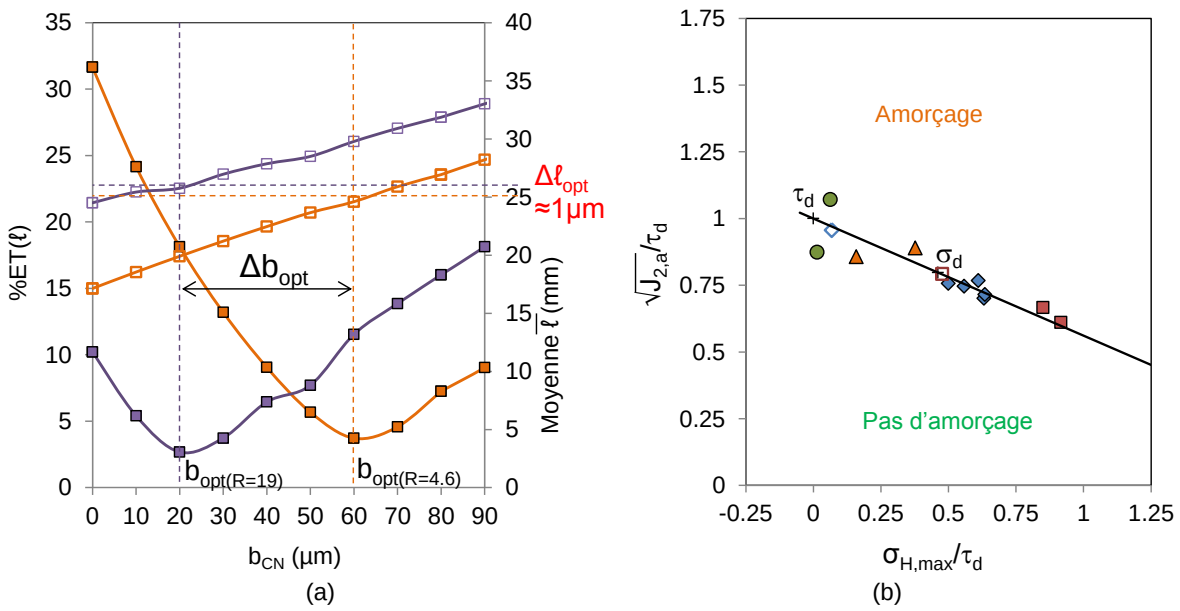


Figure conclusion-2 : (a) Détermination du couple (b_{opt},ℓ_{opt}) et écart entre les couples avec le rayon de cylindre. (b) : Conditions d'amorçage à10^6 cycles de l'ensemble des contacts testés; simulations EP_C-K et critère de Crossland à ℓ_{opt}=25µm et b_{opt}=f($\overline{\nabla}\sigma_{H,max}$).

Quantification de l'arrêt de propagation des fissures

Le seuil d'arrêt de propagation des fissures a été identifié grâce à une analyse inverse de résultats d'arrêt de fissuration en fretting simple. Un spectre varié de rayons de contact et de sollicitations a été modélisé et une faible dispersion a été obtenue. La détermination du $\Delta K_{eff,th}$ par analyse inverse de conditions d'arrêt de propagation en fretting est donc particulièrement stable.

La frontière d'arrêt de propagation théorique a été obtenue par une méthode découplée : simulations des contraintes dans l'éprouvette par éléments finis, puis calcul du facteur d'intensité de contrainte par la méthode des fonctions de poids et pour finir application d'une formulation efficace pour prendre en compte les variations de rapport de charge dans la profondeur inhérentes à la sollicitation de contact.

Deux formulations efficaces ont été comparées, Kujawski et Elber modifié. Elles donnent toutes les deux des résultats conservatifs, très similaires. Le formalisme du ΔK_{eff} choisi a peu d'influence et il est montré qu'une estimation fiable de l'arrêt de propagation dépend surtout de la loi élastoplastique utilisée pour établir l'état stabilisé. Outre l'accommodation plastique importante du contact, la plasticité génère des contraintes résiduelles et chacune de ces contributions a son importance. Seule une loi élastoplastique permet de rendre compte de ces phénomènes. De plus le choix de la loi dépend du chargement de fatigue : précontraint ou cyclique. Dans le cadre de cette étude, la loi monotone décrit mieux les chargements à haut rapport de charge, R_σ>0.9, que la loi cyclique, cette dernière ayant été identifiée pour un rapport de charge R=-1 (Figure conclusion-1a&b).

En couplant les démarches amorçage et arrêt de propagation, des estimations très correctes des cartes de fretting fatigue ont été obtenues (Figure conclusion-1a&b). Nos études ont également montré que seule la connaissance des paramètres du seuil d'arrêt de propagation des fissures, ΔK_{th} et b_0, est nécessaire pour estimer l'amorçage et l'arrêt de propagation des fissures. Toutefois, afin de vérifier rapidement la validité des frontières théoriques, une douzaine d'essais sont nécessaires, de manière à obtenir deux seuils d'amorçage et une condition d'arrêt de fissuration à travers une courbe de Wöhler.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Estimation des durées de vie sous sollicitations constantes

Dans la dernière partie de ce manuscrit, nous nous sommes intéressés à l'étude de durabilité au travers d'essais de sollicitations constantes à rupture puis d'essais blocs. L'estimation des durées de vie a été effectuée en séparant la durée de vie à l'amorçage et la cinétique de propagation.

La durée de vie à l'amorçage a été étudiée avec le critère de Crossland à la distance critique ℓ_{opt}. Selon le nombre de cycles à l'amorçage, la contrainte équivalente de Crossland minimum à atteindre pour amorcer des fissures de longueur b_{opt} évolue. Cette évolution de la contrainte équivalente de Crossland seuil en fonction du nombre de cycles a été déterminée par analyse inverse de conditions seuils d'amorçage en fretting simple.

La cinétique de propagation a été estimée en couplant le paramètre moteur de propagation de Kujawski $\bar{K}^*$ avec une loi de Paris déterminée selon les normes d'essais en flexion sur éprouvette SENB. $\bar{K}^*$ permet de prendre en compte l'évolution du rapport de charge sous le contact. Le calcul de la cinétique de propagation permet d'estimer la durée de vie dans le cas de rupture mais aussi l'arrêt de propagation le cas échéant.

On montre que selon la sollicitation, la durée de vie à l'amorçage peut être négligeable ou très longue. Il n'est donc pas possible, a priori, de négliger la durée de vie à l'amorçage par rapport à la durée de vie en propagation et inversement.

En combinant une modélisation élastoplastique cyclique, la démarche amorçage ($\ell_{opt}=b_0/2$, $N_A=f(\sigma_C(x=-a,z=\ell_{opt})$, $b_{opt}=f(\bar{\nabla}\sigma)$) et la démarche propagation ($\bar{K}^*$ + Paris SENB), des prévisions raisonnables des durées de vie ont été obtenues et ce, malgré la diversité des conditions de fretting fatigue considérées (Figure conclusion-3).

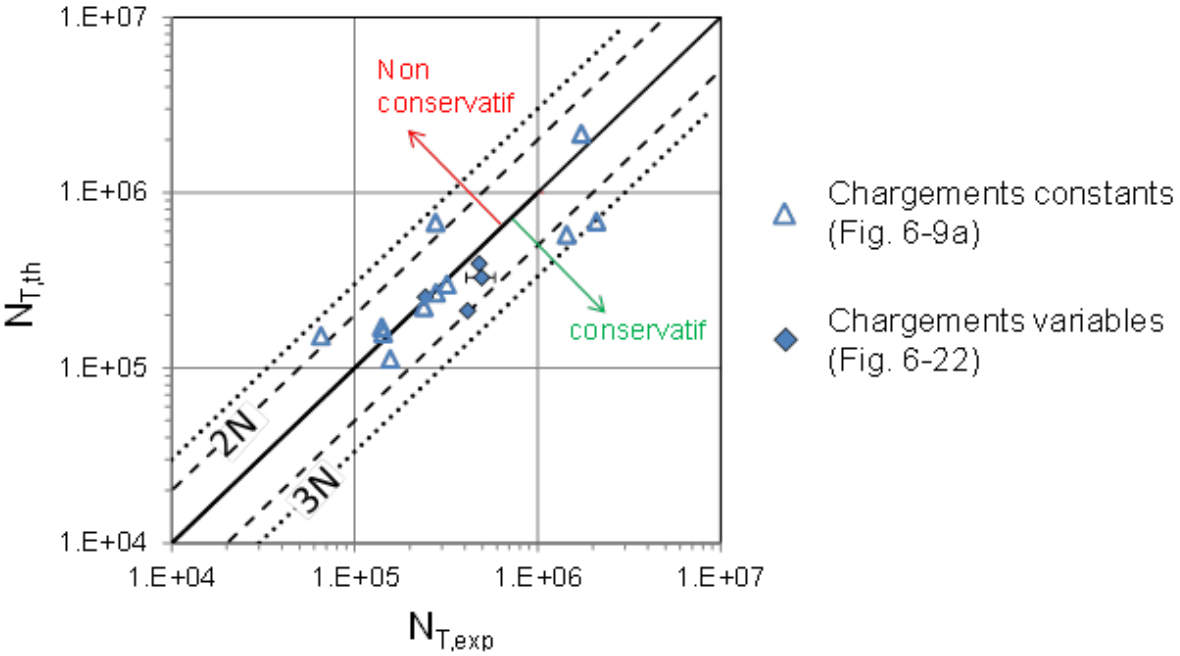


Figure conclusion-3 : Compilation des résultats de prévisions de durée de vie des conditions de chargements constants et des conditions à chargements variables.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

