



HAL
open science

Quantification de la fissuration d'un contact soumis à des sollicitations complexes en fretting wear et fretting fatigue

Krzysztof Kubiak

► **To cite this version:**

Krzysztof Kubiak. Quantification de la fissuration d'un contact soumis à des sollicitations complexes en fretting wear et fretting fatigue. Sciences de l'ingénieur [physics]. Ecole Centrale de Lyon, 2006. Français. NNT : 2006ECDL0030 . tel-04308780

HAL Id: tel-04308780

<https://hal.science/tel-04308780v1>

Submitted on 27 Nov 2023

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Distributed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License

THESE

présentée devant

L'ECOLE CENTRALE DE LYON

pour obtenir le titre de DOCTEUR

spécialité : MATERIAUX

par

Krzysztof KUBIAK

Ingénieur, Maître ès Science Techniques de l'Université Polytechnique de LODZ

***QUANTIFICATION DE LA FISSURATION
D'UN CONTACT SOUMIS A DES
SOLLICITATIONS COMPLEXES EN
FRETTING WEAR ET FRETTING FATIGUE***

Soutenue le 19 octobre 2006 devant la commission d'examen

MM. Ky DANG VAN,	Rapporteur
MM. Claude PRIOUL,	Rapporteur
Mme Sylvie POMMIER	Membre
MM. Léo VINCENT	Membre - Président
MM. Bogdan WENDLER	Membre
MM. Siegfried FOUVRY,	Directeur de thèse
MM. Frédéric BUMBIELER	Invité
MM. François DEMILLY	Invité

A Aneta et Natalia

Remerciements

Ce doctorat est le fruit d'un travail de trois ans, effectuée au sein de l'équipe Fretting Wear et Fretting Fatigue du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Centrale de Lyon.

Tout d'abord, je remercie sincèrement M. Philippe KAPSA, directeur du LTDS, de m'avoir accueilli au sein de Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes.

Je remercie vivement M. Siegfried FOUVRY pour m'avoir accueilli dans son équipe de recherche et de m'avoir donné la possibilité de réaliser ce travail et de m'avoir encadré tout au long de cette thèse. Je le remercie également pour ses conseils et sa disponibilité ainsi que pour l'attention toute particulière qu'il a eu pour mon travail.

Je tiens à remercier chaleureusement Frédéric BUMBIELER, Francois DEMILLY, Jean-Jacques VIET et Anne-Marie MARECHAL pour toute l'aide qu'ils m'ont fourni au cours de ces trois années et d'avoir apporté au jury un point de vue permettant de situer ce travail dans un contexte industriel.

Je remercie amicalement Arsène YAMEOGO pour son soutien et sa collaboration dans ce travail.

Je remercie chaleureusement Jean-Michel VERNET, Bogdan WENDLER, Thomas MATHIA, Cezary RAPIEJKO, Christophe PAULIN, Henry PROUDHON pour leur aide précieuse et pour tous les conseils qui ont permis de faire avancer mon travail.

De la même manière, mes remerciements vont à Matthieu GUIBERT, Cécile REVOL, Jean-Christophe ABRY, Gérard MEILLE, David PHILIPPON, Cédric MEUNIER, Josselin ARTHAUD pour les tous les conseils qu'ils m'ont accordés, leur bonne humeur quotidienne qui, fut pour moi un signe d'encouragement.

Je pense également à l'ensemble du personnel du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS).

Résumé

Le but de cette étude est la détermination de la durée de vie en l'amorçage et en propagation d'un acier XC38 (EA1N) utilisé comme matériau pour les essieux-axes de TGV soumis à des sollicitations complexes de fretting fatigue. Cette étude est plus précisément orientée sur la prédiction de l'amorçage des fissures en fonction de charges appliquées et la prédiction de la condition d'arrêt de propagation des fissures. Conformément à cette analyse, l'étude expérimentale se divisera en deux grandes parties : l'une aborde la problématique de la condition d'amorçage alors que l'autre traite des phénomènes de propagation. Dans la première partie, des essais spécifiques de fretting simple et fretting fatigue ont été réalisés afin de caractériser les conditions seuil d'amorçage des fissures dans l'acier étudié. Ceci nous conduira à déterminer un seuil d'amorçage en fonction des conditions de chargement. On s'attachera en particulier à la mise en place de méthodes capables de prédire le risque d'amorçage et ainsi pouvoir définir un domaine de sûreté absolue vis à vis de la sollicitation de fretting fatigue.

La deuxième partie de ce travail a concerné le problème de la propagation des fissures. Des essais de fretting simple et fretting fatigue ont été réalisés pour déterminer les lois de propagation des fissures avec notamment la mise en évidence des conditions d'arrêt de propagation. La méthodologie développée, qui intègre la propagation des fissures courtes puis des fissures longues, nous a permis de modéliser les courbes de Wöhler en fretting fatigue et surtout de prédire la condition d'arrêt de propagation des fissures en fretting fatigue.

Ainsi, un nouveau concept de cartes d'endommagement en fretting fatigue a été introduit et formalisé.

ECOLE CENTRALE DE LYON

Liste des personnes habilitées à diriger des recherches

<i>Nom-Prénom</i>	<i>Corps grade</i>	<i>Laboratoire ou à défaut département ECL</i>	<i>Etablissement</i>
AURIOL Philippe	professeur	CEGELY	ECL
BEROUAL Abderrahmane	professeur	CEGELY	ECL
BURET François	maître de conférences	CEGELY	ECL
JAFFREZIC-RENAULT Nicole	directeur de recherche	CEGELY	CNRS/ECL
KRÂHENBÜHL Laurent	directeur de recherche	CEGELY	CNRS/ECL
MARTELET Claude	professeur	CEGELY	ECL
NICOLAS Alain	professeur	CEGELY	ECL
NICOLAS Laurent	directeur de recherche	CEGELY	CNRS/ECL
SIMONET Pascal	chargé de recherche	CEGELY	CNRS/ECL
THOMAS Gérard	professeur	CEGELY	ECL
VOLLAIRE Christian	maître de conférences	CEGELY	ECL

Nbre CEGELY 11

HELLOUIN Yves	maître de conférences	DER EEA	ECL
LE HELLEY Michel	professeur	DER EEA	ECL

Nbre DER EEA 2

GUIRALDENQ Pierre	professeur émérite	DER STMS	ECL
VINCENT Léo	professeur	DER STMS	ECL

Nbre DER STMS 2

LOHEAC Jean-Pierre	maître de conférences	ICJ	ECL
MAITRE Jean-François	professeur émérite	ICJ	ECL
MARION Martine	professeur	ICJ	ECL
MOUSSAOUI Mohand	professeur	ICJ	ECL
MUSY François	maître de conférences	ICJ	ECL
ROUY MIRONESCU Elisabeth	professeur	ICJ	ECL
ZINE Abdel-Malek	maître de conférences	ICJ	ECL

Nbre ICJ 7

DAVID Bertrand	professeur	ICTT	ECL
----------------	------------	------	-----

Nbre ICTT 1

CLOAREC Jean-Pierre	maître de conférences	LEOM	ECL
GAFFIOT Frédéric	professeur	LEOM	ECL
GAGNAIRE Alain	maître de conférences	LEOM	ECL
GARRIGUES Michel	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
GENDRY Michel	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
GRENET Geneviève	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
HOLLINGER Guy	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
JOSEPH Jacques	professeur	LEOM	ECL
KRAWCZYK Stanislas	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
MARTIN Jean-René	professeur émérite	LEOM	ECL
O'CONNOR Ian	maître de conférences	LEOM	ECL

ECOLE CENTRALE DE LYON

Liste des personnes habilitées à diriger des recherches

PHANER-GOUTORBE Magali	professeur	LEOM	ECL
ROBACH Yves	professeur	LEOM	ECL
SOUTEYRAND Eliane	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
TARDY Jacques	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL
VIKTOROVITCH Pierre	directeur de recherche	LEOM	CNRS/ECL

Nbre LEOM 16

CHENLiming	professeur	LIRIS	ECL
------------	------------	-------	-----

Nbre LIRIS 16

BAILLY Christophe	professeur	LMFA	ECL
BERTOGLIO Jean-Pierre	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
BLANC-BENON Philippe	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
CAMBON Claude	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
CARRIERE Philippe	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
CHAMPOUSSIN J-Claude	professeur émérite	LMFA	ECL
COMTE-BELLOT genevièvre	professeur émérite	LMFA	ECL
FERRAND Pascal	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
GALLAND Marie-Annick	maître de conférences	LMFA	ECL
GODEFERD Fabien	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
HENRY Daniel	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
JEANDEL Denis	professeur	LMFA	ECL
JUVE Daniel	professeur	LMFA	ECL
LE RIBAUTL Catherine	chargée de recherche	LMFA	CNRS/ECL
LEBOEUF Francis	professeur	LMFA	ECL
PERKINS Richard	professeur	LMFA	ECL
ROGER Michel	professeur	LMFA	ECL
SCOTT Julian	professeur	LMFA	ECL
SIMOENS Serge	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
TREBINJAC Isabelle	maître de conférences	LMFA	ECL

Nbre LMFA 20

BENAYOUN Stéphane	professeur	LTDS	ECL
CAMBOU Bernard	professeur	LTDS	ECL
COQUILLET Bernard	maître de conférences	LTDS	ECL
DANESCU Alexandre	maître de conférences	LTDS	ECL
FOUVRY Siegfried	chargé de recherche	LTDS	CNRS/ECL
GEORGES Jean-Marie	professeur émérite	LTDS	ECL
GUERRET Chrystelle	chargé de recherche	LTDS	CNRS/ECL
HERTZ Dominique	past	LTDS	ECL
ICHCHOU Mohamed	maître de conférences	LTDS	ECL
JEZEQUEL Louis	professeur	LTDS	ECL
JUVE Denyse	ingénieur de recherche	LTDS	ECL
KAPSA Philippe	directeur de recherche	LTDS	CNRS/ECL
LE BOT Alain	chargé de recherche	LTDS	CNRS/ECL

ECOLE CENTRALE DE LYON

Liste des personnes habilitées à diriger des recherches

<i>LOUBET Jean-Luc</i>	<i>directeur de recherche</i>	LTDS	CNRS/ECL
<i>MARTIN Jean-Michel</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>MATHIA Thomas</i>	<i>directeur de recherche</i>	LTDS	CNRS/ECL
<i>MAZUYER Denis</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>PERRET-LIAUDET Joël</i>	<i>maître de conférences</i>	LTDS	ECL
<i>SALVIA Michelle</i>	<i>maître de conférences</i>	LTDS	ECL
<i>SIDOROFF François</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>STREMSDOERFER Guy</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>THOUVEREZ Fabrice</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>TREHEUX Daniel</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>VANNES André-Bernard</i>	<i>professeur émérite</i>	LTDS	ECL

Nbre LTDS 24

direction de la recherche

mise à jour le 1 décembre 2006

Sommaire

L'objectif de thèse	19
Introduction.....	19
Chapitre 1 Problématique et contexte industriel de la thèse	21
1.1 Problématique et contexte industriel de la thèse.....	23
1.1.1 Définition de l'essieu-axe	24
1.1.2 L'opération de calage.....	24
1.1.3 Sollicitations en service de l'essieu monté	25
1.1.4 Définition des contraintes de pression au niveau du contact essieu- axe/roue.....	26
1.1.5 Aspect de la fissuration sous portée de calage.....	27
1.2 Matériaux étudiés.....	29
1.2.1 Composition et propriétés mécaniques de l'alliage étudié	29
1.2.2 Traitement et microstructure.....	30
1.2.3 Loi de comportement du matériau et effet d'écrouissage.....	31
Chapitre 2 Analyse bibliographique en fretting wear et en fretting fatigue	33
1.3 Analyse bibliographique des sollicitations et de l'amorçage en fretting	35
1.3.1 Caractérisation de la sollicitation de fretting	35
1.3.2 Géométrie des interfaces étudiés	36
1.3.3 Caractérisation de différent types d'essais fretting.....	37
1.3.4 Conditions de glissement et critères de transition	38
1.3.5 Cartes de dégradation en sollicitation de fretting	41
1.3.6 Mécanismes de fissuration en fretting	43
1.3.7 Mécanismes d'amorçage de fissures en fretting	44
1.3.8 Analyse du comportement en fretting fatigue.....	45
1.3.9 Critères multiaxiaux de fatigue polycyclique	46
1.3.10 Application de critères aux problématiques du fretting.....	52
1.4 Analyse bibliographique des mécanismes de propagation des fissures.....	55
1.4.1 Notion du Facteur d'Intensité de Contraintes	56
1.4.2 Cinétique de propagation des fissures en fretting fatigue.....	58
1.4.3 Influence du rapport de charge et ouverture de fissure.....	60
1.4.4 Transition de fissures courtes et fissures longues.....	61
1.4.5 Condition d'arrêt de propagation des fissures en fretting.....	65

Chapitre 3 Positionnement scientifique et démarche expérimentaux.....	69
1.5 Positionnement de l'étude vis-à-vis de la problématique fretting fatigue axe-essieu/roue.....	71
1.6 Définition de la configuration de contact.....	72
1.7 Essais de fretting Wear.....	74
1.7.1 Description de l'essai de Fretting Wear LTDS	74
1.7.2 Définition des contacts mis en place.....	77
1.7.3 Méthodologie de l'expertise des endommagements	78
1.7.4 Analyse des conditions limites de fixation des échantillons.....	80
1.8 Essais de Fretting Fatigue LTDS	83
1.8.1 Principe de l'essai.....	83
Chapitre 4 Analyse expérimentale de l'amorçage des fissures sous chargement de fretting wear et fretting fatigue.....	91
1.9 Analyse expérimentale de l'amorçage des fissures en sollicitations de fretting wear.....	93
1.9.1 Démarche expérimentale.....	94
1.9.2 Analyse du comportement du frottement en fretting wear.....	96
1.9.3 Analyse expérimentale des conditions d'amorçage	99
1.10 Approche prédictive de l'amorçage des fissures en fretting wear	103
1.10.1 Modélisation Eléments Finis du contact cylindre/plan	104
1.10.2 Prédiction du risque d'amorçage.....	109
1.10.3 Impact de l'effet d'échelle.....	110
1.10.4 Formulation en terme de gradient de contrainte.....	116
1.10.5 Frontière d'amorçage des fissures en fretting wear	120
1.11 Analyse expérimentale de l'amorçage des fissures en fretting fatigue	122
1.11.1 Mise en oeuvre des essais de fretting fatigue.....	122
1.11.2 Comportement de l'interface sous chargements de fretting fatigue.....	123
1.11.3 Excentricité de la zone collée.....	125
1.12 Approche prédictive de l'amorçage des fissures en fretting fatigue	129
1.12.1 Modélisation Eléments Finis du contact cylindre/plan en fretting fatigue	129
1.12.2 Prédiction de l'amorçage pour des chargements de fretting fatigue	129
1.12.3 Introduction et formalisation d'un concept de carte d amorçage en fretting fatigue	131

Chapitre 5 Analyse expérimentale de la propagation des fissures sous chargement de fretting wear et fretting fatigue	135
1.13 Étude expérimentale de la propagation des fissures en sollicitations de fretting wear.....	137
1.13.1 Détermination des longueurs de fissuration.....	137
1.13.2 Développement d'une approche expérimentale.....	138
1.13.3 Analyse expérimentale de la condition d'arrêt de propagation des fissures	139
1.14 Approche prédictive de la condition d'arrêt de propagation des fissures.....	141
1.14.1 Calcul du Facteur Intensité Contraintes.....	142
1.14.2 Prédiction de la longueur de fissures pour des sollicitations de fretting wear.....	144
1.15 Étude expérimentale de la propagation de fissures en fretting fatigue.....	148
1.15.1 Caractérisation des fissurations générées par les sollicitations de fretting fatigue.	149
1.15.2 Résultats expérimentaux de la durée de vie en fretting fatigue.....	149
1.16 Approche prédictive de la condition d'arrêt des fissures ou du nombre de cycles à la rupture	151
1.16.1 Prédiction de la condition d'arrêt des fissures	152
1.16.2 Prédiction du nombre de cycles à la rupture.....	154
1.16.3 L'amorçage des fissures.....	156
1.16.4 Propagation des fissures courtes	157
1.16.5 Propagation des fissures longues	158
1.16.6 Modélisation de la courbe de Wöhler en sollicitations de fretting fatigue	159
1.16.7 Introduction et formalisation d'un concept de carte d'arrêt de propagation en fretting fatigue.....	160
Discussion et Conclusions générales.....	163
1.17 Synthèse et conclusions générales	165
1.18 Exploitations technologiques de cette recherche et perspectives	169
Publications et rapports lors de cette étude.....	171
1.19 Publications et rapports lors de cette étude.....	173
1.19.1 Publications et rapports.....	173
1.19.2 Communications et posters.....	174

1.19.3	Encadrement de Stage	175
Références bibliographiques		177
1.20	Références bibliographiques	179
Annexe 1 Calcul analytique de contraintes et FIC en configuration cylindre/plan		
.....		191
1.21	Calcul analytique de contraintes en configuration cylindre/plan	193
2.1	Calcul analytiques du Facteur d'Intensité de Contraintes	197
2.1.1	Calcul analytique du Facteur d'Intensité de Contraintes	197
2.1.2	Calcul du Facteur d'Intensité de Contraintes par la méthode de Fonction Poids	200
Annexe 2 Description des critères multiaxiaux d'amorçage de fissure.....		203
2.2	Description des critères multiaxiaux d'amorçage de fissure.....	205
2.2.1	Crossland (1956)	205
2.2.2	DangVan (1973).....	206
2.2.3	Papadopoulos (1994).....	208
Annexe 3 Développement informatique lors de cette étude		211
2.3	Développement informatique lors de cette étude.....	213
2.3.1	Logiciel de pilotage et d'acquisition de données TriboFretting v3.0....	213
2.3.2	Logiciel de mesure d'image microscopique Microscala v2.1	216

Nomenclature

P	N/mm	Force normale dans le contact, normalisée par longueur du contact.
Q^*	N/mm	Amplitude de la force tangentielle, normalisée par longueur du contact.
Q^*_t	N/mm	Amplitude de la force tangentielle à la transition GP/GT, normalisée par longueur du contact.
μ	ratio	Coefficient du frottement.
μ_t	ratio	Coefficient du frottement à la transition GP/GT.
μ_{GT}	ratio	Coefficient du frottement en glissement totale (GT).
K	$MPa \cdot \sqrt{m}$	Facteur d'intensité de contrainte (FIC)
ΔK_C	$MPa \cdot \sqrt{m}$	Valeur critique de facteur d'intensité de contrainte
ΔK_{seuil}	$MPa \cdot \sqrt{m}$	Seuil de facteur d'intensité de contrainte
ΔK_{eff}	$MPa \cdot \sqrt{m}$	Facteur d'intensité de contrainte effectif
p_{0max}	MPa	Maximum de pression hertzienne
a_h	μm	Demi largeur du contact hertzienne
c	μm	Demi largeur de la zone colée dans le contact
E	GPa	Module de Young
ν	ratio	Coefficient de Poisson
$Re_{0.2}$	MPa	Limite élastique
Rm	MPa	Résistance de matériaux à la traction
A_{min}	%	Allongement
σ_d	MPa	Limite de fatigue en flexion rotative
τ_a	MPa	Limite de fatigue en torsion alternée
C		Coefficient de loi de Paris
m		Coefficient de loi de Paris
R_0	MPa	Contrainte d'écoulement initiale
Q_∞	MPa	Contrainte d'écoulement stabilisé
b_e	-	Indice de stabilisation d'écrouissage
C	-	Coefficient d'écrouissage
γ_e	-	Coefficient d'écrouissage
σ_{max}	MPa	Chargement maximal de fatigue
σ_{min}	MPa	Chargement minimal de fatigue
R	ratio	Rapport de chargements de fatigue
δ	μm	Déplacement mesuré dans le contact
δ^*	μm	Amplitude de déplacement mesurée dans le contact
δ_t	μm	Amplitude de déplacement à la transition GP/GT
δ_{GT}	μm	Amplitude de déplacement en régime de GT
q	MPa	Contraintes de cisaillement de contact
p	MPa	Contraintes de pression de contact
A	ratio	Critère de transition entre GP/GT
B	ratio	Critère de transition entre GP/GT
C	ratio	Critère de transition entre GP/GT
lv	μm	Volume élémentaire pour calcul de risque d'amorçage
r	μm	Rayon du point de fissure
ΔJ	$MPa \cdot m$	Intégrale de contour
a_\emptyset	μm	Frontière entre longueur de fissure courtes et fissures longues
ΔK_{th}	$MPa \cdot \sqrt{m}$	Seuil de facteur d'intensité de contrainte
E_d	J	Energie dissipée
τ_a	MPa	Amplitude des contraintes de cisaillement
σ_n	MPa	Amplitude des contraintes normales
d_{MD}	-	Paramètre scalaire de risque d'amorçage (critère McDiarmid)
d_C	-	Paramètre scalaire de risque d'amorçage (critère Crossland)
d_P	-	Paramètre scalaire de risque d'amorçage (critère Paris)

		<i>Papadopoulous)</i>
d_{SWT}	-	<i>Paramètre scalaire de risque d'amorçage (critère SWT)</i>
Γ		<i>Paramètre de critère Smith-Watson-Topper (SWT)</i>
$P_{h\ max}$	MPa	<i>Pression hydrostatique maximale</i>
J_2		<i>Second invariant de déviateur de contraintes</i>
ρ^*	[MPa]	<i>Tenseur résiduel local</i>
Σ	[MPa]	<i>Tenseur de contraintes</i>
$\hat{\sigma}$	[MPa]	<i>Tenseur local de chargement</i>
T_a	MPa	<i>Amplitude de la cission</i>
l_V	μm	<i>Volume élémentaire</i>
R	ratio	<i>Rapport de charge minimale et maximale</i>
a	μm	<i>Longueur de fissures</i>
a_ϕ	μm	<i>Longueur critique de fissures courtes</i>
σ_{FF}	MPa	<i>Contrainte de fatigue</i>
σ_{FF_th}	MPa	<i>Limite d'endurance en fretting fatigue</i>
N_T	cycles	<i>Nombre total de cycles de sollicitation fretting fatigue</i>
N_a	cycles	<i>Nombre de cycles à l'amorçage</i>
N_{FC}	cycles	<i>Nombre de cycles en propagation de fissures courtes</i>
N_{FL}	cycles	<i>Nombre de cycles en propagation de fissures longues</i>
γ	-	<i>Coefficient de matériau pour la prédiction du risque d'amorçage (Proudhon)</i>
α	MPa ⁻²	<i>Coefficient de matériau pour la prédiction du risque d'amorçage</i>

L'objectif de thèse

L'objectif de cette thèse est la détermination de la durée de vie à l'amorçage et en propagation d'un acier d'essieu-axe TGV soumis à des sollicitations complexes en fretting simple et en fretting fatigue. L'étude est orienté plus précisément sur la prédiction d'amorçage des fissures en fonction de charges appliquées et prédiction de la condition d'arrêt de propagation de fissures pour définir ainsi une domaine de sécurité vis-à-vis des sollicitations de fretting et fatigue.

Introduction

Conformément à l'objectif de cette étude, l'analyse expérimentale se divisera en deux parties : l'analyse d'amorçage et l'analyse de la propagation des fissures.

Le chapitre 1 présente l'assemblage axe-essieu/roue, les chargements de l'interface du contact, ainsi que le phénomène d'endommagement observé sur l'axe-essieu, et les propriétés mécaniques de l'acier XC38 (EA1N).

Le chapitre 2 traite la bibliographie concernant l'amorçage et la propagation des fissures dans les matériaux tant du point de vue de la fatigue classique que du fretting.

Au cours du chapitre 3, les techniques et méthodes utilisées au cours de ce travail sont présentées, ainsi que les essais fretting et fretting fatigue.

Le chapitre 4 suit avec l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus en ce qui concerne l'amorçage de fissures en fretting simple et fretting fatigue. Dans la deuxième partie de chapitre une approche prédictive de l'amorçage est présente.

Le chapitre 5 traite des résultats expérimentaux obtenus en ce qui concerne la propagation des fissures et les conditions d'arrêt de propagation. La modélisation des phénomènes identifiés est effectuée et le modèle d'arrêt de propagation est développé.

Pour finir, le nouveau concept des cartes d'endommagement dans le fretting fatigue est introduit, ainsi que les conclusions faites de la synthèse des mécanismes identifiés et de leur implication respective dans la durée de vie d'un assemblage.

Chapitre 1

Problématique et contexte industriel de la thèse

1.1 Problématique et contexte industriel de la thèse

Le transport ferroviaire est un moyen de transport rapide, confortable et plus écologique. Les voitures ou wagons des trains sont supportés par des bogies (Figure 1a). Chaque bogie consiste de deux essieux-axes et quatre roues. L'expertise des contacts essieu-axe/roue révèle la présence d'amorçage de fissurations induites par le couplage entre la sollicitation de fatigue générée par la rotation de l'axe et l'activation de sollicitations de fretting, dans l'interface du contact fretté (Figure 1b), générées par des sollicitations transverses imposées aux roues.

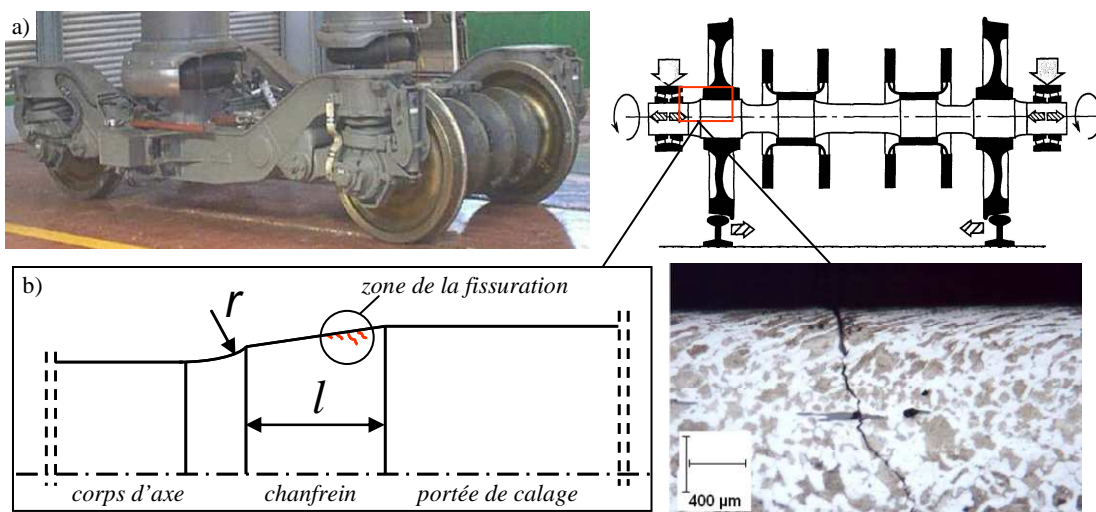


Figure 1 : a) Un bogie du train, b) zone de la fissuration au chanfrein d'entrée d'un essieu-axe

Les essieux-axes réalisés en acier au carbone XC38 (EA1N) à l'état normalisé, sont soumis à des sollicitations de flexion rotative. Il existe donc un risque de rupture par la propagation de fissures en fatigue. Le dimensionnement actuel est réalisé à partir de méthode de calcul empirique développée par M. Kammerer en 1945. Cette méthodologie a pour objectif d'établir une durée de vie infinie de l'essieu. Cependant, l'augmentation de la vitesse et du poids des trains augmente le risque d'amorçage et de propagation des fissures dans l'essieu. Il devient donc nécessaire d'améliorer la durée de vie des assemblages roue/essieu-axe de façon à garantir la sécurité de la circulation des trains. Cette étude se focalise sur la problématique de la fissuration par fretting et fretting fatigue de l'essieu-axe au niveau de la portée de calage des roues.

1.1.1 Définition de l'essieu-axe

L'essieu-axe est une pièce symétrique sur laquelle sont montés des disques de frein et des roues. Les diamètres de section des portées de calages pour les disques de freinage et les roues sont plus grands que le diamètre du corps de l'axe (Figure 2).

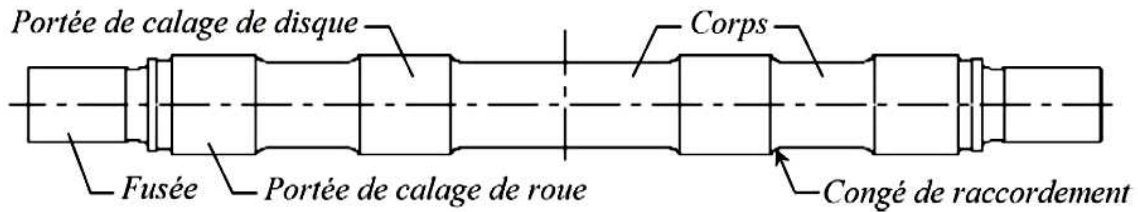


Figure 2 Schéma d'un essieu-axe

1.1.2 L'opération de calage

L'assemblage entre l'essieu-axe et la roue est appelé opération de calage. Le serrage entre les deux pièces est obtenu par le fait que l'alésage de l'essieu à caler possède un diamètre légèrement inférieur à celui de la portée de calage de l'axe. La différence entre les deux diamètres définit le serrage. L'essieu-axe et la roue des trains sont assemblés par le mode de calage à la presse (Figure 3).

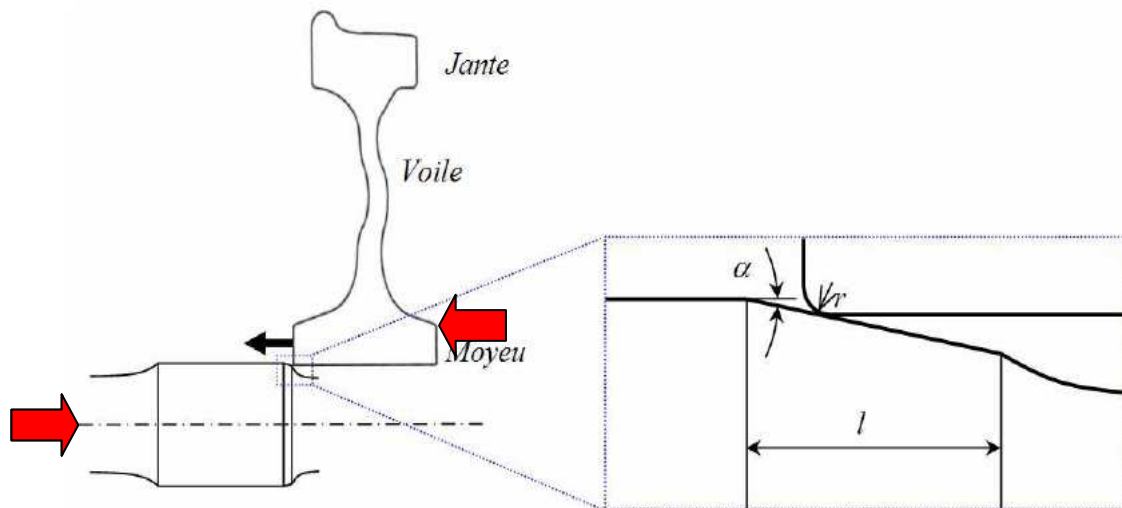


Figure 3 : Schéma de l'opération de calage à la presse

La portée de calage est lubrifiée au suif avant assemblage. Le suif présente l'avantage de perdre rapidement ses propriétés lubrifiantes, la liaison roue/essieu s'en

trouve améliorée. Au cours de l'opération, l'effort appliqué par la presse sur la roue est mesuré au fur et à mesure de la mise en place de celle-ci sur l'axe. On obtient alors la courbe de calage (Figure 4).

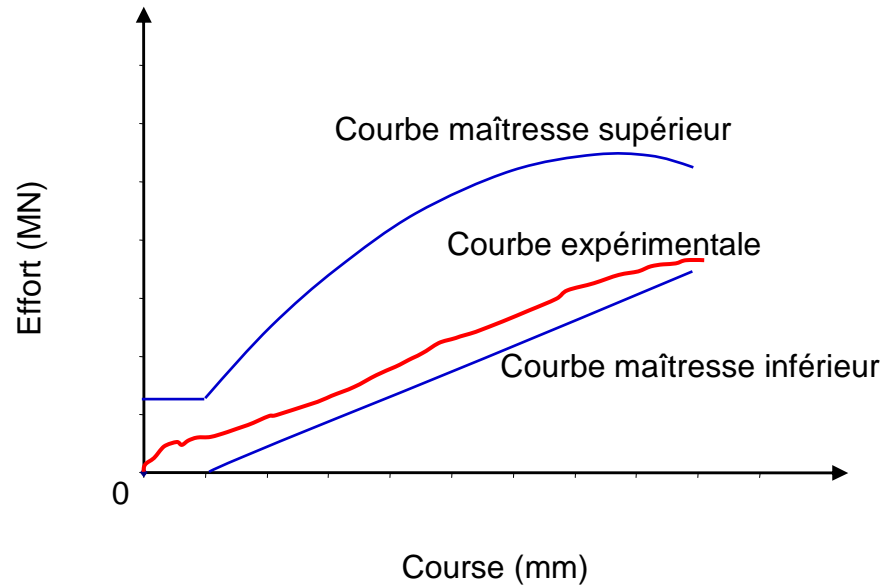


Figure 4 : Courbe de calage d'une roue sur l'essieu-axe [d'après A. Yameogo 2004]

L'opération de calage est validée si la courbe de calage est comprise entre deux courbes maîtresses.

1.1.3 Sollicitations en service de l'essieu monté

Pendant le service, l'essieu subit de multiples efforts présentés sur la Figure 5.

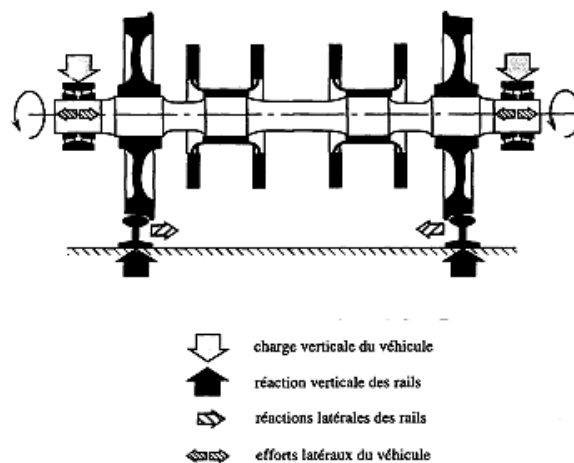


Figure 5 : Schéma de charges appliquées sur l'essieu-axe en service

Les charges verticales du véhicule, lorsque le véhicule est en marche et suit des mouvements de roulis, oscillent du $\frac{1}{2}P$ au $\frac{3}{2}P$, où P représente le poids du véhicule à l'essieu. A ces variations périodiques dues au roulis se superposent d'autres surcharges de la structure générées par les singularités des voies (aiguillages). L'ensemble des forces agissant sur l'essieu monté et la rotation de l'axe, se traduit, du point de vue de l'essieu-axe, par des moments de torsion et de flexion.

1.1.4 Définition des contraintes de pression au niveau du contact essieu-axe/roue

On retiendra en particulier que les maxima de pression se situent en bordure de contact.

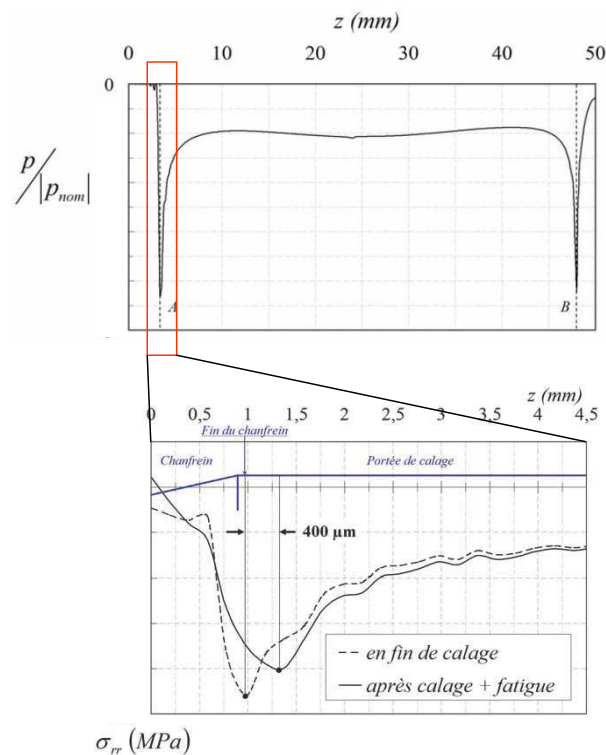


Figure 6 : Profil de la pression de frettage et de la contraintes radiales près du chanfrein, simulation numérique ($p_{nom}=XXX$ MPa) (d'après A. Yameogo, 2004)

Le modèle d'assemblage essieu-axe/roue par Éléments Finis (EF) réalisé, par Mr. A. Yameogo (thèse, Yameogo 2004) a permis de calculer le profil de pression dans le contact (Figure 6) après calage et un chargement de fatigue représentatif. La valeur

maximale de pression égale à $p_{0\max}=450$ MPa après décalage décroît jusqu'à une valeur de 400 MPa après l'application d'un chargement de fatigue.

1.1.5 Aspect de la fissuration sous portée de calage

Les expertises par contrôles non destructifs, des composants industriels, révèlent des amorçages très précoces qui n'induisent pourtant pas de ruptures catastrophiques. Ainsi, on peut supposer que le système fonctionne dans les conditions de fissures amorcées non propageantes. L'opération de calage est très sévère pour la surface de essieu et aussi pour la sous-couche du matériau. Malgré la lubrification par du suif, les contraintes de cisaillement sur la surface sont suffisamment importantes pour déformer le matériau dans le sens de glissement de la roue (Figure 7).

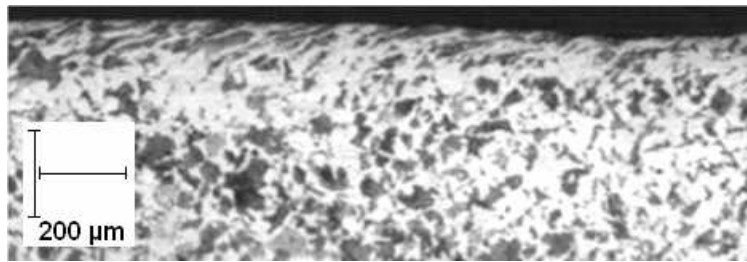


Figure 7 : La zone déformée lors du passage de la roue pendant l'opération de calage

La zone déformée (écrouie) de la portée de calage a une profondeur variable mais limitée, comprise entre XX et XX µm. Son étendue est également limitée et en fin de portée de calage, les grains ne sont quasiment pas déformés. La taille de la zone écrouie dépend des propriétés mécaniques de la roue et de l'axe, ainsi que du coefficient de frottement dans le contact lubrifié, d'une part et, d'autre part, des caractéristiques géométriques locales de l'assemblage. Une autre incidence du calage est la génération de contraintes résiduelles importantes dans les deux pièces. Cependant, les évolutions futures du design des axes (augmentation des vitesses) impliquent des niveaux de chargement plus sévères et donc des sollicitations de fretting et de fatigue plus importantes. Ainsi, outre la condition d'amorçage, il devient nécessaire d'appréhender la condition d'arrêt de fissuration.

La position de la fissuration se situe entre la zone corrodée et la zone écrouie de la portée de calage. La propagation de fissures a un caractère transgranulaire (Rapport

SNCF 1994 n° 2, Rapport SNCF 1998). Les fissures sont toujours inclinés et orientées vers le centre de la portée de calage. L'angle de propagation est compris entre 40° et 60°. La plus longue fissure détectée dans un essieu avait 1050 µm de longueur et était orientée à 45° (Yameogo, 2004).

L'expertise effectuée par S. Fouvry en 2000 a montré la présence de corrosion et de transfert de matière entre la roue et l'essieu-axe. Cette zone de transfert se situe entre la zone de corrosion et la zone de fissuration (Figure 8).

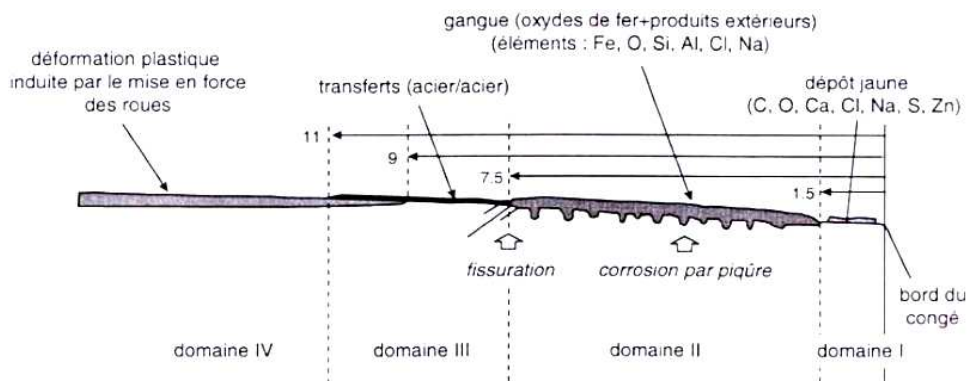


Figure 8 : Représentation des dégradations de contact roue/essieu-axe, portée de calage cote chanfrein (S. Fouvry 2000)

Quatre domaines de dégradations ont été spécifiés :

Domaine I : Pas de dégradation particulière, on peut encore observer les stries d'usinage.

Domaine II : La surface du métal est perturbée avec la présence de protubérances qui sont le résultat de mécanismes de corrosion par piqûre. L'observation en coupe montre des fissures dans le lit de débris qui sont parallèles à la surface. Ces dernières résultent des mécanismes d'accommodation dans le 3° corps ainsi qu'à l'interface dont l'origine peut être attribuée aux glissements relatifs orientés suivant la direction de l'essieu-axe.

Domaine III : Présence de transferts extrêmement fins mais sans jamais mettre en évidence la présence de fissuration. Déformation des grains suite au calage.

Domaine IV : Pas de dégradations, seulement la déformation plastique en surface suite au calage.

1.2 Matériaux étudiés

Les essieux-axes sont fabriqués à partir d'acier au carbone XC38 à l'état normalisé (EA1N). La microstructure de cet alliage est ferrito-perlitique. La taille moyenne du grain est de l'ordre de 30 μm . Le matériau utilisé pour la fabrication des échantillons a été prélevée à partir de la partie centrale du corps d'un essieu. Les échantillons en forme barre ont été fournis par l'Agence d'Essais Ferroviaire à Vitry sur Seine. Les roues sont fabriquées en acier XC48. Comme pour l'acier XC38 cet alliage fait partie de la famille des aciers mi-durs. L'étude du comportement en frottement entre les couples XC38/XC48 et XC38/100C6 que nous avons effectuée en collaboration avec A. Yameogo (2004) montre que le coefficient de frottement entre ces deux couples est identique. Nous avons donc choisi d'utiliser principalement un contre-corps en 100C6 (acier à roulement). Nous disposions en effet de cylindres (bagues de roulement) en 100C6 avec leur surface rectifiée, alors que notre cylindre en XC48, bien qu'ayant une surface polie, ne nous offrait pas un état de surface satisfaisant. L'emploi de bagues en 100C6 nous a permis de nous affranchir de l'effet de la rugosité. De plus, le 100C6 a des caractéristiques mécaniques supérieures au XC38 de nos plans, de sorte que la dégradation apparaît systématiquement sur le plan plutôt que sur le cylindre, ce qui est préférable pour l'étude en fissuration.

1.2.1 Composition et propriétés mécaniques de l'alliage étudié

L'analyse de la fissuration exige de connaître les propriétés mécaniques du matériau. L'étude effectuée par V. Gros en 1996 sur l'acier XC38 (EA1N) a permis d'identifier les valeurs principales des propriétés mécaniques, et du comportement du matériau en fatigue. La composition chimique du matériau utilisé dans le cadre de ce travail est présentée dans le Tableau 1, les propriétés mécaniques sont récapitulées dans le Tableau 2.