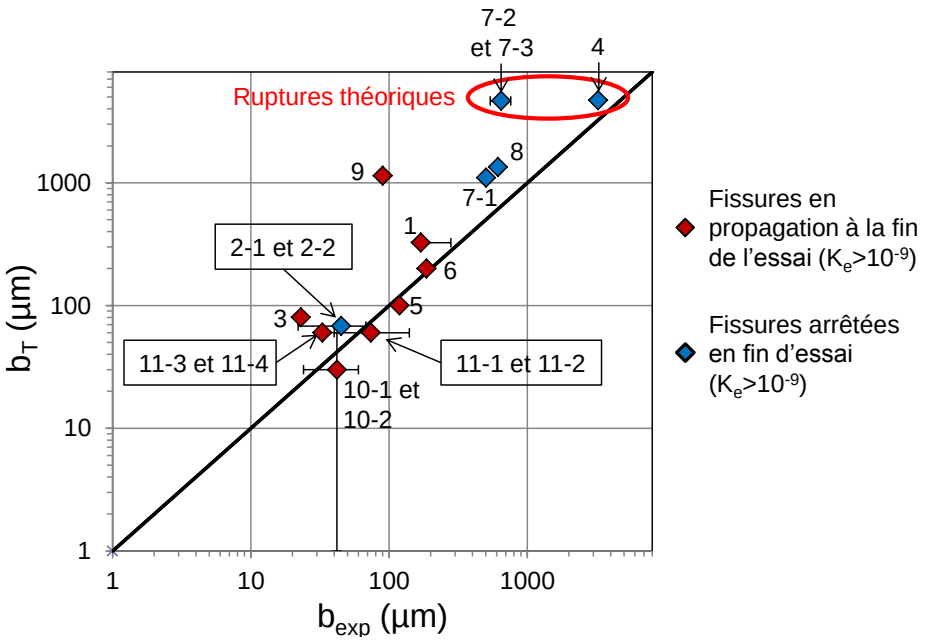


Figure conclusion-4 : Estimations des longueurs de fissures à la fin des essais bloc.

Cas particulier des sollicitations variables : essais blocs

Afin d'appréhender les chargements variables aléatoires que l'on observe réellement sur les structures, une première approche considérant des chargements par blocs d'amplitudes décroissantes a été utilisée. L'historique de chargement d'un bloc à l'autre a été pris en compte en appliquant les blocs les uns à la suite des autres dans le calcul élément finis.

Un algorithme spécifique, permettant d'étudier bloc après bloc le risque d'amorçage puis la cinétique de propagation a été développé. Le cumul de dommage à l'amorçage est considéré avec le modèle linéaire de Miner. L'application de l'algorithme à des chargements blocs variés a montré qu'il permet de distinguer correctement une condition en arrêt de propagation d'une condition en propagation (Figures conclusion-3 et conclusion-4).

On montre que l'algorithme tend à surestimer la propagation des fissures du fait que la cinétique de propagation de cet acier reste assez mal connue pour les forts ratios de chargement étudiés. Pour les cas entrainant la rupture de l'éprouvette, l'algorithme est toujours conservatif quelle que soit la géométrie de contact, c'est-à-dire quels que soient le rayon de cylindre et la force normale appliqués.

En combinant l'ensemble des résultats obtenus sous chargements constants et variables, la stabilité de la démarche est confirmée (Figures conclusion-3). Les méthodes développées dans ce travail permettent d'estimer de manière adéquate la réponse en fretting fatigue d'un panel varié de conditions de chargements simples et les chargements blocs même si elles ont tendances à surestimer la propagation des fissures. Toutefois, cela permet justement de les appliquer sans risque car elles fournissent des estimations conservatives.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Perspectives

A l'issue de ce travail, il semble important de poursuivre les efforts de recherche sur plusieurs points :

- L'hypothèse de la longueur de fissure b_{opt} dépendant linéairement du gradient est une première approximation. Il serait intéressant d'étudier d'autres gradients des contraintes de façon à décrire plus finement son évolution. De même, il faudrait examiner si cette évolution se retrouve pour des conditions de sollicitation élastique et pour d'autres couples de matériaux.

- Dans l'ensemble des cas étudiés la fissure s'est amorcée au premier bloc, de sorte que nous n'avons pas pu tester la fiabilité de l'algorithme de cumul de dommage à l'amorçage. Cela est dû à la méthodologie suivie qui consiste à appliquer les blocs dans l'ordre de sollicitation décroissante. Il serait intéressant de tester des chargements aléatoires qui permettraient d'une part d'affiner la stratégie de cumul de dommage à considérer pour l'amorçage, et d'autre part d'être plus réaliste vis-à-vis des chargements réels en service.

- La démarche utilisée pour quantifier la propagation est basée sur une approche très rudimentaire des effets de fermeture des fissures. D'autre part, la loi de propagation des fissures courtes est négligée et seul le domaine de Paris est considéré. L'effet de la microstructure et du passage des joints de grain n'est pas non plus pris en compte. Ceci pourrait expliquer la dispersion des résultats de durée de vie.

D'un point de vue industriel, plusieurs aspects restent à affiner pour être représentatif des conditions réelles du flexible :

- Un point important, peu mis en avant dans ce manuscrit, est le passage entre conduite flexible et contact laboratoire. La méthode d'identification du contact laboratoire est discutable puisqu'elle repose sur un pic de pression identifié à partir de seulement quelques nœuds. De plus, tous les contacts au sein des conduites flexibles n'endurent pas les mêmes chargements. Ainsi certains contacts subissent plutôt un phénomène d'usure que de fissure, c'est pourquoi il serait intéressant d'étudier la compétition usure/fissure dans les conditions particulières des conduites flexibles.

- L'effet de l'angle entre la sollicitation de fretting et la sollicitation de fatigue doit également être formalisé. Un travail expérimental sur l'effet de l'angle sur la durée de vie a été mené (Annexe A). Il faut maintenant compléter ce travail en étudiant l'influence de l'angle sur l'amorçage et la propagation des fissures, en regardant notamment comment la fissure gère le changement de plan de propagation. Ces résultats pourront être formalisés à l'aide de modélisations 3D du contact.

- Certaines conduites flexibles sont inondées et évoluent donc dans un environnement corrosif avec la présence de certains gaz dits « acides » ($C0_2$, H_2S) provenant du fluide transporté. Un travail quantifiant l'effet de la corrosion sur la fissuration est en train d'être mis en place au sein du laboratoire et permettra d'identifier l'influence du milieu sur le comportement matériau.

Ce travail de thèse est donc un point de départ qui laisse entrevoir de multiples champs d'investigation pour une meilleure compréhension des processus d'endommagement dans les conduites flexibles sous sollicitations complexes de fretting fatigue.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Références

A

Amar, B., 2013. *Contribution à l'étude de la prédiction de la durée de vie en fretting-fatigue : application à un contact acier-alliage d'aluminium*. Thèse de l'université de Lille.

Amargier, R., Fouvry, S., Chambon, L., Schwob, C., & Poupon, C., 2010. *Stress gradient effect on crack initiation in fretting using a multiaxial fatigue framework*. International Journal of Fatigue, 32(12), pp. 1904–1912.

Ambrico, J.M. & Begley, M.R., 2000. *Plasticity in fretting contact*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 48, pp. 2391–2417.

Ambrico, J.M. & Begley, M.R., 2001. *The role of macroscopic plastic deformationin fretting fatigue life predictions*. International Journal of Fatigue, 23, pp. 121–128.

Araújo, J.A. & Nowell, D., 1999. *Analysis of pad size effects in fretting fatigue using short crack arrest methodologies*. International Journal of Fatigue, 21(21), pp. 947–956.

Araújo, J.A. & Nowell, D., 2002. *The effect of rapidly varying contact stress fields on fretting fatigue*. International Journal of Fatigue, 24(7), pp. 763–775.

Araújo, J. A., Susmel, L., Taylor, D., Ferro, J. C. T., & Ferreira, J. L. A. 2008. *On the prediction of high-cycle fretting fatigue strength: Theory of critical distances vs. hot-spot approach*. Engineering Fracture Mechanics, 75(7), pp. 1763–1778.

ASTM E647-15, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates.

B

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

Barnett, W., & Troiono, A. (1952). *Crack propagation in hydrogen-induced brittle fracture of steel*. J Met, 9, pp. 486-94.

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

Bradshaw, F.J. & Wheller, C., 1969. *The influence of Gaseous Environment and Fatigue Frequency on th Growth of Fatigue Cracks in Some Aluminium Alloys**. International Journal of Fracture Mechanics, 5(December 1969), pp. 255-268.

Bramhall, R., 1973. *Studies in fretting fatigue*. Ph.D Thesis, University of oxford, UK.