Tableau 1 : Composition chimique du matériau étudié

Matériau		C	Mn	Cr	Ni	Ti	Cu	Si	P	S	Mo	V
		(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	max(%)	max(%)	max(%)	max(%)
XC38	max(%)	0.38	1.2	0.3	0.3	-	0.3	0.5	0.02	0.02	0.08	0.06
100C6	max(%)	1.0	0.3	1.5	0.4	1.0	1.0	0.2	0.02	0.02	0.1	0.3

C'est le carbone et le manganèse qui sont principalement à l'origine de la résistance de l'acier XC38. Le manganèse apporte à l'alliage un durcissement. La faible teneur en phosphore limite les risques de fragilisation et la faible teneur en soufre améliore les performances de résilience et de formabilité.

Tableau 2 : Propriétés mécaniques du matériau étudié (¹-FIC- Facteur d'Intensité de Contraintes, V. Gros 1996)

Matériau	XC38	100C6
Module du Young, E (GPa)	200	210
Coefficient de Poisson, ν (ratio)	0.3	0.29
Limite élastique, $R_{e\ 0.2}$ (MPa)	350	1700
Résistance du matériau, R_m (MPa)	600	2000
Allongement, A_{\min} (%)	25	-
Limite de fatigue en flexion rotative, σ_d (MPa)	XXX	-
Limite de fatigue en torsion alternée, τ_d (MPa)	XXX	-
Seuil de FIC ¹ , ΔK_{seuil} (MPa $\cdot\sqrt{\text{m}}$)	XXX	-
Valeur critique de FIC ¹ , K_c (MPa $\cdot\sqrt{\text{m}}$)	XXX	-
Coefficient C (Loi de Paris)	XXX	-
Coefficient m (Loi de Paris)	XXX	-
Contrainte d'écoulement initiale, R_0 (MPa)	XXX	-
Contrainte d'écoulement stabilisé, Q_∞ (MPa)	XXX	-
Indice de stabilisation d'écrouissage, b_e	XXX	-
Coefficient d'écrouissage, C (MPa)	XXX	-
Coefficient d'écrouissage, γ_e	XXX	-

1.2.2 Traitement et microstructure

Les essieux subissent un traitement thermique de normalisation qui consiste à faire subir au métal une austénitisation (chauffage et maintien à 900°C) et un refroidissement à l'air calme. La trempabilité de cet acier est relativement faible.

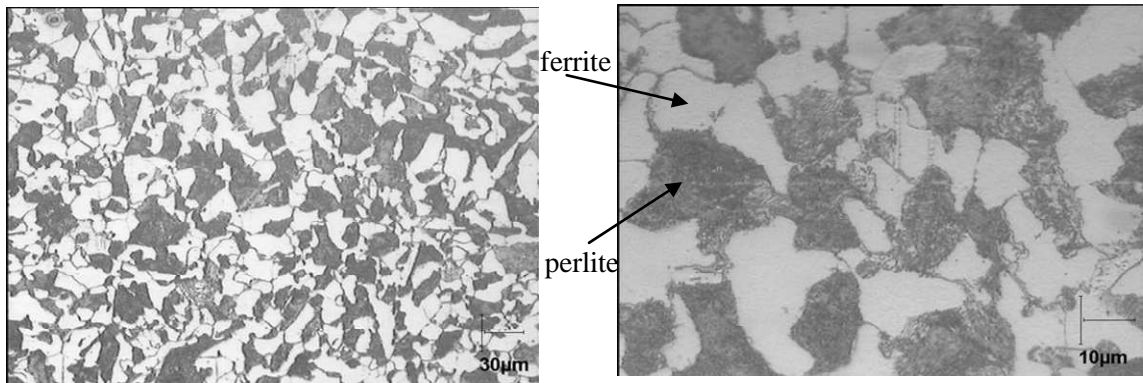


Figure 9 : Microstructure ferrito-perlitique d'alliage EA1N

Après refroidissement, la microstructure est ferrito-perlitique à grains fins et à perlite lamellaire.

1.2.3 Loi de comportement du matériau et effet d'érouissage

La limite élastique de l'acier XC38 est relativement basse ($Re_{0,2}=350$ MPa, Figure 10) et lors du calage à la presse de la roue nous avons montré qu'une importante déformation plastique engendre des contraintes résiduelles au niveau de la portée de calage. Il apparaît donc intéressant de considérer la loi de comportement du matériau vis-à-vis de l'érouissage et son influence sur la redistribution des contraintes du contact essieu/roue pendant les chargements cycliques de fatigue représentatifs de la circulation ferroviaire.

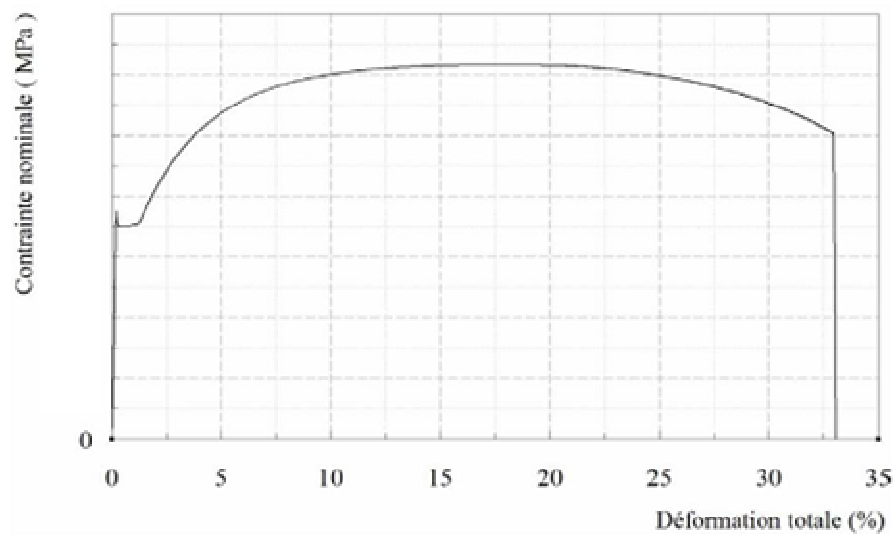


Figure 10 : Courbe de traction monotone de l'acier XC38 en température ambiante (d'après A. Yameogo, 2004)

La loi de comportement de l'acier de l'essieu, déterminée par A. Yameogo (2004), consiste à combiner un écrouissage isotrope et un écrouissage cinématique non linéaire. Cette loi fut proposée par J-L. Chaboche en 1977 et complétée en 2001.

La loi d'écoulement s'écrit :

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl} = \dot{\bar{\varepsilon}}_{eq}^{pl} \cdot \frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} \quad (1)$$

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

$$f = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}) - R \quad (2)$$

Les variables d'écrouissage X et R évoluent en suivant les équations suivantes :

$$d\bar{X} = C d\bar{\varepsilon}^{pl} - \gamma_e \bar{X} |d\bar{\varepsilon}^{pl}| \quad (3)$$

$$R = R_0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b_e \bar{\varepsilon}_{eq}^{pl}}\right) \quad (4)$$

Il y a donc 5 paramètres pour caractériser le comportement plastique du matériau :

- la contrainte d'écoulement du matériau non écroui $R_0=XX$ MPa,
- la valeur asymptotique correspondant au régime cyclique stabilisé $Q_\infty=XX$ MPa,
- l'indice de la rapidité de stabilisation $b_e=XX$,
- le coefficient d'écrouissage $C=XX$ MPa,
- le coefficient d'écrouissage cinématique $\gamma_e=XX$.

Concernant les propriétés d'élasticité, il y a deux paramètres :

- le module d'Young : $E = 200$ GPa,
- le coefficient de Poisson : $\nu = 0.3$

Le modèle proposé par A. Yameogo a été validé au travers des simulations par Eléments Finis des cycles σ - ε . Les courbes σ - ε obtenues numériquement sont en accord avec les courbes expérimentales. Mais, le modèle proposé ne décrit pas parfaitement la relaxation de la contrainte moyenne, la stabilisation est plus lente qu'à contrainte imposée. De plus, le modèle ne permet pas de rendre compte de la dissymétrie du comportement de σ_{max} et σ_{min} . Or, en traction-compression, l'existence d'une contrainte moyenne est non nulle et conditionne en partie l'apparition du phénomène de Rochet (J-L. Chaboche et J. Lemaître, 2001). C'est pourquoi une description imparfaite de la relaxation de la contrainte moyenne est susceptible de ne pas parfaitement décrire le phénomène de Rochet.

Chapitre 2

Analyse bibliographique en fretting wear et en fretting fatigue

1.3 Analyse bibliographique des sollicitations et de l'amorçage en fretting

La première étude mentionnée concernant le fretting apparaît au début du XX^e siècle lorsque E.M. Eden (1911) met en évidence la présence de débris d'oxydes entre deux éprouvettes mises en contact et soumises à des essais de traction. Le phénomène fut associé à un mécanisme de corrosion introduisant le terme de fretting-corrosion.

Actuellement, en tribologie, le terme de fretting est utilisé en référence à toute situation pour laquelle deux surfaces en contact sont soumises à de faibles déplacements oscillants (Figure 11). Ces déplacements sont très faibles comparativement à la taille du contact.

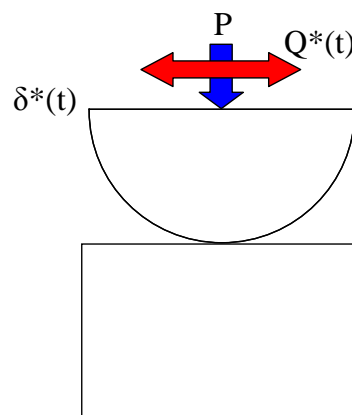


Figure 11 : Illustration d'un contact cylindre/plan soumis à des sollicitations de fretting

1.3.1 Caractérisation de la sollicitation de fretting

Une des difficultés souvent rencontrée est de pouvoir établir une distinction entre la sollicitation de fretting et la condition de glissement alternée observée pour les plus grandes amplitudes. De façon arbitraire on peut définir cette transition en introduisant le ratio e entre l'amplitude de glissement δ^* et le rayon de contact a_h (ou demi largeur de contact en configuration cylindre/plan).

$$e = \frac{\delta^*}{a_h} \quad (5)$$

On attribue alors abusivement la condition de fretting à une valeur de e inférieure à 1. Ainsi, pour le fretting il existe une zone centrale jamais exposée à l'atmosphère ambiante. On peut tracer cette frontière en fonction de la force normale et

de l'amplitude de débattement. Dans le cas d'un contact élastique cette frontière peut être déterminée à partir de la théorie de Hertz (1882) (Figure 12).

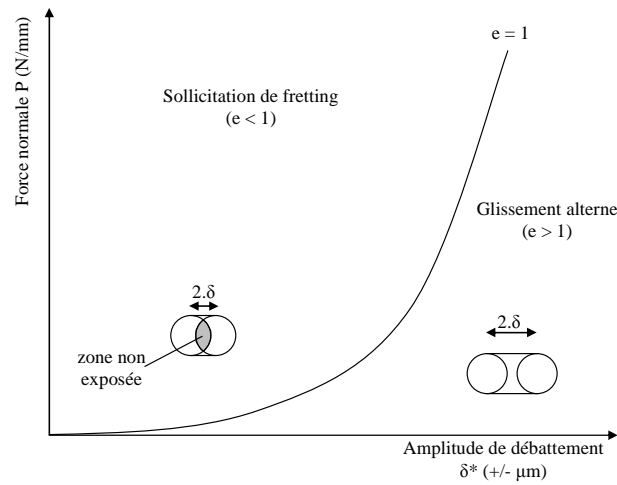


Figure 12 : Définition du fretting par rapport au glissement alterné général

1.3.2 Géométrie des interfaces étudiés

Les contacts réels sont souvent compliqués et difficiles à reproduire. Pour simplifier la modélisation des dégradations en fretting les chercheurs ont choisi des géométries plus simples et plus faciles à mettre en œuvre. Différentes géométries d'essai sont présentées sur la Figure 13.



Figure 13 : Configurations de géométrie de contacts simplifiées en fretting

- la **configuration Plan/Plan** met en contact deux surfaces planes. L'analyse mécanique montre que les distributions de pression et surtout du cisaillement sont caractérisées par une discontinuité en bordure de contact. De plus, cette configuration engendre des désalignements qui entraînent une accentuation des effets de bords. Les deux configurations ci-dessous seront donc préférées.

- la **configuration Sphère/Plan** reproduit un contact ponctuel. Elle est formalisée par l'analyse de Hertz (Hertz 1882) en indentation normale en appliquant les principes de l'élasticité linéaire (Hamilton 1966, 1983) et (Sackfield 1983). Les distributions des chargements élastiques dans le plan pour cette configuration ont été introduites par Hamilton et Goodman (Hamilton 1983). L'analyse de la fissuration est relativement complexe à modéliser car le contact Sphère/Plan implique une description tridimensionnelle très coûteuse en temps de calcul par la méthode des Eléments Finis. Cette configuration de contact est très souvent utilisée expérimentalement car elle n'implique pas de problème d'alignement.
- la **configuration Cylindre/Plan** reproduit un contact linéique 2D. Elle est décrite par la théorie de Hertz en appliquant les principes de l'élasticité linéaire. Cette configuration est souvent utilisée pour l'analyse de la fissuration car elle permet de considérer une approche bidimensionnelle plus facile à modéliser (Proudhon 2005).

1.3.3 Caractérisation de différent types d'essais fretting

Il existe différents types d'essais pour étudier le problème de fretting :

- L'essai de fretting wear décrit une sollicitation de petit débattement entre deux surfaces en contact. L'échantillon est uniquement sollicité par une sollicitation de contact associée à un effort normal et à un débattement relatif imposé de l'extérieur (système hydraulique,...etc.). Ce type d'essai est souvent utilisé pour étudier l'usure. Cependant différents travaux (Zhou, 1992) ont montré qu'il est possible d'étudier l'amorçage et la propagation de fissures jusqu'à une certaine profondeur.
- L'essai de fretting fatigue (Waterhouse, 1981) correspond à la combinaison d'un chargement de fretting et d'un chargement de fatigue. L'éprouvette de fatigue est soumise à des sollicitations de fatigue et un patin est appliqué avec une force normale spécifique. Le déplacement relatif entre le patin et l'éprouvette de fatigue génère la sollicitation de fretting. Le fretting contrôle l'amorçage des fissures et contribue à la propagation initiale de celles-ci. La rupture d'un échantillon en fretting fatigue est essentiellement due à la contrainte cyclique de fatigue qui permet la propagation des fissures. On peut alors tracer des courbes d'endurance en fretting fatigue ou courbes de Wöhler. La comparaison des courbes d'endurance en fretting fatigue avec la courbe d'endurance en fatigue

simple permet de calculer les coefficients d'abattement en fretting fatigue. Nous verrons dans ce travail que la détermination de l'abattement en fretting fatigue suppose une maîtrise du chargement de fretting par rapport à la sollicitation de fatigue imposée. Autrement dit, l'établissement de coefficients d'abattement représentatifs suppose le tracé de courbes d'abattement en fretting fatigue pour un chargement de fretting constant.

- L'essai de fretting wear sur éprouvette précontrainte a été proposé par Reybet Degat (Reybet 1997). Cet essai consiste à appliquer un chargement de fretting wear sur une éprouvette de fatigue précontrainte. Cette configuration a permis d'évaluer l'influence d'une contrainte statique sur l'amorçage et la propagation des fissures. Certains systèmes industriels tels que les câbles de ponts, les câbles d'ascenseurs, répondent bien à ce type de condition. Il a été démontré que l'introduction d'une contrainte statique de traction favorise l'amorçage et augmente la profondeur de fissuration (Fouvry1997).

Les différents essais reproduisant les sollicitations énoncées précédemment sont présentés sur la Figure 14

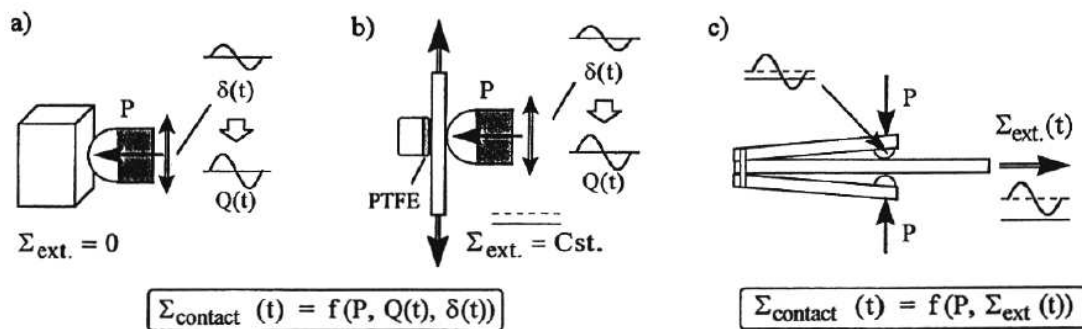


Figure 14 : Les différents montages reproduisant les sollicitations de fretting rencontrées : a) montage fretting wear, b) montage fretting wear sous contrainte, c) montage fretting fatigue

En conclusion, il est important de souligner que la dénomination de ces essais est relativement trompeuse vis-à-vis des endommagements étudiés. En effet, un essai de fretting wear peut induire la fissuration du contact. De la même façon, un essai de fretting fatigue peut induire l'usure du contact.

1.3.4 Conditions de glissement et critères de transition

La complexité des phénomènes générés par la sollicitation de fretting a poussé les chercheurs à mieux quantifier l'impact des conditions de glissement vis-à-vis de la

réponse en endommagements du contact. Il s'ensuit que pour une force normale, une géométrie et un matériau donnés, deux conditions de glissement peuvent être activées au niveau de l'interface en fonction de l'amplitude de déplacement (Figure 15).

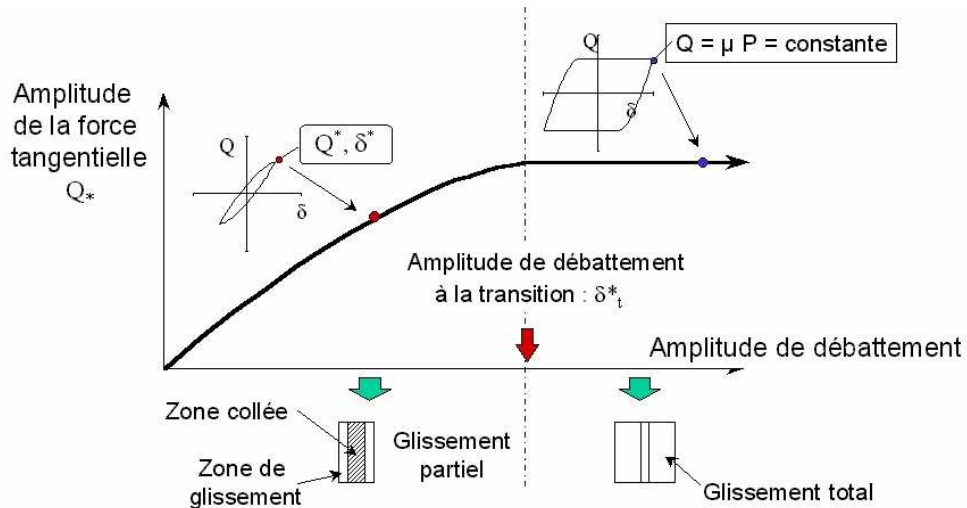


Figure 15 : Condition de glissement à force normale, géométrie et matériau donnés

Suivant l'amplitude de déplacement les situations suivantes sont possibles :

- Si l'amplitude est inférieure à une amplitude seuil dite de transition δ_t , la condition de glissement est le glissement partiel. Le contact est caractérisé par une zone collée entourée d'une zone de glissement. Plus l'amplitude est élevée, plus les zones collées sont restreintes. Dans le cas d'un contact élastique, le cycle de fretting dans le plan force tangentielle-déplacement présente une forme elliptique. Théoriquement, la réponse macroscopique n'est pas purement linéaire à cause du glissement local ou de la déformation plastique des massifs. Cependant, pour de très faibles déplacements relatifs, la réponse mécanique tend à être linéaire, conduisant à des cycles très fermés. On retiendra enfin qu'en glissement partiel, le rapport entre l'amplitude de la force tangentielle et la force normale ne correspond pas à un coefficient de frottement. En effet, le chargement tangential est la résultante du frottement dans les zones de glissement mais aussi de l'accommodation élastique au niveau des zones collées. Le coefficient de frottement correspond alors au rapport local entre le cisaillement $q(x,y)$ et la pression $p(x,y)$ dans les zones en glissement effectif.
- Si l'amplitude est supérieure à l'amplitude à la transition δ_t , la condition de glissement total est activée. Le glissement est alors généralisé sur la totalité de

l'interface. Le cycle de fretting dans le plan force tangentielle-déplacement présente une forme trapézoïdale. L'amplitude de la force tangentielle est indépendante de l'amplitude de déplacement. Le coefficient de frottement peut alors être classiquement défini comme le rapport entre l'amplitude de la force tangentielle et la force normale appliquée.

La quantification de la condition de glissement est longtemps restée purement qualitative, fondée sur l'observation de la forme du cycle $Q(t)-\delta(t)$. Une forme elliptique est traditionnellement associée au glissement partiel alors qu'une forme trapézoïdale est associée à une condition de glissement total. Cette description qualitative est ambiguë et subjective, en particulier au voisinage de la transition. Pour éviter ces inconvénients, Fouvry (en 1997) a proposé trois critères quantitatifs de transition établis à partir du formalisme de Mindlin pour un contact sphère/plan élastique. La formulation de ces différents critères est illustrée dans la Figure 16.

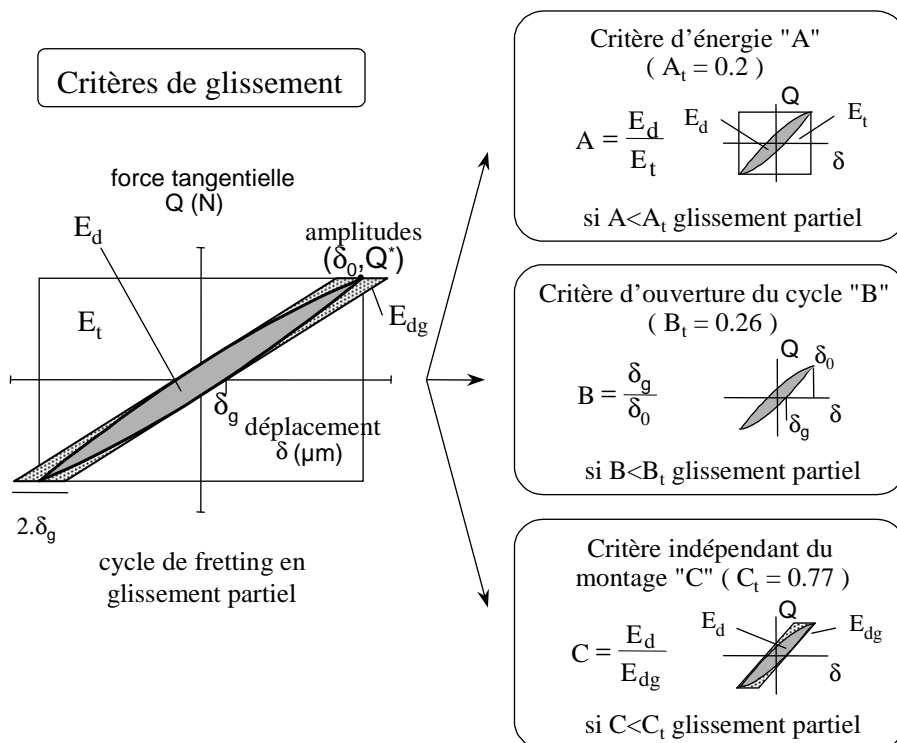


Figure 16 : Critères de transition permettant de quantifier la condition de glissement à partir d'un cycle de fretting (Fouvry 1997)

- le critère énergétique A et le critère d'ouverture du cycle B dépendent de la compliance du montage mais présentent une grande stabilité en termes de détermination de la transition de glissement.
- le critère énergétique C, indépendant du montage, implique un appareillage de fretting très performant en raison de la faible différence entre les valeurs de E_{d0} et de E_d .

La comparaison de A, B ou C avec les valeurs critiques associées (indépendantes du matériau) A_t , B_t , C_t permet de définir la condition de glissement. Le suivi en fonction du temps de A ou B et du rapport entre la force tangentielle et la force normale, facilite d'autre part l'identification des mécanismes tribologiques intervenant au niveau de l'interface pour les différents régimes de glissement. Ce couplage permet en particulier d'accéder à la valeur du coefficient de frottement local en glissement partiel.

1.3.5 Cartes de dégradation en sollicitation de fretting

Pour intégrer l'évolution de la condition de glissement dans le temps, la notion de régime a été introduite (Vincent 1994) :

- le régime de glissement partiel est associé à une condition de glissement partiel constante,
- le régime de glissement total est associé à une condition de glissement total constante,
- le régime de glissement mixte est associé à une évolution de la condition de glissement durant l'essai.

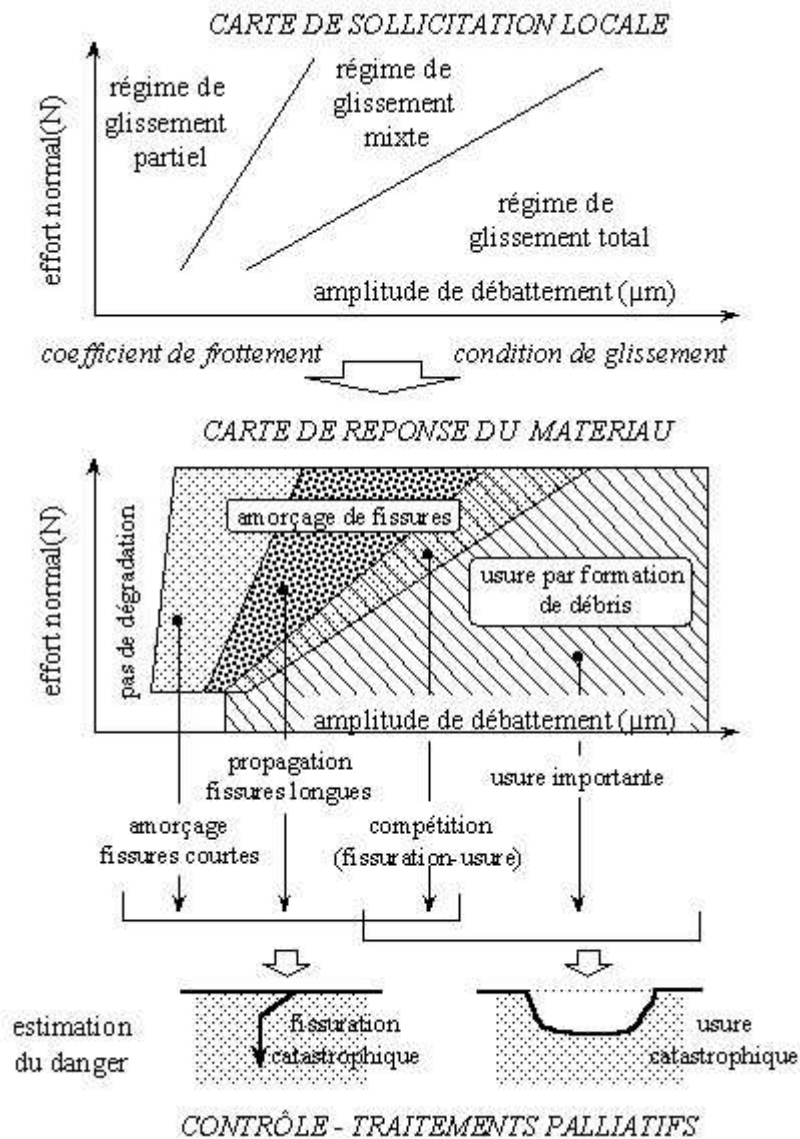


Figure 17 : Approche « cartes » de fretting : a) carte de sollicitation locale, b) carte de réponse du matériau, (Fouvry 1997)

Pour un matériau et une géométrie donnés, les cartes de régimes de sollicitations locales peuvent être tracées dans le plan amplitude de déplacement – force normale. Celles-ci permettent ainsi de définir différents domaines associés aux régimes de glissement. D'autre part, la plupart des auteurs (Fouvry 1997, Zhou 1992, Blanchard 1991, Pellerin 1990 et Vingsbo 1993) s'accordent pour dire que la fissuration est essentiellement observée dans les régimes de glissement partiel et régime mixte (stabilisée en glissement partiel). D'autre part l'usure est principalement observée pour les régimes de glissement total et mixte stabilisé en glissement total.

Dans les conclusions de sa thèse, Pellerin (Pellerin 1990) montre que les deux mécanismes de dégradation principaux que sont la fissuration et l'usure par formation de

débris peuvent être associés respectivement au glissement partiel et au glissement total. L'auteur en comparant l'évolution de la profondeur de fissuration d'un alliage de titane indique que le maximum de fissuration est observé pour les déplacements intermédiaires correspondant au régime de glissement mixte (Figure 18).

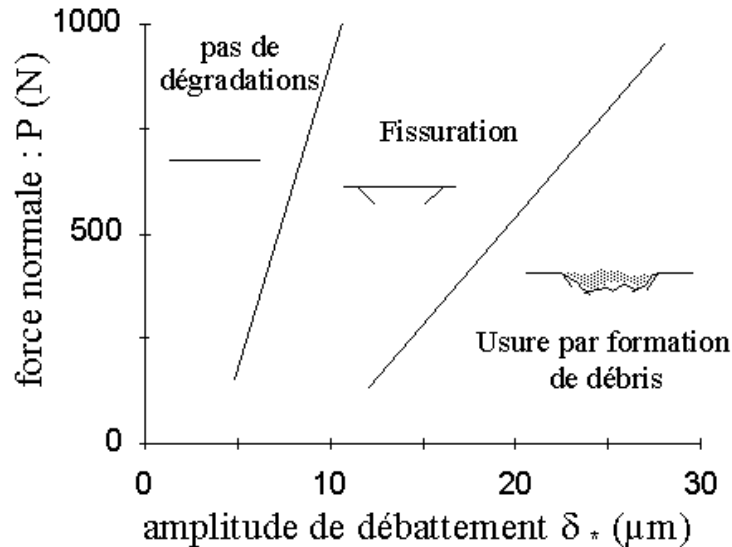


Figure 18 : Carte de réponse du matériau

En glissement total, l'usure est beaucoup plus importante et les profondeurs de fissuration plus faibles. Il confirme ainsi, l'évolution observée par Waterhouse en 1981 en terme d'amplitude de débattement pour l'essai de fretting fatigue mais peut, grâce à une analyse critique de la condition de glissement, associer la dégradation à un régime de glissement donné.

1.3.6 Mécanismes de fissuration en fretting

Un endommagement par fissuration est souvent attribué au caractère cyclique de la sollicitation fretting ou de fretting fatigue. Il convient donc de considérer une approche « fatigue » du problème. L'approche la plus conventionnelle pour caractériser la tenue en fatigue d'un matériau est la détermination des courbes d'endurance. Les essais consistent à charger une éprouvette ou une structure simple sous sollicitations cycliques données et à noter le nombre de cycles à la rupture. En répétant l'essai pour des charges différentes, on obtient la courbe de Wöhler du matériau (courbe S-N). Dans le cas de l'essai uniaxial, on définit la limite d'endurance du matériau σ_d comme étant l'amplitude de la contrainte qui ne provoque pas la rupture au bout d'un grand nombre

de cycles (10^7 à 10^9 cycles). L'indice -1 est relatif au rapport de charge entre la contrainte maximale et la contrainte minimale du cycle. Dans le cas présent il s'agit donc d'un chargement alterné. Toutefois cette approche reste globale. Souvent on lui préfère une approche plus physique du problème consistant à séparer les différents stades associés à l'amorçage et à la propagation des fissures.

1.3.7 Mécanismes d'amorçage de fissures en fretting

En général, la rupture des pièces succède à quatre phases de l'endommagement (Lemaître et Chaboche, 2004) :

- **Phase d'accommodation** : des concentrations de contraintes créent des microdéformations plastiques cycliques qui peuvent mettre en jeu des mouvements de dislocations et des élévations de température locales. Ces concentrations peuvent être générées au voisinage des défauts existants ou être induites par la géométrie de la pièce ou par le chargement appliqué.
- **Phase d'amorçage** : L'accommodation de déformations plastiques va induire l'amorçage d'une première fissure. Un point important qui caractérise l'amorçage est la longueur critique de la fissure amorcée. En général on considère une longueur de l'ordre 10 à 20 μm qui correspond à une limite de détection pour les systèmes d'observations conventionnels (microscope optique). Cette longueur correspond aussi et surtout à la dimension d'un grain. On retiendra que la phase d'amorçage est essentiellement contrôlée par le cisaillement.
- **Phase de propagation en mode II (stade I)** : une fois amorcée, la fissure va commencer à se propager. Cette phase initiale de propagation est principalement contrôlée par le cisaillement. Ainsi, la fissure va suivre un plan orienté à 45° par rapport à la direction de la contrainte principale maximale. La cinétique de propagation est contrôlée par une dynamique propre aux fissures courtes (Proudhon 2005). La fissure va ainsi traverser quelques grains.
- **Phase de propagation en mode I (stade II)** : Au delà d'une certaine longueur de fissuration qui dépendra du chargement imposé et de la nature du matériau (sensibilité relative au cisaillement et à la contrainte principale), la propagation est alors principalement gouvernée par le chargement de tension (contrainte principale maximale). On observe alors une rotation de la fissure (passage stade

I – stade II). La fissure propage alors suivant un mode I (stade II) perpendiculaire à la contrainte de traction ceci jusqu'à la rupture de la pièce (éprouvette).

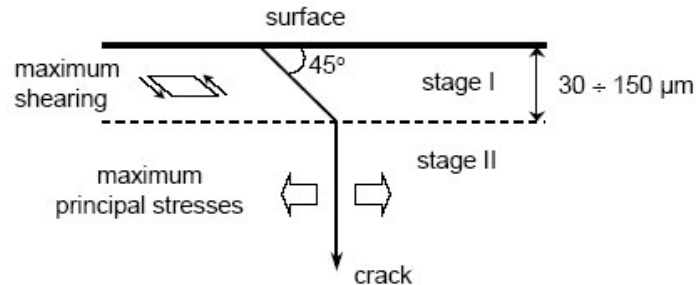


Figure 19 : Croissance d'une fissure de fatigue en stade I et II d'après (Forsyth, 1961)

1.3.8 Analyse du comportement en fretting fatigue

Peu d'études en fretting fatigue se consacrent uniquement au problème de l'amorçage, qui est pourtant un aspect essentiel dans la plupart des situations industrielles. L'analyse est généralement qualitative, uniquement fondée sur l'expertise du site d'amorçage et de la direction de la première propagation. Nakasawa en 1992, pour une configuration plan-plan, indique que la position du site d'amorçage évolue en fonction de la condition de glissement (Figure 20). Pour les efforts normaux importants et des domaines de glissement faibles, le site d'amorçage se situe en bordure du contact. Au fur et à mesure de l'extension du domaine de glissement, on observe une multi-fissuration et une fissure principale plus rapprochée de la zone collée. Buckley en 1985 considère que l'amorçage se produit en bordure de contact, là où les contraintes de traction sont les plus élevées. Il se produit une déformation plastique locale caractérisée par le cisaillement de bande de glissement. Cette analyse se rapproche fortement de la description de Forsyth. D'autres, au contraire, positionnent le site d'amorçage au centre de la zone de glissement, (Kuno, 1989) ou même à la frontière avec le domaine collé.

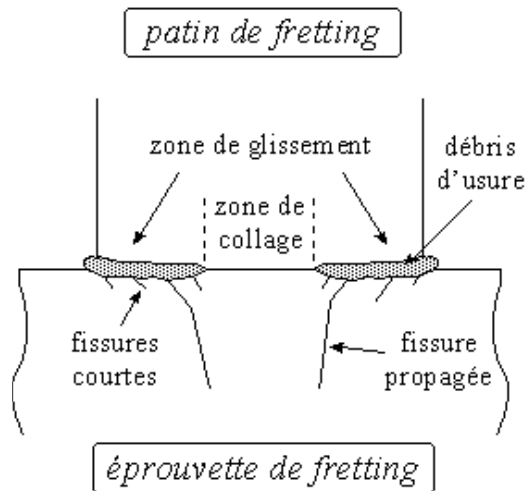


Figure 20 : Schéma de l'endommagement par fretting fatigue d'un contact plan-plan
(Nakasawa, 1992)

L'analyse globale de nombreuses publications confirme la proposition de Nakasawa : il semble que le site d'amorçage principal dépend énormément de la condition de glissement et de l'extension du domaine de glissement et dans une certaine mesure des caractéristiques du matériau. La condition de glissement influe aussi sur le phénomène de multi-fissuration.

1.3.9 Critères multiaxiaux de fatigue polycyclique

Lorsqu'une structure est sollicitée de manière cyclique suivant une direction unique, il existe un seuil, en deçà duquel elle ne subit aucun endommagement. Ce seuil est la limite d'endurance déterminée à partir de la courbe de Wöhler. La plupart des chargements et en particulier les sollicitations de fretting sont multiaxiaux. Ceci implique une description multiaxiale de la fatigue. Un critère multiaxial de fatigue permet donc de distinguer parmi tous les trajets de chargement, ceux qui endommagent la structure. Suivant la nature de l'état limite de la structure, celle-ci sera sollicitée en fatigue oligocyclique (faible nombre de cycles), ou en fatigue polycyclique (grand nombre de cycles). Nous utiliserons des critères relatifs à ce dernier cas. En effet, notre étude concerne essentiellement la détermination de la condition de non amorçage à grand nombre de cycles (10^6 cycles). Le tenseur de contraintes $\Sigma(t)$ dans la structure est une fonction de temps périodique $t[\Sigma(t) = \Sigma(t + T)]$ donc les approches multiaxiales de fatigue semblent appropriées pour décrire l'amorçage des fissures. Comme pour un chargement de fatigue, un chargement de fretting présente les mêmes caractéristiques de

périodicité. La démarche multiaxiale peut ainsi être transposée. Nous verrons cependant que l'hétérogénéité (gradient de contraintes) du chargement de contact impliquera de prendre en compte des effets d'échelle.

Trois approches de fatigue multiaxiale peuvent être considérées :

- **Approches « plan critique »**

Cette démarche consiste à considérer que le premier site d'amorçage apparaît sur un plan critique du matériau pour lequel le chargement imposé dépasse un seuil limite. Il existe différentes formulations. Deux critères sont plus généralement appliqués : le critère de Mc Diarmid et le critère de Smith Watson Topper (SWT).

La formulation de fatigue de McDiarmid a été identifiée pour les nombreux essais expérimentaux de fatigue (McDiarmid 1994). Il suppose qu'une fissure s'amorce dans un plan critique \bar{n}^* là où l'amplitude d'effort de cisaillement est la plus grande :

$$\text{Plan critique } \bar{n}^* : \max_{\bar{n}} \{ \tau_a(\bar{n}) \}$$

$$\text{Ou } \tau_a(\bar{n}) = \frac{1}{2} \max \left\{ \max \left[\left\| (\Sigma(t) - \Sigma(t_0)) \cdot \bar{n} \right\|^2 - [\bar{n} \cdot (\Sigma(t) - \Sigma(t_0)) \cdot \bar{n}]^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (6)$$

Pour prendre en compte l'impact de l'état de tension sur le plan critique, il faut considérer les deux amplitudes et la valeur moyenne de la tension appliquée.

$$\sigma_{n,m}(\bar{n}^*) = \frac{1}{2} \cdot \left\{ \max_{t \in T} (\bar{n}^* \cdot \Sigma(t) \cdot \bar{n}^*) + \min_{t \in T} (\bar{n}^* \cdot \Sigma(t) \cdot \bar{n}^*) \right\} \quad (7)$$

$$\sigma_{n,a}(\bar{n}^*) = \frac{1}{2} \cdot \left\{ \max_{t \in T} (\bar{n}^* \cdot \Sigma(t) \cdot \bar{n}^*) - \min_{t \in T} (\bar{n}^* \cdot \Sigma(t) \cdot \bar{n}^*) \right\} \quad (8)$$

Basée sur une représentation d'ellipsoïde de Gough-Pollard, la condition de non amorçage est exprimée par la relation :

$$\left[1 - \left(\frac{\sigma_{n,m}(\bar{n}^*)}{(\sigma_u/2)} \right) \right]^{-1/2} \cdot \tau_a(\bar{n}^*) + \alpha_{MD} \cdot \sigma_{n,a}(\bar{n}^*)^{3/2} \leq \tau_d \quad (9)$$

où,

$$\alpha_{MD} = \left[\frac{\tau_d - (\sigma_d/2)}{(\sigma_d/2)^{3/2}} \right] \quad (10)$$

Le risque d'amorçage des fissures peut être quantifié par une variable scalaire :

$$d_{MD} = \frac{\tau_a(\bar{n}^*)}{\left[1 - \left(\frac{\sigma_{n,m}(\bar{n}^*)}{(\sigma_u/2)}\right)\right]^2} \cdot \left\{ \tau_d - \alpha_{MD} \cdot \sigma_{n,a}(\bar{n}^*)^{3/2} \right\} \quad (11)$$

Les conditions d'amorçage sont alors exprimées:

- si d_{MD} est supérieur ou égal à 1, il existe un risque d'amorçage,
- si d_{MD} est inférieur à 1, le risque d'amorçage n'existe pas.

Le critère de fatigue de Smith-Watson-Topper (SWT) a été également identifié à partir de l'observation expérimentale de l'amorçage (Smith et al. 1970). L'amorçage d'une fissure de fretting se produit 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. Le paramètre SWT Γ peut s'écrire comme :

$$\Gamma = \sigma_{max} \times \varepsilon_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N)^{2b'} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N)^{b'+c'} \quad (12)$$

où σ'_f est le coefficient de tenue en fatigue, b' est l'exposant de déformation de fatigue, ε'_f est le coefficient de ductilité en fatigue, c' est l'exposant de ductilité en fatigue et N le nombre de cycles considérés.

Pour normaliser le risque d'amorçage, le paramètre scalaire d_{SWT} peut être introduit :

$$d_{SWT}(N) = \frac{\max(\sigma_{max} \times \varepsilon_a)}{\frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N)^{2b'} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N)^{b'+c'}} \quad (13)$$

et

$$d_{SWT}(N) = 0 \text{ si } \Gamma \leq 0$$

Les conditions d'amorçage sont alors exprimées:

- si d_{SWT} est supérieur ou égal à 1, l'amorçage est censé se produire au bout de N cycles,
- si d_{SWT} est inférieur à 1, il n'y a pas de risque d'amorçage pour les N cycles considérés.

• **Approches « tensorielles »**

Une seconde approche est basée sur l'analyse des invariants des contraintes. Le critère le plus utilisé suivant ce principe est le critère de Crossland (1956).

La description du critère de Crossland considère le chemin de chargement macroscopique. Le critère de fissure est exprimé comme une combinaison linéaire du maximum d'amplitude de la deuxième invariante du déviateur $\sqrt{J_2(t)}$ de contraintes et de la valeur maximale de la pression hydrostatique pendant le chemin de chargement.

$$\xi_a + \alpha_C P_{h \max} < \tau_d \quad (14)$$

où

$$\alpha_C = \frac{\tau_d - \sigma_d / \sqrt{3}}{\sigma_d / 3} \quad (15)$$

est le maximum des contraintes hydrostatiques

$$P_{h \max} = \max_{t \in T} \left\{ \frac{1}{3} \text{tr}[\Sigma(t)] \right\} \quad (16)$$

est l'amplitude de $\sqrt{J_2(t)}$ définie à partir de double maximisation par le cycle

$$\xi_a = \frac{1}{2} \max_{t_0 \in T} \left\{ \max_{t \in T} \left[\frac{1}{2} (\mathbf{S}(t) - \mathbf{S}(t_0)) : (\mathbf{S}(t) - \mathbf{S}(t_0)) \right]^{1/2} \right\} \quad (17)$$

où \mathbf{S} est la partie déviatrice de tenseur Σ et le symbole $:$ exprime le produit scalaire pour deux tenseurs. Le critère d'amorçage peut être quantifié par une variable:

$$d_C = \frac{\xi_a}{\tau_d - \alpha_C P_{h \max}} \quad (18)$$

Si d_C est plus grand ou égal à 1, il y a un risque d'amorçage de fissure, si d_C est plus petit que 1 il n'y a pas de risque d'amorçage

Les conditions d'amorçage sont alors exprimées:

- si d_C est supérieur ou égal à 1, il existe un risque d'amorçage,
- si d_C est inférieur à 1, le risque d'amorçage n'existe pas.

• **Approches « microscopiques »**

Une troisième approche plus physique intègre dans sa formulation l'impact des mécanismes locaux d'adaptation, il s'agit des critères basés sur la démarche Ky Dang Van.

L'approche fatigue de Dang Van considère que l'amorçage de première fissure est observé dans un grain qui présente une direction de plan de glissement facile en ce qui concerne la direction macroscopique de chargement (Dang Van 1993). Entouré par une matrice élastique, le grain subira d'abord une déformation plastique avant d'atteindre un état élastique d'adaptation. La stabilisation élastique et le durcissement associés à la plasticité initiale correspondent à l'introduction d'un tenseur résiduel local ρ^* . Le chargement local stabilisé de tenseur $\hat{\sigma}(t)$ de chargement imposé au grain sur lequel l'analyse de fatigue doit être exécutée est par conséquent défini comme la somme du chargement macroscopique et du chargement résiduel stabilisé ρ^* :

$$\hat{\sigma}(t) = \Sigma(t) + \rho^* \quad (19)$$

A partir du tenseur local de chargement $\hat{\sigma}(t)$, les deux composantes microscopiques de chargement : l'amplitude de cisaillement appliquée sur un plan défini par la normale \vec{n} , $\hat{\tau}(\vec{n}, t)$, et la pression hydrostatique $\hat{p}_h(t)$, sont déterminées. La condition de non amorçage est alors exprimée par une double maximisation en ce qui concerne l'orientation de plan \vec{n} et l'évolution du temps (t) au cours de la période T.

$$\max_{\vec{n}} \left\{ \max_{t \in T} \left[\|\hat{\tau}(\vec{n}, t)\| + \alpha_{DV} \cdot \hat{p}_h(t) \right] \right\} < \tau_d \quad (20)$$

Afin de quantifier le risque d'amorçage au travers d'une variable scalaire plus simple à manipuler, Dang Van introduit le paramètre :

$$d_{DV} = \max_{\vec{n}, t} \left\{ \frac{\|\hat{\tau}(\vec{n}, t)\|}{\tau_d - \alpha_{DV} \cdot \hat{p}_h(t)} \right\} \quad (21)$$

avec

$$\alpha_{DV} = \frac{\tau_d - \sigma_d / 2}{\sigma_d / 3} \quad (22)$$

où

σ_d est la limite de fatigue en flexion alternée en MPa,

et

τ_d est la limite de fatigue en torsion alternée en MPa.

Les conditions d'amorçage sont alors exprimées:

- si d_{DV} est supérieur ou égal à 1, il existe un risque d'amorçage,
- si d_{DV} est inférieur à 1, le risque d'amorçage n'existe pas.

En 1994 Papadopoulos propose une modification du critère de Dang Van. Il propose de prendre en compte la valeur moyenne de l'amplitude de la cission mésoscopique résolue T (Figure 21).

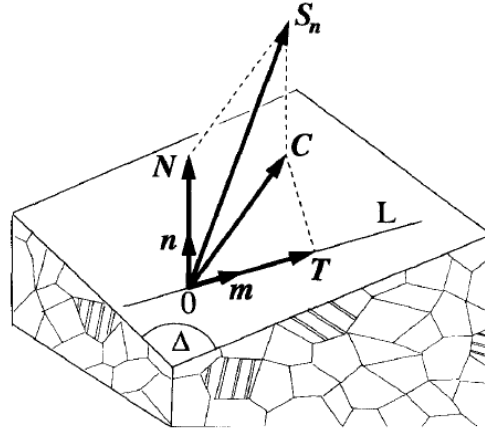


Figure 21: Définition de la cission résolue T le long de la direction \vec{m}

La valeur moyenne de la cission T est définie comme :

$$\sqrt{\langle T_a^2 \rangle} = \sqrt{5} \sqrt{\frac{1}{8\pi^2} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \int_{\theta=0}^{\pi} \int_{x=0}^{2\pi} (T_a(\varphi, \theta, x))^2 dx \sin \theta d\theta d\varphi} \quad (23)$$

où (θ, φ) sont les angles qui définissent la direction de la normale n et l'angle χ définit l'orientation de la ligne $(0, m)$ sur le plan Δ .

L'auteur considère que tous les plans contribuent à l'amorçage, l'intégrale de l'amplitude de la cission résolue moyenne est alors introduite :

$$\sqrt{\langle T_a^2 \rangle} + \max_{\vec{n}, t} \{ \alpha_p \cdot \hat{p}_h(t) \} < \tau_d \quad (24)$$

Alors le risque d'amorçage est défini par une valeur scalaire d_p :

$$d_p = \frac{\sqrt{\langle T_a^2 \rangle}}{\max_{\vec{n}, t} \{ \tau_d - \alpha_p \cdot \hat{p}_h(t) \}} \quad (25)$$

avec

$$\alpha_p = \frac{3\tau_d}{\sigma_d} - \sqrt{3} \quad (26)$$

où

σ_d est la limite de fatigue en flexion alternée en MPa,

et

τ_d est la limite de fatigue en torsion alternée en MPa.

Les conditions d'amorçage sont alors exprimées:

- si d_p est supérieur ou égal à 1, il existe un risque d'amorçage,
- si d_p est inférieur à 1, le risque d'amorçage n'existe pas.

Dans le cadre de cette étude, les trois critères seront utilisés : Crossland, Dang Van et Papadopoulos.

1.3.10 Application de critères aux problématiques du fretting

Une approche proposée par Petiot en 1994 consiste à transposer des approches classiques multiaxiales de l'amorçage en fatigue (critère de Dang Van) dans le contact soumis au fretting fatigue. Le risque de fissuration est évalué en définissant le trajet de chargement imposé dans le contact à partir duquel on calcule un critère d'amorçage. Spécifique à la condition d'amorçage à grand nombre de cycles, le critère de Dang Van détermine le risque en combinant le chargement de tension et de cisssion. Définie à partir du chargement complexe, cette combinaison peut être comparée aux limites d'endurance de flexion et de torsion alternées de façon à extraire une variable d capable de quantifier le risque : si d est supérieur à 1, il y a amorçage. La distribution de ce risque permet aussi de localiser le site de premier amorçage.

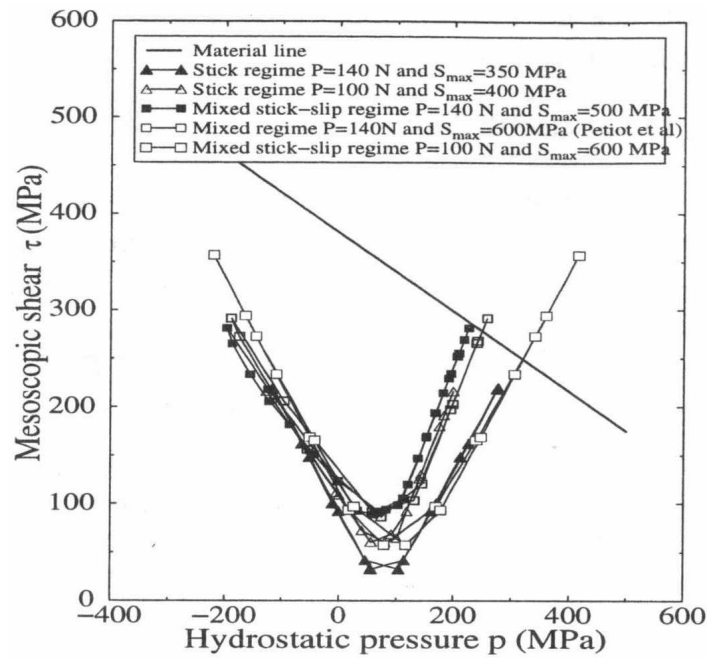


Figure 22 : Evolution du trajet de chargement définie par la pression hydrostatique et la cisssion

Le calcul de l’amorçage consiste à calculer le trajet de chargement en utilisant un modèle d’Eléments Finis, extrait des champs des contraintes et du calcul du risque d’amorçage. Petiot (Petiot 1994) valide le critère de Dang Van en contact fretting fatigue en comparant le calcul à l’expertise des éprouvettes.

Pour la première fois en 1996 Szolwinski et Farris ont utilisé le critère SWT pour la prédiction de l’amorçage de fissures en fretting fatigue. Mais les résultats des prédiction apparaissent peu satisfaisants.

On peut noter que pour une prédiction fiable du risque d’amorçage des fissures, l’approche de fatigue locale, basée sur l’analyse des contraintes locales, doit être remplacée par la description de fatigue non locale considérant des chargements moyens sur le volume élémentaire lv (Figure 23).

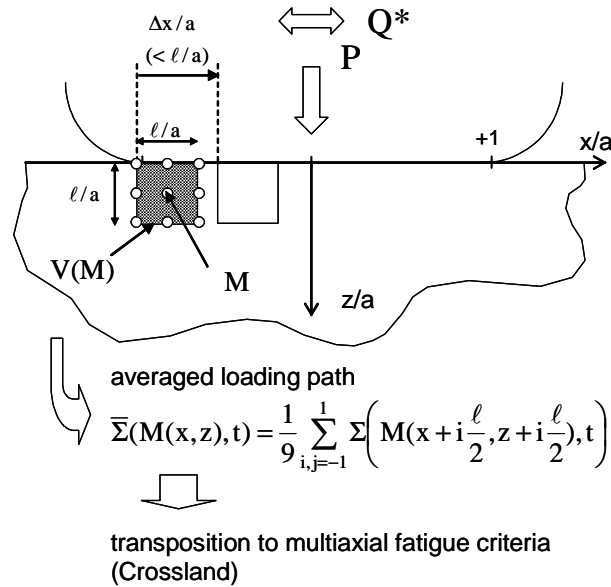


Figure 23: L'approche « contraintes moyennes » sur volume élémentaire (Fouvry 2000)

Cette approche proposée par Fouvry en 1997 a montré qu'en calcul élastique le volume critique de micro-volume élémentaire qui permet une prédiction fiable du risque d'amorçage peut être équivalent à la taille de grain.

Dans une évolution de l'approche Fouvry, la valeur moyenne des contraintes à été proposée par Naboulsi et Mall en 2003 et un modèle d'Eléments Finis des essais fretting fatigue a été utilisé. Dans la zone de contact la valeur du paramètre d de critères a été calculée et en suite une valeur moyenne dans un micro-volume élémentaire a été établie. La valeur du critère est alors obtenue à partir de ces valeurs localement calculées.

Le contact étudié est caractérisé par un champ de contraintes avec un gradient très sévère, qui croît avec l'augmentation de pression dans le contact, le calcul du critère multiaxial de fatigue montre que le risque d'amorçage de fissures suit l'augmentation de la pression. Une approche du gradient des contraintes développé par Proudhon en 2005 présente des résultats très intéressants. L'auteur pour le calcul de volume-élémentaire propose la formule suivante :

$$lv = (a_h - c) \cdot \gamma \quad (27)$$

où la taille de volume-élémentaire dépend de la longueur de la zone glissante ($a_h - c$). Cette approche a été validée pour différents alliages d'aluminium mais présente une certaine instabilité pour l'acier. Une modification de cette approche sera proposée. En effet, le critère de Crossland couplé à l'utilisation du volume critique pour le calcul de

l'effet d'échelle n'est pas capable de prédire précisément la frontière d'amorçage expérimentale. Cet écart met en doute la validité physique du calcul en particulier dans sa capacité à capturer les effets de la pression hydrostatique. En développant l'effet de P , on s'aperçoit que pour deux niveaux de pression $P_2 > P_1$ et une même force tangentielle $Q^*_1 = Q^*_2$, la taille du volume critique par rapport au contact est modifiée. Sur la Figure 24, sont tracées les distributions de pression p et de cisaillement q de contact pour deux valeurs différentes de la charge normale.

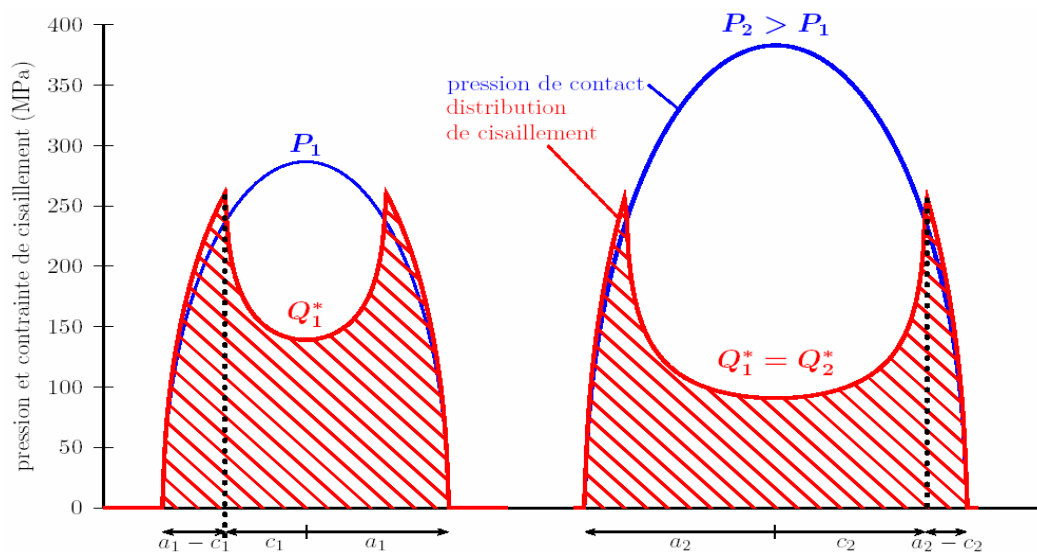


Figure 24: Changement de la zone glissante et gradient de contraintes en fonction de la pression du contact (d'après Proudhon 2005)

Sur les deux tracés de cette figure, il apparaît que la sévérité du gradient de contrainte est différente malgré une valeur constante de Q^* .

Une description du modèle sera introduite et explicitée dans le chapitre 4 pour appréhender les mécanismes d'amorçage pour des sollicitations de fretting et fretting fatigue.

1.4 Analyse bibliographique des mécanismes de propagation des fissures

L'endommagement par fretting peut se découpler en quatre étapes bien distinctes :

- une phase d'amorçage : qui correspond à l'initiation des premières microfissures au sein du matériau,
- une phase de propagation dans le domaine des fissures courtes : la propagation dans le premiers grains est alors très influencée par la microstructures (cinétique instable liée au franchissement des joints de grain (Zhai 2000, Proudhon 2006),

- une phase de propagation dans le régime des fissures longues : les fissures vont croître de façon stable au fur et à mesure des cycles imposés. L'effet de la microstructure est alors moins marqué,
- une phase de rupture : là où les fissures ont atteint une taille qui provoque la rupture de la pièce.

On retiendra que si les conditions de fretting wear et fretting fatigue permettent d'étudier les trois premières phases, seule la sollicitation de fretting fatigue permet d'aborder le stade ultime de la rupture.

1.4.1 Notion du Facteur d'Intensité de Contraintes

La direction macroscopique de propagation d'une fissure est généralement perpendiculaire à la contrainte qui contribue à l'ouverture de la fissure. Cette configuration est appelée mode d'ouverture (mode I). Deux autres modes de propagation existent (Figure 25) : le mode de cisaillement plan (mode II) et le mode de cisaillement anti-plan (mode III).

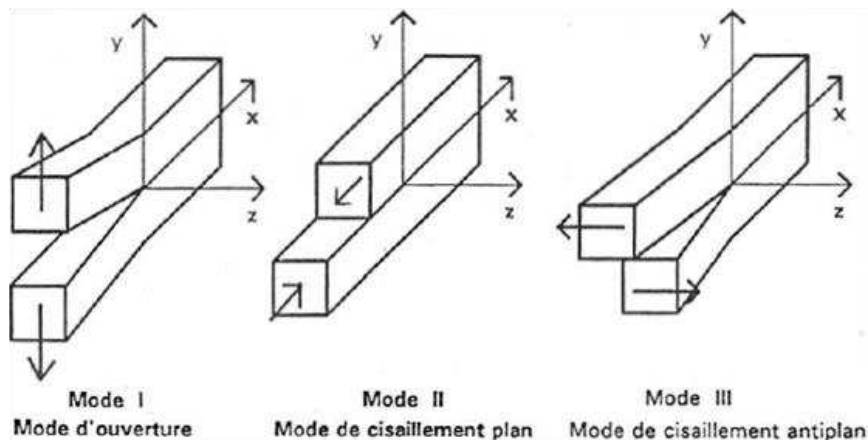


Figure 25 : Les différents modes de fissuration

Pour les modes I et II, on peut avoir un état de contrainte plane ou un état de déformation plane. En ce qui concerne le mode III seul l'état de déformation plane existe. L'état de contrainte plane existe dans des plaques minces et au voisinage des surfaces épaisses tandis que l'état de déformation plane apparaît au centre des plaques épaisses.

Au début des années 60, la description de la propagation des fissures de fatigue fait déjà appel à des mécanismes microscopiques comme la plasticité en fond de fissure. Fondé sur une description analytique de l'état de contrainte en pointe de fissure, le facteur d'intensité de contrainte K , introduit pour la première fois par Irvin en 1957, s'impose vite comme un paramètre déterminant pour la prédiction de la durée de vie en propagation par fatigue. La

désormais célèbre loi expérimentale de Paris, permet de calculer la vitesse de propagation d'une fissure connaissant la variation du facteur d'intensité de contrainte K en avant de pointe de la fissure. La voie est alors ouverte pour la théorie de la Mécanique Élastique Linéaire de la Rupture (MELR) qui se base sur le calcul du facteur d'intensité de contrainte. Celle-ci facilite le dimensionnement et permet une estimation de la durée de vie en propagation. Différents développements seront réalisés ultérieurement pour étendre son champ d'application et intégrer différents aspects tels que la plasticité, les phénomènes de fermeture de fissure, et même les effets de fissures courtes.

Pour une fissure placée dans une plaque infinie soumise à une charge σ (Figure 26), on peut calculer un développement asymptotique du champ de contrainte en un point situé à une distance r de la pointe de la fissure ($r \ll a$).

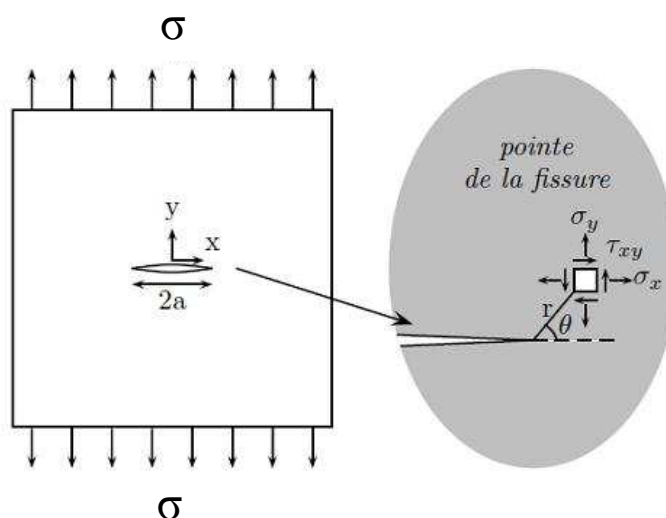


Figure 26 : Fissure en mode I dans une plaque infinie, définition du système de coordonnées en front de fissure

On obtient pour le mode I :

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_z = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (28)$$

Le point remarquable de cette solution est que le terme $\sigma\sqrt{\pi a}$ apparaît dans toutes les composantes du tenseur des contraintes. La distribution des contraintes et des déformations en pointe de fissure, est donc indépendante de la géométrie de la fissure et de la charge appliquée. Seule l'intensité du champ en est directement dépendante. On exprime l'équation sous la forme plus générale :

$$\sigma_{i,j} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \times f_{i,j}(\theta) \quad (29)$$

où K représente le facteur d'intensité de contrainte du mode considéré :

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (30)$$

1.4.2 Cinétique de propagation des fissures en fretting fatigue

Paris en 1963 a introduit une courbe permettant de quantifier la vitesse de fissuration en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte. Cette courbe prédit alors un arrêt de fissuration à partir d'un ΔK_{seuil} et une rupture du matériau au delà d'une certaine valeur du facteur d'intensité maximal $K_{\text{max}}=K_C$. Entre l'arrêt de la fissuration et la rupture du matériau on observe une domaine où le logarithme de la vitesse de fissuration da/dN évolue de façon linéaire vis-à-vis du logarithme du ΔK (Figure 27).

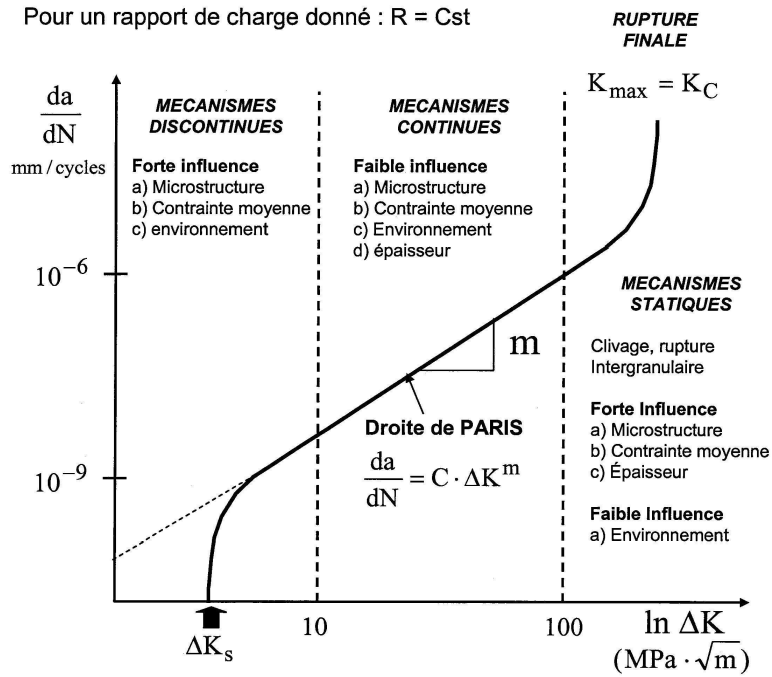


Figure 27 : Diagramme de Paris représentant la vitesse de fissuration en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte pour un rapport $R=const.$

La loi de Paris correspond à une formulation de l'évolution linéaire (partie droite) de la courbe. Cependant, cette formulation n'intègre pas les fissures courtes de quelques microns. Néanmoins, de nombreux auteurs utilisent abusivement cette formulation pour analyser les cinétiques de fissuration dans le domaine des fissures courtes. La formulation de la loi de Paris est exprimée par la relation suivante :

$$\frac{da}{dN} = C * (\Delta K)^m \quad (31)$$

où a est la longueur de fissure et N le nombre de cycles. Les constantes C et m sont des données liées au matériau utilisé.

Afin d'observer l'extension de la fissuration en fonction du nombre de cycles, une transformation de la loi de Paris puis son intégration nous permettent d'établir la durée de vie:

$$N = \int_{a_0}^a \frac{da}{C * (\Delta K)^m} + N_0 \quad (32)$$

a_0 correspond à la fissure initiale obtenue au bout de N_0 cycles.

Notons ici que c'est une loi empirique basée sur une démarche expérimentale et vérifiée dans de nombreuses situations. Nous verrons dans le chapitre 5 que la détermination du ΔK implique de considérer différents aspects tels que les phénomènes de fermeture des fissures

(Pommier 2002), le frottement entre les lèvres des fissures (Doquet 2006) et surtout le comportement élastoplastique (Pommier 2003, Yameogo 2004).

1.4.3 Influence du rapport de charge et ouverture de fissure

Cette influence se traduit expérimentalement par un décalage des courbes de fissuration sur un diagramme de Paris vers la gauche lorsque R croît. En d'autres termes, pour une valeur de ΔK donnée, un rapport R élevé se traduit par une vitesse de propagation plus forte (Klesnil et Lucas 1972).

L'influence du rapport R s'explique sur la base des travaux d'Elber. Cet auteur a mis en évidence expérimentalement que, même dans le cas d'un chargement globalement en tension en mode I, une fissure de fatigue pouvait rester fermée pendant une partie du cycle. Considérant qu'une fissure ne peut progresser que lorsqu'elle est complètement ouverte, il en déduit que seule une partie du cycle appliqué est efficace du point de vue de la propagation (Figure 28).

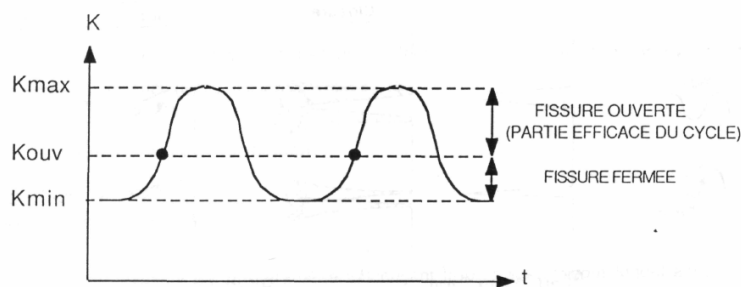


Figure 28 : Définition de la partie efficace du cycle de chargement (Elber 1971)

Cette partie efficace est définie par :

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{ouv}} \quad (33)$$

Elber attribuait l'origine du phénomène de fermeture aux contraintes résiduelles de compression dans le sillage de la fissure. De nombreuses études ont été menées depuis lors sur la fermeture et ont fait apparaître plusieurs causes principales présentées sur la Figure 29.

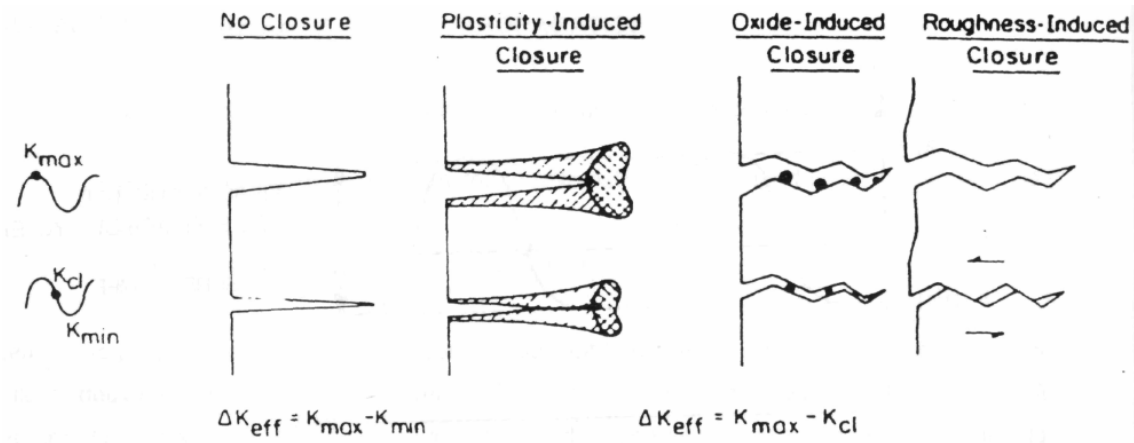


Figure 29 : Représentation schématique des différents mécanismes de fermeture, induite par la plasticité, l'oxydation ou la rugosité. $K_{cl} > K_{min}$ est le facteur d'intensité de contrainte à la fermeture de fissure (d'après Ritchie 1982)

- La fermeture induite par la plastification représente l'explication avancée originellement par Elber. Cette source de fermeture est prédominante aux valeurs élevées de K et dans des conditions proches de l'état de contraintes planes. Elle tend à s'atténuer au voisinage du seuil où l'état de déformations planes prévaut.
- La fermeture induite par l'oxydation des surfaces est prépondérante au voisinage du seuil. Pour les aciers, des mesures de couche d'oxyde sur les surfaces rompues ont montré que cette couche s'épaissit au fur et à mesure que la vitesse de propagation diminue. Près du seuil, elle atteint une taille comparable au déplacement relatif des lèvres de la fissure au cours d'un cycle. Cette surépaisseur d'oxyde serait liée à un phénomène de "fretting" des surfaces dû aux déplacements en mode II.
- La fermeture induite par rugosité est liée au profil parfois sinueux des fissures de fatigue au voisinage du seuil associé au déplacement en mode II apparaissant près du seuil.

Il faut noter que les différents types de fermeture sont aussi fortement liés aux propriétés intrinsèques du matériau (limite élastique, taille de grain...).

1.4.4 Transition de fissures courtes et fissures longues

L'incapacité de la mécanique de la rupture en élasticité linéaire LEFM (Linear Elastic Fracture Mechanics) à caractériser le comportement des fissures très courtes est attribuée en particulier au fait que les champs de contraintes élastiques ne peuvent pas décrire

correctement les champs de déformation importante à la pointe des petits défauts dans des matériaux fortement contraints. Pour bien comprendre le comportement des fissures courtes, Miller en 1993 commence par distinguer trois types de fissures :

- les fissures microstructuralement courtes pour lesquelles la longueur de fissure est de l'ordre de grandeur des caractéristiques métallurgiques (taille de grain par exemple),
- les fissures physiquement courtes dont les longueurs varient de 50 à 500 μm ,
- et les fissures longues pour lesquelles a est supérieur à une certaine valeur (500 μm) et dont le comportement peut être décrit par la LEFM pour des niveaux de contrainte faibles ou par la mécanique de la rupture élasto-plastique (EPFM) pour des niveaux de contrainte élevés.

La difficulté majeure est cependant de déterminer les frontières de ces trois régimes. Kitagawa et Takahashi (1976) ont proposé une présentation des comportements en fatigue, pour des niveaux de contraintes faibles et élevées, dans un diagramme rappelé sur la Figure 30 qui montre les seuils entre les fissures propageantes et non-propageantes.

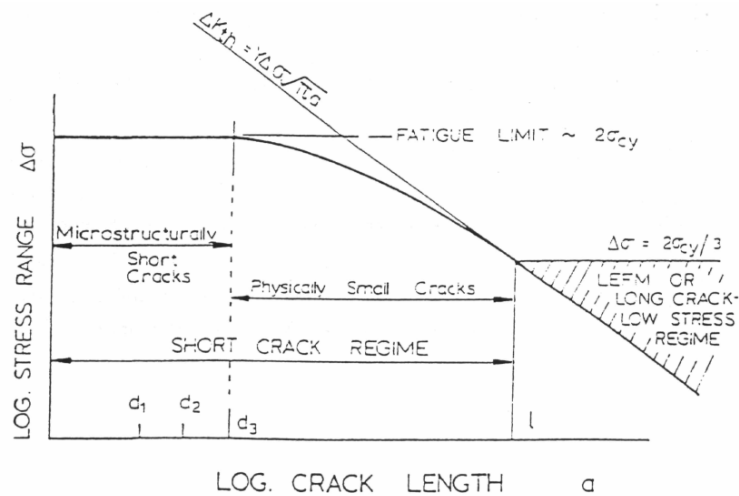


Figure 30 : Diagramme de Kiragawa-Takahashi

Sur ce diagramme on distingue deux droites :

- la première, horizontale, correspond à la limite de fatigue,
- la deuxième, correspond au seuil de propagation des fissures longues.

La zone inférieure, délimitée par ces droites, représente les conditions pour lesquelles une fissure ne se propage pas. Le point d'intersection permet de distinguer le régime des fissures mécaniquement courtes, de celui des fissures longues. Brown en 1986 a construit un diagramme de ce type pour un acier à 0,4% de carbone. Ce diagramme, représenté sur la

Figure 31, montre les ordres de grandeur des différentes barrières pour un matériau très proche de celui que nous étudions.

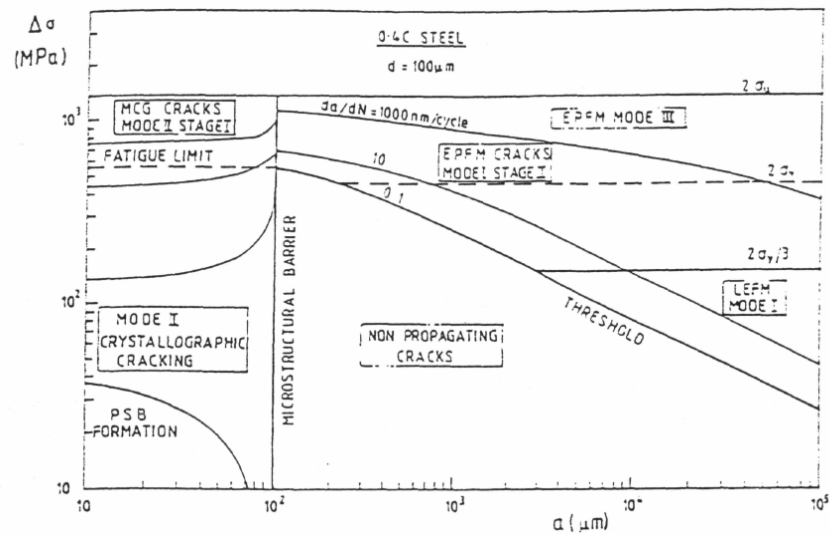


Figure 31 : Diagramme de Kitagawa pour un acier à 0.4% de carbone (d'après Brown 1986)

De nombreux auteurs ont montré que les fissures courtes ont un comportement différent de celui des fissures longues. En effet, elles se propagent en dessous du ΔK_{seuil} des fissures longues et peuvent avoir, pour un même ΔK , des vitesses supérieures à celles des fissures longues.

Bleuzen en 1988 résume les différentes étapes de fissuration transposées aux courbes de Wöhler en fonction des conditions de sollicitation de fretting fatigue et de la durée de l'essai (Figure 32).

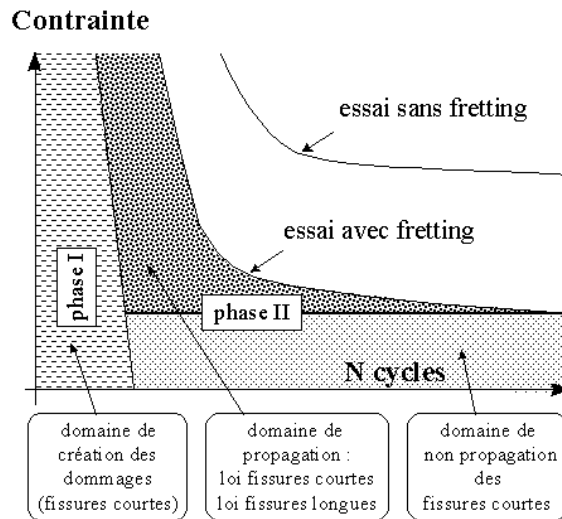


Figure 32 : Schématisation du processus conduisant à la rupture des éprouvettes de fretting fatigue (Bleuzen, 1988)

L'expertise des faciès de dégradation montre deux types de fissures, les fissures courtes de quelques dizaines de microns et des fissures longues qui se propagent. Les conditions d'apparition de ces deux dégradations ne sont pas les mêmes. Les fissures courtes sont observées pour des sollicitations inférieures aux conditions induisant la propagation de fissures longues. Confrontés à des problèmes de rupture de pales sur des générateurs électriques, Nix et Lindley (Nix, 1985 et 1988) montrent qu'il est primordial de définir la condition pour laquelle une fissure courte, déjà, initiée va se propager. Ils observent en particulier la présence de fissures courtes même au-dessous de la limite d'endurance définie par les courbes de Wöhler en fretting fatigue.

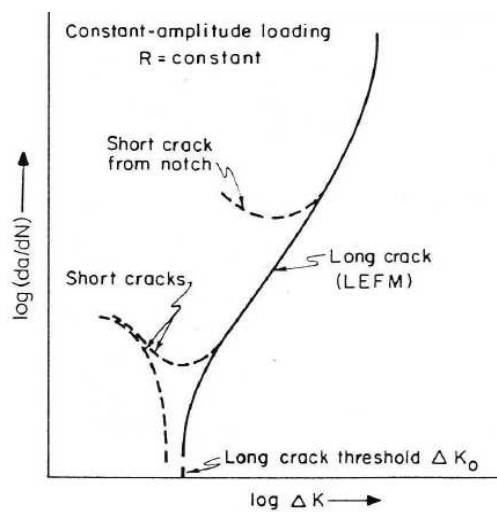


Figure 33 : Allure caractéristique des courbes de propagation de fissures courtes de fatigue par rapport aux fissures longues (Irwin 1960)

Dowling a corrélé les vitesses de fissurations de fissures longues et courtes (au sens mécanique) en fonction de l'intégrale de contour ΔJ (Dowling 1976). Dans ce travail, l'extension de fissure est mesurée par réplique et l'intégrale J est évaluée à l'aide des boucles contrainte-déformation du matériau. Dowling et Begley proposent alors une loi de propagation similaire à la loi de Paris dans sa forme (Dowling 1977) :

$$\frac{da}{dN} \propto \Delta J^{m'} \quad (34)$$

L'approche est pertinente car elle permet de tracer un continuum entre le régime des fissures courtes et celui des fissures longues.

Une approche plus pratique a été proposée récemment par Vormwald (Döring et Vormwald 2006). La durée de vie en fatigue est calculée au travers d'une expression de type loi de Paris de façon à exprimer la vitesse de propagation de la fissure en fonction de l'intégrale J :

$$\frac{da}{dN} = C' \cdot (\Delta J)^{m'} \quad (35)$$

Les paramètres du matériau de cette équation sont identifiés dans le domaine des fissures courtes.

El Haddad en 1979 propose une extension de la mécanique de la rupture dans le domaine des fissures courtes. Une relation entre ΔJ et ΔK est ainsi exprimée :

$$\Delta J = \frac{\Delta K^2}{\left(\frac{E}{1-\nu^2} \right)} \quad (36)$$

L'application de cette relation présente certaines limitations, elle concerne le domaine élastique et elle est linéaire jusqu'à la valeur $\Delta J < 5$.

1.4.5 Condition d'arrêt de propagation des fissures en fretting

Pour des chargements de fretting fatigue, la limite d'endurance peut être soit fonction de la condition d'amorçage soit dépendre de la condition limite d'arrêt de fissuration. Comme indiqué par les travaux de Nix en 1982, pour certaines conditions de fretting fatigue la limite d'endurance ne correspond pas au seuil d'amorçage mais plutôt à une condition d'arrêt de propagation des fissurations. Hirakawa et Toyama (Hirakawa, 1994) observent des résultats similaires pour l'étude de la fissuration induite par fretting sur les surfaces des axes où sont frettées des roues de chemin de fer. Ils montrent en outre l'effet bénéfique d'une contrainte

résiduelle de compression sur la propagation (Figure 34) et aussi l'existence de conditions d'arrêt de fissuration.

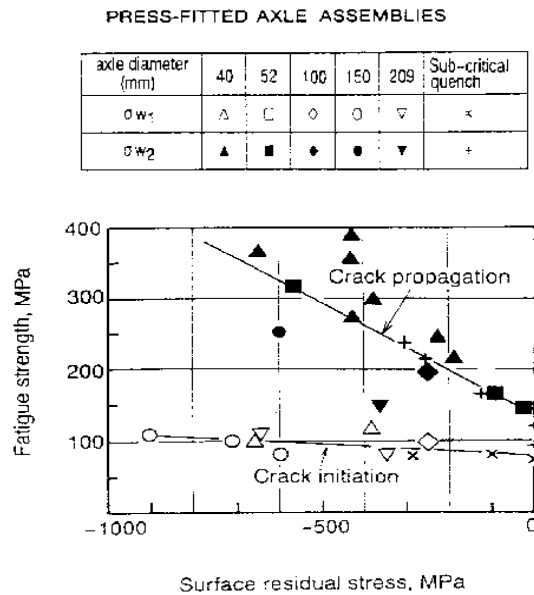


Figure 34 : Seuils d'amorçage et de propagation en fonction des contraintes résiduelles en surface des axes (Hirakawa, 1994)

Le fretting est caractérisé par de très forts gradients de contraintes. Comme indiquée par les travaux Nix et Hirakawa la problématique est liée au comportement des fissures courtes. Les travaux de El Hadad ont montré que des fissures courtes pouvaient se propager pour des valeurs de ΔK inférieures au ΔK_{seuil} identifiée pour des fissures longues. En s'inspirant de l'approche Kitagawa et en considérant une longueur critique associée à une transition entre fissures courtes et longues, ces auteurs ont introduit une correction de seuil d'arrêt de fissuration pour les fissures courtes telles que :

- si $a > a_0$ (fissures longues) $\Delta K_{\text{th}} = \Delta K_0$,
- si $a < a_0$ (fissures courtes) $\Delta K_{\text{th}} = \Delta K_0 \cdot \sqrt{(a / a_0)}$.

Reprenant cette formation en 1999 Araujo et Nowell ont développé un formalisme permettant d'appréhender la condition d'arrêt de fissuration en fretting fatigue. Cette méthodologie dans le domaine des fissures courtes ($a < a_0$) introduit une frontière d'arrêt de propagation des fissures sous la forme suivante :

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{\phi} \cdot \sqrt{\frac{a}{a_{\phi}}} \quad (37)$$

où a exprime la longueur de fissure, a_{ϕ} la longueur critique de fissures courtes ($a < a_{\phi}$ – fissures courtes, $a > a_{\phi}$ – fissures longues), ΔK_{th} le seuil de propagation des fissures courtes, ΔK_{seuil} le seuil d'arrêt de propagation de fissures longues.

La représentation graphique de cette méthodologie est montrée sur la Figure 35.

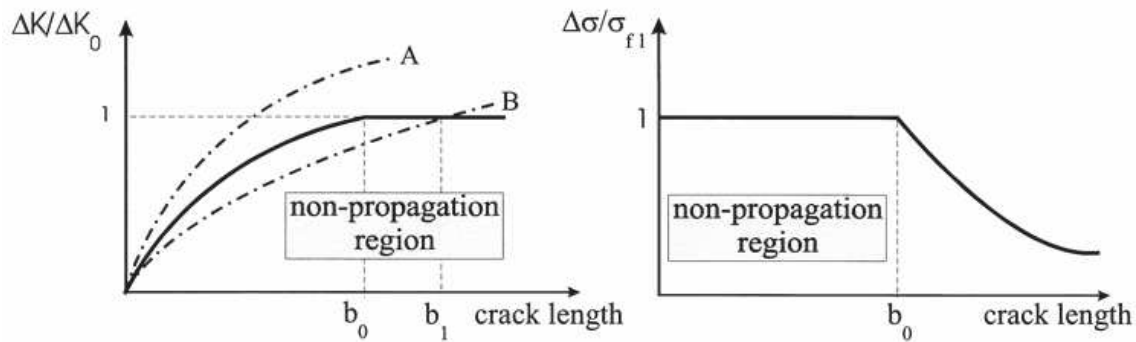


Figure 35 : Méthodologie des fissures courtes (Araujo et Nowell, 1999)

Suivant l'évolution du paramètre $\Delta K / \Delta K_0$ pour une fissure courte les deux cas suivants sont possibles :

- si l'évolution du facteur d'intensité de contraintes entre dans une région de non propagation la fissure s'arrête,
- si l'évolution du FIC passe au-dessus de la région de non propagation la fissure propage jusqu'à la rupture de la pièce.

Chapitre 3

Positionnement scientifique et démarche expérimentaux

1.5 Positionnement de l'étude vis-à-vis de la problématique fretting fatigue axe-essieu/roue

La problématique du fretting fatigue des roues frettées n'est pas nouvelle. En fait depuis des décennies les sociétés SNCF et Valdunes travaillent sur cet aspect. Différents essais technologiques ont été mis en œuvre et ont permis d'acquérir une expérience pour la conception des portes de calage. Différents abaques et lois empiriques, fondés sur les conditions de serrage et la géométrie de la porte de calage, ont ainsi été établis. Ces relations permettent de concevoir des axes pour lesquels le risque d'endommagement est parfaitement maîtrisé. On retiendra par exemple que SNCF ne déplore aucun accident de TGV pour cause de fissuration par fretting fatigue. De façon à optimiser leurs méthodes de conception les sociétés SNCF et Valdunes ont soutenu un projet de recherche portant sur la modélisation numérique complète de l'essai technologique axe essieu /roue à échelle 1/3. Ainsi, dans le cadre de la thèse de A. Yameogo (ECP) une modélisation 3D complète intégrant le processus de frettage puis les chargements cycliques de roulage a été mise en œuvre. On retiendra que l'application directe de modèles d'amorçage et propagation des fissures ont permis de retracer les grandes lignes des principes de conception établis par des modèles empiriques.