Buckley, D.H., 1983. *Surface effects in adhesion, friction, wear and lubrification*. Tribology Series, 5, 267.

Bueckner, H.F., 1987. *Weight functions and fundamental fields for the penny shaped and the half plane crack in three spaces*. International Journal of Solids and structures, 23, pp. 57–93.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Budianski, B. & Hutchinson, J.W., 1978. *Analysis of closure in fatigue crack growth*. Journal of applied mechanics, 45(2), pp. 267–276.

C

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

Crossland, B., 1956. *Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel*. Proceedings of the International Conference on Fatigue of Metals, Vol. 138, pp. 138–149.

D

Dang Van, K., 1993. *Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue*. Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM STP 1191, 1191, pp. 120–130.

Davidson, D.L. & Lankford, J., 1981. *The effect of water vapor on fatigue crack tip stress and strain range distribution and the energy required for crack propagation in low-carbon steel*. International Journal of Fracture, 17(3), pp. 257–275.

Del Puglia, A., Pratesi, F. & Zonfrillo, G., 1994. *Experimental procedure and parameters involved in fretting fatigue tests*. Fretting Fatigue, ESIS, 18, pp. 219-38.

Delacroix, J., 2011. *Etude des mécanismes de fissuration en fatigue et/ou fretting d'alliages Al-Cu-Li*. Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

Dinda, S., & Kujawski, D., 2004. *Correlation and prediction of fatigue crack growth for different R-ratios using Kmax and ΔK+ parameters*. Engineering Fracture Mechanics, 71(12), pp. 1779–1790. doi:10.1016/j.engfracmech.2003.06.001

Dini, D., Nowell, D. & Dyson, I.N., 2006. *The use of notch and short crack approaches to fretting fatigue threshold prediction: Theory and experimental validation*. Tribology International, 39(10), pp. 1158–1165.

Dixon, W. J., & Mood, A. M., 1948. *A method for obtaining and analyzing sensitivity data*. Journal of the American Statistical Association, 43(241), pp. 109–126.

Doremus, L., Nadot, Y., Henaff, G., Mary, C., & Pierret, S., 2015. *Calibration of the potential drop method for monitoring small crack growth from surface anomalies–Crack front marking technique and finite element simulations.* International Journal of Fatigue, *70*, pp. 178-185.

E

Eden, E. M., Rose, W. N., & Cunningham, P. L., 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.

Edwards, P., 1981. *The application of fracture mechanics to predicting fretting fatigue*. Fretting Fatigue, pp. 67–97.

El Haddad, M., Smith, K. & Topper, T., 1979. *Fatigue crack propagation of short cracks*. Journal of Engineering Materials and Technology, 101(1), pp. 42-46.

Elber, W., 1971. *The Significance of Fatigue Crack Closure*. ASTM STP, 486, pp. 230–242.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Endo, K., 1981. *Practical observations of initiation and propagation of fretting fatigue cracks*. Fretting Fatigue, pp. 127–141.

F

Fatemi, A. & Socie, D.F., 1988. *Critical Plane Approach To Multiaxial Fatigue Damage Including Out-of-Phase Loading*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 11(3), pp. 149–165.

Fatemi, A. & Yang, L., 1998. *Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials*. International Journal of Fatigue, 20(1), pp. 9–34.

Fernando, U.S., Farrahi, G.H. & Brown, M.W., 1994. *Fretting fatigue crack growth behaviour of BS L45 4 percent copper aluminium alloy under constant normal load*. Fretting Fatigue, ESIS, 18, pp. 183–195.

Ferré, R., Fouvry, S., Berthel, B. & Ruiz-Sabariego, J. A., 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.

Fouvry, S., Kapsa, P. & Vincent, L., 1996. *Quantification of fretting damage*. Wear, 200(1-2), pp. 186–205.

Fouvry, S., 1997. *Etude quantitative des dégradations en fretting*. Thèse, Ecole centrale de Lyon.

Fouvry, S., Kapsa, P., Sidoroff, F., & Vincent, L., 1998. *Identification of the characteristic length scale for fatigue cracking in fretting contacts*. Le Journal de Physique. IV: JP, 8(8), pp. Pr8–159–Pr8–166.

Fouvry, S., Kapsa, Ph., Vincent, L., 1998b. *Developments of fretting sliding criteria to quantify the local friction coefficient evolution under partial slip condition*. Tribology Series, 34, pp. 161–172.

Fouvry, S., Elleuch, K., & Simeon, G. 2002. *Prediction of crack nucleation under partial slip fretting conditions*. Journal of Strain Analysis, ImechE, 37(6), 549–564.

Fouvry, S., Duó, P., & Perruchaut, P., 2004. *A quantitative approach of Ti–6Al–4V fretting damage: friction, wear and crack nucleation*. Wear, 257(9-10), pp. 916–929. doi:10.1016/j.wear.2004.05.011

Fouvry, S., Nowell, D., Kubiak, K., & Hills, D. A., 2008. *Prediction of fretting crack propagation based on a short crack methodology*. Engineering Fracture Mechanics, 75(6), 1605-1622.

Fouvry, S. & Kubiak, K., 2009a. *Development of a fretting–fatigue mapping concept: The effect of material properties and surface treatments*. Wear, 267(12), pp. 2186–2199.

Fouvry, S. & Kubiak, K., 2009b. *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.

Fouvry, S., Gallien, H. & Berthel, B., 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. http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.05.016.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

G

Gandiolle, C. & Fouvry, S., 2014. *Fatigue Stress Ratio Effect on Fretting-Fatigue Crack Nucleation: Comparison between Multi-Axial and Uni-Axial Predictions.* Advanced Materials Research, 891-892, pp. 903–908.

Gandiolle, C. & Fouvry, S., 2015a. *FEM modeling of crack nucleation and crack propagation fretting fatigue maps*: Plasticity effect. Wear, 330-331, pp. 136–144.

Gandiolle, C., & Fouvry, S., 2015b. *Stability of critical distance approach to predict fretting fatigue cracking: a "ℓ_{opt}–b_{opt}" concept*. International Journal of Fatigue. http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.07.016

Giannakopoulos, A.E., Lindley, T.C. & Suresh, S., 1998. *Aspects of equivalence between contact mechanics and fracture mechanics: theoretical connections and a life-prediction methodology for fretting-fatigue*. Acta Materialia, 46(9), pp. 2955–2968.

Giner, E., Navarro, C., Sabsabi, M., Tur, M., Domínguez, J., & Fuenmayor, F. J., 2011. *Fretting fatigue life prediction using the extended finite element method*. International Journal of Mechanical Sciences, 53(3), pp. 217–225.

Gros, V., 1996. *Etude de l'amorçage et de la propagation des fissures de fatigue dans les essieux-axes ferroviaires*. Thèse, Ecole centrale Paris.

H

Hamilton, G., 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.

Hénaff, G., Odemer, G., & Tonneau-Morel, A., 2007. *Environmentally-assisted fatigue crack growth mechanisms in advanced materials for aerospace applications*. International Journal of Fatigue, 29(9), pp. 1927-1940.

Heredia, S. & Fouvry, S., 2010. *Introduction of a new sliding regime criterion to quantify partial, mixed and gross slip fretting regimes: Correlation with wear and cracking processes*. Wear, 269(7-8), pp. 515–524.

Heredia, S., Fouvry, S., Berthel, B., & Greco, E., 2014. *Introduction of a "principal stress-weight function" approach to predict the crack nucleation risk under fretting fatigue using FEM modelling*. International Journal of Fatigue, 61, pp. 191–201.

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

Hills, D.A., 1996. *Solution of crack problems: the distributed dislocation technique.* Springer S., Springer Science & Business Media.

Hills, D.A., & Nowell, D., 1994. *Mechanics of fretting fatigue. Wear, 175(1), pp. 107-113.*

Hojjati Talemi, R., Abdel Wahab, M., Sadeghi, M., Yue, T., & De Pauw, J., 2013. *XFEM vs FEM: application to fretting fatigue 2d crack propagation*. In : 5th International Conference on Sustainable Construction and Design (SCAD2013), Ghent, Belgium, 4.

Hojjati-Talemi, R., Wahab, M. A., De Pauw, J., & De Baets, P., 2014. *Prediction of fretting fatigue crack initiation and propagation lifetime for cylindrical contact configuration*. Tribology International, 76, pp. 73–91.

I

Irwin, G.R., 1957. *Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate*. Journal of applied mechanics, 24, pp. 361–364.

J

Johnson, H., 1965. *Calibrating the electric potential method for studying slow crack growth*. Materials Research and Standards, 5, pp. 442-445.

Johnson, K., 1985. *Contact Mechanics*, Cambridge University press.

Johnson, K., 1955. *Surface interaction between elastically loaded bodies under tangential forces*. In : Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, 230(1183), pp. 531–548.

K

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

Klesnil, M. & Lukas, P., 1972. *Effect of Stress Cycle Asymmetry on Fatigue Crack Growth*. Materials science and Engineering, 9, pp. 231–240.

Kondo, Y., Sakae, C., Kubota, M., & Yanagihara, K., 2005. *Non-propagating crack behaviour at giga-cycle fretting fatigue limit.* Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 28(6), pp.501–506. http://doi.wiley.com/10.1111/j.1460-2695.2005.00896.x

Kubiak, K., 2006. *Quantification de la fissuration d'un contact soumis à des sollicitations complexes en fretting wear et fretting fatigue*. Thèse, l'école centrale de Lyon.