Cependant si le modèle numérique permet d'appréhender la complexité du chargement réel, il reste tributaire de la stabilité des modèles d'endommagement qui lui sont appliqués. La robustesse de la prédiction numérique du risque de fissuration est désormais fonction de la réponse aux deux questions suivantes :

- Comment prédire le risque d'amorçage indirectement et comment intégrer l'impact des effets d'échelle associés aux gradients de chargement et à la microstructure ?
- Comment prédire la condition d'arrêt de fissuration et indirectement comment intégrer les processus de propagation respectivement en régime de fissures courtes et régime de fissures longues ?

Ce sont ces deux questions qui ont motivé ce travail de recherche et en particulier la démarche expérimentale, aspect essentiel de ce travail.

1.6 Définition de la configuration de contact

Les travaux de A. Yameogo ont montré les limites d'une recherche conduite sur un essai technologique basé sur une roue frettée. En effet la mise en place de modèles physiques de l'endommagement requiert de dissocier les chargements de contact et de fatigue ce qui n'est pas possible sur l'essai 'flexion rotative' d'une bague frettée. L'étude bibliographique du chapitre 2 a montré que les essais conventionnels de fretting wear et fretting fatigue, considérés séparément, restent imparfaits. L'essai de fretting wear permet d'analyser l'amorçage et les phases initiales de la propagation. Il ne prend pas en compte le chargement de fatigue et ne permet pas d'appréhender la globalité des phases de propagation. L'essai de fretting fatigue conventionnel permet de superposer la globalité des chargements mais sa forme actuelle ne permet pas de découpler les chargements de fretting et de fatigue.

Cette analyse critique nous a conduit à mettre en œuvre une approche originale qui consiste à coupler des résultats issus d'essais de fretting wear et d'essais de fretting fatigue. Ainsi pour la première fois le couplage de ces deux essais nous a permis d'affiner l'analyse respective des chargements de contact et de fatigue sur le processus 'fretting fatigue'. Un second volet de cette démarche expérimentale a été le développement d'un nouvel essai de fretting fatigue permettant d'étudier de façon découplée les sollicitations de fretting et de fatigue.

Nous verrons que ce développement donnera lieu à un nouveau concept de carte de Réponse du Matériaux en Fretting-Fatigue. De façon à pouvoir modéliser simplement les endommagements la configuration cylindre/plan a systématiquement été appliquée pour les essais de fretting wear et fretting fatigue. Un même jeu de géométries a été appliqué pour ces deux types d'essais de façon à en faciliter l'analyse. Différents rayons de cylindre ont cependant été considérés dans l'analyse en fretting wear de façon à étudier l'impact de l'effet d'échelle. Facile à formaliser, le contact 2D cylindre/plan est cependant éloigné de la situation réelle du contact réel. Ce dernier induit deux pics de pression en chaque bord du contact (Figure 36).

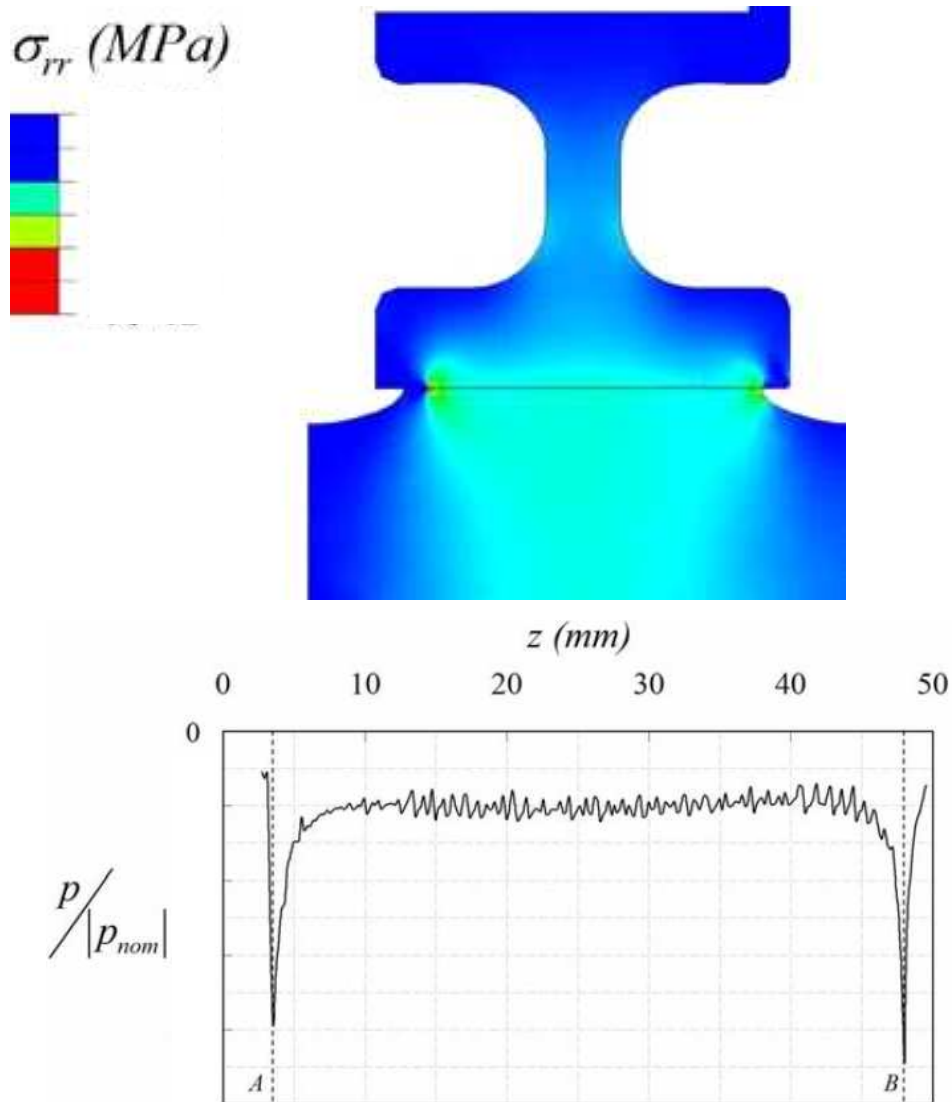


Figure 36 : Profil de pics de pression dans le contact réelle axe essieu/roue (normalisé $p_{nom}=XX$ MPa), calcul en Eléments Finis (Yameogo 2004)

De façon à établir un lien avec la réalité du contact industriel, nous avons mis en œuvre des contacts cylindre/plan hertziens qui se rapprochent d'un des pics du contact réel. Cette similitude a été appliquée en imposant des pressions maximales équivalentes à celles calculées et d'autre part en mettant en œuvre des rayons de cylindre importants de façon à se rapprocher de la largeur latérale des pics du contact réel.

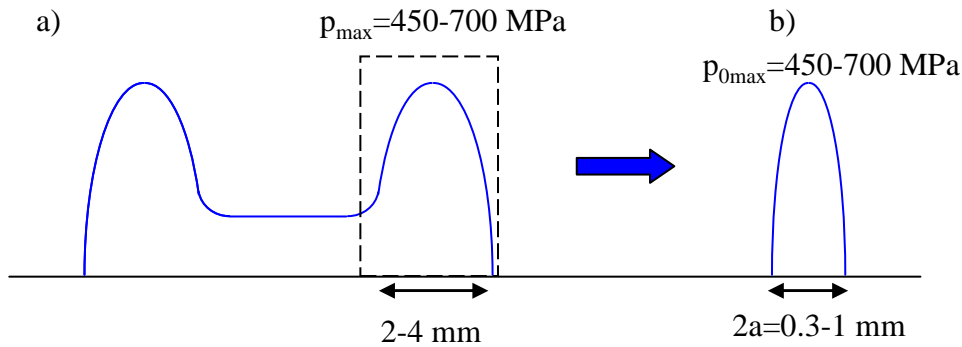


Figure 37 : Comparaison entre le contact réel (a) et les contacts cylindre/plan mis en œuvre durant cette étude (b)

Les chargements que nous avons ainsi étudiés sont :

- pression maximale hertzienne dans le contact ($p_0 = 450-700 \text{ MPa}$),
- largeur du contact entre le cylindre et le plan ($2a = 300-1000 \text{ }\mu\text{m}$),
- contraintes de cisaillement ($q_0 = \text{XX-XX MPa}$ représentatif du contact en glissement partiel de la roue frettée),
- pour les essais en fretting fatigue, les contraintes de fatigue ($\sigma_{\text{FF}} = \text{XX-XX MPa}$)
- nombre de cycles $N = 10^3 - 10^7$.

1.7 Essais de fretting Wear

1.7.1 Description de l'essai de Fretting Wear LTDS

Les essais de fretting sont réalisés sur une machine MTS (Material Testing System 831-10). Le mouvement de la partie mobile est assuré par un vérin hydraulique commandé par un extensomètre. Le contact entre les deux surfaces est maintenu par l'application d'une force normale (P). Les paramètres de l'essai sont l'amplitude de débattement (δ^*) et l'amplitude d'effort tangentiel associé (Q^*). La Figure 38 présente le dispositif d'essai.

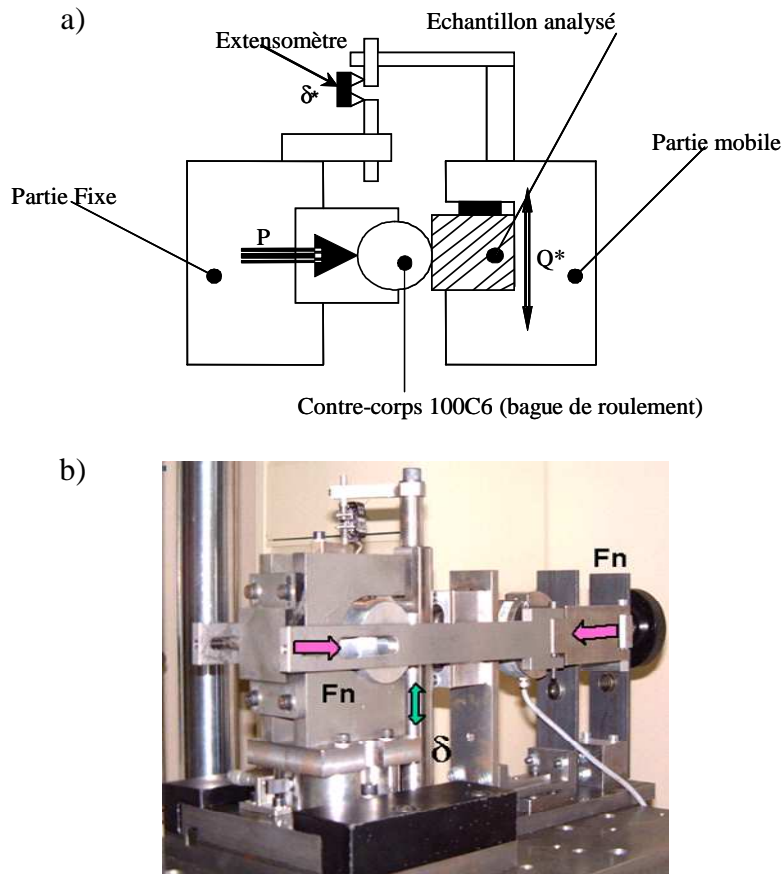


Figure 38 : Représentation schématique de l'essai de fretting wear (a), photo du montage cylindre/plan (b)

Pour tous les essais de fretting wear, la procédure suivante a été mise en oeuvre :

- Préparation des éprouvettes,
- Essai de fretting,
- Analyse des sollicitations à partir des cycles (Q , δ),
- Expertise micrographique des échantillons,
- Observation des surfaces de contact,
- Observation des dégradations en profondeur à partir de coupes micrographiques réalisées dans le sens du débattement (suivant le plan médian).

Tous les essais sont réalisés à la fréquence de 40 Hz. La majorité des essais consiste en 1 000 000 cycles de sollicitations. L'ensemble des essais est réalisé à humidité relative ambiante de 25-35 %. La température est mesurée mais non contrôlée : elle varie entre 20 et 30 °C suivant les saisons de l'année.

Les paramètres imposés :

Les paramètres imposés dans notre système expérimental en configuration simplifiée de fretting wear sont les suivants :

- Le niveau de pression maximale du contact p_0 généré par l'effort normal linéique (force normale normalisée par la longueur de génératrice du contact P (N/mm)),
- Les débattements cycliques de type sinusoïdal appliqués dans le contact δ^* (μm),
- Le nombre de cycles de fretting N ,

Le développement spécifique d'un système d'acquisition (présenté dans l'annexe 3.1) que j'ai mis en place sur tous les essais de fretting wear et de fretting fatigue nous permet d'avoir en continu le tracé du cycle de fretting autrement dit l'évolution de la force tangentielle $Q(t)$ en fonction du débattement imposé $\delta(t)$. Il nous permet aussi d'extraire les données quantitatives suivantes :

- l'amplitude du débattement dans le contact (δ^* , μm),
- l'effort normal (F_n , N),
- l'amplitude de la force tangentielle (Q^* , N),
- la température ambiante (T , °C),
- l'humidité relative (RH, %),
- le nombre de cycles (N , cycles),
- la fréquence de la sollicitation (F , Hz),
- l'énergie dissipée du cycle (E_d , J),
- etc...

L'ensemble de ces données est stocké puis post traité dans un fichier Excel qui compile l'historique de la sollicitation imposée au contact.

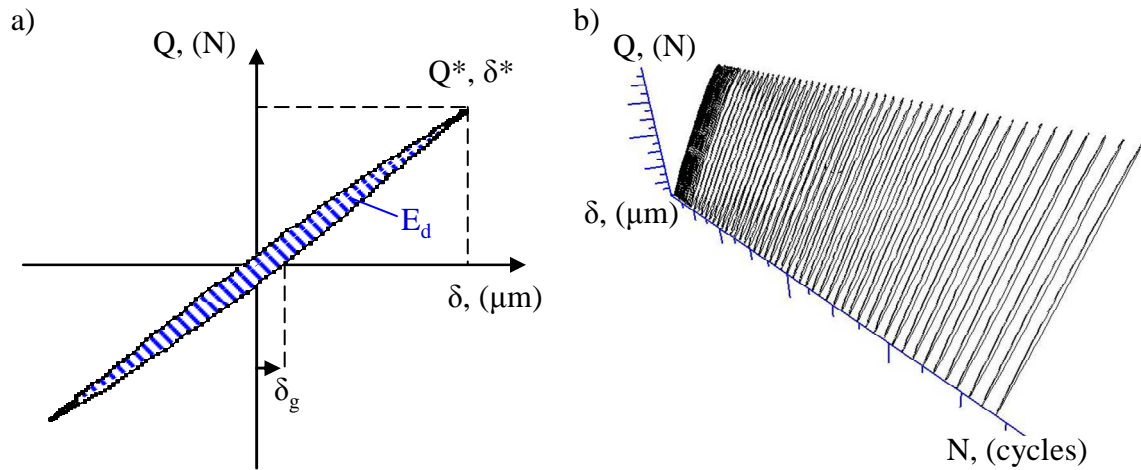


Figure 39 : (a) Trace d'un cycle de fretting en glissement partiel, (b) Bûche de fretting

La superposition des cycles de fretting permet de tracer des bûches de fretting qui donnent une vision synthétique de l'historique du chargement imposé dans le contact.

1.7.2 Définition des contacts mis en place

La géométrie du contact réel étant relativement complexe, nous avons choisi de reproduire le chargement de fretting au travers d'un essai cylindre/plan, capable de reproduire les niveaux de pression imposés dans le contact réel (Figure 40).

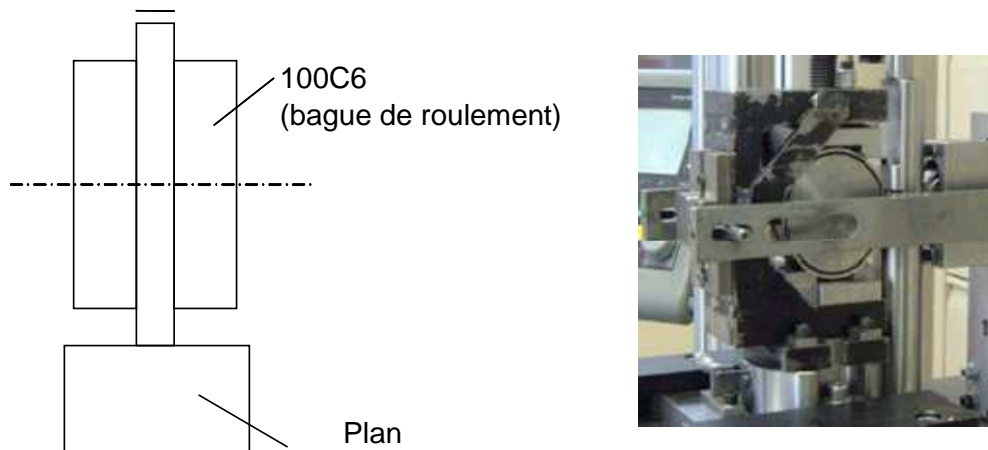


Figure 40 : Illustration du montage cylindre/plan (rayon du cylindre, $R=40\text{mm}$)

Les échantillons utilisés dans le cadre de cette étude ont été usinés sous une forme parallélépipédique $15 \times 12 \times 12 \text{ mm}$ (Figure 41). Une des surfaces a été polie pour obtenir la rugosité $R_a < 0.1 \mu\text{m}$. Une valeur similaire de la rugosité $R_a < 0.1 \mu\text{m}$ a été mesurée sur le bague de roulement qui a servi comme surface cylindrique (100C6).

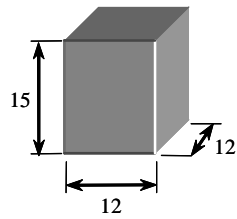


Figure 41 : Forme des échantillons plans en acier XC38 (EAIN)

1.7.3 Méthodologie de l'expertise des endommagements

Toutes les traces expertisées, présentent une morphologie similaire (Figure 42a). On observe une zone périphérique, plus au moins endommagée, qui correspond à la zone de glissement et une partie centrale qui correspond à la zone collée, peu dégradée. Les fissures apparaissent en bordure du contact (Figure 42b).

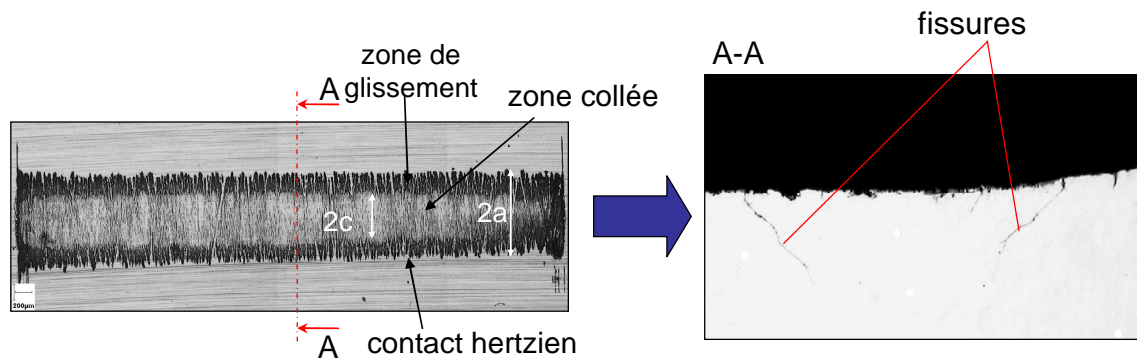


Figure 42 : Observation d'une trace de fretting en condition de glissement partiel, (a) vue de la surface frottée, (b) vue en coupe, expertise des sites de fissuration

Après chaque essai, une découpe est réalisée au centre de la génératrice du contact (Figure 43). Après polissage des surfaces, l'observation en coupe permet de caractériser la fissuration en fonction de la longueur (l) et de l'angle de propagation.

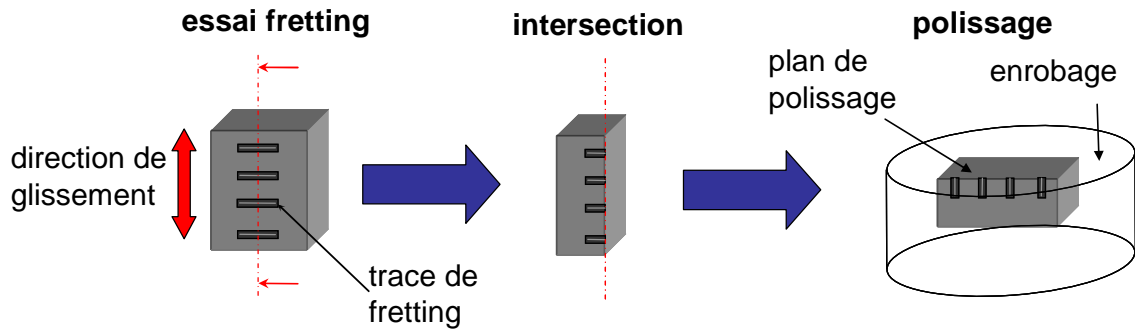
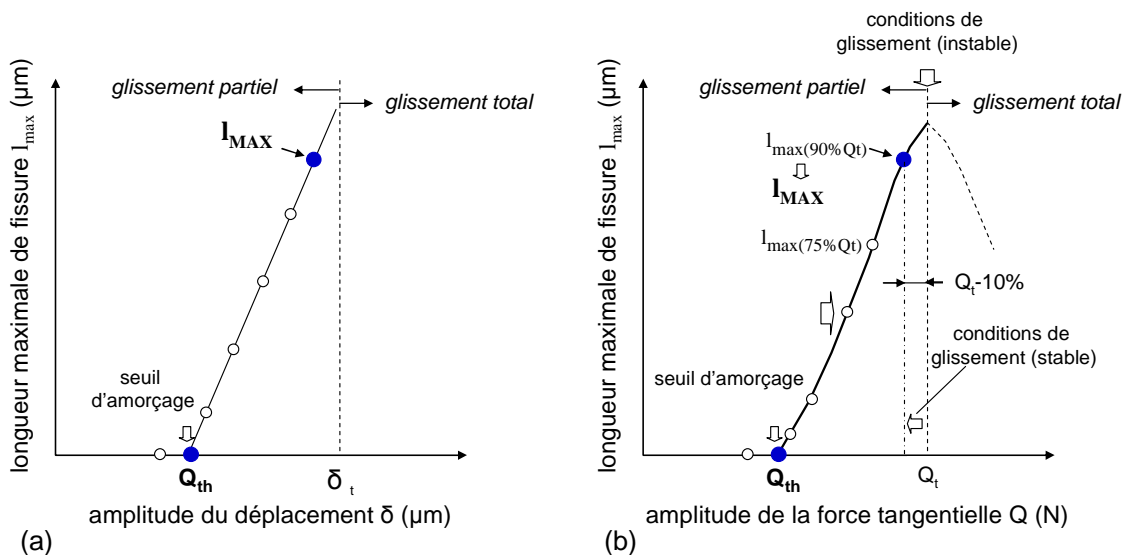


Figure 43 : Méthodologie de l'expertise des traces de fretting (en fretting wear)

L'ensemble des expertises confirme un angle de propagation compris entre 30° et 25° par rapport à la normale de la surface. La structure du matériau étudié, a été révélée au réactif de NITAL (dissolution de 4% d'acide nitrique HNO_2 dans l'éthanol $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$). On confirme une structure perlito-ferritique.

Les fissurations générées en fretting wear ne pouvant se propager, l'expertise des longueurs de fissuration après contrôle destructif d'échantillon, est donc la seule façon de qualifier l'endommagement. A partir de ces données il est possible de tracer un diagramme montrant l'évolution de la longueur de fissuration en fonction des paramètres de chargement tels que l'amplitude de la force tangentielle ou celle du débattement ceci pour un nombre de cycle et une pression donnés.



Analyse de l'endommagement : (a) en fonction du débattement, (b) en fonction du chargement tangentiel

Ainsi il devient possible d'extrapoler la condition seuil d'amorçage Q_{th}^* (N), et d'analyser la condition d'arrêt de fissuration à partir des longueurs maximales des fissurations. L'extension de cette démarche en fonction du nombre de cycles permet une analyse 'dynamique' tout autant vis-à-vis de l'amorçage que de la cinétique de propagation. Ces différents aspects seront plus précisément détaillés dans les chapitres suivants.

1.7.4 Analyse des conditions limites de fixation des échantillons

Dans les essais fretting wear toutes les contraintes imposées au matériau doivent venir du contact or les échantillons fixés sur le vérin hydraulique sont bridés par l'intermédiaire d'une vis de serrage (Figure 44). Il existe alors un risque de générer des contraintes de compression au niveau du contact analysé.

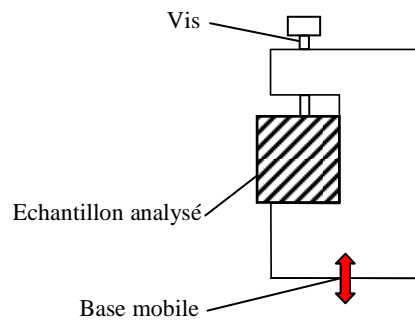


Figure 44 : Fixation des échantillons plan sur l'essai de fretting wear LTDS

En effet le serrage de l'échantillon par une vis métrique M6 engendre une plastification significative de la surface supérieure de l'échantillon (Figure 45).



Figure 45 : Observation de l'échantillon fretting wear après serrage (marquage de la surface induit par le bridage (vis M6))

On retiendra que le marquage de la surface est essentiellement lié au cisaillement généré par la rotation de la vis. De façon à évaluer l'impact du bridage sur les chargements imposés au niveau des contacts, une analyse FEM 3D représentative a été réalisée. L'effort de serrage a été mesuré par un capteur monté à la place de l'échantillon. Une valeur maximale de 7000 N a été mesurée.

Les Figure 46 et Figure 47 montrent respectivement les distributions de la contrainte principale maximale et de la contrainte Von Mises. On remarque que la surface sur laquelle les essais de fretting sont réalisés est suffisamment éloignée du point d'application du bridage. Le faible impact du bridage est confirmé par les Figure 48 et Figure 49 qui tracent les contraintes σ_{11} et σ_{22} suivant l'axe médian de glissement respectivement en surface et à 200 μm en dessous de la surface (profondeur maximale de propagation des fissures expertisée).

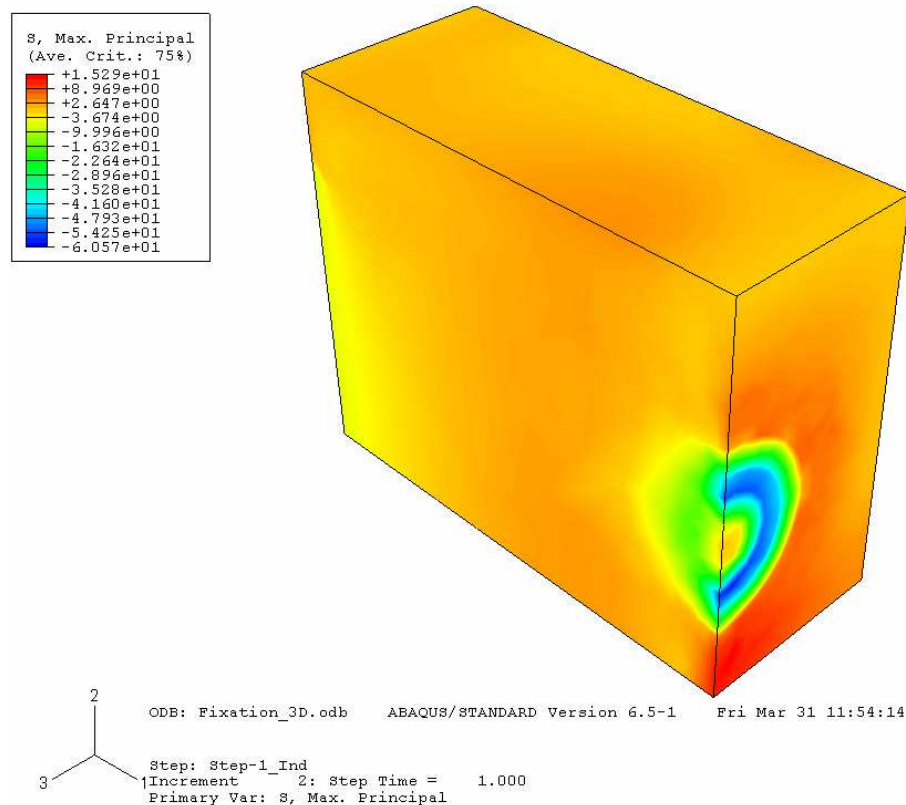


Figure 46 : Distribution de la contrainte principale maximale dans l'échantillon fretting wear (après le serrage par une vis M6 avec l'effort 7000 N)

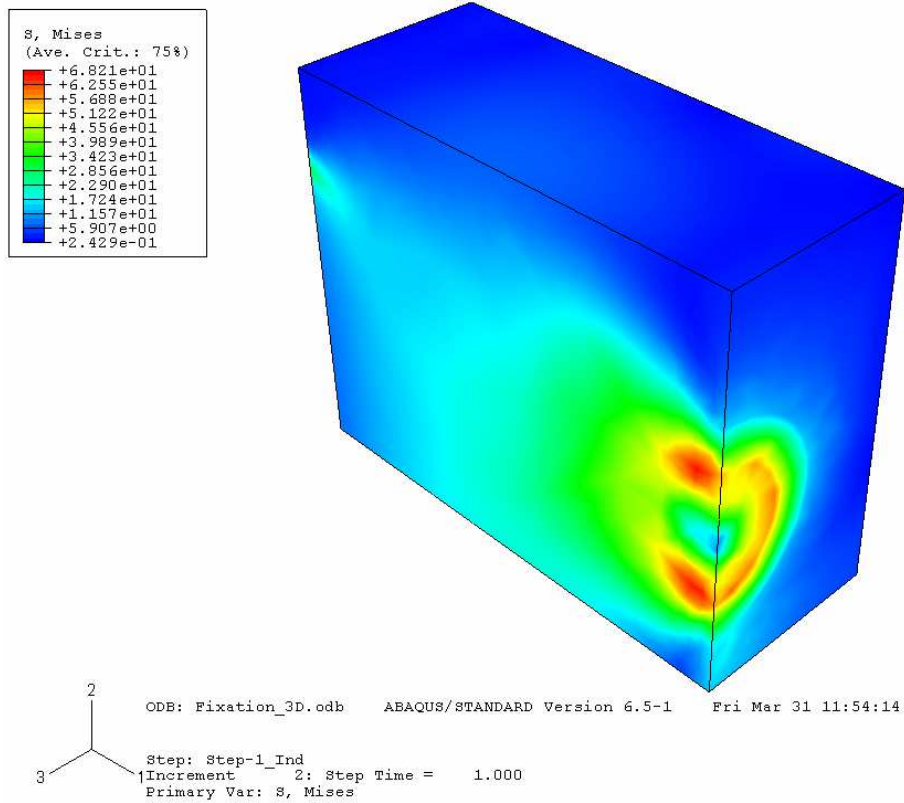


Figure 47 : Distribution des contraintes Von Mises dans l'échantillon fretting wear après le serrage par une vis M6 avec l'effort 7000 N

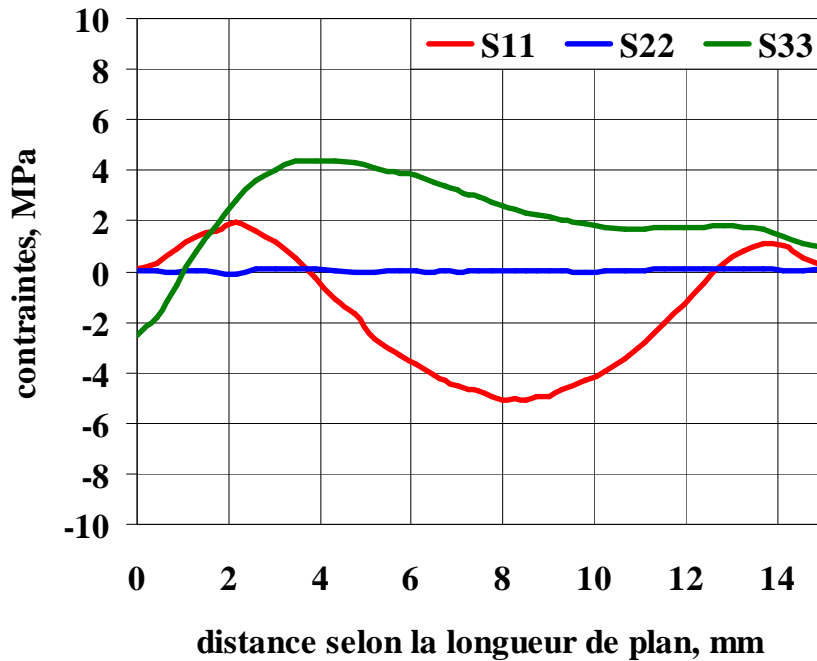


Figure 48 : Distribution des contraintes σ_{11} , σ_{22} , et σ_{33} sur la surface de l'échantillon fretting wear suivant l'axe médian de glissement

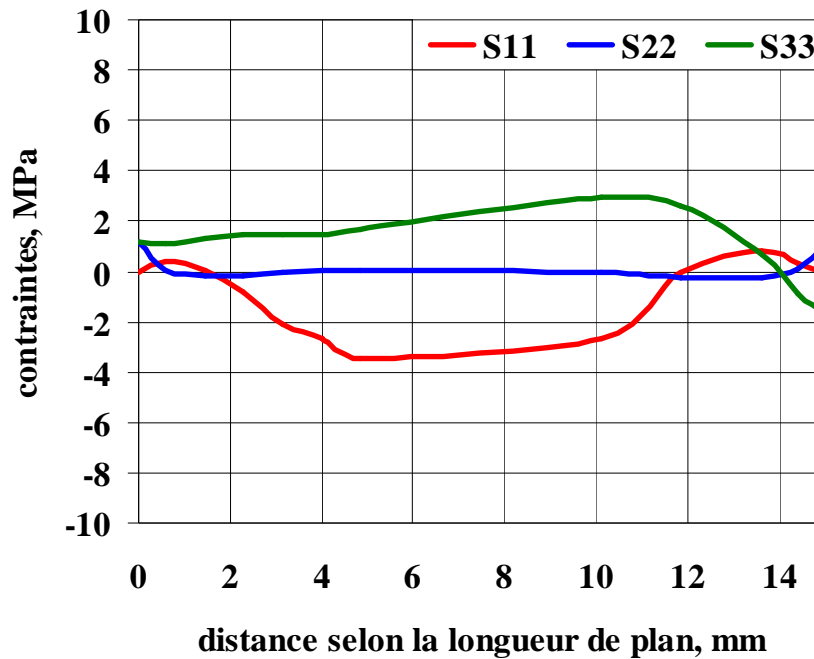


Figure 49 : Distribution des contraintes σ_{11} et σ_{22} à 200 μm sous la surface de l'échantillon fretting wear suivant l'axe médian de glissement

Les contraintes générées sont suffisamment faibles (<10 MPa) pour ne pas prendre en compte l'impact du bridage dans l'analyse des résultats en fretting wear (amorçage et propagation). Cette analyse confirme par ailleurs cette dernière hypothèse qui avait jusqu'à présent été considérée sans réelle justification (Fouvry 2000, Proudhon 2005).

1.8 Essais de Fretting Fatigue LTDS

1.8.1 Principe de l'essai

L'essai de fretting fatigue mis en place au LTDS s'inspire d'un principe développé par différentes équipes (Oxford University – D. Nowel, Purdue University – T. Farris). Il consiste à appliquer sur une éprouvette de fatigue deux patins montés symétriquement. On applique sur chacun d'eux une force normale. Le déplacement relatif, entre l'éprouvette de fatigue et le bâti du montage de fretting, génère la sollicitation cyclique de fretting (Figure 50).

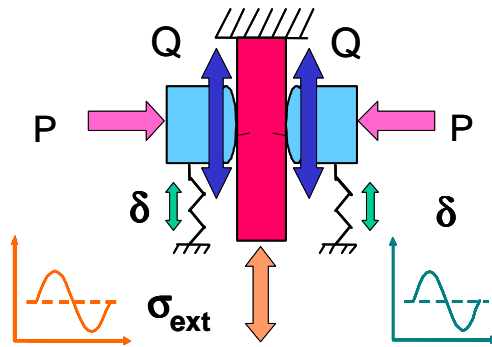


Figure 50 : Illustration de l'essai fretting fatigue standard.

Dans les essais conventionnels la raideur tangentielle du montage de fretting n'est en général pas ajustable. Aussi, le chargement tangentiel du contact sera directement dépendant de la déformation de l'éprouvette de fatigue et donc du chargement de fatigue. Enfin on retiendra que les essais conventionnels de fretting fatigue ne permettent pas de mesurer le déplacement relatif au niveau du contact et donc de connaître la condition de glissement du contact. Il est alors impossible de différencier l'impact du fretting sur la réduction de durée de vie en fretting fatigue.

De nombreuses recherches montrent que la sollicitation de fretting tend à réduire fortement la limite de fatigue des matériaux (Figure 51). Pour tenir compte de cette réduction de l'endurance, on considère un coefficient d'abattement tel que :

$$K_{FF(N)} (\%) = \frac{\sigma_{dF}(N) - \sigma_{dFF}(N)}{\sigma_{dF}(N)} \quad (38)$$

avec :

$\sigma_{dF}(N)$: Limite de fatigue du matériau pour un chargement de fatigue simple pour un nombre de cycles N ,

$\sigma_{dFF}(N)$: Limite de fatigue du matériau pour un chargement couplé de fretting fatigue pour un nombre de cycles N .

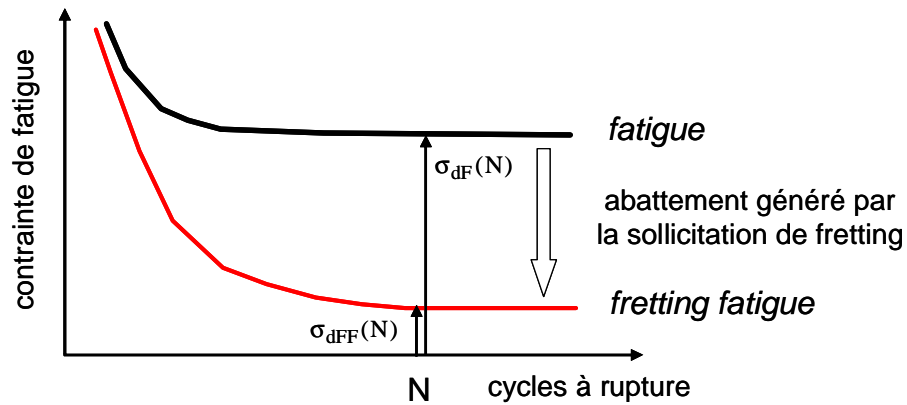


Figure 51 : Illustration de l'abattement en fatigue généré par une sollicitation couplée de fretting.

Or une mauvaise connaissance de la condition de glissement ne permet pas d'évaluer l'impact du fretting sur la réduction de la durée de vie. Ceci induit généralement une grande dispersion des résultats et surtout fait apparaître des évolutions souvent mal interprétées. En effet, il n'est pas rare d'observer une remontée de la durée de vie pour des chargements de fatigue plus élevés. Ce résultat, incohérent si l'on n'a pas accès à la mesure du glissement dans l'interface, s'explique très simplement par le fait que de plus fortes sollicitations de fatigue, augmentant le déplacement relatif au niveau du contact, vont induire une mise en glissement total au niveau de l'interface qui, favorisant l'usure, induira une élimination des fissures amorcées par le contact et indirectement une augmentation de la durée de vie.

Tenant compte de tous ces éléments nous avons développé un nouvel essai permettant de résoudre ces différents aspects. La Figure 52 illustre le principe de ce nouvel essai.

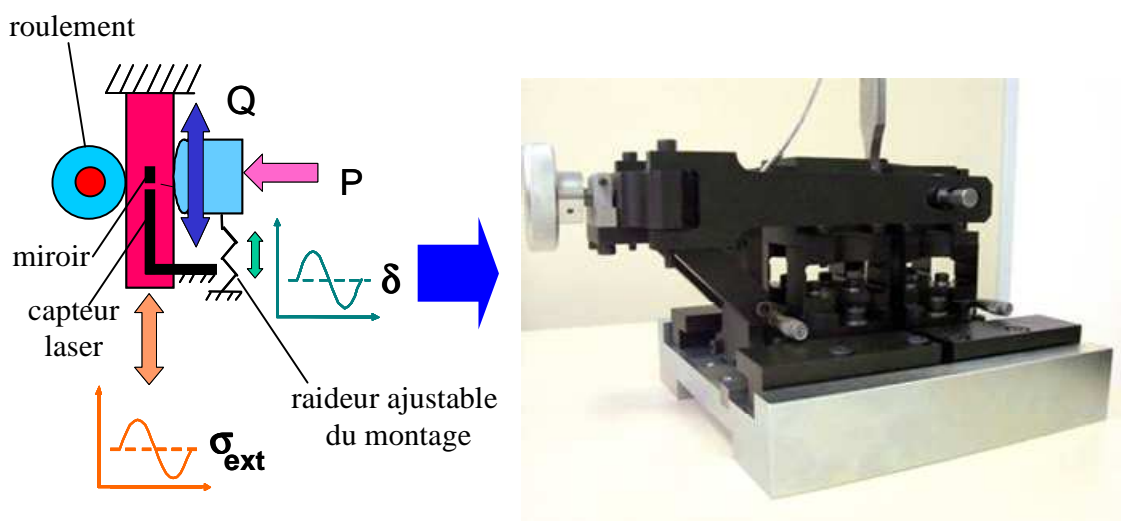


Figure 52 : Montage d'essais fretting fatigue (configuration cylindre/plan)

On citera les points suivants :

- Il s'agit d'un essai mono-contact avec un seul patin. Le reprise de charge normale est obtenue à partir d'un roulement dimensionné en conséquence. La configuration mono-contact est plus économique car elle réduit le coût des patins par deux. Elle permet surtout de réduire la dispersion sur les endommagements (un seul contact doit être aligné) et sur la mesure du chargement puisqu'un seul contact est analysé,
- Un tête goniométrique permet l'alignement de contacts sphériques, cylindriques et poinçon / plan,
- Une mesure différentielle des forces de chaque coté de l'éprouvette de fatigue avec compensation d'inertie permet de mesurer en continu le chargement tangentiel $Q(t)$ imposé au niveau du contact,
- Un système de mesure de déplacement laser permet de mesurer en continu le déplacement relatif au niveau du contact $\delta(t)$, c'est-à-dire entre les points en contact situés sur le pion et l'éprouvette de fatigue,
- Une forme optimisée de l'éprouvette de fretting fatigue permet de travailler en compression et même d'étudier des conditions alternées (avec rapport de charge $R=\sigma_{\max}/\sigma_{\min}=-1$),

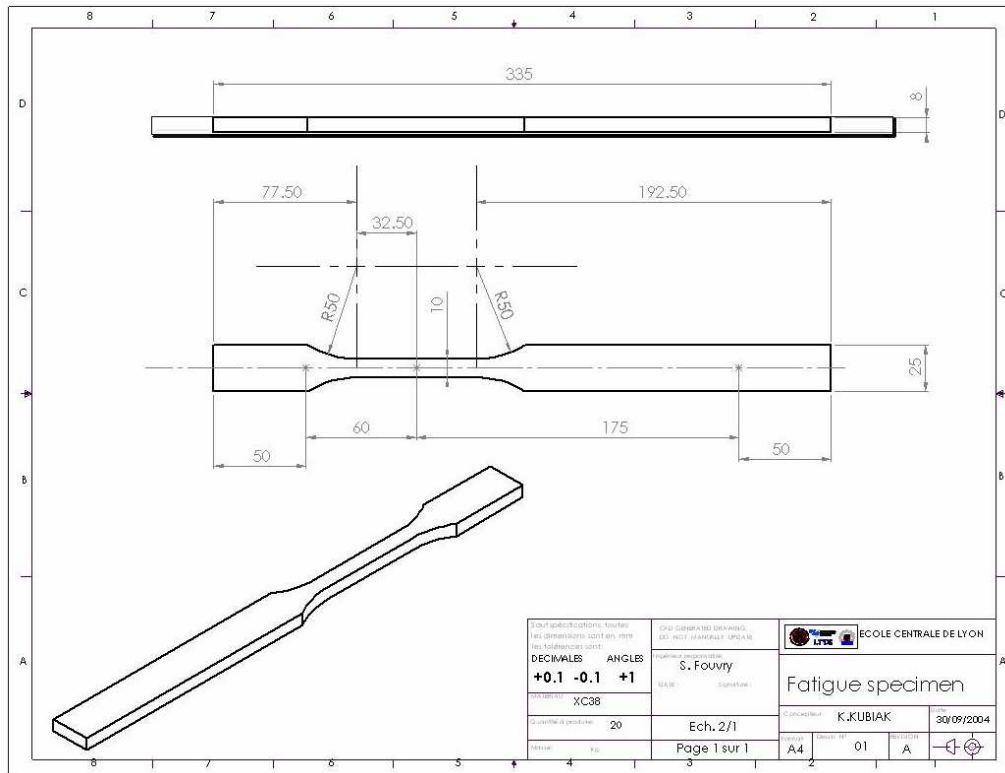


Figure 53 : Dessin d'éprouvette Fretting Fatigue

Pendant que l'éprouvette est soumise à la traction, le champ des contraintes dans la partie entaillée reste homogène. Aussi, grâce à un passage doux entre la section de fixation et la section entaillée l'effet de concentration des contraintes a été évité (Figure 54).