Kujawski, D., 2001. *A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects*. International Journal of Fatigue, 23, pp. 239–246.

Kuno, M., Waterhouse, R. B., Nowell, D., & Hills, D. A., 1989. *Initiation and Growth of fretting Fatigue Cracks in the partial Slip Regim*e. Fatigue and Fracture of Engineering MAterials & Structures, 12(5), pp. 387–398.

L

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

Lemaitre, J. & Chaboche, J.-L., 2004. Mécanique des matériaux solides Dunod.

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

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

M

Madge, J., Leen, S. & Shipway, P., 2008. *A combined wear and crack nucleation–propagation methodology for fretting fatigue prediction*. International Journal of Fatigue, 30(9), pp. 1509–1528.

Manson, S.S., Freche, J.C. & Ensign, C.R., 1967. *Application of a double linear damage rule to cumulative fatigue*. In Fatigue Crack Propagation, ASTM STP 415. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 384–412.

Mary, C., 2009. *Simulation expérimentale de l'usure du contact aube/disque de compresseur sous sollicitation de fretting*. Thèse de l'école centrale de Lyon.

McDiarmid, D.L., 1991. *A general criterion for high cycle multiaxial fatigue failure*. Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 14(4), pp. 429–453. http://doi.wiley.com/10.1111/j.1460-2695.1991.tb00673.x.

McDowell, J. R., Uhlig, H. H., Tierney, W. D., McClellan, A., & Horger, O. J., 1954. *Fretting corrosion*. Anti-Corrosion methods and materials, 1(7), pp. 247–252.

Meriaux, J., Fouvry, S., Kubiak, K. J., & Deyber, S., 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. http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2010.03.008.

Mesmacque, G., Garcia, S., Amrouche, A., & Rubio-Gonzalez, C., 2005. *Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator*. International Journal of Fatigue, 27(4), pp. 461–467.

Miller, K.J., 1982. *The Short Crack Problem*. Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 5(3), pp. 223–232. http://doi.wiley.com/10.1111/j.1460-2695.1982.tb01250.x.

Miller, K.J., 1993. *Material science perspective of metal fatigue resistance*. Material Science and Technology, 9(6), pp. 453–462.

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

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

Miner, M., 1945. *Cumulative damage in fatigue*. Journal of applied mechanics, 12(3), pp. 159–164.

Munoz, S., Proudhon, H., Dominguez, J., & Fouvry, S, 2006. *Prediction of the crack extension under fretting wear loading conditions*. International Journal of Fatigue, 28(12), pp. 1769–1779.

N

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

Navarro, C., Munoz, S. & Dominguez, J., 2008. *On the use of multiaxial fatigue criteria for fretting fatigue life assessment*. International Journal of Fatigue, 30(1), pp. 32–44.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Neuber, H., 1958. *Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material*. USAEC Office of Technical Information, 4547, 2nd ed., Springer Verlag, Berlin.

Newman, J.C., 1998. *The Merging of Fatigue and Fracture Mechanics Concepts: A Historical Perspective*. Progress in Aerospace Sciences, 34(5), pp. 347–390.

Ngargueudedjim, K., 2003. *Contribution à l'étude des lois d'endommagement en fatigue*. Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

Nicolas, M., Dolbow, J. & Belytschko, T., 1999. *A finite element method for crack growth without remeshing*. International journal for numerical methods in engineering, 46(1), pp. 131–150.

P

Palmer, A.C. & King, R.A., 2004. *Subsea pipeline engineering*. PennWell Books.

De Pannemaecker, A., Fouvry, S. & Buffiere, J.-Y., 2014. *Introduction of a reverse simulation approach to identify the fatigue stress intensity factor crack arrest threshold from fretting cracking experiments*. Tribology International, 76, pp. 122-132.

De Pannemaecker, A., Fouvry, S., Brochu, M. & Buffiere, J.Y., 2015. *Identification of the fatigue stress intensity factor threshold for different load ratios R: From fretting fatigue to C(T) fatigue experiments*. International Journal of Fatigue. http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.07.015

Papadopoulos, I. V., 1987. *Fatigue polycyclique des métaux: une nouvelle approche.* Thèse de l'école centrale de Lyon.

Papadopoulos, I. V., 1996. *Invariant formulation of a gradient dependent multiaxial high-cycle fatigue criterion*. Engineering Fracture Mechanics, 55(4), pp. 513–528.

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

Pearson, S., 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.

Peterson, R.E., 1959. *Notch-sensitivity*. Metal fatigue, pp. 293-306.

Petiot, C., Vincent, L., Van, K. D., Maouche, N., Foulquier, J., & Journet, B., 1995. *An analysis of fretting-fatigue failure combined with numerical calculations to predict crack nucleation*. Wear, 183, pp. 101–111.

Pierres, E., Baietto, M.C., Gravouil, A., & Morales-Espejel, G., 2010. *3D two scale X-FEM crack model with interfacial frictional contact: Application to fretting fatigue*. Tribology International, 43(10), pp. 1831–1841. http://dx.doi.org/10.1016/j.triboint.2010.05.004.

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

Proudhon, H., Fouvry, S. & Buffiere, J., 2005. *A fretting crack initiation prediction taking into account the surface roughness and the crack nucleation process volume*. International Journal of Fatigue, 27(5), pp. 569–579.

Proudhon, H., Fouvry, S. & Yantio, G.R., 2006a. *Determination and prediction of the fretting crack initiation : introduction of the (P, Q, N) representation and definition of a variable process volume*. International Journal of Fatigue, 28, pp. 707–713.

Proudhon, H., Buffière, J.-Y. & Fouvry, S., 2006b. *Characterisation of fretting fatigue damage using synchrotron X-ray micro-tomography*. Tribology International, 39(10), pp. 1106–1113.

R

Rabbe, P., Lieurade, H.-P. & Galtier, A., 2000. *Essais de fatigue - Partie 1*. Dossier techniques de l'ingénieur m4170.

Remita, E., 2007. *Etude de la corrosion d'un acier faiblement allié en milieu confiné contenant du CO2 dissous*. Thèse, Chimie ParisTech.

Ritchie, R.O. & Suresh, S., 1982. *Some considerations on fatigue crack closure at near-threshold stress intensities due to fracture surface morphology*. Metallurgical Transactions A, 13(5), pp. 937–940.

Ruiz, C., Boddington, P.H.B. & Chen, K.C., 1984. *An Investigation of Fatigue and Fretting in a Dovetail Joint*. Experimental Mechanics, 24(3), pp. 208–217.

S

Schijve, J., 1981. *Some formulas for the crack opening stress level*. Engineering Fracture Mechanics, 14(3), pp. 461–465.

Sines, G., 1959. *Behavior of metals under complex static and alternating stresses*. Metal fatigue, 1, pp. 145–169.

Smith, K., Topper, T. H., & Watson, P., 1970. *A stress-strain function for the fatigue of metals*. Journal of materials, 5, pp. 767–778.

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

Szolwinski, M.P. & Farris, T.N., 1996. *Mechanics of fretting fatigue crack formation*. Wear, 98, pp. 93–107.

Szolwinski, M.P. & Farris, T.N., 1998. *Observation, analysis and prediction of fretting fatigue in 2024-T351 aluminum alloy*. Wear, 221(1), pp. 24–36.

T

Tanaka, K., 1983. *Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches*. International journal of fracture, 22(4), pp. 39–46.

Taylor, D., 1999. *Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model*. International Journal of Fatigue, 21(5), pp. 413–420.

Taylor, D., 2005. *Analysis of fatigue failures in components using the theory of critical distances*. Engineering Failure Analysis, 12(6), pp. 906–914.

Taylor, D., 2008. *The theory of critical distances*. Engineering Fracture Mechanics, 75(7), pp.1696–1705.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Tomlinson, G.A., 1927. *The rusting of steel surfaces in contac*t. Proceedings of the Royal Society of London, 115(771), pp. 472–483.

Trollé, B., Baietto, M. C., Gravouil, A., Mai, S. H., & Prabel, B., 2014. *2D fatigue crack propagation in rails taking into account actual plastic stresses*. Engineering Fracture Mechanics, 123, pp. 163-181.

V

Vallellano, C., Domínguez, J. & Navarro, A., 2007*. Influence of R ratio and stick zone eccentricity on the prediction of the fretting fatigue limit with spherical contact*. International Journal of Fatigue, 29(7), pp. 1208–1219.

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

Vázquez, J., Navarro, C. & Domínguez, J., 2014. *A model to predict fretting fatigue life including residual stresses*. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 73, pp. 144–151.

Vincent, L., Berthier, Y., Dubourg, M. C., & Godet, M., 1992. *Mechanics and materials in fretting*. Wear, 153, pp. 135–148.

Vingsbo, O. & Schön, J., 1993. *Gross slip Criteria in fretting*. Wear, 126, pp. 347–356.

Vingsbo, O. & Söderberg, S., 1988. *On fretting maps*. Wear, 126, pp. 131–147.

Voisin, J. M., Vannes, A. B., Vincent, L., Daviot, J., & Giraud, B., 1995. *Analysis of a tube-grid oscillatory contact: methodology selection of superficial treatments*. Wear, 181-183, pp. 826–832.

W

Weber, B., 1999. *Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque*. Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

Z

Zhang, D. et al., 2011. *Fretting wear behaviors of steel wires in coal mine under different corrosive mediums*. Wear, 271(5-6), pp. 866–874.

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

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Annexe A : Influence de la non colinéarité entre les chargements de fretting et de fatigue sur la durée de vie en fretting fatigue

La démarche suivie dans ce travail a été de caractériser la réponse au fretting fatigue du contact Teta / Frette en prenant en compte les conditions particulières relatives au design des conduites flexibles :

- Une forte pression dans les contacts ;
- Une contrainte moyenne de fatigue élevée ;
- Des rapports de charge de fatigue élevés ce qui entraine une propagation lente ;
- Des sollicitations variables qui se traduisent en blocs successifs de sollicitation, ce qui implique de considérer du cumul de dommage ;
- Un non alignement entre les sollicitations de fretting et de fatigue.

L'ensemble des méthodes proposées dans le manuscrit principal a été développé pour des conditions de chargement colinéaire entre le fretting et la fatigue. Cette annexe présente le travail expérimental réalisé en parallèle pour étudier l'influence de l'angle entre les chargements de fretting et de fatigue. Ces essais ont été réalisés grâce à la collaboration de Jean Sébastien Buvat et d'Anna Mignot, ingénieurs au LTDS.

A-1. Description du banc d'essai triple vérin

Un nouveau moyen d'essai de fretting fatigue dit « fretting fatigue multiaxial » (FFM) a été développé au LTDS. Il permet, grâce à l'utilisation de 3 vérins indépendants, d'appliquer un effort de fretting non colinéaire à l'effort de fatigue. L'angle β entre la sollicitation de fretting et la sollicitation de fatigue est variable entre 50° et 90° par rotation du bras de fretting.

La Figure A-1 montre deux photos du banc d'essai dans la configuration où l'angle entre le fretting et la fatigue est de β=90°.

Sur ce montage, il n'est plus possible d'utiliser un poinçon cylindrique. En effet, les bords du poinçon cylindrique ne coïncident plus avec les bords de l'éprouvette de fatigue, ce qui créé un fort effet de bord. De plus le montage ne permet pas d'alignement entre le poinçon et le plan, ce qui risque d'entrainer des surpressions locales. Afin de prévenir ces problèmes, une nouvelle géométrie de poinçon a été élaborée.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

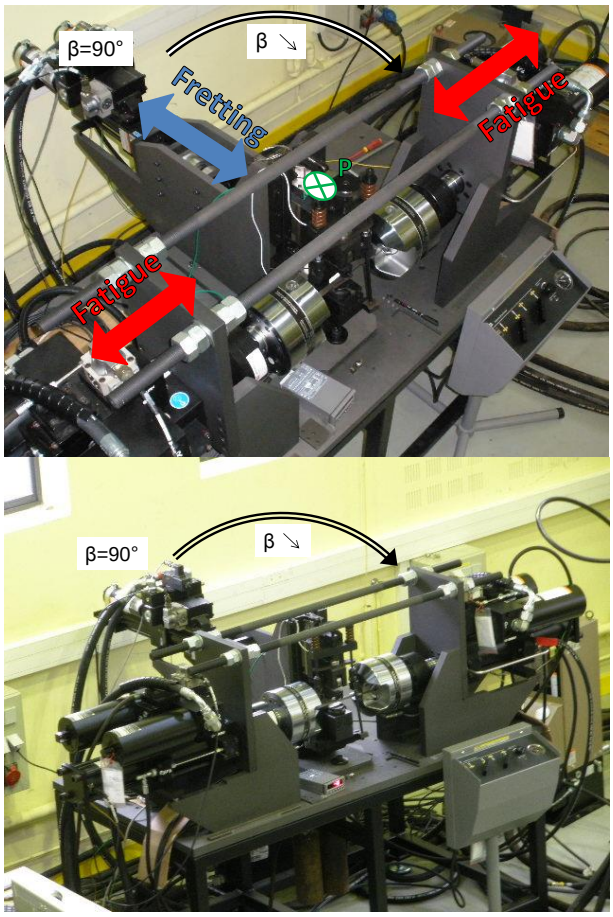


Figure A-1 : Photos du banc d'essai fretting fatigue multiaxial

A-2. Détermination d'un contact elliptique représentatif

Le contact cylindre/plan (Teta/Frette) référence a été calculé au Chap. 2 § 2.2 à partir du pic de pression obtenu d'après le calcul de structure (Figure A-2). Le contact réel montre une forme ellipsoïdale plutôt que rectangulaire. Il semble alors cohérent de définir une géométrie permettant d'obtenir un contact elliptique équivalent au contact cylindre/plan référence identifié au Chap. 2.

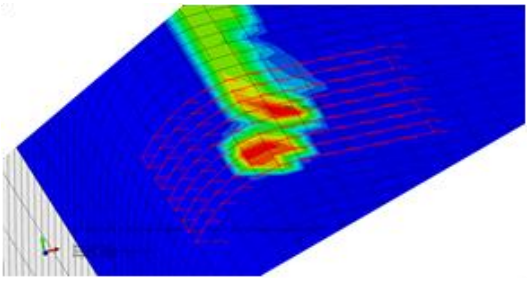


Figure A-2 : Simulation industrielle de la zone de contact du contact référence

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Une réelle ellipsoïde étant très compliquée (et donc chère) à usiner, une forme de galet lui a été préférée. Cette géométrie est décrite par deux rayons. Le premier est celui de la Frette utilisée jusqu'ici (R_1=4.6mm), le second est le paramètre à déterminer.

Ce second rayon du tore doit être suffisamment petit pour que le contact ne dépasse pas de la largeur de l'éprouvette de fatigue, mais suffisamment grand pour que la force normale correspondante à appliquer soit assez élevée pour générer des fissures.

De plus la géométrie du poinçon doit permettre d'obtenir une zone de contact cohérente avec la géométrie cylindre/plan, c'est à dire : une demi-largueur de contact de a=0,26 mm et une pression maximale de contact p_0=1.63$p_{0,yield}$=2.5$\sigma_{y,0.2\%}$.

La géométrie approximée par un calcul analytique est affinée par modélisation éléments finis EP_M-I 3D. Le plan de la géométrie finale est dessiné sur la Figure A-3. Les poinçons sont prévus très larges afin de pouvoir réaliser deux essais par poinçon. La force normale calculée à appliquer est P_{3D}.

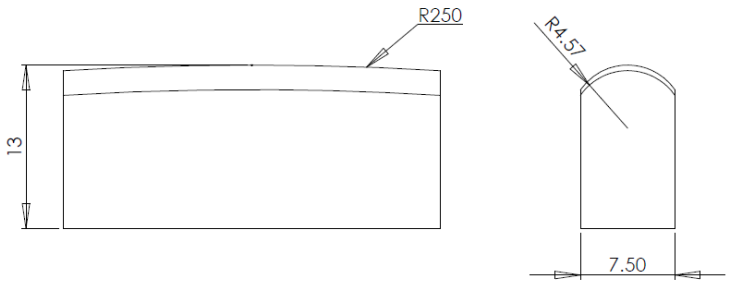


Figure A-3 : Géométrie de poinçon sélectionnée (R_1=4.6mm, R_2=250mm)

Une indentation du poinçon elliptique sur le Teta, avec la force normale P_{3D}, est réalisée avec le modèle 3D EP_M-I montré sur la Figure A-4a. La Figure A-4b illustre le champ de pression obtenu dans la zone de contact.

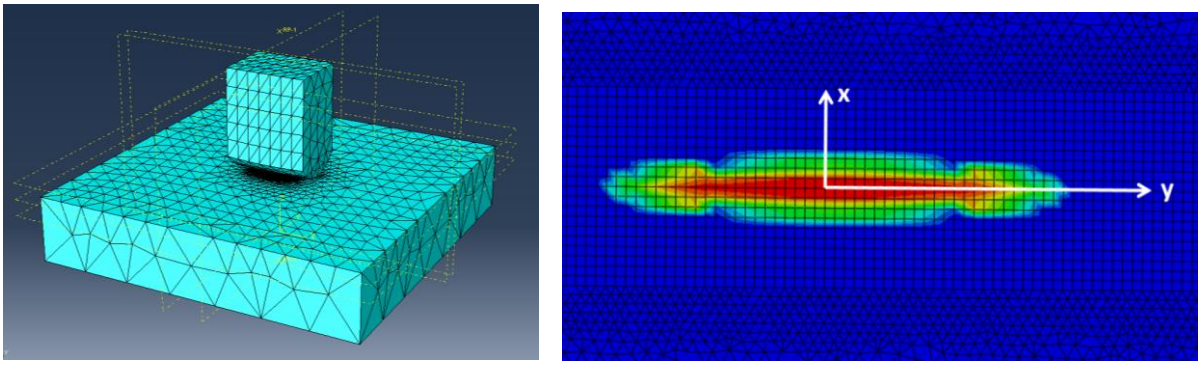


Figure A-4 : (a) Modèle 3D ; (b) Pression en surface du plan après indentation P_{3D}

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

La forme est elliptique, comme attendue, et le maximum de pression est continu au centre de la trace. La Figure A-5a présente les profils de pression en surface du plan obtenus selon les axes x et y repérés sur la Figure A-5b.