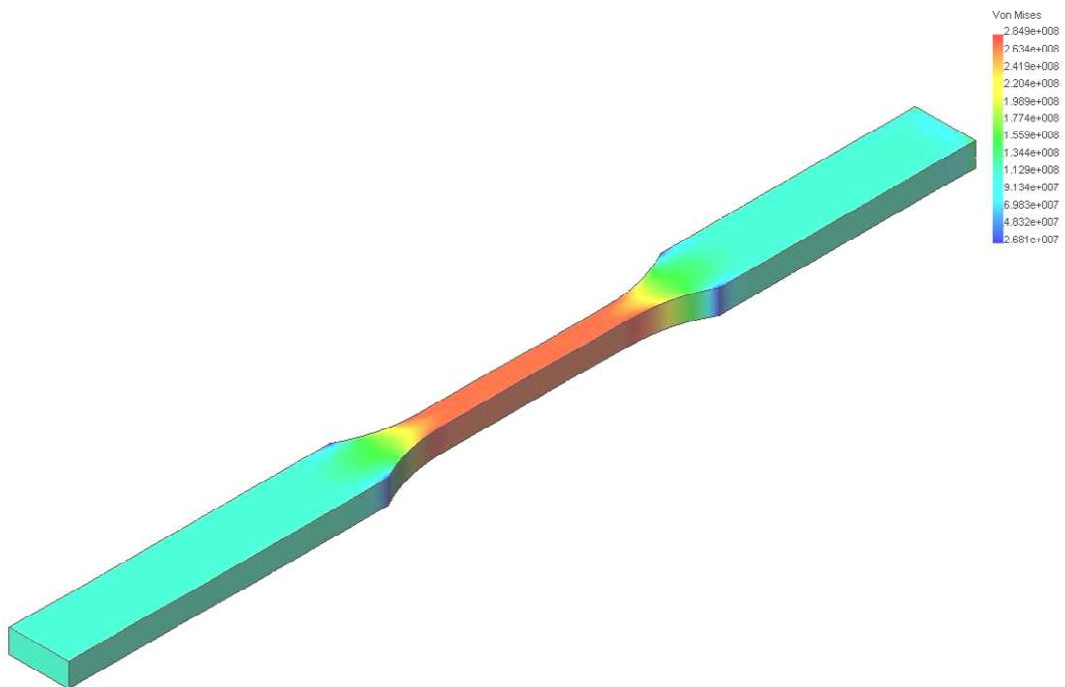


Figure 54 : Analyse de chargement de traction d'éprouvette fretting fatigue

L'enregistrement en temps réel du déplacement et de la force tangentielle permet de tracer les cycles de fretting en Fretting Fatigue. La superposition de ces cycles suivant un axe nous permet de tracer pour la première fois des bâches de fretting fatigue. On retiendra que lorsque l'éprouvette est sur le point de se rompre on observe une dérive de l'allongement (essai fatigue piloté en force) qui se traduit sur les bâches de fretting par un décalage des cycles. Cette analyse nous a permis de suivre le processus de propagation et de prévoir la rupture finale de l'éprouvette.

L'analyse en temps réel de la condition de glissement en fretting fatigue est une réelle avancée pour quantifier l'impact de la condition de glissement et du chargement de fretting sur la durée de vie en fatigue. Cependant, il est vite apparu que pour bien maîtriser l'impact relatif du fretting vis-à-vis de la fatigue, il était nécessaire de maîtriser le chargement de fretting quelque soit le chargement de fatigue imposé.

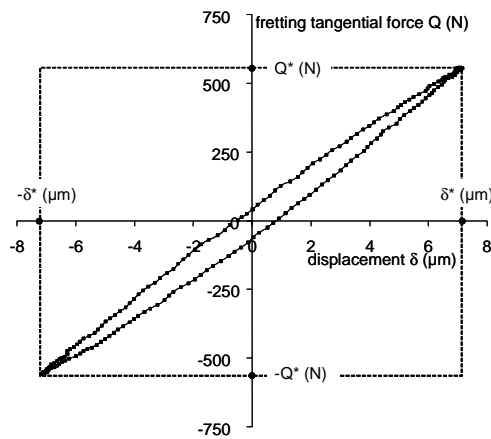


Figure 55 : Cycle de fretting (force tangentielle du contact $Q = f(\text{déplacement imposé au niveau du contact } \delta)$ mesuré au niveau du contact entre le patin et l'éprouvette de fatigue (mesure du déplacement par capteur laser)

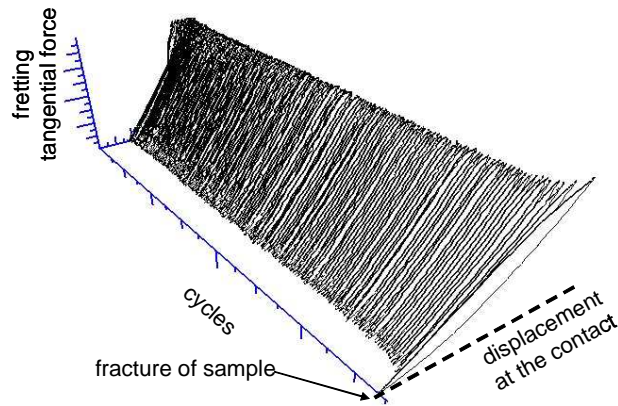


Figure 56 : Bûche de fretting établie au niveau du contact de l'essai de fretting fatigue: superposition des cycles de fretting (force tangentielle du contact $Q = f(\text{déplacement imposé au niveau du contact } \delta)$ suivant un axe log des cycles de chargement (fatigue).

On observe une déviation au moment de la rupture de l'éprouvette de fatigue.

Un des développements les plus importants fut l'introduction d'une raideur de montage ajustable. Ainsi, quelque soit le chargement de fatigue imposé celle-ci permet d'avoir un chargement cyclique de fretting constant (glissement partiel ou glissement total). La mise en place de ce développement expérimental nous a permis de mieux métriser l'impact relatif des chargements de fretting et de fatigue. Il nous a surtout permis d'introduire de nouveaux concepts tel que des « iso-fretting / fretting fatigue endurance curve) » et d'autre part la mise en place des « cartes de réponse du matériau en fretting-fatigue ».

Chapitre 4

**Analyse expérimentale de l'amorçage des fissures
sous chargement de fretting wear et fretting fatigue**

1.9 Analyse expérimentale de l'amorçage des fissures en sollicitations de fretting wear

L'étude de l'amorçage des fissures sur éprouvette technologique est extrêmement coûteuse. Pour étudier ce phénomène il convient de tester une géométrie similaire mais simplifiée. Ainsi, on propose de simuler le chargement à l'aide d'un contact hertzien de façon à reproduire un des pics de pression de la distribution réelle.

Le principe de l'étude est de choisir des conditions de sollicitation qui induisent la fissuration et à imposer un nombre de cycle suffisant pour vérifier la condition d'amorçage des fissures. On peut ainsi étudier l'amorçage en fonction des chargements appliqués (pression maximale et cisaillement dans le contact) et intégrer l'impact de la taille du contact (rayon du cylindre - Figure 57).

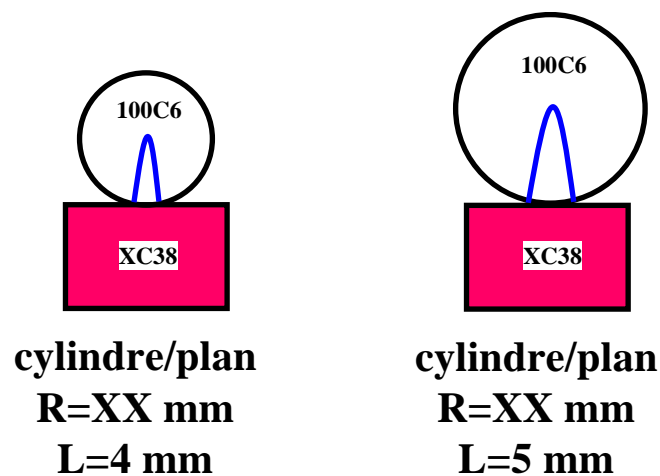


Figure 57 : Configurations des contacts fretting wear étudiés (R – rayon du cylindre, L – épaisseur du cylindre)

Les conditions étudiées de chargement sont résumées dans le Tableau 3 :

Tableau 3 : Les paramètres de chargement étudiés

Taille du contact (rayon du cylindre), R, mm	Pression Hertzienne maximale p_{0max} , MPa			
	XX	450	500	600
XX	450	500	600	700

1.9.1 Démarche expérimentale

La démarche expérimentale consiste à définir, dans un premier temps, les cartes de sollicitation locale. Pour cela la méthodologie ‘Débattement Variable’ a été mise en œuvre. Cette méthode, développée par Voisin (Voisin 1992), et reprise par Fouvry (Fouvry 1997), permet de déterminer rapidement les cartes de sollicitation locale. Elle consiste, pour un même contact, à augmenter progressivement l'amplitude du débattement et à enregistrer les cycles correspondants $Q(t)-\delta(t)$ pour un effort normal donné. L'augmentation de l'amplitude du débattement se fait par pas et avec stabilisation de la forme du cycle (Voisin 1992). Ainsi, il suffit d'un seul essai pour définir l'amplitude de transition associée à un niveau de l'effort normal. Le principe de la méthode des débattements variables est illustré sur la Figure 58.

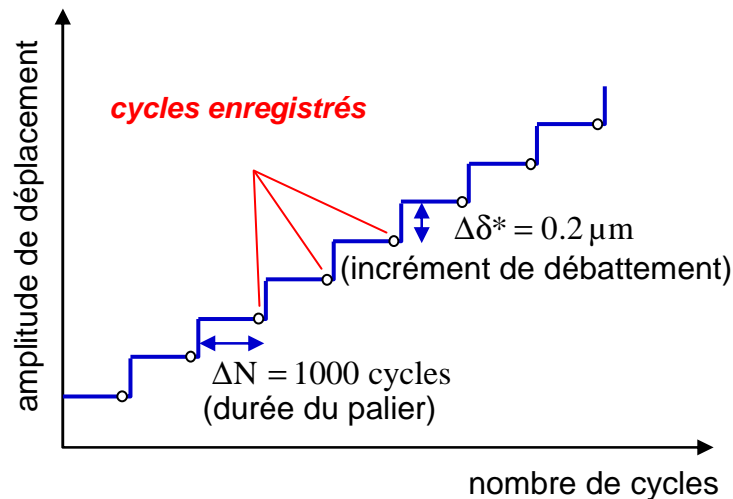


Figure 58 : Illustration de la méthode du débattement variable

La transition de glissement (δ_t) est associée à une discontinuité de l'énergie dissipée dans l'interface ainsi qu'une valeur maximale du ratio Q^*/P . La discontinuité énergétique observée à la transition de glissement est formalisée par le ratio adimensionnel $A = E_d/4 \cdot \delta_g \cdot Q^*$. On étudie plusieurs niveaux de chargement et on détermine ainsi la carte de sollicitation locale définissant les différents domaines de glissement.

Dans la mesure où la fissuration est observée au point le plus chargé c'est-à-dire en bordure de contact, on peut considérer l'amplitude de la force tangentielle comme un paramètre pertinent pour quantifier la fissuration. En effet, on montre que pour la configuration 2D cylindre/plan, l'état de chargement en bordure du contact est

indépendant de l'effort normal et dépend uniquement du chargement tangentiel cyclique. Cette non dépendance de la force normale permet de superposer les résultats obtenus pour différentes forces normales.

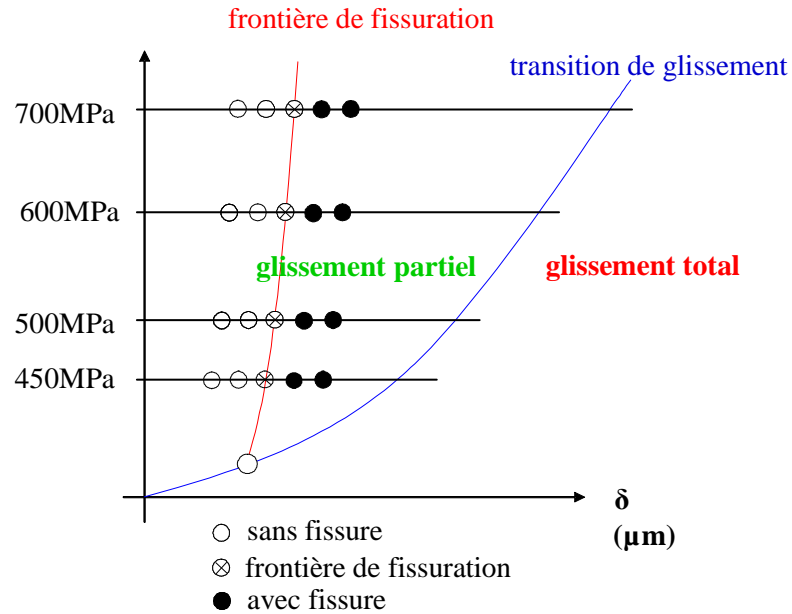


Figure 59 : Approche expérimentale d'étude de l'amorçage des fissures

Ayant défini les pressions étudiées, on impose différentes amplitudes de débattement (en glissement partiel) associées à différentes amplitudes de forces tangentielles (Figure 59). Cette analyse nous permet de déterminer pour un nombre de cycles de fretting fixé N , le seuil critique d'amorçage des fissures Q_{th} et d'autre part l'extension maximale sous le contact de la fissuration l_{max} (Figure 60).

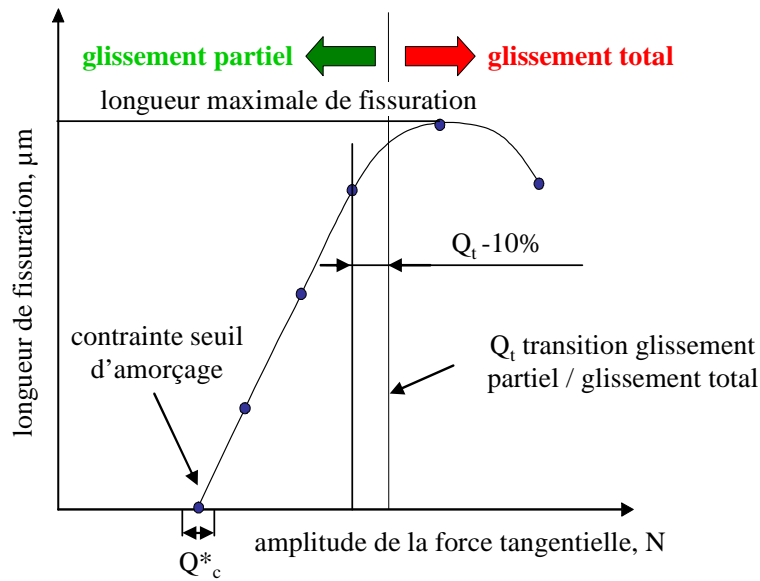


Figure 60 : Illustration de la méthodologie pour caractériser la fissuration en glissement partiel : définition de l'amplitude seuil d'amorçage Q_c^* et de la longueur maximale de fissuration l_{max}

1.9.2 Analyse du comportement du frottement en fretting wear

En augmentant progressivement l'amplitude de déplacement dans le contact, nous passons du glissement partiel au glissement total (Figure 61), le coefficient de frottement qui correspond à cette transition ($\mu_t=0.9$) et le coefficient de frottement dans le domaine de glissement total ($\mu_{GT}=0.85$) sont ainsi déterminés.

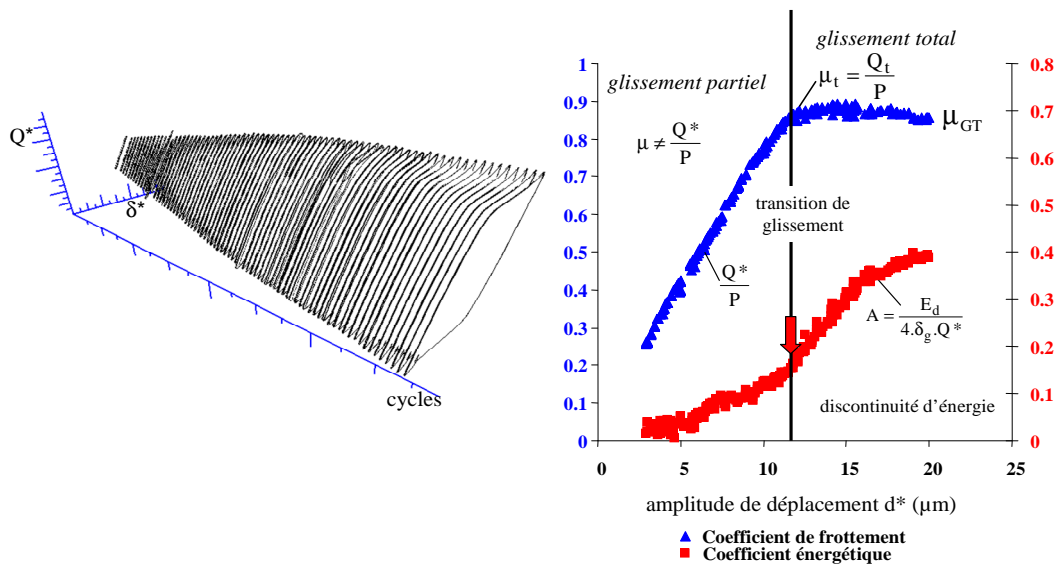


Figure 61: Détermination de la transition entre glissement partiel et glissement total à partir d'un essai en débattement variable ($P=280\text{ N/mm}$, $R=XX\text{ mm}$)

Les Figure 62 et Figure 63 représentent les résultats de l'étude de frottement pour les rayons de cylindre R=XX mm et R=XX mm.

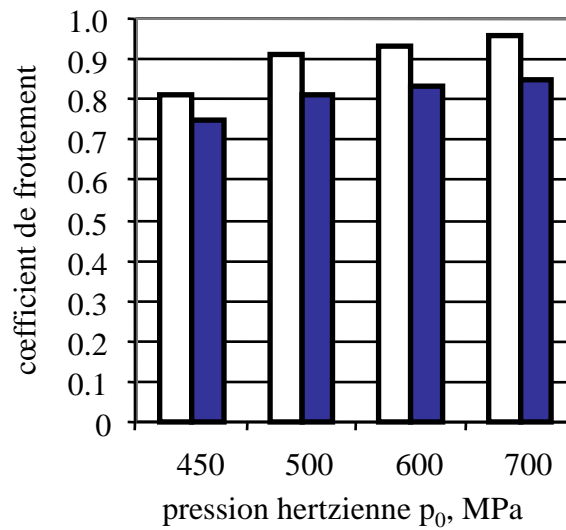


Figure 62: Coefficient de frottement à la transition \square (μ_t) Glissement Partiel/Glissement Total (GP/GT) et en Glissement Total \blacksquare (μ_{GT}) (GT), contact XC38/100C6 (cylindre/plan, rayon R=XXmm)

Pour un rayon de cylindre donné le coefficient de frottement augmente légèrement avec la pression imposée, jusqu'à $\mu_t=0.96$ pour $p_0=700$ MPa (Tableau 4). Le coefficient de frottement après transition diminue et se stabilise ($p_0=450 - 700$ MPa).

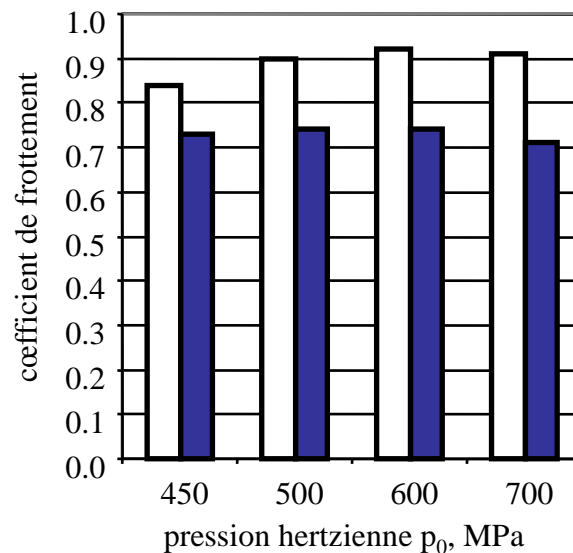


Figure 63: Coefficient de frottement à la transition \square (μ_t) Glissement Partiel/Glissement Total (GP/GT) et en Glissement Total \blacksquare (μ_{GT}) (GT), contact XC38/100C6 (cylindre/plan, rayon R=XXmm)

Le coefficient de frottement moyen en glissement total change en fonction du rayon du cylindre imposé. Ainsi, la valeur moyenne du coefficient en glissement total est égale à $\overline{\mu_{GT}}=0.81$ pour la rayon R=XX mm et diminue pour le rayon R=XX mm à $\overline{\mu_{GT}}=0.73$.

Les résultats expérimentaux associés aux essais en débattement variable sont présentés dans le Tableau 4.

Tableau 4 : Résultats expérimentaux de l'étude du comportement en frottement de la configuration cylindre/plan

p_o , MPa	R, mm	P, N/mm	μ_t	μ_{GT}	δ^* , μm	Q^*_t , N/mm	Q^*_{GT} , N/mm
450	XX	113	0.81	0.75	4.2	89	86
500	XX	140	0.91	0.81	5.1	128	113
600	XX	202	0.93	0.83	6.5	186	169
700	XX	274	0.96	0.85	9.1	272	234
450	XX	227	0.84	0.73	10.1	194	169
500	XX	280	0.9	0.74	15.5	253	211
600	XX	403	0.92	0.74	19.7	373	300
700	XX	549	0.91	0.71	25.1	498	391

Le comportement le plus stable du coefficient de frottement est observé pour le rayon de cylindre R=XX mm, c'est-à-dire pour la taille de contact la plus importante. Le frottement dans le contact du plus petit cylindre présente un caractère plus local. Pour les cylindres plus grands le frottement et les déformations dans l'interface sont plus homogènes.

Une carte de sollicitation locale pour chacune des géométries peut ainsi être établie :

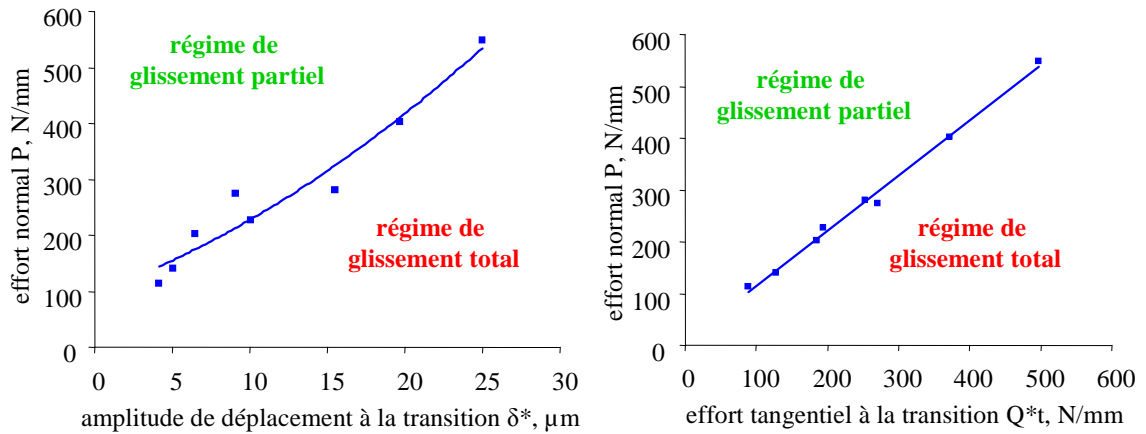


Figure 64: Carte de sollicitations locales en glissement partiel et glissement total,

$$R=XX \text{ mm}$$

La fissuration dans le matériau est associée au régime de glissement partiel. Pour modéliser le comportement du matériau nous utiliserons, dans les paragraphes suivants, la valeur moyenne du coefficient de frottement à la transition GP/GT $\overline{\mu}_t = 0.9$.

1.9.3 Analyse expérimentale des conditions d'amorçage

Les Figure 65 et Figure 66 présentent les résultats d'analyse de l'amorçage des fissures en fretting wear. L'amplitude de la force tangentielle qui correspond à la condition d'amorçage de fissures (Q^*_{th}) est associée à la plus grande valeur de la force tangentielle pour laquelle on n'observe pas de fissures. Au delà de ce seuil, une légère augmentation du chargement fait apparaître un premier amorçage de fissure. Notre étude concerne essentiellement l'endurance à très grands nombres de cycles. Ainsi, l'analyse a porté sur des durées d'essais de $2.5 \cdot 10^5$ et 10^6 cycles.

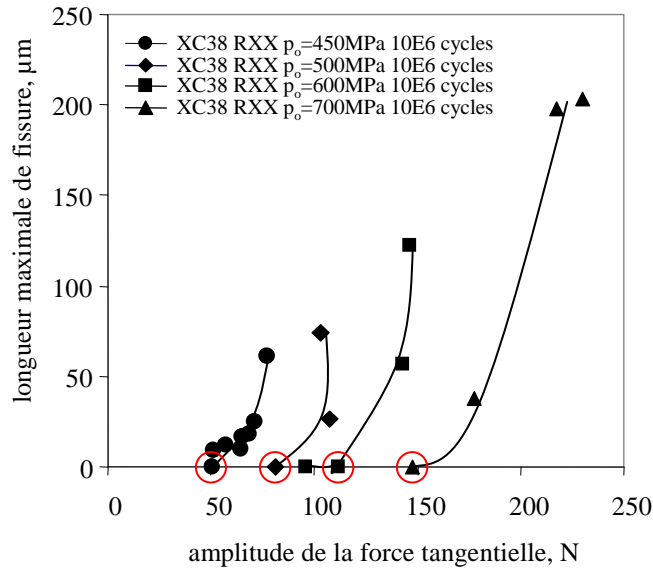


Figure 65: Résultats expérimentaux de l'amorçage et de la propagation des fissures du contact XC38/100C6 en glissement partiel, configuration cylindre/plan pour un rayon du cylindre $R=XXmm$

L'observation de la Figure 66 montre que le seuil d'amorçage des fissures pour les essais de 250 000 cycles est similaire à celui des essais de 1 000 000 cycles (Figure 66). En revanche, la propagation des fissures est plus importante pour les essais de 1 000 000 cycles. On conclura que l'amorçage peut être appréhendé par des essais à $2.5 \cdot 10^5$ cycles. En revanche l'analyse de la propagation, et en particulier la condition d'arrêt de fissuration, suppose des essais plus longs de l'ordre de 10^6 cycles. Cette remarque sera confirmée lors de l'étude de la propagation des fissures.

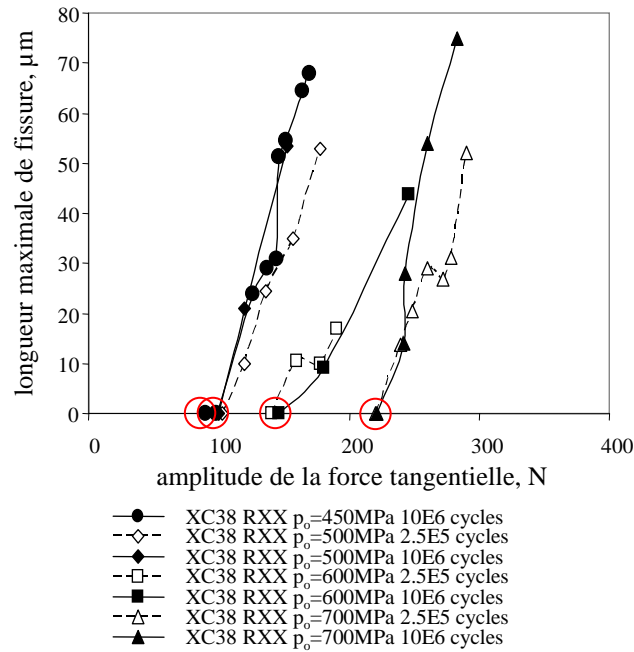


Figure 66: Résultats expérimentaux de l’amorçage et de la propagation des fissures du contact XC38/100C6 en glissement partiel, configuration cylindre/plan pour un rayon du cylindre $R=XX\text{mm}$

Cependant de façon à rester cohérent vis-à-vis des différentes études on considère uniquement les résultats à 10^6 cycles.

Une synthèse des résultats de la condition d’amorçage est présentée dans le Tableau 5.

Tableau 5 : Résultats expérimentaux associés au seuil d’amorçage des fissures (10^6 cycles)

p_o , MPa	R, mm	P, N/mm	a_h , μm (calculé analytiquement)	Q^*_{th} , N/mm
450	XX	114	160	51
500	XX	140	178	81
600	XX	202	214	111
700	XX	274	250	147
450	XX	227	321	90
500	XX	280	356	99
600	XX	403	428	140
700	XX	549	499	221

La Figure 67 trace l'évolution de l'amplitude de la force tangentielle seuil (Q_{th}^*) en fonction de la pression appliquée.

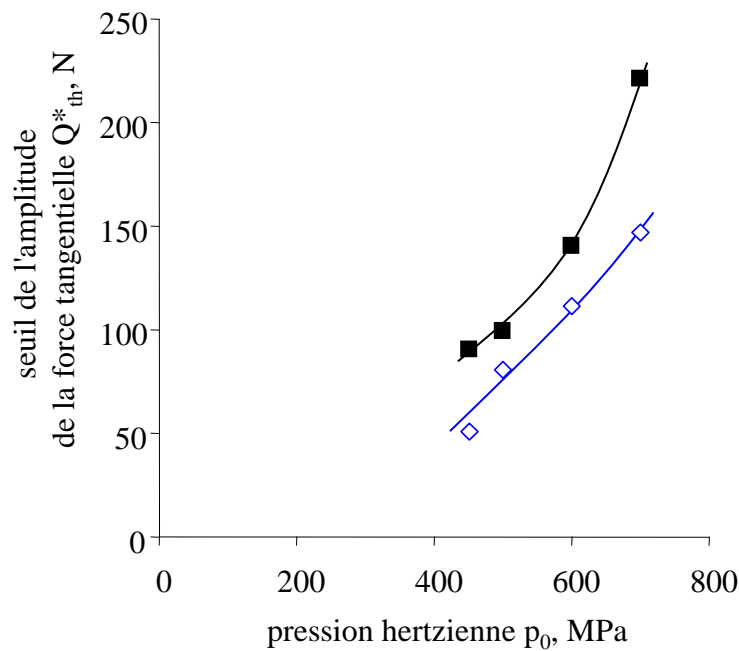


Figure 67: Evolution du seuil d'amorçage en fonction de la pression appliquée

(\diamond - R=XX mm, \blacksquare - R=XX mm)

Contrairement à ce que laisse présumer l'analyse élastique des contraintes en bordure de contact, on observe une forte dépendance de la pression imposée sur le seuil d'amorçage. Ainsi, on montre que plus la pression est importante, plus la force tangentielle seuil est élevée. De la même façon la taille du contact a aussi un impact. Pour une même pression, le seuil d'amorçage est deux fois plus important pour le rayon R=XX mm que pour le rayon R=XX mm.

La Figure 68 confirme cet aspect. On observe une dépendance entre le seuil d'amorçage et l'aire de contact.

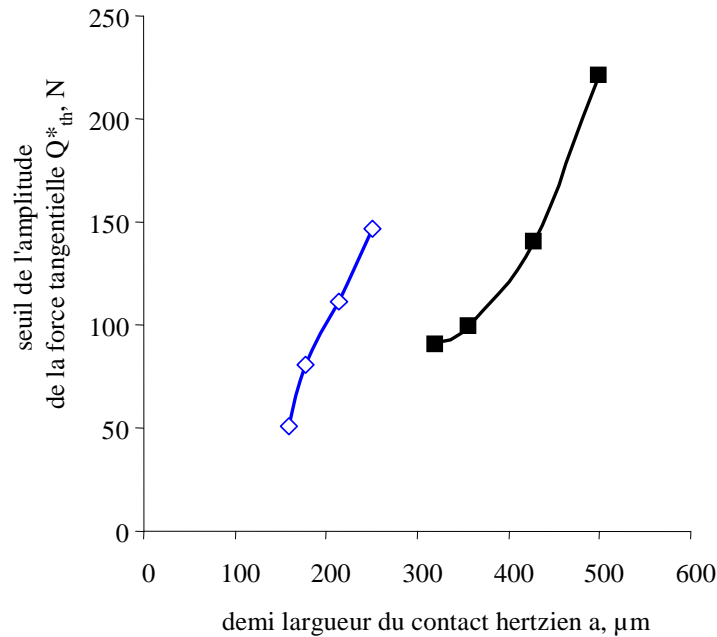


Figure 68: Evolution du seuil d'amorçage en fonction de la taille du contact

(—◇— - $R=XX$ mm, —■— - $R=XX$ mm)

On retiendra donc que la prédiction du seuil d'amorçage implique de considérer une approche élasto-plastique qui intègre le comportement réel du contact. La description hertzienne des chargements est ici mise en défaut. Elle suppose aussi de considérer l'impact de l'effet d'échelle et de considérer un volume de matière représentatif pour prédire le seuil d'amorçage.

1.10 Approche prédictive de l'amorçage des fissures en fretting wear

La méthodologie proposée consiste à identifier la condition de nucléation des fissures pour les différentes pressions de contact étudiées et de valider la stabilité de cette approche en fonction de la taille du contact et des gradients de contrainte (étude des différents rayons de cylindre). La prédiction du seuil d'amorçage suppose de connaître le cycle de chargement stabilisé imposé au matériau, puis, d'appliquer un critère multiaxial de fatigue. Ceci implique d'intégrer les propriétés élasto-plastiques du matériau et aussi de connaître les caractéristiques de fatigue.

La modélisation de la prédiction du risque d'amorçage en fretting inclut les étapes suivantes :

- modélisation des contacts expérimentaux,
- modélisation élasto-plastique du cycle de chargement stabilisé,

- détermination du risque d'amorçage par l'application de critères multiaxiaux de fatigue (Crossland, Dang Van, Papadopoulos...)

L'approche utilisée pour prédire le risque d'amorçage est relativement classique. Elle a été, en particulier, appliquée pour le comportement d'alliages de 30NCD16 (Fouvry et al, 1997) et TA6V (Mall et al, 2003 ; Fouvry et al, 2004). Cependant cette recherche qui combine une importante quantité de résultats expérimentaux permettra de mieux appréhender l'impact des gradients de contrainte sur la prédiction du risque d'amorçage.

1.10.1 Modélisation Eléments Finis du contact cylindre/plan

Deux modèles Eléments Finis de contacts en fretting wear, $R=XX$ mm et $R=XX$ mm ont été réalisés à partir du code Abaqus (Figure 69).

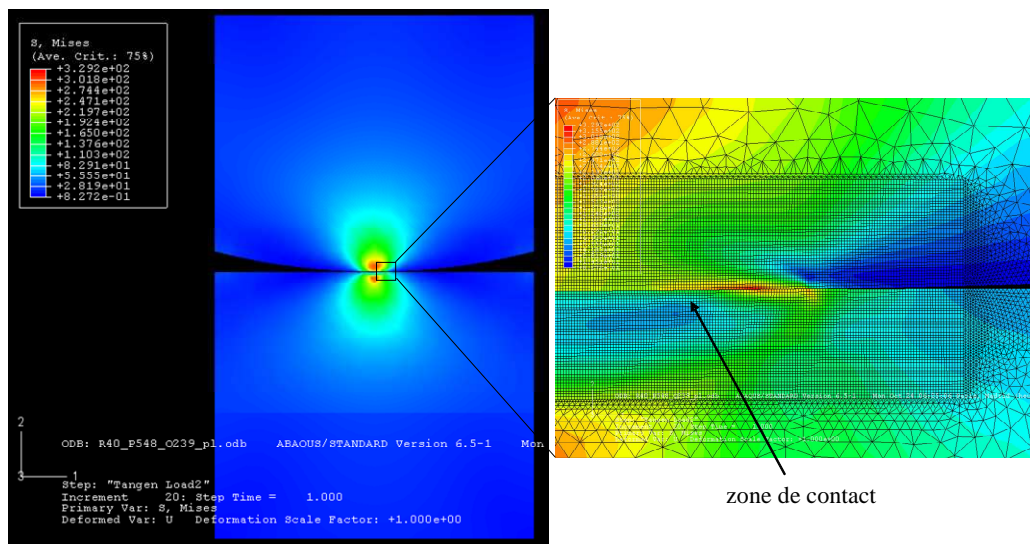


Figure 69 : Modèle FEM de essais Fretting Wear en configuration cylindre/plan
(maillage de la zone de contact $5\mu\text{m}$)

De façon à tenir compte des très forts gradients de contrainte dans l'interface nous avons utilisé un maillage très fin au niveau de l'interface avec des éléments quadratiques de type CPE4 qui permettent de mieux modéliser le comportement plastique du matériau.

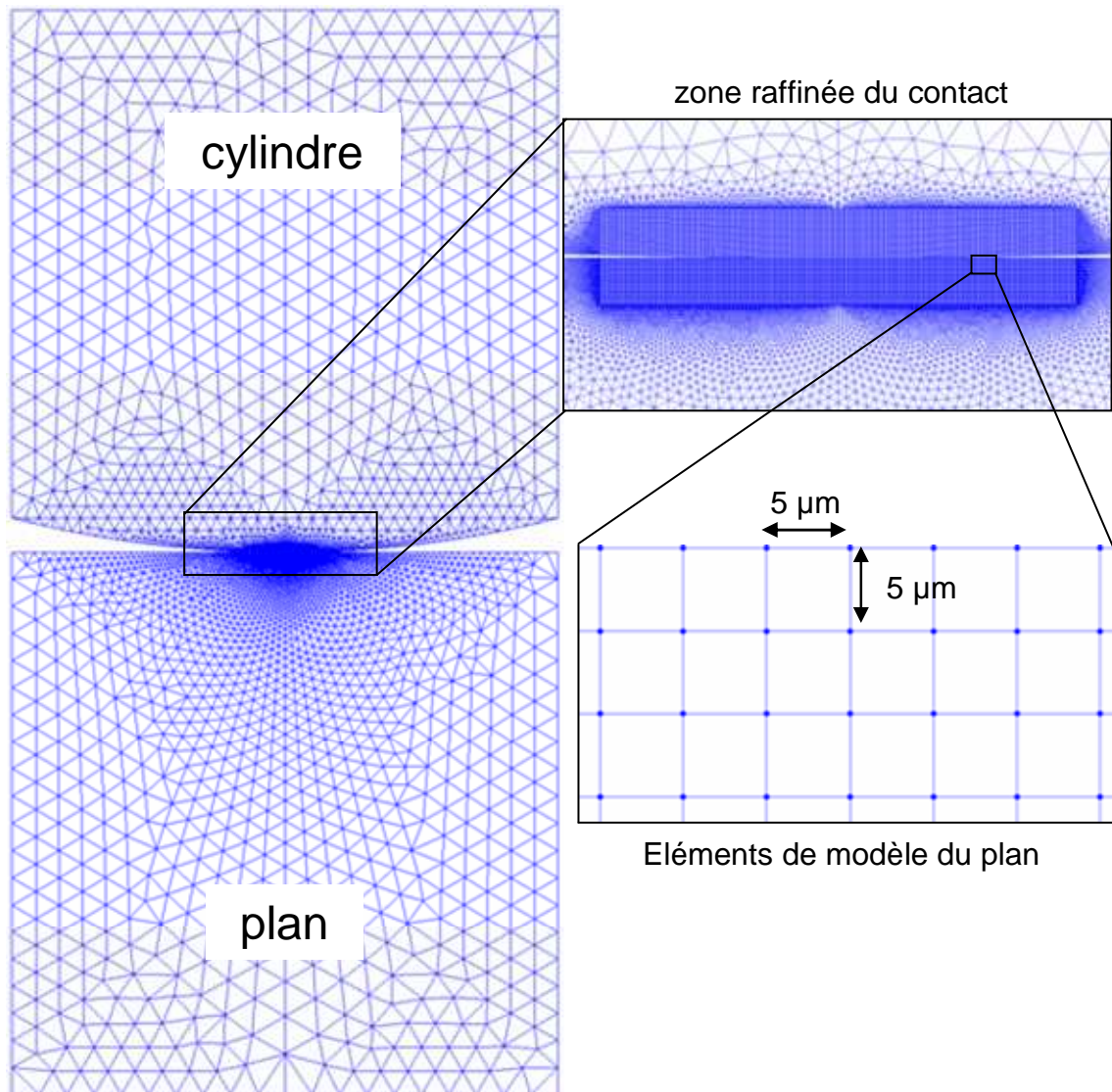


Figure 70: Illustration du maillage utilisé pour modéliser le contact

De façon à réduire la taille du modèle, les parties extérieures à la zone de contact sont maillées à partir d'éléments triangulaires avec d'importants coefficients de réduction. Une première étape a consisté à valider le modèle FEM. Pour cela des calculs élastiques ont été réalisés et comparés avec les formulations de Mindlin et de Hertz (Figure 71).

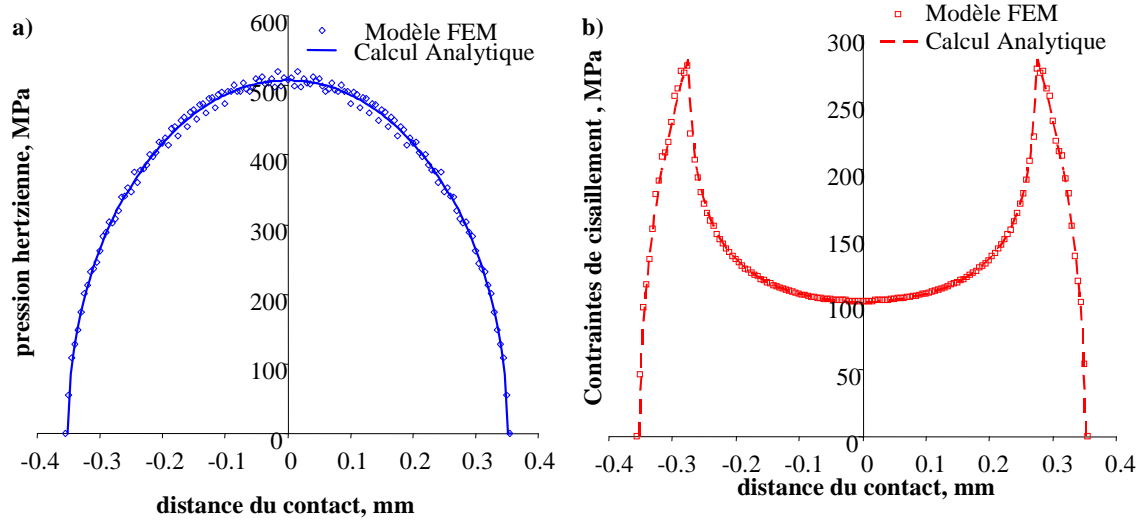


Figure 71 : Comparaison entre le modèle FEM mis en place et les formulations exactes de Mindlin et Hertz, (a) distribution de pression, (b) distribution de cisaillement
($P=280 \text{ N/mm}$, $Q^*=100 \text{ N}$, $R=XX \text{ mm}$)

La Figure 71 confirme la stabilité du modèle FEM mis en place. On retrouve exactement les distributions développées par les formulations analytiques.

Par la suite nous avons implémenté le modèle visco-élasto-plastique du matériau (cf. paragraphe 1.2.3 dans le chapitre 1). Cette implémentation sous Abaqus a été réalisée par Yameogo dans sa thèse en 2004. La prise en compte de la plasticité modifie fortement le comportement du contact. En effet durant les premiers cycles on observe une extension importante de l'aire de contact. Cette modification de l'interface est aussi associée à une évolution significative des distributions de pression et de cisaillement (Figure 72).

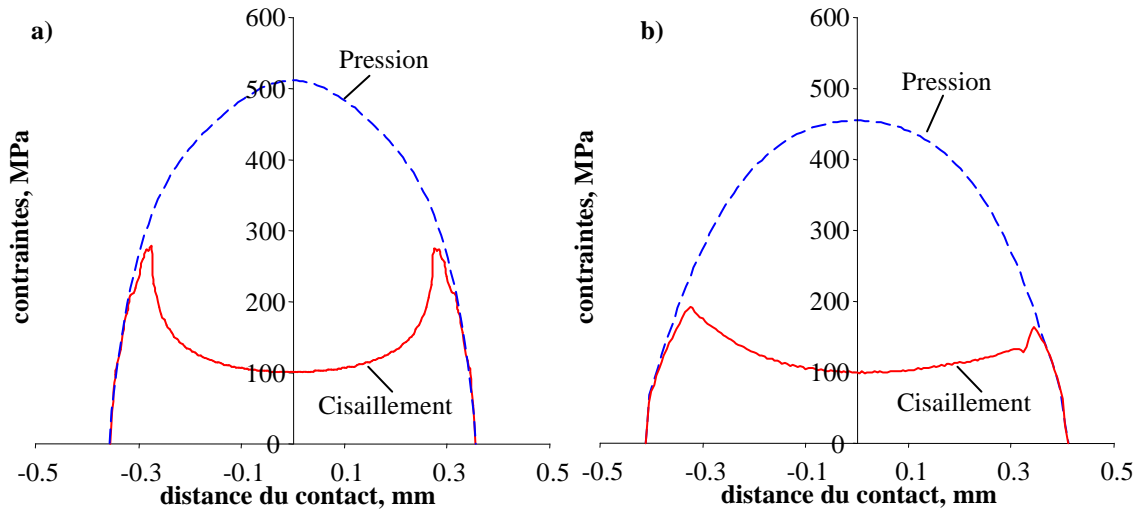


Figure 72 : Impact du comportement plastique sur la distribution des chargements ($R=XX$ mm, $P=280$ N/mm, $Q=99$ N), (a) calcul élastique, (b) modélisation élasto-plastique obtenue après 15 cycles (état stabilisé)

On observe un état stabilisé du contact après un nombre de cycles de l'ordre de 15 à 40 cycles suivant la pression appliquée. Cette stabilisation correspond à un état stabilisé du contact et des contraintes de chargement imposées et aussi à une stabilisation des contraintes imposées sous la surface. En effet on assiste à un double effet de stabilisation associé à l'écroutissage du matériau et à l'augmentation de l'interface (réduction de la pression et du cisaillement) par déformations plastiques de cette dernière. De façon à formaliser la stabilisation on considère l'élément le plus sollicité en plasticité du contact (en surface dans la zone de glissement) et on trace l'évolution de la boucle (σ , ϵ_p) en fonction du nombre de cycles (Figure 73).

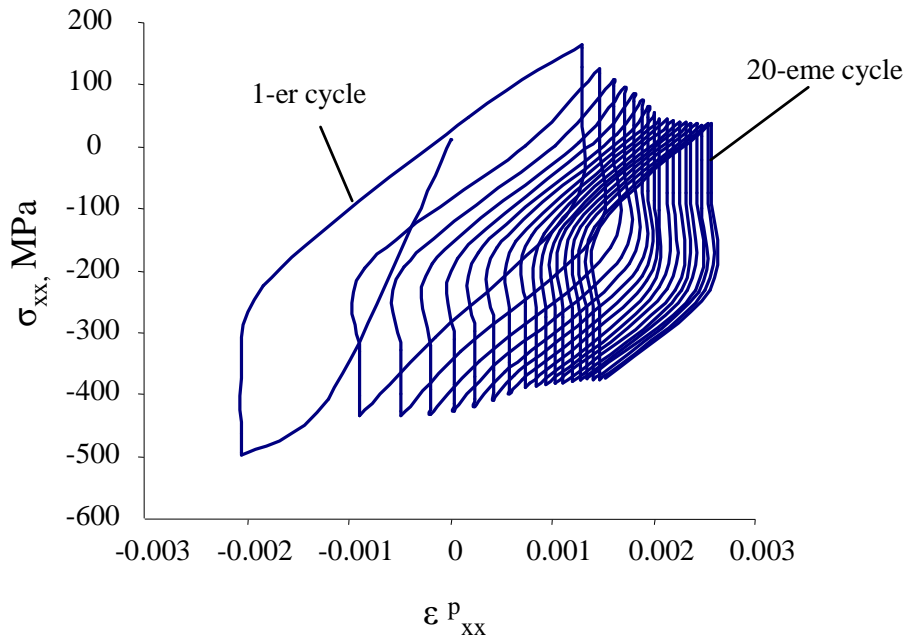


Figure 73 : Evolution des boucles $(\sigma_{xx}, \varepsilon_{xx}^{pl})$ de l'élément le plus sollicité sous l'interface en fonction du nombre de cycles ($R=XX$ mm, $P=280$ N/mm, $Q=99$ N)

On observe une stabilisation, plastique et géométrique, très rapide du contact. Cette cinétique de stabilisation est illustrée par la Figure 74 qui trace l'évolution du ε_p pour l'élément de contact le plus chargé de l'interface. On observe une stabilisation du chargement après seulement 15 cycles. L'amplitude de la déformation plastique décroît de $\Delta\varepsilon_p^{N=1} = 0.0032$ à $\Delta\varepsilon_p^{N=20} = 0.0011$.

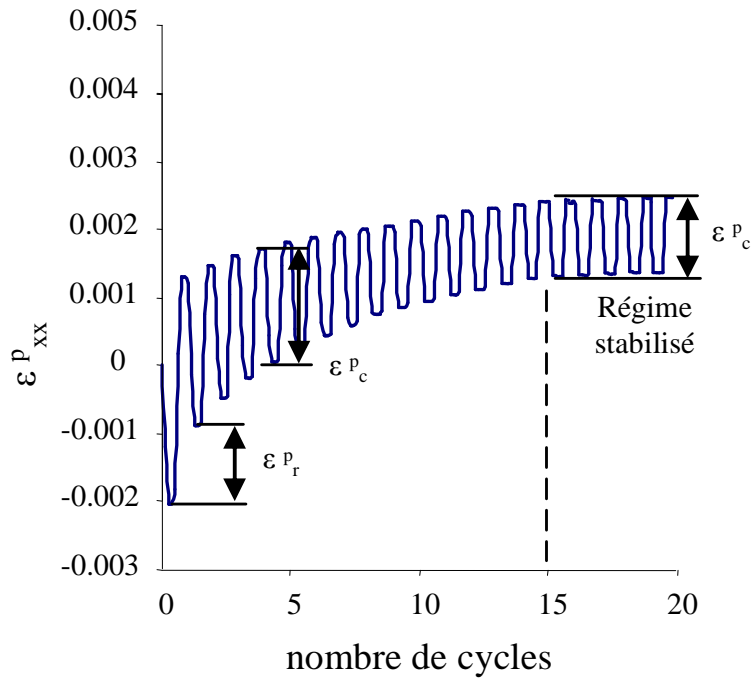


Figure 74 : Illustration de la cinétique de stabilisation plastique et géométrique du contact ($R=XX$ mm, $P=280$ N/mm, $Q=99$ N)

L'application des modèles d'endurance à grands nombres de cycles suppose un état stabilisé du chargement. On considère donc les cycles de chargement à l'état stabilisé c'est-à-dire pour une variation $\frac{\Delta \epsilon_p}{\text{cycles}}$ inférieure à 5 %. Ceci correspond à un nombre de cycle de l'ordre de 15 cycles. Les résultats de l'analyse de la stabilisation de l'interface sont présentés dans le Tableau 6.

Tableau 6: Nombre de cycles de sollicitation à l'état stabilisé pour les conditions des chargements étudiés

Nombre de cycles de sollicitation en fretting wear – modélisation FEM				
	$p_0=450$ MPa	$p_0=500$ MPa	$p_0=600$ MPa	$p_0=700$ MPa
R=XX mm	15	15	20	40
R=XX mm	15	15	20	40

1.10.2 Prédiction du risque d'amorçage

Ayant établi les cycles de chargement stabilisés, on calcule les différents critères d'amorçage précédemment explicités dans le chapitre 2. L'essentiel de notre analyse

portera sur le critère de Crossland cependant les autres critères Dang Van et Papadopoulos seront aussi expertisés.

1.10.3 Impact de l'effet d'échelle

Une première approche consiste à appliquer directement le critère sur le trajet de chargement défini sur les éléments de maillage de l'interface. L'analyse conduite sur la largeur du contact confirme que le point critique se situe en surface, en bordure du contact stabilisé (Figure 75).

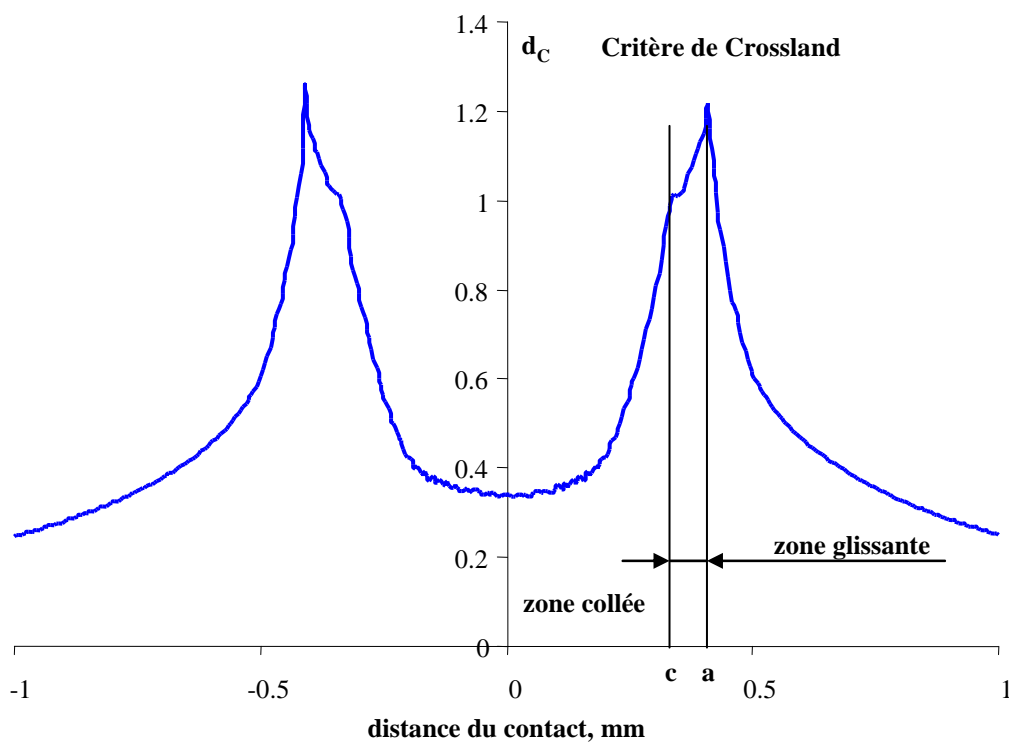


Figure 75: Distribution du critère de Crossland suivant la largeur du contact stabilisé
(analyse sur l'élément de maillage $l=5 \mu\text{m}$)

Considérant ce point particulier, nous avons étendu l'analyse pour l'ensemble des contacts étudiés (Figure 76).

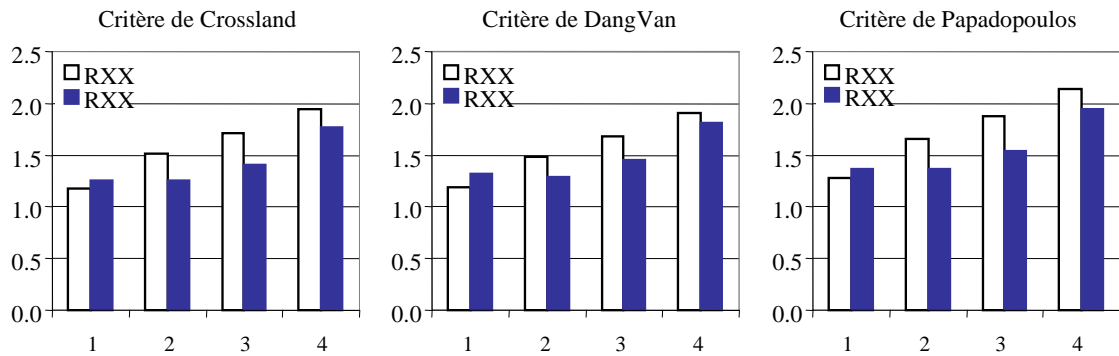


Figure 76: Prédiction du risque d'amorçage des fissures sur le contact stabilisé à partir d'une analyse contrainte sur l'élément de maillage du modèle FEM ($l=5 \mu\text{m}$). Les conditions étudiées correspondent aux conditions seuils d'amorçage expertisées expérimentalement (pression hertzienne 1 - $p_0=450 \text{ MPa}$, 2 - $p_0=500 \text{ MPa}$, 3 - $p_0=600 \text{ MPa}$, 4 - $p_0=700 \text{ MPa}$)

L'analyse des résultats montre que cette méthodologie induit une surestimation du risque d'amorçage. En effet, le contact génère des très forts gradients de contrainte de sorte qu'une analyse trop ponctuelle tend à surestimer l'intensité des chargements imposés au matériau. Pour prendre en compte cet effet, il est nécessaire d'appliquer l'analyse fatigue multiaxiale sur un volume de matériau représentatif. La difficulté est alors d'identifier ce volume. Une première démarche consiste à considérer un volume fixe, équivalent à la taille des grains de la microstructure (Fouvry et al 1998). Nous avons appliqué cette démarche en considérant un volume de matériau fixe $l_v=50 \mu\text{m}$ équivalent à la taille d'un grain de ferrite de la microstructure. Le principe de cette démarche consiste alors à moyenniser un état de contrainte sur ce volume à partir des états de chargements établis en chacun des éléments du maillage (Figure 77).

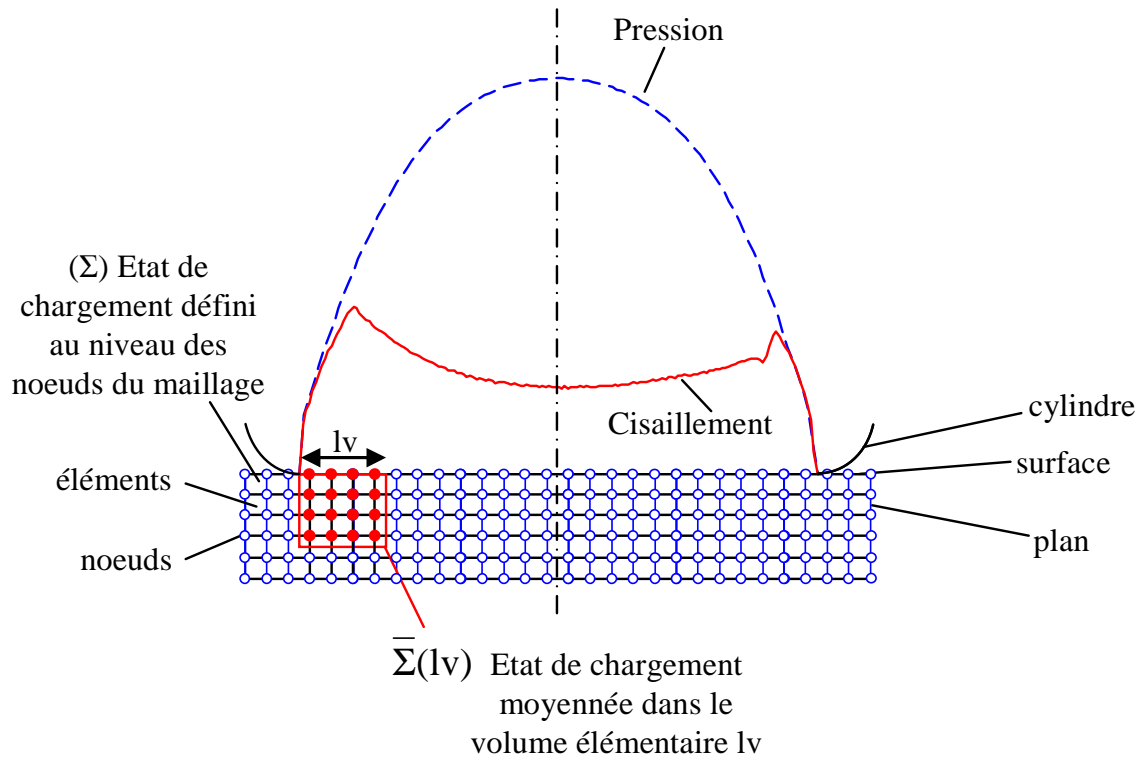


Figure 77: Illustration de la méthodologie de moyennation des chargements mise en place pour prédire le risque d'amorçage dans le contact

La Figure 78 montre que les prédictions obtenues sont mieux centrées sur la condition seuil d'amorçage ($d=1$). Cette méthodologie permet une meilleure prise en compte des effets de gradients des contraintes.

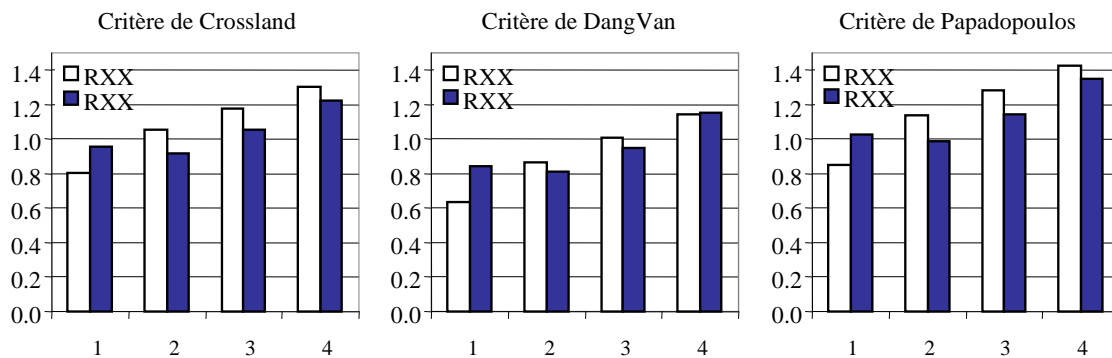


Figure 78: Prédiction du risque d'amorçage des fissures avec une approche de contrainte considérée dans le volume élémentaire $lv=50$, condition de chargement correspondant à la condition d'amorçage des fissures obtenue expérimentalement (pression hertzienne 1 - $p_0=450$ MPa, 2 - $p_0=500$ MPa, 3 - $p_0=600$ MPa, 4 - $p_0=700$ MPa)

Cependant, on constate que l'augmentation de la force normale tend à accroître le risque prévu. De même l'application de différents rayons de contact engendre une importante dispersion des résultats calculés. La dispersion observée montre que la démarche de moyennation, sur un volume fixe en fonction uniquement de la microstructure, n'est pas suffisamment stable. Proudhon et al (Proudhon 2005), ont souligné cet aspect et montré que le volume caractéristique dépend non seulement de la microstructure mais aussi des gradients imposés et indirectement de la taille du contact ou plus exactement de la taille de la zone de glissement $l_s = a_h - c$.

Ils proposent de définir le micro-volume élémentaire à partir de la relation empirique suivante :

$$l_v = \gamma \cdot l_s \tag{39}$$

avec $l_s = a_h - c$, soit :

l_v – longueur définissant le volume élémentaire sur lequel le trajet de chargement est moyenné, l_s – longueur de la zone de glissement, a_h – demi largeur du contact hertzien, γ – constante adimensionnelle associée au matériau (impact de la microstructure) et au critère multiaxial de fatigue considéré.

De façon à établir la constante γ_C propre au critère Crossland une démarche inverse a été mise en œuvre. Elle consiste à établir au travers d'une méthode itérative le volume représentatif l_v pour chaque contact de telle façon que le critère de Crossland prédire le seuil d'amorçage $d_c = 1$ (avec une incertitude de $\pm 2.5\%$) (Tableau 7).

Tableau 7: Résultats des calculs associés à l'identification du volume élémentaire associés au condition d'amorçage des fissures

p_o , MPa	R, mm	Q^*_{th} , N/mm	a_h , μm	c, μm	l_v , μm Crossland	d_c Crossland
450	XX	51	190	140	15	1.021
500	XX	81	235	135	65	0.996
600	XX	111	305	180	105	0.996
700	XX	147	375	225	155	1.002
450	XX	90	370	270	35	1.011
500	XX	99	410	325	30	1.000
600	XX	140	530	405	65	0.997
700	XX	221	695	480	160	1.005

A partir des volumes lv issus des calculs itératifs et des valeurs a_h et c obtenues à partir du calcul FEM du cycle stabilisé, on trace une fonction linéaire $lv = \gamma \cdot ls + \beta$ pour $\beta = 0$ on obtient $lv = \gamma \cdot ls$ alors le coefficient de pont γ calculé par la méthode des moindres carrés représentée γ_C . Finalement on détermine une valeur de $\gamma_C = 0.72$ supposée représentative du matériau. Ayant identifié une variable γ_C représentative une seconde étape consiste à évaluer la stabilité de la démarche. Pour cela on applique une démarche inverse. A partir de la valeur γ_C proposée on détermine pour les différentes conditions étudiées le volume représentatif théorique tel que :

$$lv_{th} = \gamma_C \cdot (a_h - c) \quad (40)$$

Tableau 8: Détermination des volumes représentatifs à partir de la démarche Proudhon et al.

p_o , MPa	R, mm	Q^*_{th} , N/mm	a_h , μm	c , μm	lv_{th} , μm Crossland	dc
450	XX	51	190	140	36	0.882
500	XX	81	235	135	72	0.959
600	XX	111	305	180	90	1.046
700	XX	147	375	225	108	1.113
450	XX	90	370	270	72	0.863
500	XX	99	410	325	61	0.865
600	XX	140	530	405	90	0.937
700	XX	221	695	480	155	1.013

La Figure 79 trace l'évolution des volumes prédits par le modèle lv_{th} en fonction des volumes identifiés par l'analyse itérative sur chaque condition. Une parfaite stabilité du modèle impliquerait la superposition des résultats une droite de pente égale à 1. La dispersion des résultats par rapport à cette droite permet d'évaluer la stabilité de la démarche.

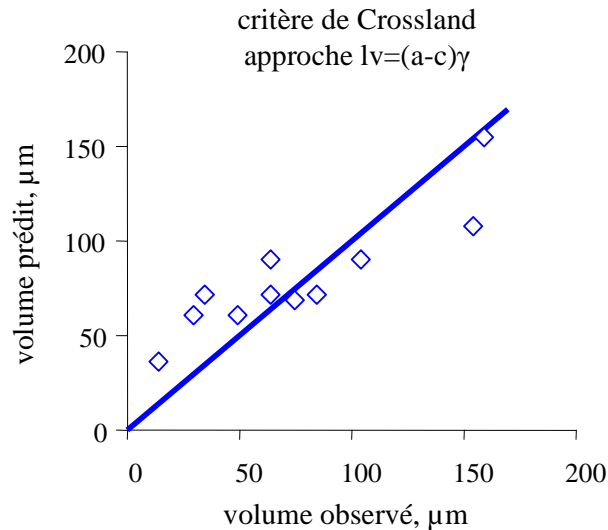


Figure 79: Corrélation entre volume élémentaire observé et le volume prédit par l'approche (Proudhon et al, 2005)

On souligne ici une dispersion encore non négligeable qui montre que la physique associée à l'identification du volume élémentaire demande encore à être optimisée. Nous avons étendu cette analyse aux différents critères étudiés. Ceci nous a permis d'identifier les variables γ associées aux différents critères soit :

Crossland $\gamma_C=0.72$; Dang Van $\gamma_{DV}=0.5$; Papadopoulos $\gamma_P=0.97$.

La Figure 80 souligne toutefois l'important gain en stabilité de la prédiction du risque d'amorçage. Comparées aux résultats obtenus pour un volume constant $lv=50 \mu\text{m}$, les dispersions sont beaucoup plus faibles.

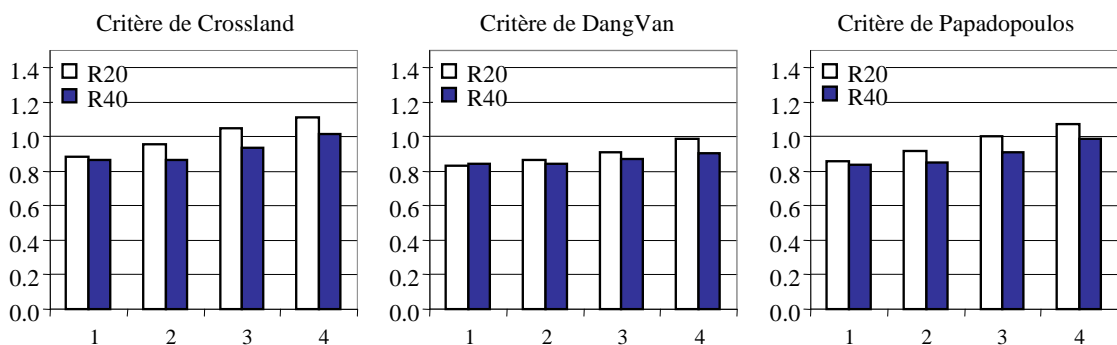


Figure 80: Prédiction du risque d'amorçage des fissures avec une approche de contrainte considérée dans le volume élémentaire variable (approche H. Proudhon et al) (pression hertzienne 1 - $p_0=450 \text{ MPa}$, 2 - $p_0=500 \text{ MPa}$, 3 - $p_0=600 \text{ MPa}$, 4 - $p_0=700 \text{ MPa}$)

L'impact de la variation de pression est réduit et l'écart entre les rayons quasiment négligeables.

1.10.4 Formulation en terme de gradient de contrainte

La prise en compte du gradient de contrainte à partir de la taille de la zone de glissement partiel, est apparue comme un élément déterminant pour la prédiction du risque d'amorçage. En effet, les démarches proposées dans la littérature (Nowell et al. 2003) n'intègrent l'impact de la dimension du contact qu'au travers de la demi-largeur a_h . Ceci n'est plus vrai pour les conditions de glissement partiel en particulier en raison du chargement cyclique de cisaillement. L'analyse mécanique du contact en glissement partiel montre que le chargement cyclique est en fait tributaire de la grandeur $l_s = a_h - c$. On explique ainsi la relative stabilité des prédictions obtenues à partir de la formulation de Proudhon. On retiendra cependant que cette formulation, ne fait pas intervenir l'amplitude du chargement associé. De façon à enrichir cette formulation vis-à-vis de cet aspect, nous considérons les deux variables qui contrôlent l'amorçage, c'est-à-dire le cisaillement $q(x)$ et l'état de tension représenté par la pression hydrostatique p_H .

En considérant le niveau maximal de chargement imposé au niveau de l'interface durant le cycle, on établit la variation spatiale des sollicitations au niveau de la zone de glissement :

$|q(c) - q(a_h)|$ pour le cisaillement et $|P_H(c) - P_H(a_h)|$ pour l'état de tension.

Reprenant la relation de Proudhon et al, on propose la relation empirique suivante :

$$lv = \alpha_c \cdot (a_h - c) \cdot |q(c) - q(a_h)| \cdot |P_H(c) - P_H(a_h)| \quad (41)$$

ou a_h – demi longueur du contact hertzien, c – demi longueur de zone collée du contact, α_c – coefficient associé aux matériaux et critère multiaxial de fatigue utilisé (pour XC38 et critère de Crossland $\alpha_c = X.X \cdot 10^{-6} MPa^{-2}$), q – contraintes de cisaillement durant le trajet de chargement, P_H – pression hydrostatique aux l'extrémités de la zone glissante.

Cette relation pondère la longueur de glissement par les variations spatiales de cisaillement et de pression hydrostatique dans la zone de glissement considérée ($l_s = a_h - c$). On retiendra que la variable ‘matériau’, sans dimension dans la formulation de Proudhon et al, est, dans le cas présent exprimée en MPa^{-2} .

Comme pour l’analyse précédente, pour chacun des contacts étudiés, on détermine les variables $q(c)$, $q(a_h)$, $P_H(c)$, $P_H(a_h)$.

Tableau 9: Résultats du calcul de risque d’amorçage des fissures – nouvelle approche

p_o , MPa	R, mm	P, N/mm	Q^*_{th} , N/mm	a_h , μm	c , μm	$q(a_h)$, MPa	$q(c)$, MPa	$P_H(a_h)$, MPa	$P_H(c)$, MPa
450	XX	114	51	190	140	0	192	101	-177
500	XX	140	81	235	135	0	240	129	-226
600	XX	202	111	305	180	0	265	144	-241
700	XX	274	147	375	225	0	280	171	-264
450	XX	227	90	370	270	0	203	120	-181
500	XX	280	99	410	325	0	191	121	-168
600	XX	403	140	530	405	0	222	133	-201
700	XX	549	221	695	480	0	243	168	-239

En considérant les grandeurs lv expérimentales déduites de l’encadrement de la condition d’amorçage, on détermine la variable α_{Ci} associée au critère de Crossland (Tableau 9) telle que :

$$\alpha_{Ci} = lv_i / (a_{hi} - c_i) \cdot |q_i(c) - q_i(a_h)| \cdot |P_{Hi}(c) - P_{Hi}(a_h)| \quad (42)$$

Comme pour la variable γ on détermine la valeur de la grandeur $\alpha_C = X \cdot X \cdot 10^{-6} \text{MPa}^{-2}$. Comparée aux résultats obtenus par la constante γ la grandeur α présente une très faible dispersion. Cette première comparaison semble confirmer l’idée de la nécessité de prendre en compte l’intensité de la variation des contraintes dans la zone de glissement. En considérant la seule valeur moyenne α_C on détermine à posteriori les volumes représentatifs théoriques associés à chacune des conditions étudiées (Tableau 10).

Tableau 10: Résultats du calcul de risque d'amorçage des fissures – nouvelle approche

p_o , MPa	R, mm	P, N/mm	Q^*_{th} , N/mm	a_h , μm	c, μm	$q(a_h)$, MPa	$q(c)$, MPa	$P_H(a_h)$, MPa	$P_H(c)$, MPa	lv_K , μm	dc
450	XX	114	51	190	140	0	192	101	-177	21	0.988
500	XX	140	81	235	135	0	240	129	-226	66	0.988
600	XX	202	111	305	180	0	265	144	-241	98	1.017
700	XX	274	147	375	225	0	280	171	-264	141	1.033
450	XX	227	90	370	270	0	203	120	-181	47	0.956
500	XX	280	99	410	325	0	191	121	-168	36	0.969
600	XX	403	140	530	405	0	222	133	-201	71	0.984
700	XX	549	221	695	480	0	243	168	-239	164	1.001

La Figure 81 trace l'évolution de la longueur lv_{th} théorique en fonction de celle déduite expérimentalement par itération lv_{exp} .

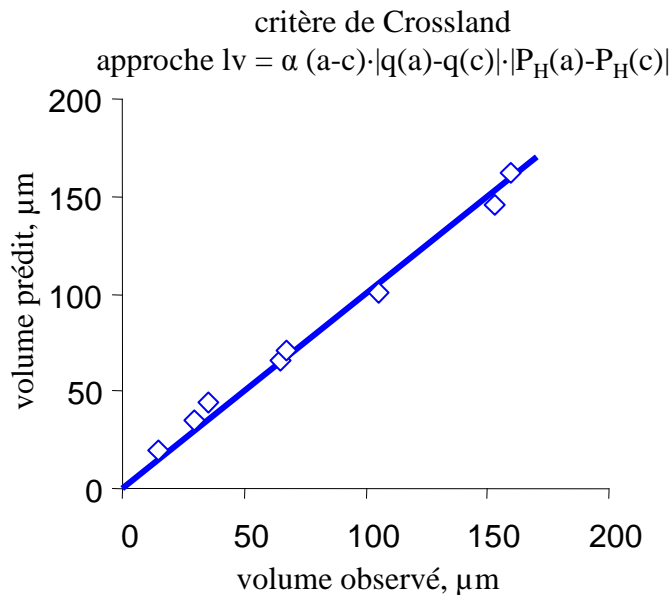


Figure 81: Corrélation entre le volume élémentaire observé et le volume prédit par l'approche « gradients de contraintes » proposée

On observe une très bonne corrélation linéaire avec un écart type de dispersion extrêmement faible. Toujours à partir de cette formulation, on calcule le risque d'amorçage pour chacune des conditions seuil d'amorçage (Tableau 10). Les prédictions obtenues sont extrêmement fiables (Figure 82a). Pour toutes les conditions expertisées on détermine un risque d'amorçage égal à 1.

Nous avons généralisé l'application de cette démarche et identifié pour chacun des critères le paramètre α associé (Tableau 11).

Tableau 11: Valeurs des coefficients matériaux pour la prédiction du risque d'amorçage dans la sollicitation fretting wear (cylindre/plan) pour l'acier XC38

	Critère Crossland	Critère DangVan	Critère Papadopoulos
Approche Proudhon et al $lv=\gamma(a_h-c)$	$\gamma_C=0.72$	$\gamma_{DV}=0.5$	$\gamma_P=0.97$
Approche proposée $lv = \alpha_C \cdot (a_h - c) \cdot q(c) - q(a_h) \cdot P_H(c) - P_H(a_h) $	$\alpha_C = X.X \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-2}$	$\alpha_{DV} = X.X \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-2}$	$\alpha_P = X.X \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-2}$

L'analyse comparative des différents critères (Figure 82) confirme encore une fois la stabilité de la démarche proposée. En particulier tous les critères présentent des stabilités similaires.

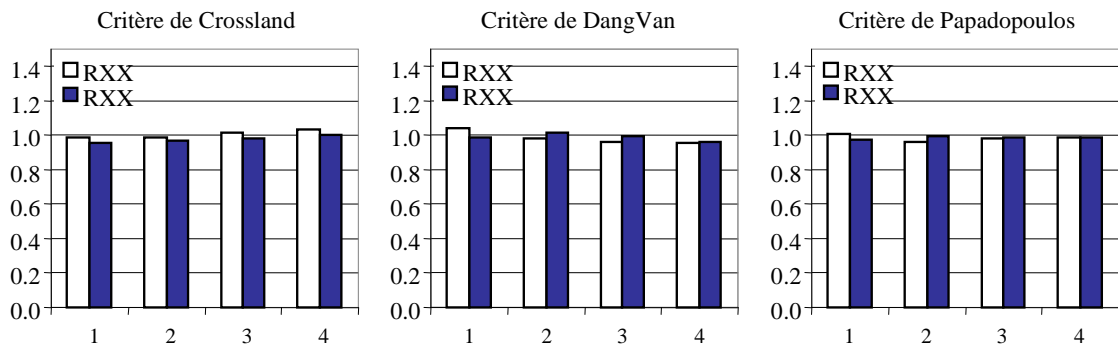


Figure 82: Prédiction du risque d'amorçage des fissures à partir de l'approche de volume élémentaire variable intégrant l'impact des gradient de contraintes dans la zone de glissement ($lv = \alpha_C \cdot (a_h - c) \cdot |q(c) - q(a_h)| \cdot |P_H(c) - P_H(a_h)|$)

Ceci indique que les variations précédemment observées étaient uniquement induites par une mauvaise estimation du volume représentatif et indirectement une mauvaise intégration des gradients de contrainte.

1.10.5 Frontière d'amorçage des fissures en fretting wear

Une dernière illustration de la stabilité du modèle porte sur la modélisation des cartes de réponse des matériaux. La Figure 83 trace les frontières d'amorçage des fissures en glissement partiel pour les rayons $R=XX$ mm et $R=XX$ mm.

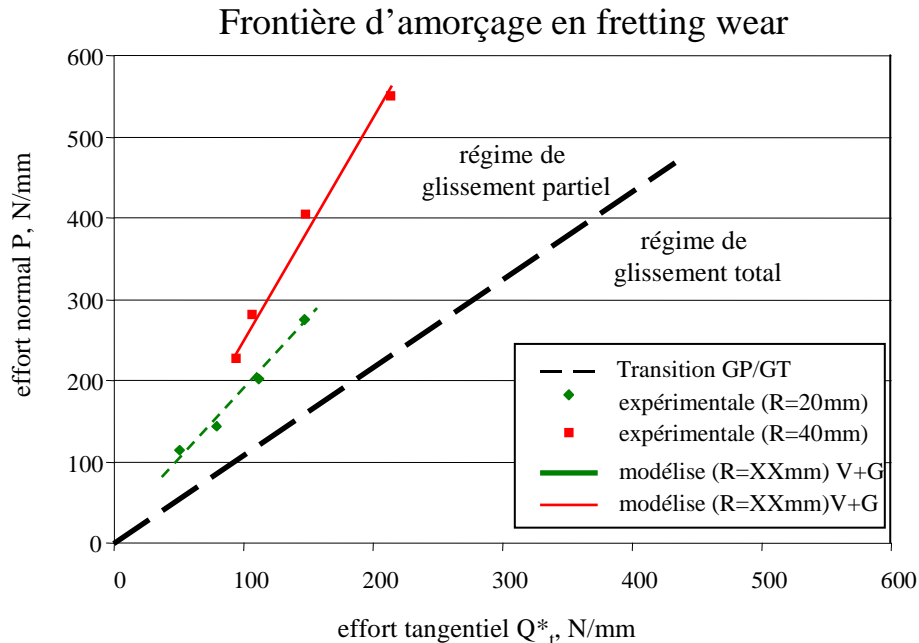


Figure 83 : Carte d'amorçage des fissures en fretting wear (configuration cylindre/plan, critère de Crossland)

On montre que l'application du critère de Crossland, associé à une analyse élasto-plastique du contact et intégrant la prise en compte des gradients de contrainte au travers de la formulation que nous avons introduite de lv , permet une prédiction extrêmement fiable des frontières d'amorçage. Cette formulation permet de tenir compte de la pression ainsi que de l'aire de contact sur l'évolution de la frontière d'amorçage en glissement partiel. Elle permet en particulier de formaliser la pente positive souvent observée dans de nombreux résultats expérimentaux (Xu 2001, Fridrici 2005 et Zhou 2006) que les approches actuelles sont incapables d'appréhender.

La formulation empirique que nous proposons consiste à relier la longueur caractéristique lv_{th} à la dimension de la zone de glissement pondérée par les variations dans ce domaine du cisaillement et de la pression hydrostatique. Elle permet d'intégrer l'impact de la microstructure au travers de la constante α mais aussi et surtout de prendre en compte les gradients de contrainte générés dans le contact en glissement

partiel. Il s'agit d'une formulation empirique spécifique au contact étudié. La stabilité des prédictions obtenues souligne néanmoins la pertinence de cette démarche, autrement dit l'intérêt de considérer les grandeurs variations de cisaillement et variation de pression hydrostatique dans la zone de glissement pour estimer le volume sur lequel le trajet de chargement doit être moyenné afin d'obtenir une prédiction fiable du risque d'amorçage.

L'étude suivante couplant des chargements hétérogènes de fretting et homogènes de fatigue tendra à confirmer cet aspect. Nous retiendrons cependant que pour approfondir ce résultat expérimental, une approche théorique plus aboutie, travaillant sur des grandeurs intrinsèques des invariants, pourrait être mise en place. Toute en confortant la description physique de ce résultat, une telle démarche théorique permettrait une généralisation à différentes géométries de contact voire aux problématiques générales des fortes hétérogénéités de chargement. Ce travail mathématique implique une forte collaboration avec des équipes de mécaniciens théoriques. Malheureusement ce travail n'a pu être conduit dans le cadre de cette thèse mais nous espérons pouvoir la finaliser par la suite.

1.11 Analyse expérimentale de l'amorçage des fissures en fretting fatigue

L'étude conduite pour des chargements de fretting simple nous a permis de mettre en place une démarche combinant une analyse multiaxiale du risque d'amorçage avec une approche 'pondérée' de la détermination du volume représentatif. Cependant, la plupart des problématiques industrielles combinent des chargements hétérogènes de fretting et des sollicitations homogènes de fatigue. L'objectif de ce paragraphe est donc d'étudier les mécanismes d'amorçage en fretting fatigue et d'évaluer comment la démarche mise en œuvre pour des chargements de fretting simples pourrait être étendue aux conditions de fretting fatigue.

1.11.1 Mise en oeuvre des essais de fretting fatigue

Un niveau de pression constant, équivalent aux chargements déterminés dans l'application industrielle, et identique aux sollicitations de fretting simple, a été appliqué : pression Hertzienne maximale $p_{0\max}=450$ MPa. Cette pression équivaut à une force normale fixe égale à $P=230$ N/mm et donne lieu à une demi largeur de contact égale à $a_h=328$ μm . Tous les essais ont été réalisés à la fréquence de 20 Hz. Considérant les résultats obtenus durant l'étude en fretting nous avons appliqué un nombre de cycle constant égal à 1 000 000. L'ensemble des essais a été réalisé à humidité relative ambiante de 25-35 %, la température mesurée étant comprise entre 20 et 25 °C. Afin de faciliter l'analyse mécanique, on choisit d'imposer des chargements de fatigue alternée avec un rapport de charge $R_{(\text{fatigue})}=-1$ et en même temps d'imposer une sollicitation de fretting elle aussi alternée, avec un rapport de charge $R_{(\text{fretting})} = -1$ (Figure 84).

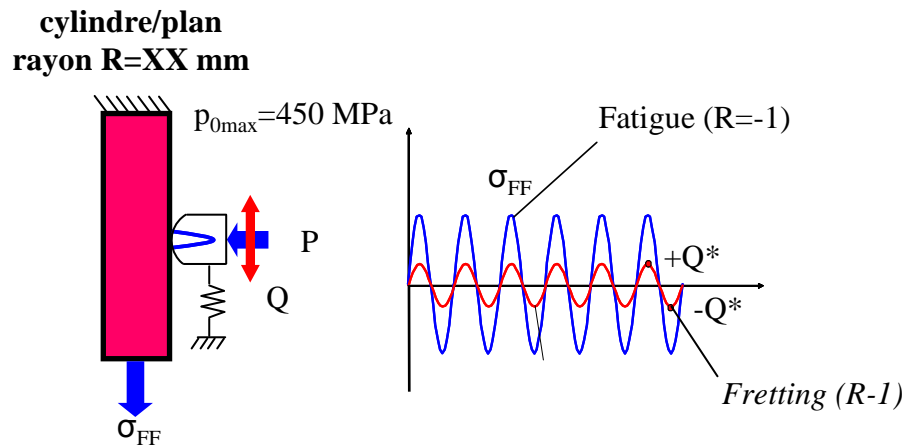


Figure 84 : Rapport de charge dans les essais fretting fatigue mono contact

L'avantage, de pouvoir appliquer une sollicitation de fretting alternée, est de permettre une comparaison directe avec l'étude en fretting wear et d'autre part de faciliter l'analyse mécanique. En effet, les essais classiques de fretting fatigue, ne permettent pas l'asservissement de la sollicitation de fretting, ce qui complique singulièrement le calcul des chargements imposés dans l'interface.