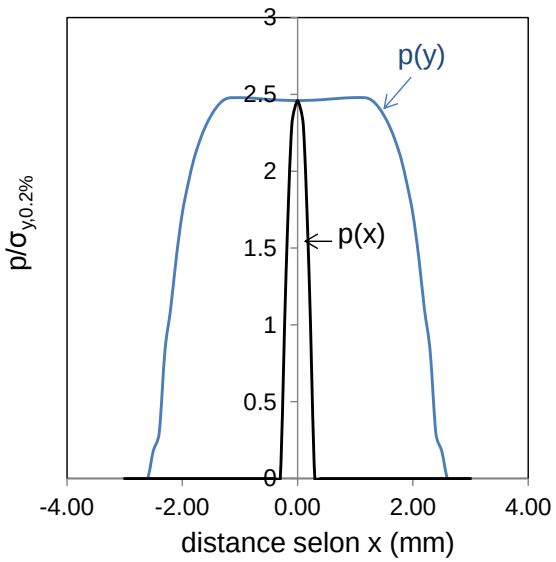


Figure A-5 : (a) Profil de pression suivant les axes médians. (▬) : profil selon y, (▬) : profil selon x Contact Teta/galet en Frette R_1=4.6mm, R_2=250mm, P=P_{3D}.

A-3. Topographie 3D des fissures suite à l'utilisation du poinçon elliptique

Un essai préliminaire est réalisé pour identifier la topographie de fissure générée par le poinçon elliptique et la sollicitation non colinéaire. La condition de fretting fatigue suivante est appliquée :

- Contact Teta/Frette elliptique
- P=P_{3D}
- β = 90°
- Q*/P_{3D}=0.6
- $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.83, R_σ=0.5
- N=10^6 cycles

La force tangentielle appliquée a été choisie la plus élevée possible tout en gardant un restant en glissement partiel, ceci afin de générer la fissure la plus longue possible pour cette condition de fatigue et cet angle. La Figure A-6 montre une image optique de la trace de fretting générée par la sollicitation en surface du Teta. La trace présente une belle symétrie avec des zones glissantes de même taille.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

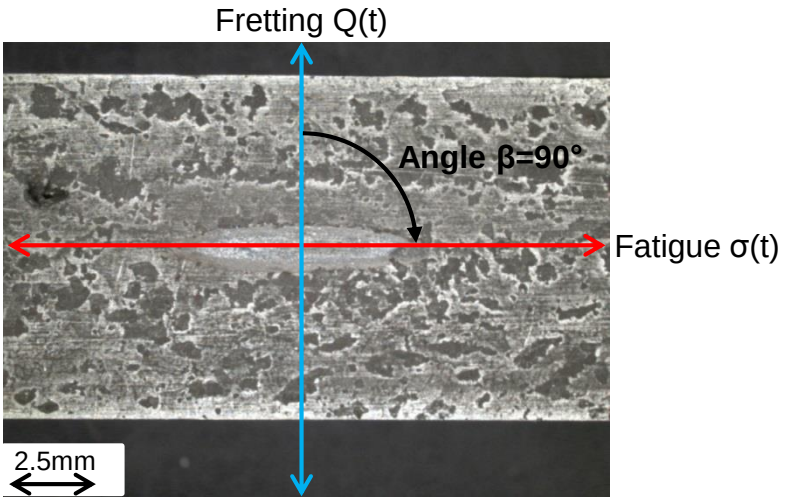


Figure A-6 : Trace de fretting de l'essai. Contact Teta/Frette elliptique, $P=P_{3D}$, β=90°, $Q^*/P_{3D}=0.6$, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.83$, $R_\sigma=0.5$.

L'éprouvette a ensuite été coupée au niveau de l'extrémité de la trace, et les fissures ont été mesurées. Ensuite 15 polissages successifs ont été réalisés à des intervalles de 400 µm environ entre deux polissages, pour avoir une représentation tridimensionnelle de la fissure. La Figure A-7 schématise la stratégie de polissage et de recherche de fissures.

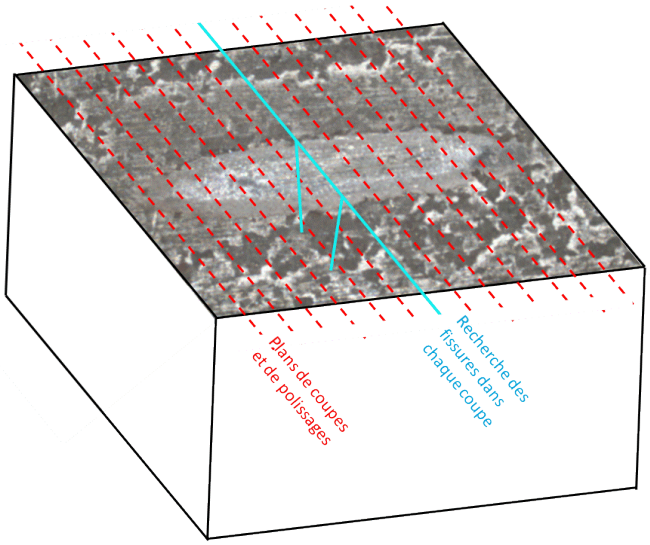


Figure A-7 : Stratégie de coupe et de polissage.

Les fissures mesurées sont représentées en 3 dimensions sur la Figure A-8. Si la trace de fretting sur la Figure A-6 présente une belle symétrie, ce n'est pas le cas des fissures sous le contact. La fissure la plus longue ne se trouve pas au centre du contact comme pour les contacts sphère/plan, mais relativement excentrée.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

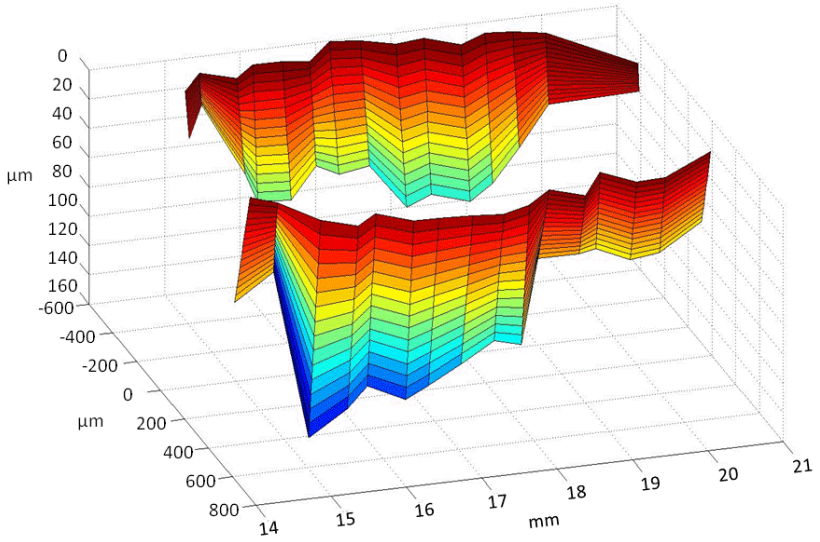


Figure A-8 : Représentation en 3D de la fissure obtenue

La Figure A-9 donne une représentation 2D de la même fissure, avec les longueurs projetées maximales mesurées tout le long de la trace de fretting. La courbe verte représente les fissures maximales à droite dans la coupe où sont faites les observations, et la courbe bleue les fissures à gauche. La fissure la plus longue ne se situe pas toujours du même côté de la trace. Il est important de noter que mesurer la longueur de fissure au centre de la trace permet d'obtenir la longueur de fissure moyenne dans la trace.

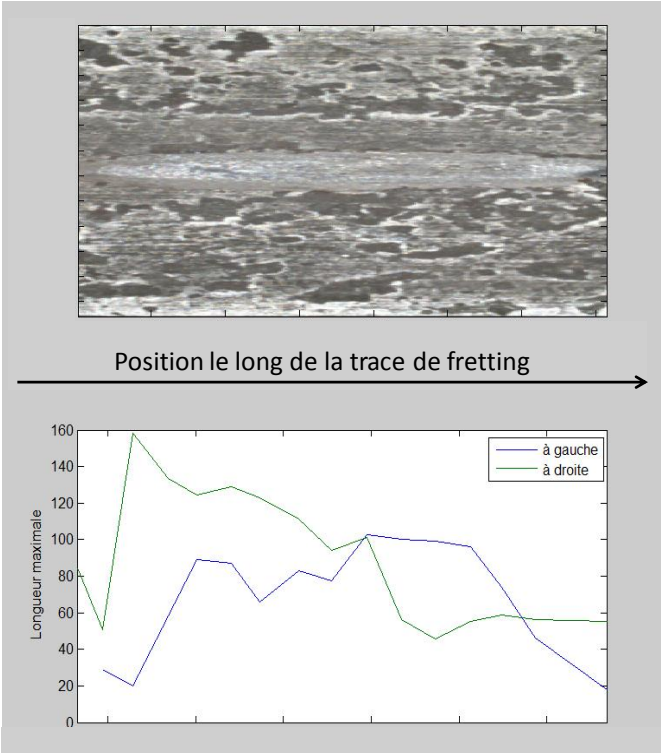


Figure A-9 : Représentation 2D de la fissure.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Afin d'étudier rapidement l'influence de l'angle sur la fissuration en fretting fatigue, il faut limiter la durée du post traitement. L'étude va donc se concentrer sur l'influence de l'angle sur la durée de vie. Ainsi, il n'y a pas besoin de faire de multiples polissages mais seulement de comparer les nombres de cycles à rupture.

A-4. Application expérimentale du contact elliptique

Afin de vérifier « l'équivalence » entre le contact 2D cylindre/plan et le contact 3D ellipsoïde/plan, une série d'essais colinéaires a été réalisée sur le double vérin. Une courbe de Wöhler a été tracée pour chaque contact en appliquant les conditions suivantes :

- Contact 2D : $P_{2D}=P_{ref}$, $Q^*_{2D}=0.45P_{ref}$, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.84$;
- Contact 3D : P_{3D}, $Q^*_{3D}=0.6P_{3D}$, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.84$.

Ainsi le ratio $Q^*/P=0.45\mu_t$ pour chaque contact.

Le paramètre variable est le rapport de charge de fatigue R_σ (Figure A-10a). La Figure A-10b présente les courbes de Wöhler obtenues.

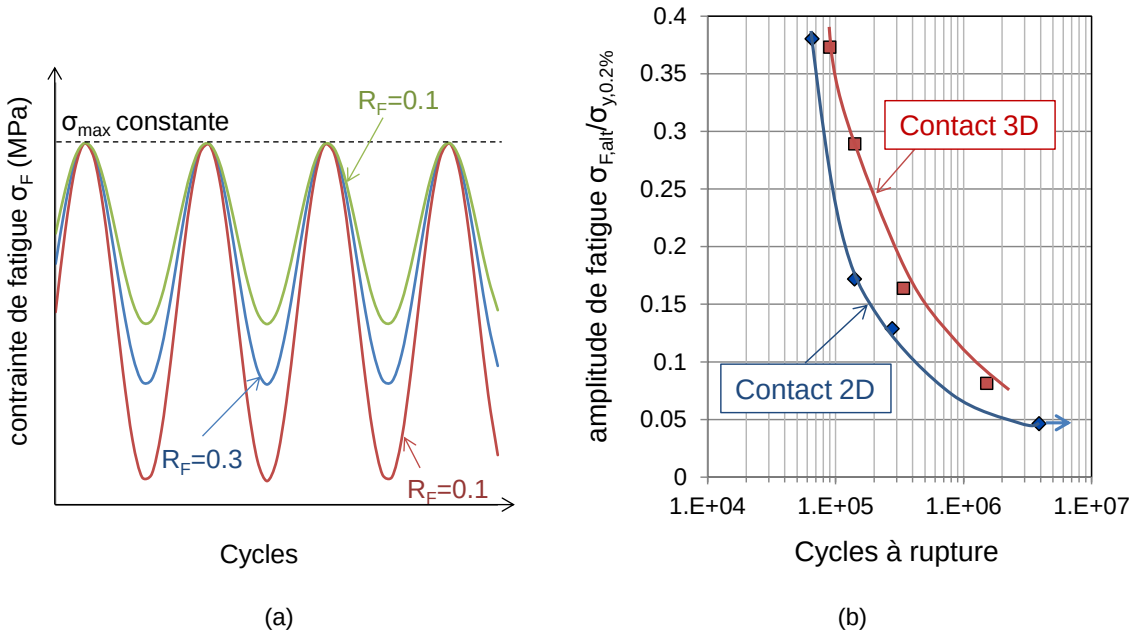


Figure A-10 : (a) Illustration des chargements de fatigue imposés ($\sigma_{F,max}$ = cst ; R_σ variable), (b) Comparaison de la durée de vie des contacts 2D et 3D équivalents, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.84$; (◆) : contact 2D, $P_{2D}=P_{ref}$, $Q^*_{2D}=0.45P_{ref}$; (■) : contact elliptique 3D P_{3D}, $Q^*_{3D}=0.6P_{3D}$.

Une bonne corrélation est observée entre les contacts bien que le contact elliptique soit légèrement non conservatif comparé au contact 2D.

A-5. Influence de l'angle sur la durée de vie en fretting-fatigue

L'influence sur la durée de vie de l'angle entre la sollicitation de fatigue et celle de fretting a ensuite été observée. Pour tous les essais la force normale, la force tangentielle et la contrainte maximum de fatigue ont été gardées constantes à $P=P_{3D}$, $Q=0.6P_{3D}$ et $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}=0.84$.

L'angle entre les sollicitations et le rapport de charge de fatigue ont été changés selon les essais. Le tableau ci-dessous (Tableau A-1) présente toutes les conditions d'essai étudiées et les nombre de cycles obtenus à la rupture.

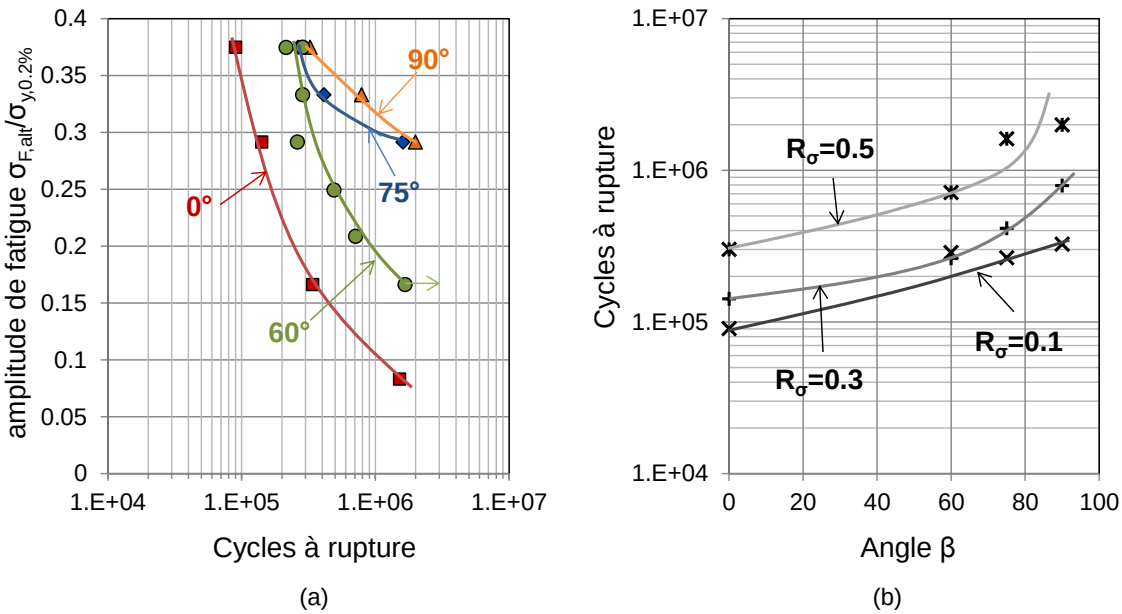
Tableau A-1 : Essais non colinéaires réalisés

Angle β	R_σ	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	$\sigma_{F,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$	Nb cycles
0	0.1	0.46	0.37	90098
0	0.3	0.54	0.29	141518
0	0.6	0.67	0.17	339864
0	0.8	0.75	0.08	1519264
60	0.1	0.46	0.37	286187
60	0.1	0.46	0.37	215536
60	0.2	0.50	0.33	285767
60	0.3	0.54	0.29	261736
60	0.4	0.58	0.25	491781
60	0.5	0.62	0.21	709864
60	0.6	0.67	0.17	1666430 (pas de rupture)
75	0.1	0.46	0.37	264156
75	0.1	0.46	0.37	276904
75	0.3	0.50	0.33	412333
75	0.5	0.54	0.29	1607456
90	0.1	0.46	0.37	324659
90	0.3	0.50	0.33	788698
90	0.5	0.54	0.29	1988603

La Figure A-11a, ci-dessous, présente la durée de vie en fonction de l'amplitude de fatigue appliquée pour les quatre angles 0° (colinéaire), 60°, 75° et 90°. Une augmentation de la durée de vie est clairement visible quand l'angle entre le fretting et la fatigue augmente.