1.11.2 Comportement de l'interface sous chargements de fretting fatigue

Dans un premier temps nous avons cherché à caractériser le comportement tribologique du contact. Ainsi, la mesure de la force tangentielle et du débattement au niveau du contact nous a permis de réaliser des essais de fretting fatigue en débattement variable. En fixant une condition de contact donnée, ($P=232$ N/mm) on augmente progressivement la sollicitation de fatigue ce qui a pour conséquence d'augmenter l'amplitude du débattement au niveau du contact. On obtient ainsi des cycles de fretting $Q(t)=f(\delta(t))$ qui, reportés suivant un axe de temps (nombre de cycles), donne lieu à une bûche pour des sollicitations de fretting fatigue. Comme pour l'analyse en fretting wear, on trace l'évolution du ratio Q^*/P et du critère énergétique de transition A (glissement partiel / glissement total) en fonction du débattement au niveau de l'interface (Figure 85).

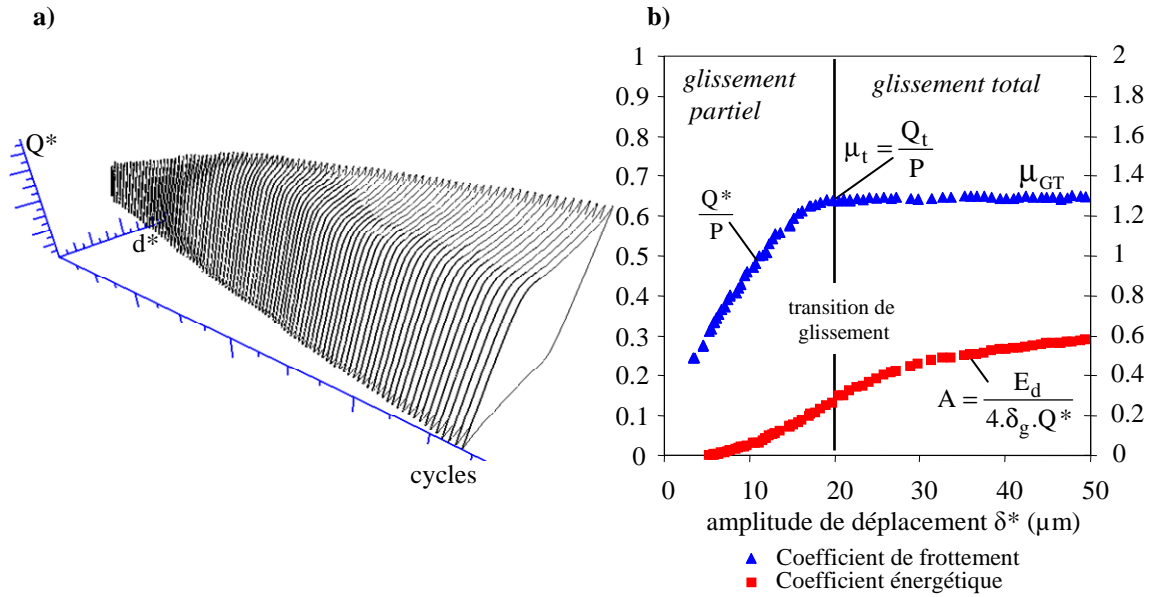


Figure 85: Détermination de la transition entre glissement partiel et glissement total pour des sollicitation fretting fatigue : extension au fretting fatigue de la méthodologie ‘débattement variable’

On détermine ainsi l’amplitude du débattement à la transition de glissement δ_t^* ainsi que les valeurs de coefficient de frottement à la transition $\mu_{t\text{FF}}$ et en glissement total μ_{GSFF} .

Le Tableau 12 compare les résultats obtenus pour des contacts similaires à ceux mis en ouvre pour des chargements simples de fretting et des sollicitations de fretting fatigue.

Tableau 12 : Comparaison du comportement de frottement en fretting simple et fretting fatigue

σ_{FF} , MPa	p_o , MPa	R, mm	P, N/mm	μ_t	μ_{GT}	δ_t^* , μm	Q_t^* , N/mm	Q_{GT}^* , N/mm
-	450	XX	227	0.84	0.73	10.1	194	169
-	500	XX	280	0.9	0.74	15.5	253	211
-	600	XX	403	0.92	0.74	19.7	373	300
-	700	XX	549	0.91	0.71	25.1	498	391
$\sigma_{\text{FF R}=-1}$, MPa	p_o , MPa	R, mm	P, N/mm	μ_{FFt}	μ_{FFGT}	δ_t^* , μm	Q_t^* , N/mm	Q_{GT}^* , N/mm
67.5	450	XX	232	0.55	0.54	6.3	123	125

1.11.3 Excentricité de la zone collée

La Figure 86 montre la trace de fretting fatigue obtenue pour une amplitude de force tangentielle égale à $Q^*=90$ N/mm et une amplitude de contrainte de fatigue égale à $\sigma_{FF}=50$ MPa. On observe un décalage de la zone collée par rapport à l'axe médian du contact. 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 demie-largeur de contact a_h .

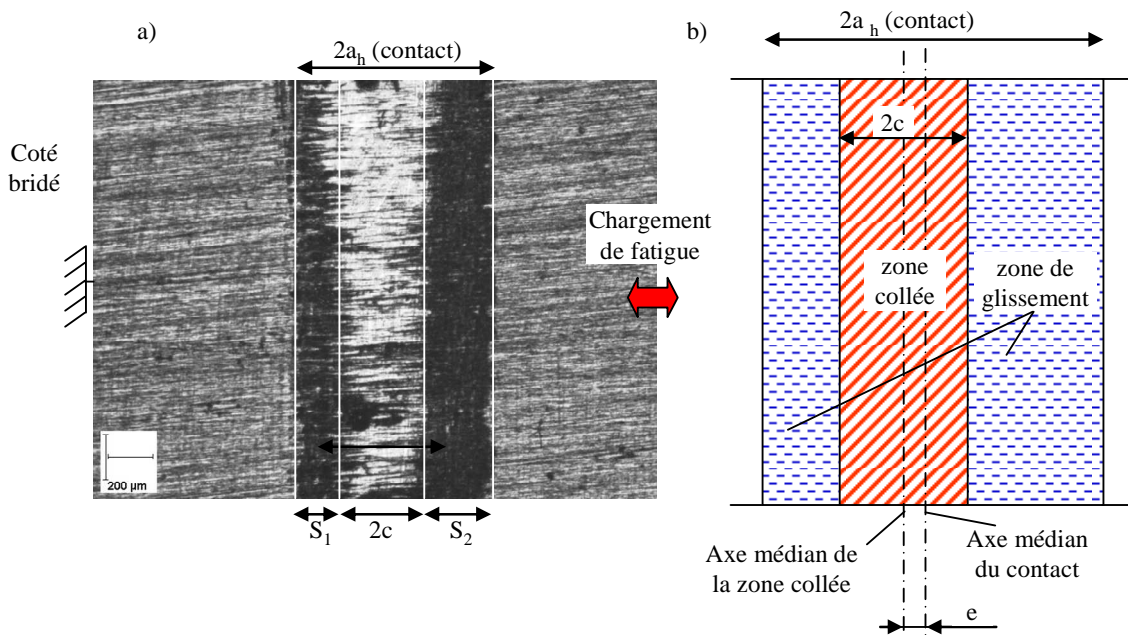


Figure 86: Phénomène d'excentricité de trace de fretting fatigue : (a) – image microscopique d'une trace de fretting après essais fretting fatigue 1 000 000 cycles, (b) – Schéma d'un phénomène d'excentricité de contact

Cette excentricité est associée à une dissymétrie entre la zone de glissement en amont et en aval du chargement de fatigue. L'expertise de la trace étudiée nous donne une valeur d'excentricité de l'ordre de :

$$e = a_h - (S_1 + c) = 439 - (239 + 179) = 21 \mu\text{m} \quad (43)$$

Hills et Nowell (Hills et al 1994) ont largement étudié cet aspect. Ils montrent que cette excentricité est induite par la déformation relative de l'éprouvette soumise au chargement de fatigue (Figure 87).

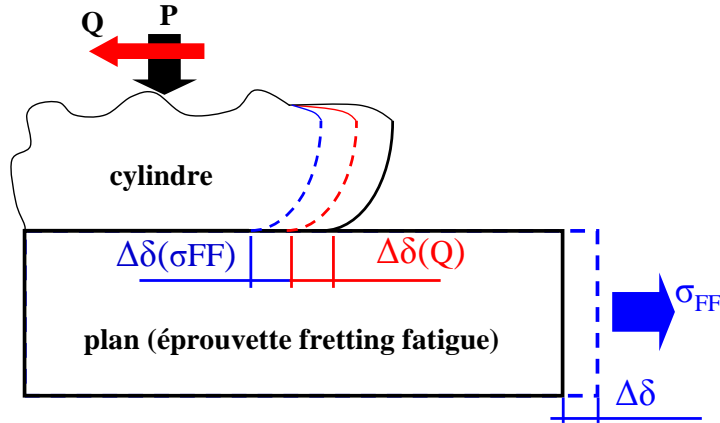


Figure 87: Influence du chargement de fatigue sur la zone de glissement pendant le cycle de fretting fatigue

Considérant une description élastique du contact en fretting fatigue, ils explicitent la valeur de l'excentricité 'e' aux travers des relations suivantes :

$$e = \frac{\sigma \cdot a_h}{4 \cdot \mu \cdot p_0} \quad (44)$$

avec : σ – contrainte de fatigue, a – demi largeur du contact, p_0 –pression hertzienne.

Cette excentricité, de la zone collée, implique que pour un contact tel que $x \in [-a, a]$ la zone collée est comprise entre les positions $x=e-c$ et $x=e+c$.

On rappelle que la demie-largeur de la zone collée est exprimée par la relation :

$$\frac{c}{a_h} = \left(1 - \frac{Q^*}{\mu \cdot P}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (45)$$

La distribution du cisaillement pour cette condition de glissement partiel est alors exprimée par la relation suivante :

$$q(x) = \mu \cdot p_0 \cdot \left(1 - \left(\frac{x}{a_h}\right)^2\right)^{\frac{1}{2}} + q'(x) \quad (46)$$

Où $q'(x)$ représente la perturbation induite par la zone collée. Ainsi dans la zone collée : $x \in [e-c, e+c]$ autrement dit $|x-e| < c$,

$$q'(x) = 0$$

Dans les zones latérales de glissement telles que $x \in [-a_h, e-c]$ et $x \in [e+c, a_h]$ soit $a_h > |x-e| > c$, l'expression de $q'(x)$ est donnée par la relation :

$$q'(x) = -\mu \cdot p_0 \cdot \frac{c}{a_h} \left(1 - \left[\frac{(x-e)}{c} \right]^2 \right)^{1/2} \quad (47)$$

On retiendra que cette formulation reste valide uniquement pour $e + c \leq a$ soit :

$$\frac{\sigma \cdot a_h}{\mu \cdot p_0} \leq 4 \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{Q^*}{\mu \cdot P} \right)^{1/2} \right] \quad (48)$$

L'application numérique pour la condition étudiée donne une valeur égale à $e_{FFA} = 9.8 \mu\text{m}$ (Tableau 13).

L'analyse de Nowell et Hills est élastique et ne permet pas de prendre en compte le comportement élasto-plastique du matériau. Des calculs FEM, intégrant le comportement visco-élasto-plastique du matériau ont été réalisés. On observe une extension conséquente de l'aire de contact liée aux déformations plastiques activées par les chargements de fatigue et de fretting. L'analyse des profils de cisaillement obtenus donne une excentricité de l'ordre de $e_{FFB} = 20 \mu\text{m}$.

Tableau 13 : Comparaison de calcul d'excentricité de la zone collée en fretting fatigue

($P = 232 \text{ N/mm}$, $\sigma_{FF} = 50 \text{ MPa}$, $Q^* = 82 \text{ N/mm}$, $a_h = 320 \mu\text{m}$)

Excentricité de la zone collée 'e'		
Calcul élastique, e (μm)	Calcul élasto-plastique, e (μm)	Résultat expérimental, e (μm)
9.8	20	21

On retiendra que pour ces conditions l'écart entre le calcul analytique et l'analyse FEM élasto-plastique est important et que la valeur d'analyse FEM correspond au résultat expérimental.

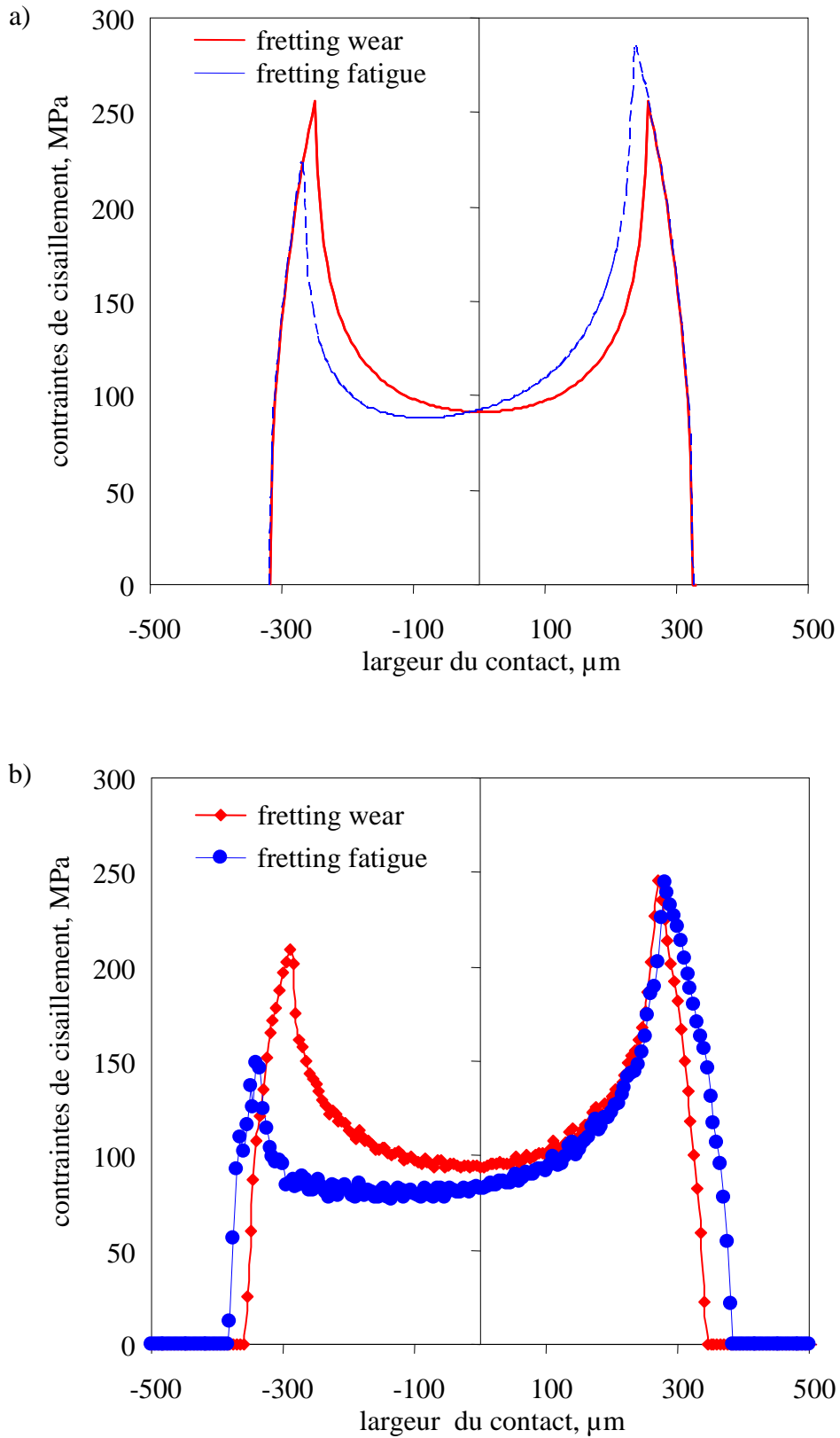


Figure 88: Distributions des contraintes de cisaillement générées dans les contacts soumis à des chargements de fretting wear et de fretting fatigue ($R=XX\text{ mm}$, $p_0=450\text{ MPa}$, $Q^*=80\text{ N/mm}$ et $\sigma_{FF}=100\text{ MPa}$), (a)-analyse élastique, (b)-analyse élasto-plastique

1.12 Approche prédictive de l'amorçage des fissures en fretting fatigue

Ayant établi expérimentalement l'impact relatif du fretting et de la fatigue sur les conditions d'amorçage des fissures, notre objectif est d'évaluer dans quelle mesure il est possible de prédire le seuil d'amorçage des fissures en fretting fatigue.

1.12.1 Modélisation Eléments Finis du contact cylindre/plan en fretting fatigue

A partir du code mis en place pour l'étude des chargements en fretting simple, nous avons réalisé le modèle de essais fretting fatigue mono contact étudié expérimentalement (Figure 89) en respectant en particulier l'ensemble des conditions limites de l'essai. On retiendra que les chargements de fretting sont pilotés indépendamment de façon à reproduire exactement le cycle de chargement expérimental.

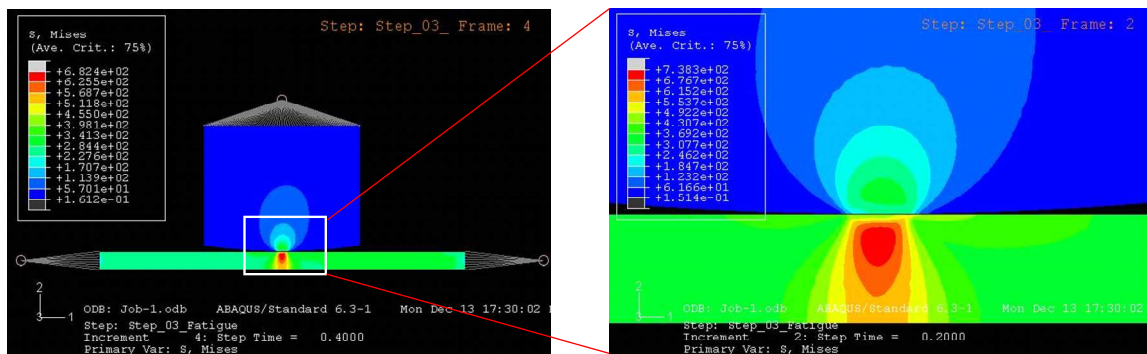


Figure 89 : Modèle Eléments Finis de l'essai fretting fatigue mono contact

1.12.2 Prédiction de l'amorçage pour des chargements de fretting fatigue

Comme pour l'analyse en fretting, après stabilisation du contact élasto-plastique nous appliquons différents critères multiaxiaux. La Figure 90 trace l'évolution des différents critères en surface du contact. On remarque que le décalage de la zone collée induit une dissymétrie de la distribution des critères d'amorçage.

On note en particulier que le risque maximal se situe en bordure de contact du côté de l'application du chargement de fatigue.

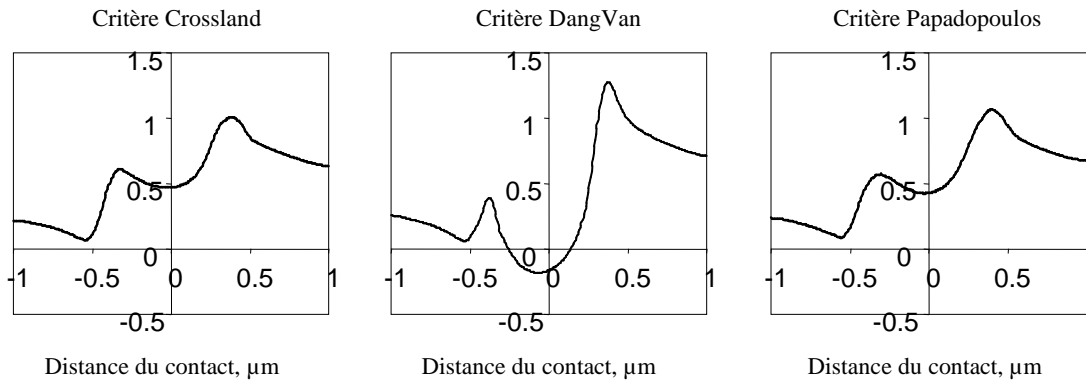


Figure 90 : Distribution des risques d'amorçage en surface du contact pour un chargement de fretting fatigue ($P=232 \text{ N/mm}$, $Q^*=80$, $\sigma_{FF}=100 \text{ MPa}$).

Ce résultat confirme les observations expérimentales ainsi que les conclusions de Rajasekaran et Nowell 2006, Navarro et al. 2006.

Pour établir une prédiction fiable du seuil d'amorçage nous appliquons la démarche introduite précédemment basée sur la détermination d'un volume représentatif 'pondéré', intégrant l'impact de la microstructure mais aussi les gradients du cisaillement et de la pression hydrostatique dans la zone de glissement.

$$lv = \alpha_C \cdot (a_h - c) \cdot |q(c) - q(a_h)| \cdot |P_H(c) - P_H(a_h)| \quad (49)$$

Ainsi, pour les trois conditions de fatigue étudiées $\sigma_{FF}=50, 100$ et 120 MPa nous trouvons respectivement $lv=59, 67$ et $67 \mu\text{m}$.

Dans la mesure où le chargement de fatigue est homogène, seul le chargement hétérogène de contact intervient dans la détermination de la grandeur lv .

La Figure 91 compare les prédictions obtenues par les 3 critères étudiés, ceci pour les trois chargements de fretting fatigue expertisés. On remarque une bonne stabilité des prédictions obtenues.

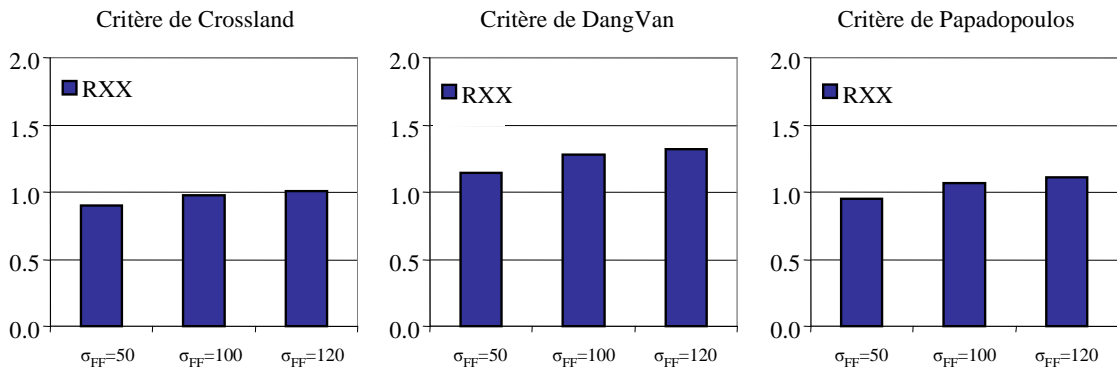


Figure 91: Prédiction du risque d'amorçage des fissures en fretting fatigue basée sur la définition d'un volume élémentaire variable liée au gradient des contraintes dans la zone glissante (σ_{FF} , MPa, $R=-1$)

On observe juste une légère augmentation du risque prévu avec les contraintes de fatigue imposée. Cette tendance, assez marquée pour le critère de Dang Van, est pratiquement négligeable pour les critères de Crossland et de Papadopoulos. De fait cette analyse qui combine un chargement homogène de fatigue et hétérogène de fretting souligne la problématique de la prédiction des risques d'amorçage des fissures pour des chargements combinés. Des recherches plus approfondies, impliquant différentes configurations de chargements permettraient de mieux appréhender ces aspects.

En conclusions, on montre que la démarche empirique que nous proposons, qui reste à approfondir d'un point de vue physique, permet une prédiction relativement fiable du risque d'amorçage en fretting fatigue. On remarque que le critère de Papadopoulos permet une meilleur 'centrage' des prédictions sur les valeurs seuils. En effet, le critère de Crossland présente une tendance 'optimiste' alors que le critère de Dang Van est systématiquement pessimiste (prédiction supérieure à 1). En revanche dans le cadre d'un dimensionnement sécurisé, l'application du critère de Dang Van présente l'avantage de fournir un résultat plus conservatif.

1.12.3 Introduction et formalisation d'un concept de carte d amorçage en fretting fatigue

Reprenant la démarche mise en œuvre pour l'étude de la fissuration sous chargements simples de fretting fatigue, nous avons cherché à identifier pour les différents niveaux de sollicitation de fatigue le seuil d'amorçage associé à un chargement critique de fretting (σ_{FF1} , Q^*_{FF1}), (σ_{FF2} , Q^*_{FF2}), ...

L'application extensive de cette démarche, rendue possible par la mise en place d'un essai adopté nous permet de dissocier les chargements de fretting vis-à-vis des chargements de fatigue, et d'introduire le concept de carte d'amorçage en fretting fatigue (Fouvry et al. 2006). Ainsi, pour le contact étudié on identifie la frontière seuil d'amorçage des fissures (Figure 92).

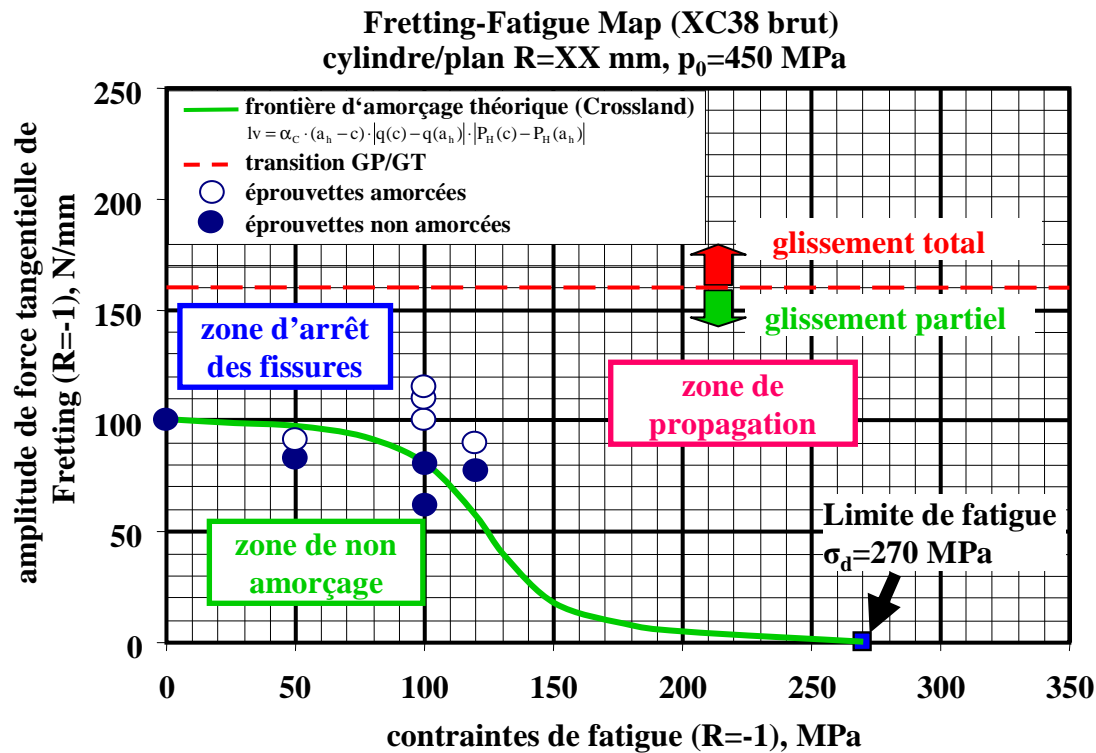


Figure 92 : Frontière expérimentale d'amorçage des fissures en sollicitations complexes fretting et fatigue

Cette représentation combinant l'impact des chargements de fatigue et de fretting, nous permet de définir un domaine de non-amorçage et un domaine d'amorçage des fissures. Nous pouvons en déduire qu'un couple de chargement fretting fatigue (σ_{FF} , Q^*_{FF}) situé en dessous de la frontière d'amorçage, c'est-à-dire dans le domaine de sécurité, sera par définition une condition de non endommagement. En considérons la démarche prédictive de la condition d'amorçage combinant une approche multiaxiale et la prise en compte de l'effet d'échelle telle que nous l'avons explicitée, il est alors possible de modéliser la frontière de non amorçage. Ainsi, cette modélisation, fondée sur le critère de Crossland (critère présentant la meilleure stabilité dans le cas présent) peut être comparée avec les résultats expérimentaux obtenus (Figure 92). On observe une très

bonne corrélation qui confirme la démarche prédictive en terme d'amorçage des fissures.

En revanche, un couple de chargement situé au-delà de ce seuil impliquera un amorçage de fissure. La question alors, sera d'établir les conditions de l'évolution de cet endommagement. Autrement dit, dans quelle mesure une fissure amorcée va se propager ou pas ? Cette question sera abordée dans le prochain chapitre. D'un point de vue pratique, ces résultats sont extrêmement importants pour l'assemblage axe/roue. En effet, l'analyse conduite par Yameogo 2004 montre qu'après calage à la presse, le chargement cyclique de fatigue se stabilise à ± 120 MPa. L'expertise des axes met en évidence la présence des fissures qui amorcées, se propagent avant de s'arrêter pour des longueurs inférieures à $l_{\max} < 1050 \mu\text{m}$. Nous en déduisons que les conditions opératoires (fretting fatigue) du système industriel étudié se situe au-delà du seuil d'amorçage mis en évidence par cette étude. En revanche cela souligne que si il y a eu amorçage le chargement imposé n'implique par la propagation jusqu'à rupture et donc qu'il existe une seconde frontière d'endommagement associée à un seuil d'arrêt de fissuration.

Chapitre 5

**Analyse expérimentale de la propagation des fissures
sous chargement de fretting wear et fretting fatigue**

1.13 Étude expérimentale de la propagation des fissures en sollicitations de fretting wear

Ayant établi la condition d'amorçage des fissures en sollicitation fretting nous abordons l'étude de la propagation des fissures en fonction des chargements appliqués (pression maximale et cisaillement dans le contact). L'analyse de la propagation des fissures s'effectuera pour des conditions de chargement hertziennes identiques à celles mises en œuvre pour l'analyse de l'amorçage des fissures : deux rayons de cylindre $R=XX$ mm et $R=XX$ mm, et quatre niveaux de pression $p_{0max}=450, 500, 600,$ et 700 MPa seront considérés.

1.13.1 Détermination des longueurs de fissuration

L'ensemble des essais expérimentaux associés à l'étude de la propagation est effectué en régime de glissement partiel pour des chargements tangentiels (Q^*) appliqués dans le contact supérieur au chargement du seuil d'amorçage (Q^*_{th}) mais inférieur au chargement induisant la transition de glissement (GP/GT) (Q^*_t). L'expertise des traces de fretting confirme que les fissures apparaissent au bord du contact dans la zone de glissement (Figure 93) et se propagent vers le centre du contact (Figure 94).

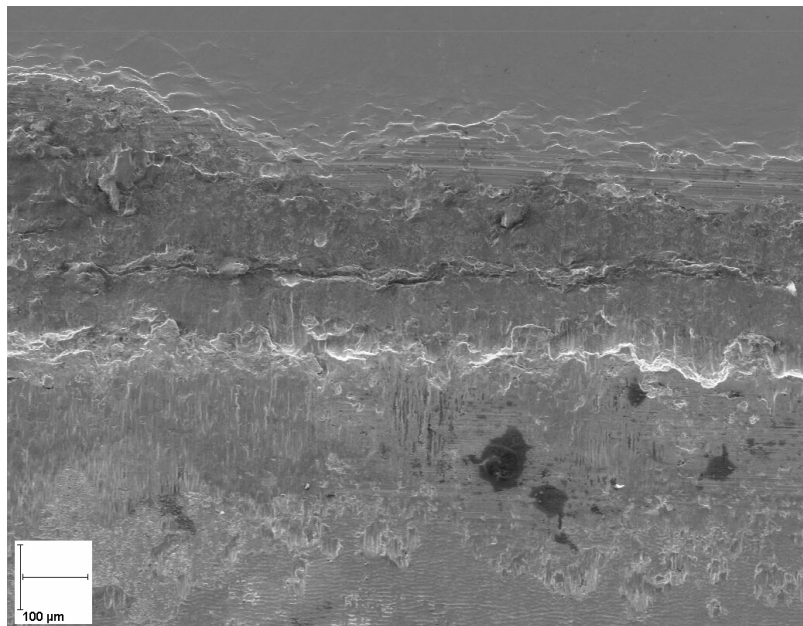


Figure 93: Image MEB d'une trace de fretting, fissure en bordure du contact cylindre/plan

Après chaque essai, une découpe est réalisée au centre de la génératrice du contact. Après polissage des surfaces, l'observation en "cross section" permet de caractériser la fissuration tant vis à vis de la longueur (a) que de l'angle de propagation. L'ensemble des expertises confirme un angle de propagation compris entre 25° et 35° par rapport à la normale de la surface (Figure 94).

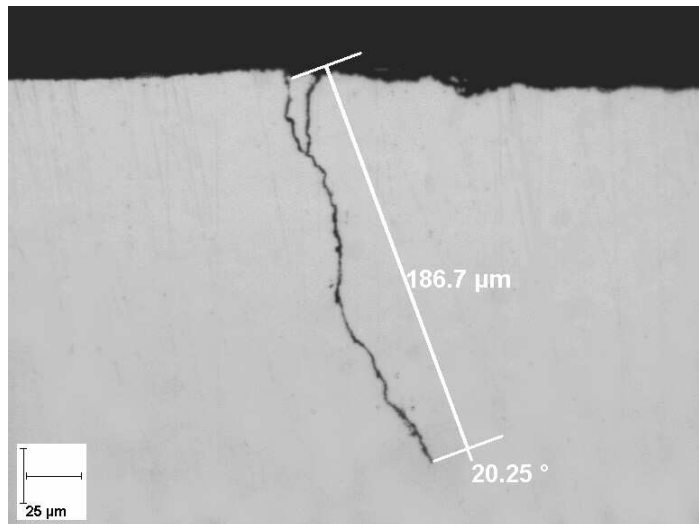


Figure 94 : Caractérisation d'une fissuration en bordure du contact

1.13.2 Développement d'une approche expérimentale

Une première étape a consisté à établir les cinétiques de propagation et surtout à caractériser la condition d'arrêt de propagation, condition qui est systématiquement observée pour des chargements simples de fretting.

Le principe de l'étude consiste à choisir une condition de sollicitation qui induise la fissuration et à imposer différents nombres de cycles de façon à estimer la cinétique de propagation. La mesure des longueurs de fissuration nous permet ainsi de suivre l'évolution de la fissuration en fonction du nombre de cycles. La Figure 95 présente les résultats expérimentaux de l'analyse de cinétique de propagation.

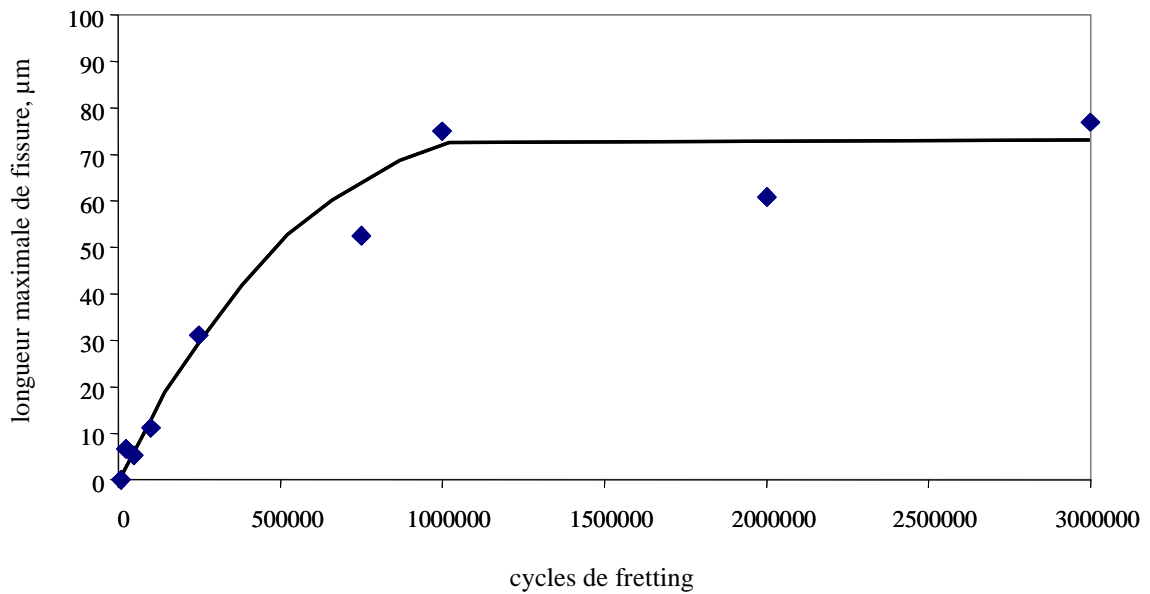


Figure 95 : Evolution de la fissuration en fonction du nombre de cycles imposé pour une condition de fretting wear fixée ($R=XX$ mm, $p_{0max}=700$ MPa, $Q^*=280$ N/mm)

L'amorçage des fissures débute après quelques milliers de cycles, nous avons montré dans le chapitre précédent que pour étudier l'amorçage il suffit d'essais de 250 000 cycles. Cependant, pour bien identifier les conditions d'arrêt de fissuration, on observe qu'il est nécessaire de mener des essais jusqu'à 1 000 000 de cycles.

On remarque que la fissuration progresse rapidement au début du chargement puis se stabilise à partir de 1000000 de cycles donnant lieu à une longueur de l'ordre de 75 μm pour le chargement étudié. On met très clairement en évidence le phénomène d'arrêt de fissuration. En effet, au-delà d'une certaine profondeur, le chargement de contact devient négligeable de sorte que la fissuration s'arrête inévitablement. (NB : En revanche, on peut supposer qu'en imposant un chargement extérieur de fatigue, cette propagation puisse se prolongée).

1.13.3 Analyse expérimentale de la condition d'arrêt de propagation des fissures

Les Figure 96 et Figure 97 présentent les résultats d'analyse de la propagation des fissures en fretting wear. On observe que les longueurs de fissure sont fonction de l'amplitude de la force tangentielle et indirectement du chargement de cisaillement

appliqué. Les fissures les plus longues sont observées pour des amplitudes de force tangentielle légèrement inférieures à l'amplitude de transition (GP/GT).

En effet, le contact à la transition de glissement est relativement instable et l'activation ponctuelle de glissements locaux. Notre étude concerne essentiellement l'état stabilisé de la sollicitation de fretting pour de très grands nombres de cycles, là où on l'observe l'arrêt de propagation des fissures. Ainsi, l'analyse a porté sur des durées d'essai de 10^6 cycles.

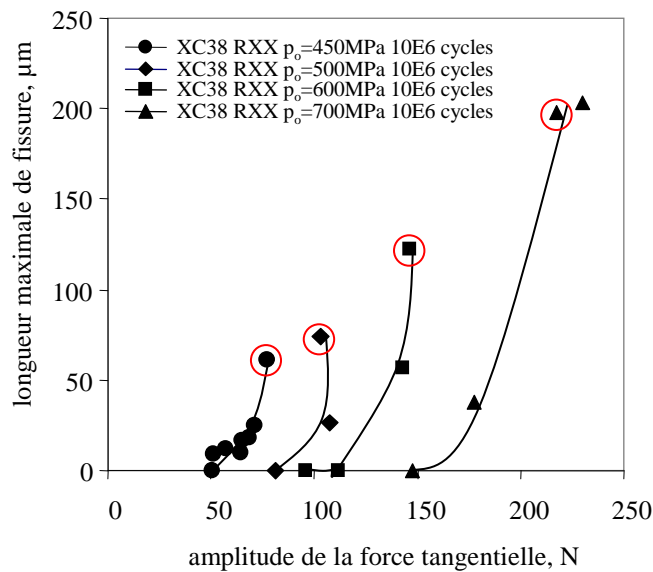


Figure 96: Résultats expérimentaux de l'amorçage et de la propagation des fissures en glissement partiel, configuration cylindre/plan pour un rayon de cylindre $R=XX\text{mm}$

On observe que la longueur maximale de propagation dépend avant tout du chargement tangential appliqué dans le contact, mais aussi de la pression hertzienne. Ainsi, pour la même amplitude de force tangentielle, on peut noter que pour une pression plus importante, la longueur de fissure diminue. Autrement dit la propagation des fissures peut être réduite par l'application d'une pression plus importante.

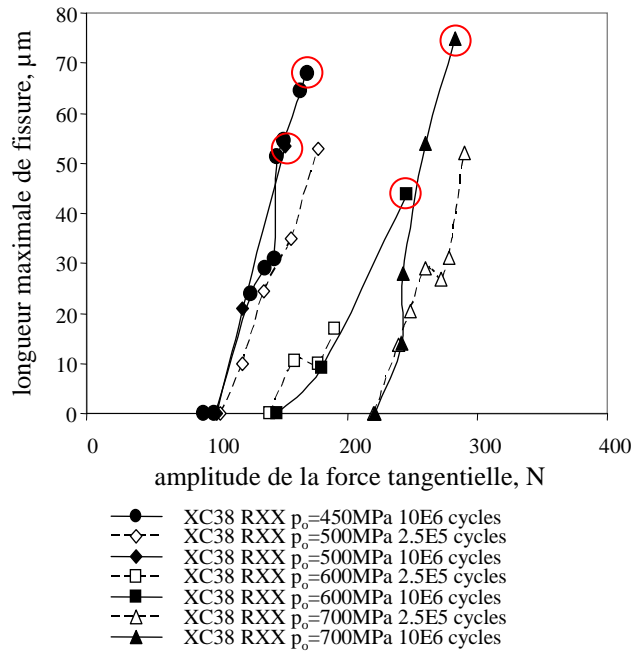


Figure 97: Résultats expérimentaux de l'amorçage et de la propagation des fissures en glissement partiel, configuration cylindre/plan pour un rayon de cylindre $R=XX\text{mm}$

Les résultats expérimentaux confirment aussi l'impact de la taille du contact sur la propagation des fissures. Pour le contact plus important on observe un retardement de la propagation des fissures. Les effets couplés de la pression et de la taille du contact sont en fait directement associés à l'extension sous l'interface des domaines soumis à des états compressifs. On retiendra en particulier qu'une augmentation de la pression, en favorisant un chargement tangential donne l'extension des fissurations.

1.14 Approche prédictive de la condition d'arrêt de propagation des fissures

L'objectif de cette étude est de voir comment en transposant des modèles conventionnels, il est possible de prédire la propagation des fissurations sous sollicitations de fretting (cinétique de fissuration et condition d'arrêt de fissuration).

Une approche basée sur l'analyse de la concentration des contraintes a ainsi été mise en oeuvre. Elle porte sur le calcul des Facteurs d'Intensité de Contraintes (FIC) selon le chemin de propagation des fissures. On associera la condition seuil d'arrêt de fissuration pour une variation de facteur d'intensité de contraintes calculé en pointe de fissure ΔK inférieur à un ΔK_{seuil} .

1.14.1 Calcul du Facteur Intensité Contraintes

Parmi différentes méthodes pour le calcul du FIC il est apparu que la méthode d'interpolation par les Fonctions de Poids à partir d'un champ de contraintes généré par des calculs éléments finis est apparu comme la plus efficace et la plus pertinente.

1.14.1.1 Méthode de interpolation par la Fonction de poids

La méthode des fonctions de poids est un moyen de calculer le facteur d'intensité de contraintes. Cette méthode semi-analytique a été introduite par Hans F. Bueckner. Le principe des fonctions de poids est de considérer une structure sans fissure, de considérer un chemin le long duquel on suppose une fissure, puis de relever les contraintes le long de ce chemin. Selon l'orientation du chemin et les sollicitations extérieures, la fissure virtuelle sera sollicitée en mode 1 et/ou en mode 2. Le mode de sollicitation donne alors l'information sur le type de fonctions de poids à choisir. La fonction de poids étant choisie, celle-ci vient pondérer le champ de contraintes le long du chemin.

Dans le cas d'une fissure droite débouchante à la surface, la fonction de poids d'après Hans F. Bueckner est la suivante :

$$M(t) = t^{-\frac{1}{2}} \left[1 + m_1 * \frac{t}{h} + m_2 * \left(\frac{t}{h} \right)^2 \right] \quad (50)$$

avec h – la longueur totale de la fissure, t – la variable parcourant la fissure, H – la différence entre la largeur du massif et la longueur de fissure totale.