La littérature a montré que le fretting est responsable de l'amorçage de la fissure qui est créée dans un plan perpendiculaire à la sollicitation. Pour un chargement et donc une amorce non colinéaire, la fissure a besoin de tourner afin de s'orienter perpendiculairement au chargement de fatigue, pour se propager par fatigue. Plus l'angle entre les sollicitations est important plus la rotation est difficile et énergétique. Il est alors surprenant de constater que le gain de durée de vie entre les angles 75° et 90° ne soit pas plus important.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

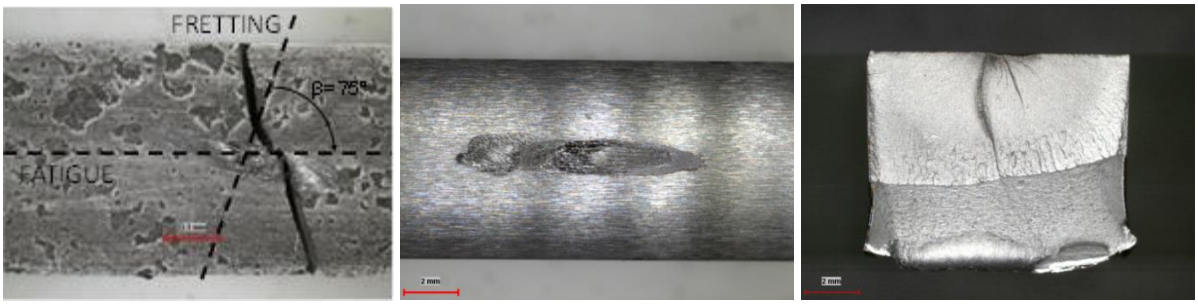


(a) (b)

Figure A-11 : (a) Courbes de Wöhler réalisée pour différents angles entres les directions des chargements de fretting et de fatigue ; R_σ=0.1 à 0.8 → $\sigma_{F,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.08 à 0.37. (b) Evolution du nombre de cycles à la rupture en fonction de l'angle β entre le fretting et la fatigue pour différents rapports de charge de fatigue. (P=P_{3D}, Q=0.6P_{3D} et $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84).

La Figure A-12 montre pour la sollicitation P=P_{3D}, Q=0.6P_{3D}, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84, $\sigma_{F,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.33, et angle β=75°, les traces de fretting et le facies de rupture. Les photos confirment les hypothèses précédentes : la fissure amorce dans le plan perpendiculaire à la sollicitation de fretting puis tourne pour se propager par fatigue.

La Figure A-11b trace l'évolution du nombre de cycles pour chaque rapport de charge en fonction de l'angle. Plus le rapport de charge de fatigue augmente et donc se rapproche des conditions réelles dans les flexibles, plus l'influence de l'angle est importante et plus la durée de vie augmente.



(a) (b) (c)

Figure A-12 : Trace de fretting fatigue sur l'éprouvette (a), sur le poinçon (b) et faciès de rupture (c) de la sollicitation P=P_{3D}, Q=0.6P_{3D}, $\sigma_{F,max}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.84, $\sigma_{F,alt}/\sigma_{y,0.2\%}$=0.33, et β=75°.

La configuration réelle dans les flexible montre un angle entre les sollicitations de fretting et de fatigue proche de 90°. Afin de quantifier le gain de durée de vie introduit par l'angle, un coefficient d'abattement a été introduit :

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

$$A(\%)=\frac{N_{cycles}-N_{cycles\text{-}90°}}{N_{cycles\text{-}90°}} * 100 \quad (6\text{-}12)$$

Tableau A-2 : Abattement engendré par la diminution de l'angle entre les sollicitations

	N cycles (90°)	A(%) à 75°	A(%) à 60°	A(%) à 0°
R=0.1	324659	-19%	-12%	-72%
R=0.3	788698	-48%	-67%	-82%
R=0.5	1988603	-19%	-64%	-77%
moyenne		-29%	-48%	-77%

Le Tableau A-2 confirme les résultats présentés graphiquement : plus l'angle entre le fretting et la fatigue diminue, plus la durée de vie est réduite. En revanche, il semble que l'effet du rapport de charge soit constant. Ainsi pour un angle β=0°, l'abattement moyen sur la durée de vie est de -77%. Ces résultats montrent que la sollicitation colinéaire est très conservative par rapport à la configuration réelle.

A-6. Conclusion sur la non colinéarité

Un banc d'essai et un poinçon spécifique ont été développés pour étudier l'influence de la non colinéarité entre les sollicitations de fretting et de fatigue sur la durée de vie en fretting fatigue. Ils génèrent une topographie de fissure complexe dans le contact.

Des courbes de Wöhler à chargement équivalent ont montré que le contact 3D permet une correspondance correcte avec le contact 2D cylindre/pan. L'ajout d'un angle entre la sollicitation de fretting et la sollicitation de fatigue augmente fortement la durée de vie. A sollicitation constante, plus l'angle entre les chargements augmente, plus la durée de vie augmente. De plus, plus le rapport de charge de fatigue augmente et donc se rapproche des conditions réelles dans les flexibles, plus l'influence de l'angle est importante et plus la durée de vie augmente.

L'hypothèse avancée pour expliquer ce comportement est la suivante : l'amorçage de la fissure est contrôlé par la sollicitation de fretting en surface. La fissure amorce dans un plan perpendiculaire à la sollicitation. Si la fissure amorcée n'est pas dans le plan de la contrainte principale en fatigue, celle-ci doit donc bifurquer pour se propager par fatigue. Plus l'angle entre les sollicitations est important et plus l'amplitude de fatigue dans le plan d'amorçage est faible, et plus la rotation doit est difficile.

Il semble maintenant important d'adapter la méthodologie d'estimation des durées de vie, développée dans ce manuscrit, au cas des chargements non colinéaires.

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

ANNEXE B : Blocs de chargements étudiés au Chap. 6

Cas 1 :

Poinçon : R=4.6mm; Frette				
P/P_{ref}	1			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	70000	0.3	0.78	0.85
2	670000	0.3	0.78	1
3	1000000	0.15	0.78	0.85

Cas 2 :

Poinçon : R=4.6mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.34			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.23	0.75	0.89

Cas 3 :

Poinçon : R=4.6mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.34			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.23	0.751	0.89
2	13100	0.15	0.732	0.94
3	251080	0.14	0.732	0.94
4	316400	0.09	0.731	0.96

Cas 4 :

Poinçon : R=20mm; 100C6				
P/P_{ref}	1.16			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.82	0.751	0.77
2	13100	0.35	0.732	0.81
3	251080	0.33	0.732	0.81
4	316400	0.21	0.731	0.83
5	647856	0.15	0.730	0.84

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cas 5 :

Poincon : R=10mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.58			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.41	0.751	0.83
2	13100	0.17	0.732	0.91
3	251080	0.17	0.732	0.92
4	316400	0.10	0.731	0.95
5	647856	0.08	0.730	0.96

Cas 6 :

Poincon : R=15mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.87			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.61	0.751	0.80
2	13100	0.26	0.732	0.89
3	251080	0.25	0.732	0.90
4	316400	0.16	0.731	0.94
5	647856	0.11	0.730	0.95

Cas 7 :

Poincon : R=15mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.87			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.61	0.751	0.80
2	13100	0.37	0.732	0.88
3	251080	0.36	0.732	0.88
4	316400	0.22	0.731	0.93
5	cas 6-1 : 647856 cas 6-2 : 4132692 cas 6-3 : 4326692	0.17	0.730	0.94

Cas 8 :

Poincon : R=10mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.71			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.50	0.751	0.82
2	13100	0.30	0.732	0.89
3	251080	0.29	0.732	0.89
4	316400	0.18	0.731	0.93
5	647856	0.13	0.730	0.95

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cas 9 :

Poincon : R=4.6mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	0.34			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.21	0.751	0.89
2	13100	0.21	0.732	0.94
3	251080	0.21	0.732	0.94
4	316400	0.21	0.731	0.96

Cas 10 :

Poincon : R=4.6mm; Matériau Frette				
P/P_{ref}	1.07			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	1000	0.46	0.912	0.83
2	429500	0.24	0.886	0.89
3	748500	0.12	0.892	0.89
4	10000000	0.08	0.897	0.92

Cas 11 :

Poincon : R=4.6mm; Matériau Frette				
P/P_{ref}	0.45			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	1000	0.46	0.912	0.83
2	429500	0.24	0.886	0.89
3	748500	0.12	0.892	0.89
4	Cas 10-1 : 1000000 Cas 10-2 : 1000000 Cas 10-3 : 1175000 Cas 10-4 : 10000000	0.08	0.897	0.92

Cas 12 :

Poinçon : R=20mm; 100C6				
P/P_{ref}	1.16			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.82	0.751	0.77
2	13100	0.82	0.732	0.81
3	251080	0.82	0.732	0.81
4	316400	0.82	0.731	0.83
5	647856	0.82	0.730	0.84

CONFIDENTIEL INDUSTRIE

Cas 13 :

Poincon : R=20mm; 100C6				
P/P_{ref}	1.16			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.82	0.751	0.89
2	13100	0.82	0.732	0.94
3	251080	0.82	0.732	0.94
4	316400	0.82	0.731	0.96
5	647856	0.82	0.730	0.97

Cas 14 :

Poincon : R=20mm; Matériau Teta				
P/P_{ref}	1.16			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	52728	0.82	0.751	0.89
2	13100	0.82	0.732	0.94
3	251080	0.82	0.732	0.94
4	316400	0.82	0.731	0.96
5	647856	0.82	0.730	0.97

Cas 15 :

Poincon : R=4.6mm; Matériau Frette				
P/P_{ref}	0.46			
Bloc	N (cycles)	Q^*/P_{ref}	$\sigma_{F,moy}/\sigma_{y,0.2\%}$	R_σ
1	1000	0.82	0.912	0.83
2	601500	0.42	0.886	0.89
3	748500	0.22	0.892	0.89
4	3649000	0.14	0.897	0.92

CONFIDENTIEL INDUSTRIE