Ces notations sont illustrées sur la Figure 98.

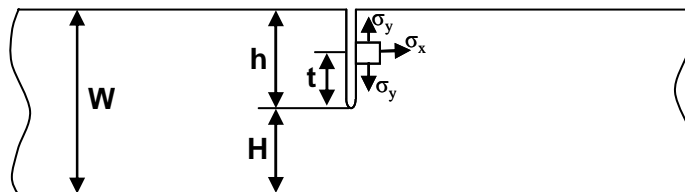


Figure 98 : Définition des variables pour l'étude d'une fissure par la méthode des fonctions de poids.

m_1 et m_2 sont des constantes dépendantes du rapport $r = h/w$. On suppose que la longueur totale de la fissure h n'est pas infinie. Les expressions de ces deux paramètres sont alors les suivantes :

$$m_1 = A_1 + B_1 r^2 + C_1 r^6 \quad (51)$$

et

$$m_2 = A_2 + B_2 r^2 + C_2 r^6 \quad (52)$$

où

$$\begin{aligned} A_1 &= 0.6147 & B_1 &= 17.1844 & C_1 &= 8.7822 \\ A_2 &= 0.2502 & B_2 &= 3.2889 & C_2 &= 70.0444 \end{aligned}$$

Ces approximations sont utiles pour $0 \leq r \leq 0.5$. Pour des valeurs de r supérieures à 0.5 la fonction de poids devient :

$$M(t) = (Hs) - \frac{1}{2}(1 + A_1 s + A_2 s^2) \quad (53)$$

avec $s = \frac{t}{t+H}$.

En appliquant la méthode des fonctions de poids pour une fissure débouchante à la surface, on obtient la formule du facteur d'intensité de contraintes:

$$K1 = \sqrt{\frac{2}{\pi_0}} \int_0^h M(t) \cdot \sigma_x(t) dt \quad (54)$$

$$K2 = \sqrt{\frac{2}{\pi_0}} \int_0^h M(t) \cdot \sigma_y(t) dt \quad (55)$$

où $\sigma_x(t)$ est le chargement normal à la fissure et $\sigma_y(t)$ est le chargement tangentiel à la fissure.

Une valeur effective du FIC (ΔK_{eff}) peut alors être calculée au travers de la relation suivante :

$$\Delta K_{\text{eff}} = \sqrt{K1_{\text{max}}^2 + \Delta K2^2} \quad (56)$$

Utilisant cette démarche nous avons cherché à formaliser la propagation des fissures et prédire la condition d'arrêt de fissuration. Les données matériaux utilisées sont issues de la thèse de V. Gros (Gros 1996).

1.14.2 Prédiction de la longueur de fissures pour des sollicitations de fretting wear

De nombreux auteurs ont montré que les fissures courtes ont un comportement différent de celui des fissures longues. En effet, elles se propagent en dessous du ΔK_{seuil} des fissures longues et peuvent avoir, pour un même ΔK , des vitesses supérieures à celles des fissures longues. Nix et Lindley (Nix, 1985 et 1988) montrent qu'il est primordial de définir la condition pour laquelle une fissure courte, déjà, initiée va se propager. Ils observent en particulier la présence de fissures courtes même au-dessous de la limite d'endurance définie par les courbes de Wöhler en fretting fatigue. En 1999 Araujo et Nowell ont développé un modèle (présenté dans le chapitre 2) permettant de prédire la condition d'arrêt de fissuration en fretting dans le domaine des fissures courtes (Figure 99).

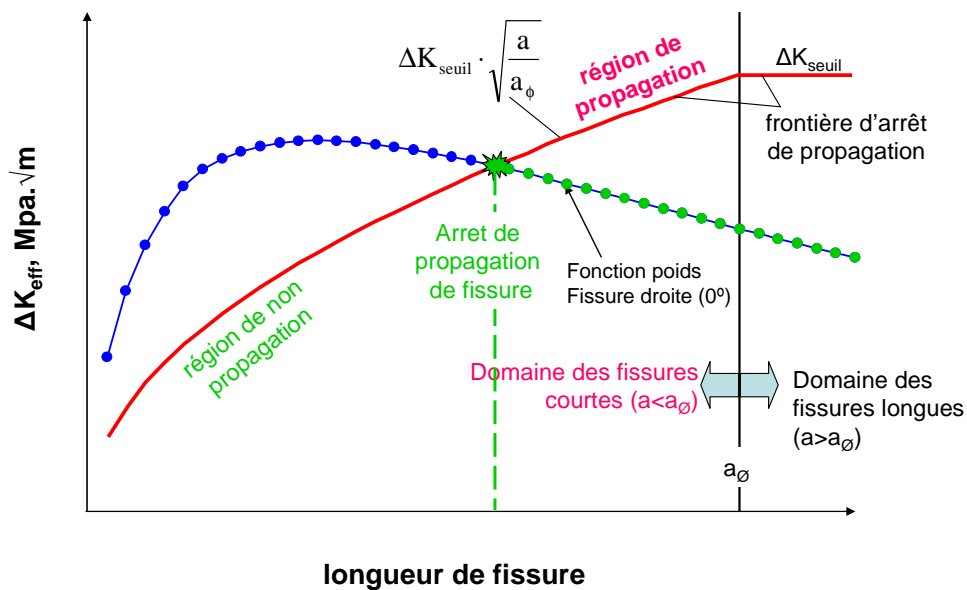


Figure 99: Modèle théorique d'arrêt de propagation des fissures courtes proposé par Araujo et Nowell en 2000

Suivant cette approche on prédit l'arrêt de propagation des fissures, si l'évolution du FIC croise la frontière définissant le domaine 'non propagation' dans ce cas, la fissure s'arrête. Sinon la fissure se propage jusqu'à la rupture de la pièce. A partir des modèles Eléments Finis des essais fretting wear, nous avons réalisé une série de calculs représentatifs des conditions de chargement associées aux longueurs maximales de fissures expertisées (Figure 96 et Figure 97). Sous sollicitations cycliques de fretting

le mode I de propagation des fissures est dominant. L'angle de propagation des fissures expertisées est compris entre 25-30°, cependant pour simplifier le modèle on va considéré une fissure droite (perpendiculaire à la surface) (Figure 100) dont la longueur effective est égale à la projetée de la fissure oblique considérée. L'analyse effectuée par Fouvry et al. (Fouvry 2006) confirme la stabilité de cette démarche. Le modèle de fissure droite peut ensuite être facilement appliqué aux résultats associés aux essais de fretting simple (wear) et de fretting fatigue. En effet, l'expertise des fissures générées par les sollicitations de fretting fatigue révèle une propagation en mode I perpendiculaire au chargement, ceci jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

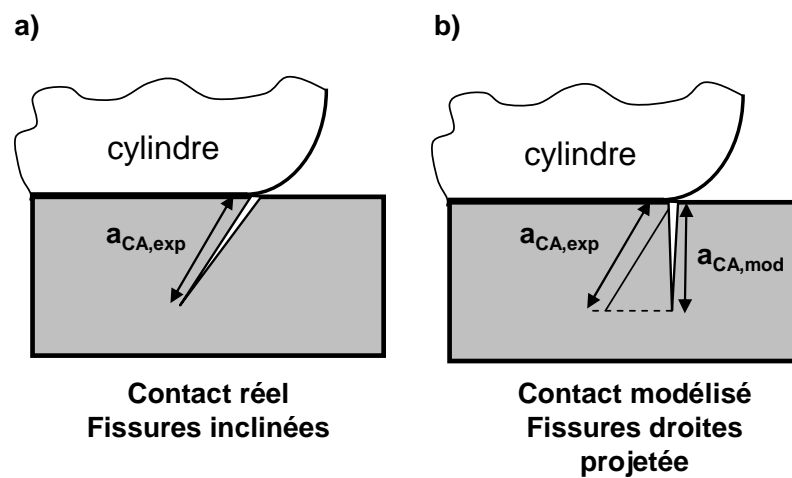


Figure 100 : Modélisation des fissures droites : a) fissure réelle, b) fissure modélisée

La méthodologie mise en oeuvre pour prédire la longueur des fissures consiste à tracer l'évolution du facteur d'intensité des contraintes en fonction de la longueur de fissure b et à trouver le point d'intersection avec une courbe théorique du modèle d'arrêt de propagation. Si le point d'intersection existe, il est associé à la longueur de fissure prédite (Figure 101).

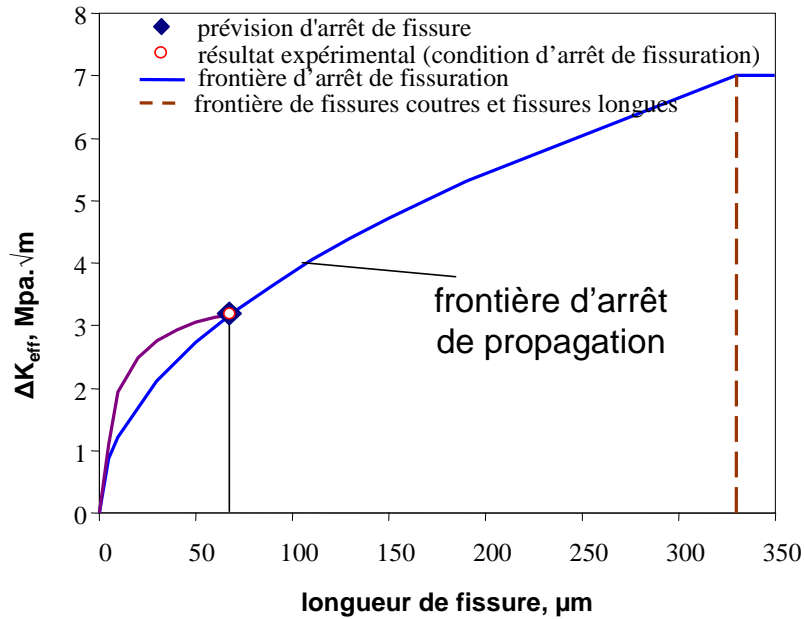


Figure 101: Prédiction de la condition d'arrêt de fissuration

Le résultat des prédictions des longueurs de fissuration est présenté sur la Figure 102. On remarque que les conditions de chargement associées aux arrêts de fissurations expertisés encadrent de façon tout à fait cohérente la frontière théorique d'arrêt de fissuration. L'ensemble des longueurs de fissure expertisées reste dans le domaine des fissures courtes ($a < a_0$). La dispersion des points expérimentaux peut être associée aux effets induits par les différentes largeurs de contact et niveaux de pression imposés ($R = XX \text{ mm}$, $R = XX \text{ mm}$, $p_{0\text{max}} = 450, 500, 600, 700 \text{ MPa}$).

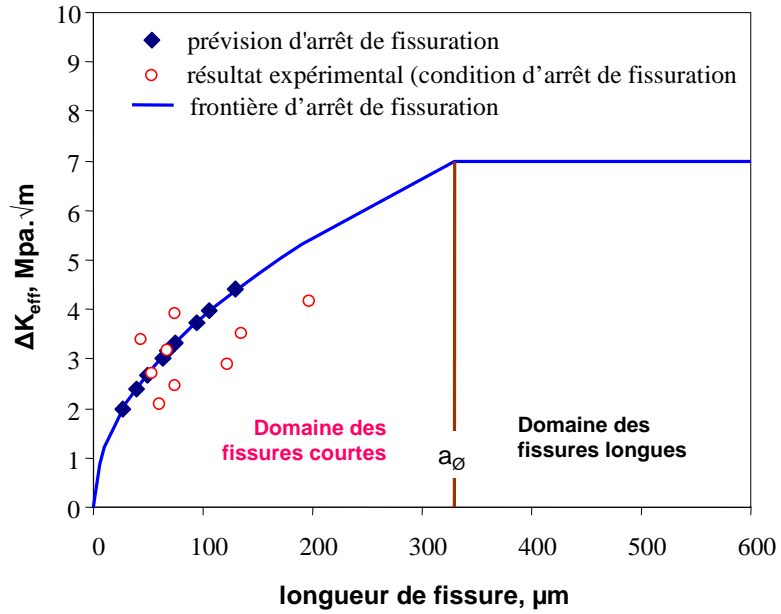


Figure 102: Frontières expérimentales et théoriques d'arrêt de propagation des fissures

Les résultats de la modélisation de la condition d'arrêt de propagation en fretting wear sont compilés dans le Tableau 14.

Tableau 14 : Résultats d'analyse de propagation des fissures en fretting wear

R	p_0	P	Q^*_{th}	a_h	l_{exp}	ΔK_{eff}	l_{pred}	ΔK_{eff}
mm	MPa	N/mm	N/mm	μm	μm	$\text{MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$	μm	
XX	450	114	77	-210	61	2.09	27	2
XX	500	140	101	-250	74	2.46	40	2.4
XX	600	202	146	-320	122	2.89	63	3
XX	700	274	217	-410	197	4.17	130	4.4
XX	450	227	169	-420	68	3.17	67	3.17
XX	500	280	147	-440	53	2.71	49	2.68
XX	600	403	246	-590	44	3.4	95	3.73
XX	700	549	283	-690	75	3.91	105	3.97
XX	450	340	214	-600	135	3.5	75	3.33

1.15 Étude expérimentale de la propagation de fissures en fretting fatigue

L'étude de la propagation des fissures en fretting fatigue a été conduite suivant les mêmes procédures expérimentales que celles décrites pour l'étude de l'amorçage (chapitre 4, paragraphe 4.3). Contrairement à l'analyse de l'amorçage, l'expertise de la propagation implique de conduire les essais jusqu'à la rupture des éprouvettes de fatigue. On observe que la propagation, en modifiant la rigidité de l'éprouvette de fatigue, modifie aussi la complaisance du contact (Figure 103).

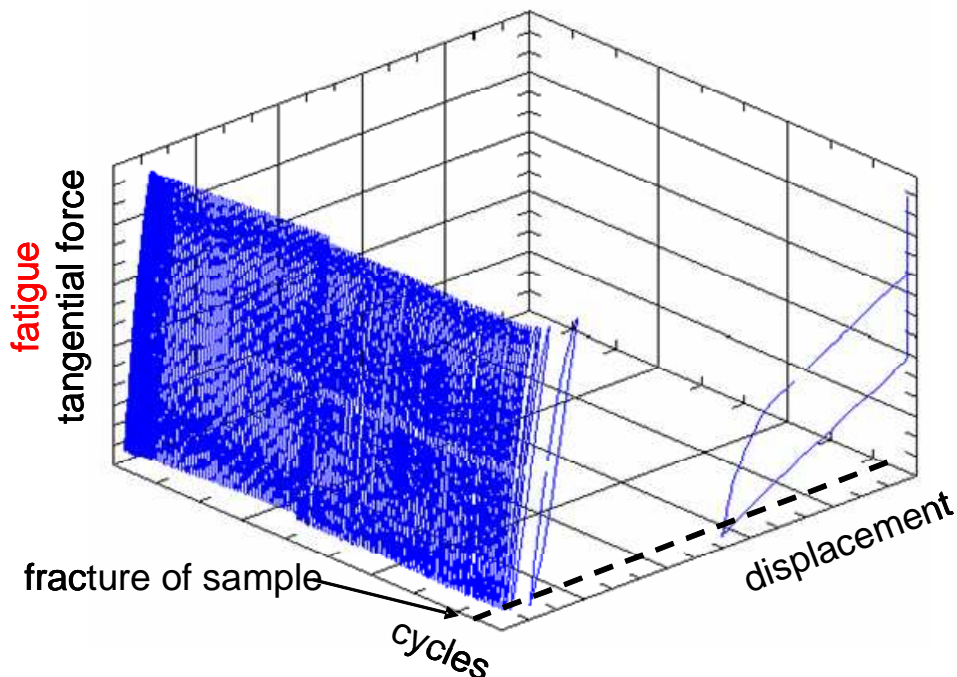


Figure 103: Fretting log en sollicitations de fretting fatigue, observation de la rupture de l'éprouvette de fatigue

Ainsi, lorsque l'éprouvette est sur le point de casser on remarque un décalage significatif des cycles de fretting. En fait, l'analyse des bûches de fretting peut indirectement être considéré comme un traceur d'endommagement en fatigue et permettre éventuellement de calibrer les cinétiques de propagation. Nous n'avons pas pu approfondir cet aspect en revanche le décalage significatif des cycles de fretting nous a permis de mettre en place une méthodologie d'arrêt sécurisé des essais de fretting fatigue.

1.15.1 Caractérisation des fissurations générées par les sollicitations de fretting fatigue.

Une découpe réalisée après chaque essai de fretting fatigue nous a permis de déterminer l'arrêt de propagation des fissures. Elle permet de caractériser la longueur des fissurations et l'angle de propagation. L'ensemble des expertises confirme un angle initial de propagation compris entre 20° et 30° par rapport à la verticale (Figure 104). On retiendra que ces angles sont sensiblement plus faibles que ceux expertisés pour des essais simples de fretting (compris entre 25° et 30°). Cette diminution de l'angle initial de propagation souligne l'impact du chargement homogène de fatigue qui tend à favoriser le mode I de propagation.

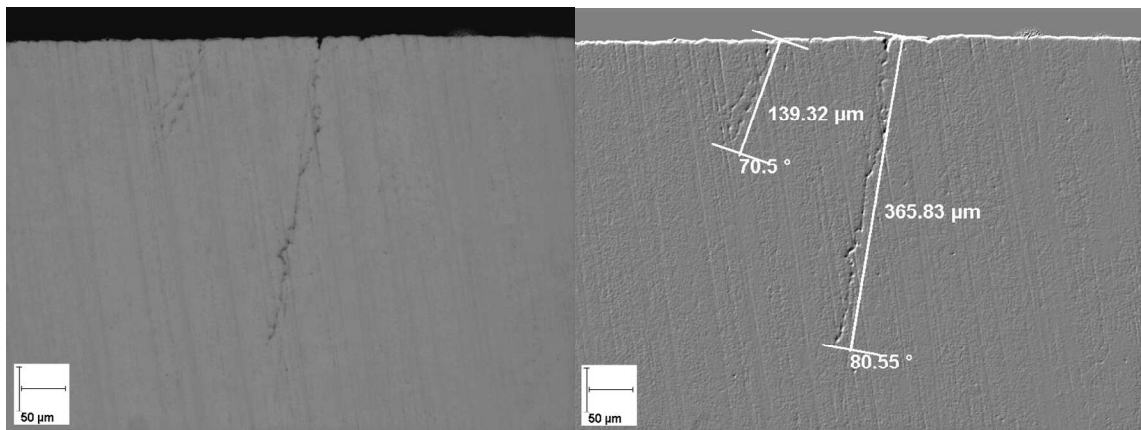


Figure 104: Observations optiques de la propagation des fissures sous chargements de fretting fatigue

1.15.2 Résultats expérimentaux de la durée de vie en fretting fatigue

Comme pour l'étude de l'amorçage, nous avons choisi de fixer un chargement de contact et cherché à évaluer l'impact du chargement de fatigue sur l'évolution des endommagements. Notre objectif étant d'identifier la condition seuil d'arrêt de fissuration, nous avons choisi d'établir les limites d'endurance pour un nombre de cycles de 10^7 .

Considérant une pression constante $p_0=450$ MPa, trois niveaux d'amplitude de force tangentielle ($Q^*=100$ N/mm, $Q^*=125$ N/mm, $Q^*=145$ N/mm,) ont été analysés. Le résultat de cette analyse est présenté dans les Figure 105, Figure 106 et Figure 107.

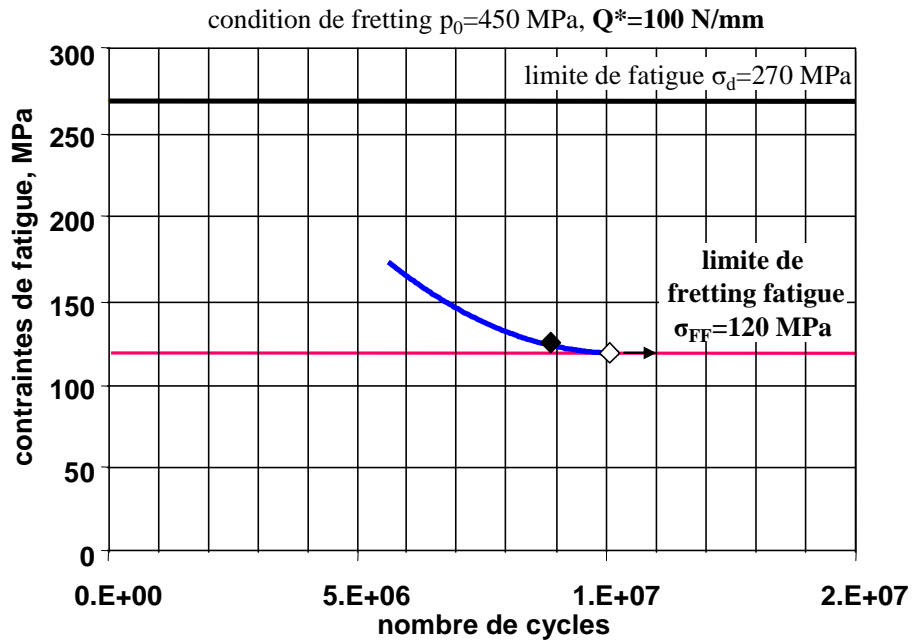


Figure 105: Courbe de Wöhler en fretting fatigue (condition fretting $R=XX$ mm, $P=232$ N/mm, $Q^*=100$ N/mm)

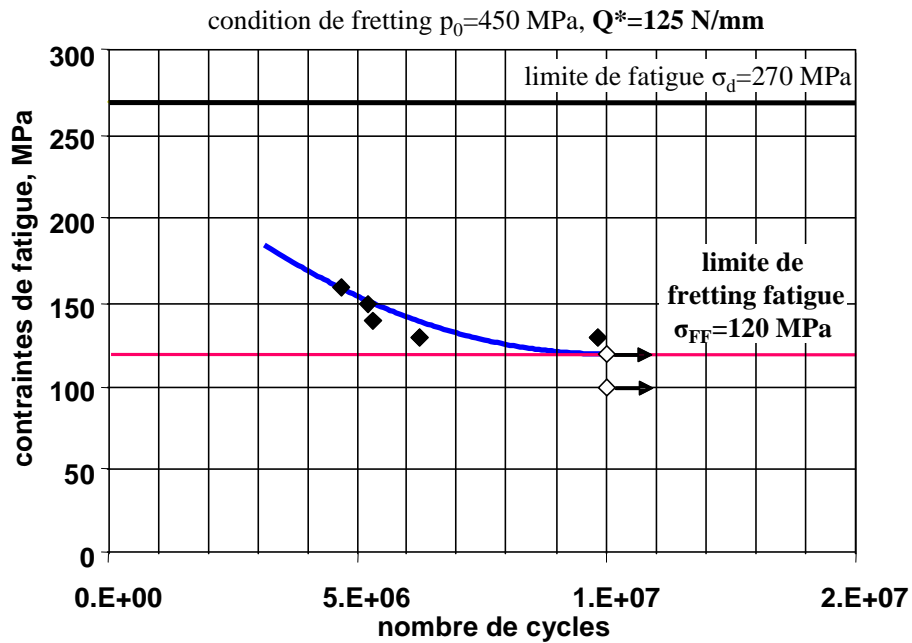


Figure 106: Courbe de Wöhler en fretting fatigue (condition fretting $R=XX$ mm, $P=232$ N/mm, $Q^*=125$ N/mm)

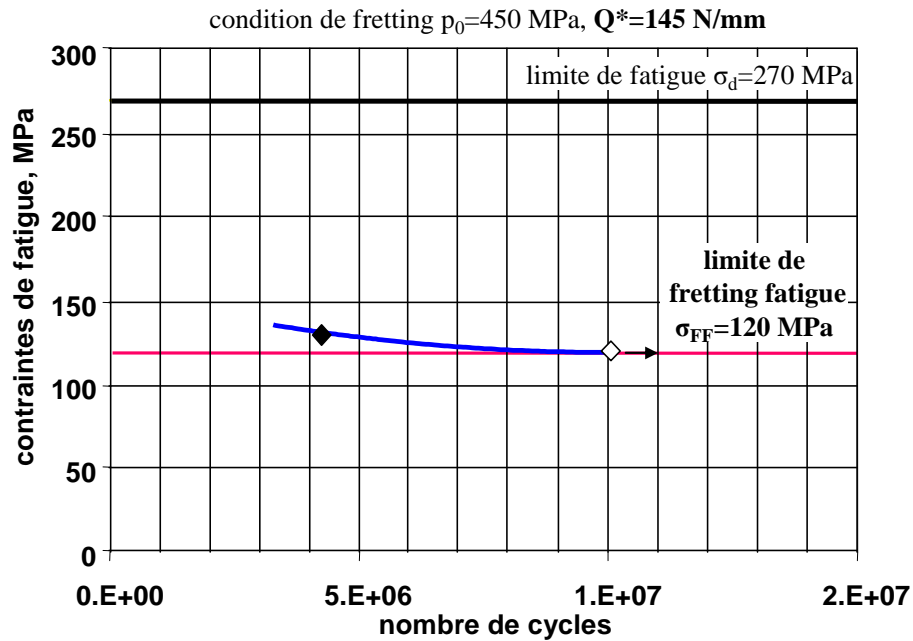


Figure 107: Courbe de Wöhler en fretting fatigue (condition fretting $R=XX$ mm, $P=232$ N/mm, $Q^*=145$ N/mm)

L'analyse des résultats obtenus montre que la limite d'endurance à 10^7 cycles est constante avec un chargement critique de fatigue de l'ordre 120 MPa pour les trois contacts étudiés. En revanche pour des niveaux de fatigue de l'ordre de $\sigma_{FF}=130$ MPa, on observe une forte dépendance de la cinétique de propagation avec le chargement de fretting imposé. Plus le chargement de fatigue est élevé plus la durée de vie est faible. Ainsi, pour $Q^*=145$ N/mm on observe une rupture après $5.3 \cdot 10^6$ cycles alors que pour un chargement $Q^*=100$ N/mm la rupture se situe à $9 \cdot 10^6$ cycles. Pour interpréter ces résultats on peut considérer que le seuil $\sigma_{FF_th}=120$ MPa correspond à une condition d'arrêt de fissuration pour des fissures relativement longues (fissures longues – chargement de fatigue faible). La pointe de fissure, très éloignée de l'interface n'est alors pratiquement plus influencée par la sollicitation du contact mais uniquement tributaire de la sollicitation de fatigue. On peut ainsi expliquer le très faible impact du fretting sur les limites d'endurance à 10^7 cycles pour les contacts étudiés.

1.16 Approche prédictive de la condition d'arrêt des fissures ou du nombre de cycles à la rupture

A partir du code mis en place pour l'étude d'amorçage en fretting fatigue, nous avons réalisé le modèle FEM des essais de fretting fatigue mono contact étudié

expérimentalement (Figure 108) Cette modélisation respecte l'ensemble des conditions limites des essais. On retiendra que les chargements de fretting et de fatigue sont pilotés indépendamment de façon à reproduire exactement les cycles expérimentaux de fretting et de fatigue.

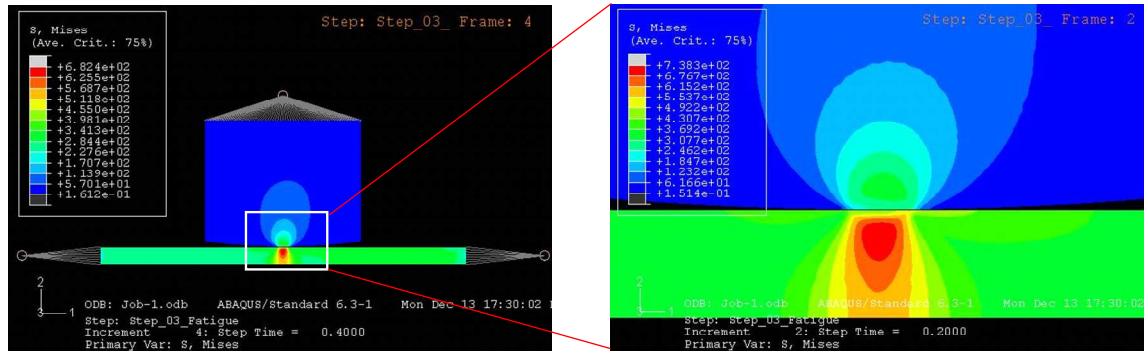


Figure 108 : Modèle Eléments Finis de l'essais fretting fatigue mono contact

Comme pour l'essai fretting wear, une approche basée sur l'analyse de la concentration de contrainte est utilisée. Elle consiste à déterminer l'évolution du Facteur d'Intensité de Contraintes (FIC) selon le chemin de propagation des fissures à partir du modèle FEM simulant les sollicitations de fretting fatigue.

1.16.1 Prédiction de la condition d'arrêt des fissures

Les évolutions des variations des facteurs d'intensité de contrainte effectives (ΔK_{eff}), calculées pour les trois conditions de chargement fretting expertisées, sont tracées sur la Figure 109.

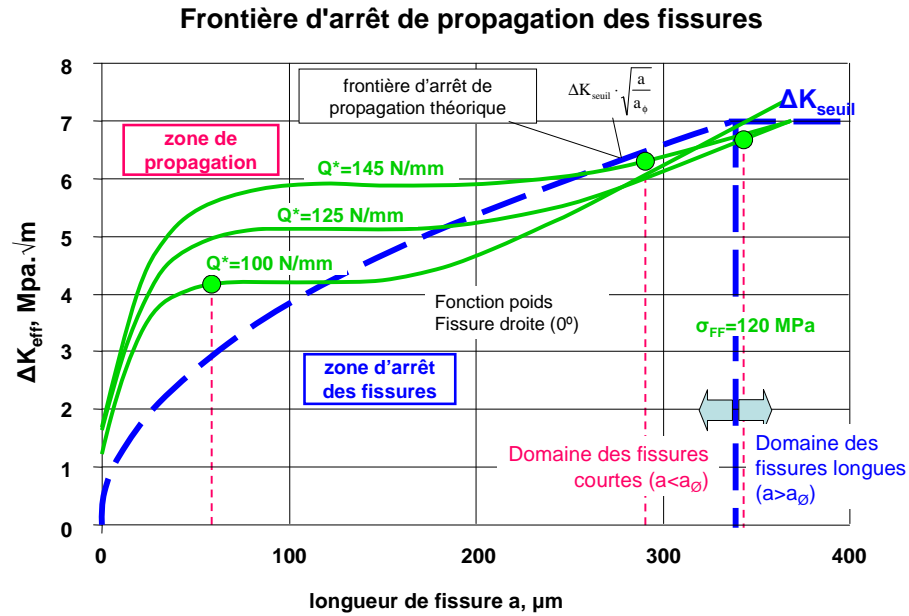


Figure 109: Modélisation des trajets de chargement associés aux conditions d'arrêt de fissuration établies pour les trois contacts de fretting $Q^*=100, 125, 145 \text{ N/mm}$ et une sollicitation de fatigue $\sigma_{FF}=120 \text{ MPa}$

En appliquant la démarche proposée par Araujo et Nowell on peut noter que les trois courbes des évolutions du FIC entrent dans la zone d'arrêt de fissuration. Les longueurs de fissures déterminées expérimentalement sont reportées sur les évolutions du FIC par les points ronds (●). On peut remarquer que l'arrêt des fissures se situe dans le domaine des fissures courtes. En revanche, l'augmentation progressive des chargements de fatigue, pour des conditions identiques de fretting, peut provoquer la propagation des fissures jusqu'à la rupture des éprouvettes. Les résultats associés à l'évolution des FIC pour le chargement de fatigue $\sigma_{FF}=130 \text{ MPa}$ sont présentés sur la Figure 110.

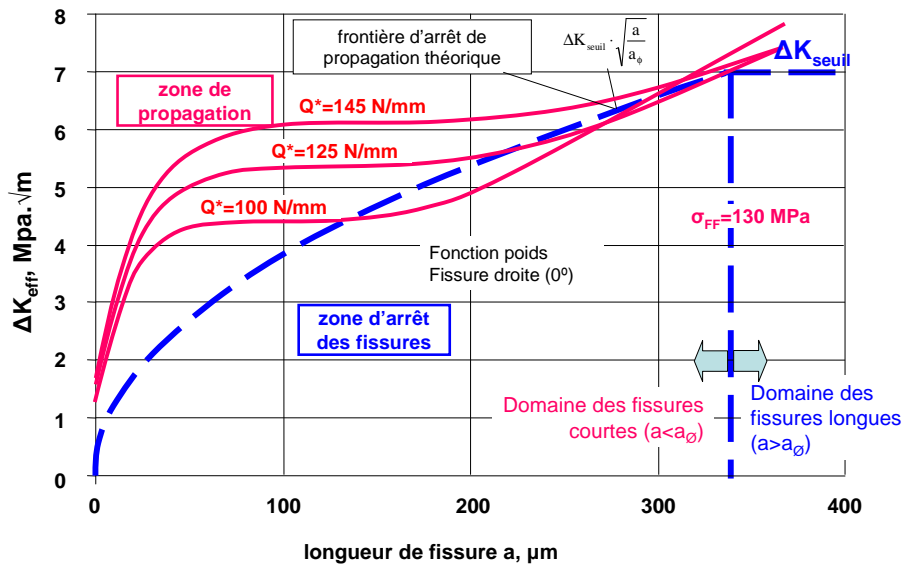


Figure 110: Modélisation des trajets de chargement associés aux conditions d'arrêt de fissuration établies pour les trois contacts de fretting $Q^*=100, 125, 145 \text{ N/mm}$ et une sollicitation de fatigue $\sigma_{FF}=130 \text{ MPa}$

On observe que les trajets des FIC passent à proximité des frontières théoriques d'arrêt de propagation sans pénétrer dans la zone d'arrêt des fissures. Les fissures se propagent ensuite dans le domaine des fissures longues ceci jusqu'à la rupture des éprouvettes. Les résultats expérimentaux confirment cette analyse.

L'observation de la Figure 109 souligne la pertinence du modèle proposé. En effet, les conditions d'arrêt de fissuration identifiées expérimentalement sont très proches de la frontière théorique. À part le résultat obtenu pour $Q^*=100 \text{ N/mm}$, on remarque que les longueurs de fissure associées aux conditions d'arrêt de propagation sont importantes et correspondent à la transition fissures courtes / fissures longues. Ce résultat tend à confirmer l'hypothèse introduite précédemment pour expliquer le fait que ces fissures, très longues, ne sont pratiquement plus influencées par le chargement de contact et donc que la condition d'arrêt de fissuration apparaît essentiellement gouvernée par la contrainte de fatigue.

1.16.2 Prédiction du nombre de cycles à la rupture

La durée de vie en fretting-fatigue est associée à une physique de l'endommagement similaire à celle de la fatigue. On peut considérer les trois étapes suivantes :

- Amorçage de la fissure,
- Propagation dans le domaine des fissures courtes,
- Propagation dans le domaine des fissures longues,
- Rupture brutale de la pièce.

Connaissant l'évolution du facteur d'intensité des contraintes, il devient possible d'approximer une loi de propagation des fissures, dans le domaine des fissures courtes et dans le domaine des fissures longues. La condition de rupture est associée à la condition telle que le facteur d'intensité des contraintes atteint la valeur critique de rupture K_c du matériau soit pour l'acier XC38 (EA1N) $K_c=117 \text{ MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$. Finalement, on considère que la durée de vie totale en fretting fatigue (N_T) dans le domaine de l'endurance limitée intègre les phases d'amorçage (N_a) de propagation en fissures courtes (N_{FC}) et fissures longues (N_{FL}).

$$N_T = N_a + N_{FC} + N_{FL} \quad (57)$$

où : N_T – nombre total de cycles de sollicitation fretting fatigue, N_a – nombre de cycles à l'amorçage, N_{FC} – nombre de cycles en propagation dans le régime des fissures courtes, N_{FL} – nombre de cycles en propagation dans le régime des fissures longues.

Une illustration du calcul de la durée de vie en fretting fatigue est présentée sur la Figure 111.

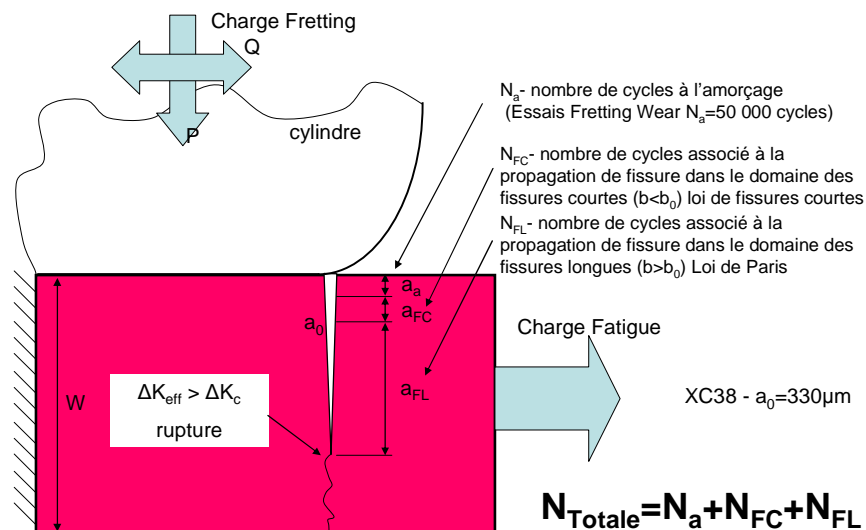


Figure 111: Détermination du nombre de cycles à rupture des éprouvettes de fretting fatigue

La Figure 112 illustre l'organigramme du calcul de la durée de vie mis en œuvre dans le cadre de cette recherche.

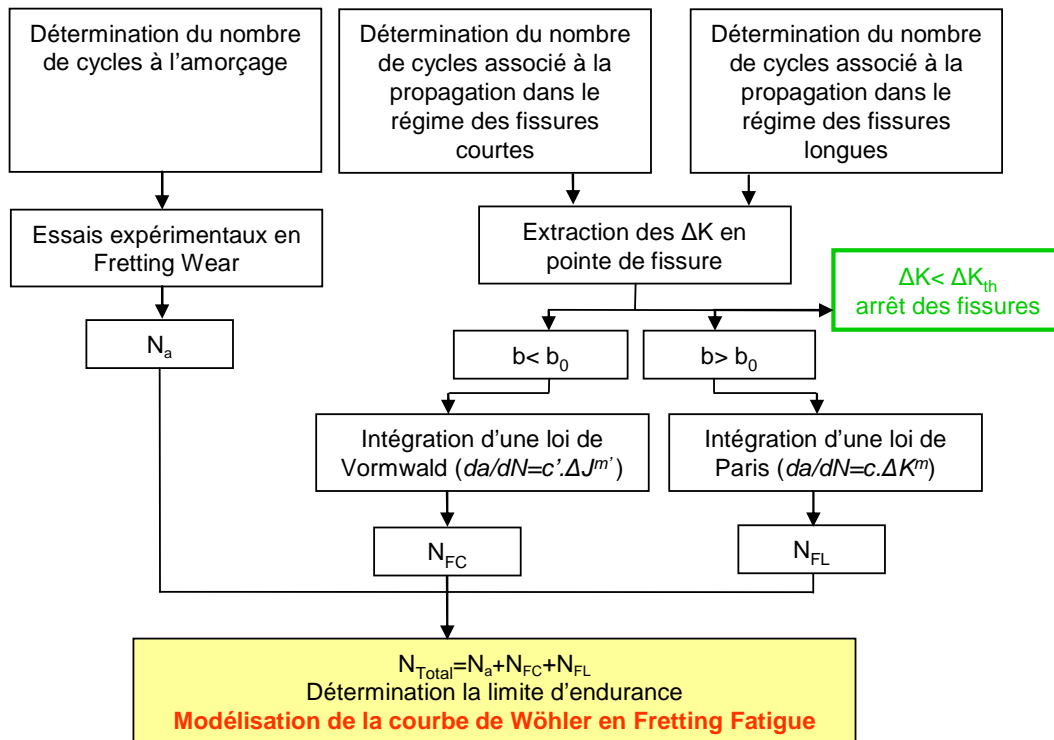


Figure 112: Schéma de la modélisation de l'endurance en fretting fatigue, calcul du nombre de cycles à rupture ou prédiction de la condition d'arrêt de propagation des fissures.

1.16.3 L'amorçage des fissures

Pour les sollicitations de fretting simple, les sites d'amorçage des fissures sont symétriques. La sollicitation de fretting fatigue induit en revanche une dissymétrie du chargement qui provoque un amorçage toujours en bordure de contact mais systématiquement du côté du chargement de fatigue. Le nombre de cycles à l'amorçage a été établi expérimentalement à partir des résultats obtenus en fretting simple (Figure 95). Ainsi on considère une longueur de fissure amorcée de $10 \mu\text{m}$, on extrapole un nombre de cycles à l'amorçage égal à $N_a=50000$ cycles. Des recherches plus approfondies ont été conduites sur ce sujet en particulier par H. Proudhon et al. qui, en adaptant le critère SWT, ont permis de prédire le nombre de cycles à l'amorçage. Notre recherche, essentiellement axée sur l'endurance à grands nombres de cycles ne nous a

pas permis d'affiner cet aspect. Nous nous contenterons donc de considérer uniquement le résultat expérimental.

1.16.4 Propagation des fissures courtes

La cinétique de propagation des fissures dans le domaine des fissures courtes est différente de celle généralement considérée dans le domaine des fissures longues. Une loi de propagation en fissures courtes a été proposée récemment par Vormwald (chapitre 2). La durée de vie en fatigue est alors calculée au travers d'une expression de type loi de Paris de façon à exprimer la vitesse de propagation des fissures en fonction de l'intégrale J :

$$\frac{da}{dN} = C' \cdot (\Delta J)^{m'} \quad (58)$$

Les paramètres du matériau de cette équation ont été identifiés au travers de l'analyse de la cinétique de propagation en fretting fatigue dans le domaine des fissures courtes. A partir des cinétiques de propagation des fissures courtes (Figure 113) expertisées en fretting fatigue pour les essais à 10^6 cycles, on calcule le coefficient C' et m' . L'ensemble des longueurs de fissure expertisées a_{\max} reste dans le domaine des fissures courtes ($a_{\max} < a_0 = 330 \mu\text{m}$).

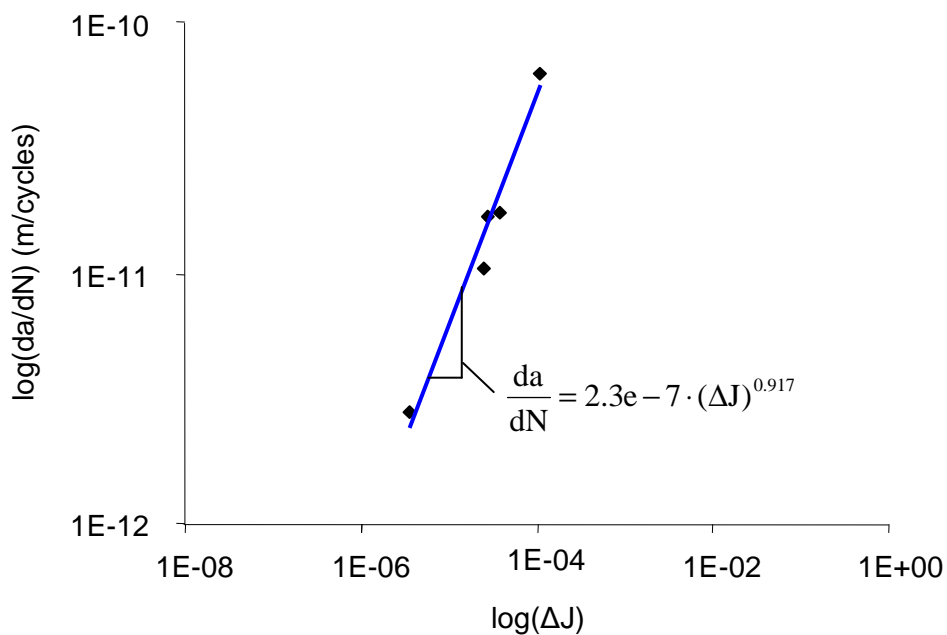


Figure 113: Cinétique de propagation de fissures courtes en fretting fatigue

Tableau 15: Cinétique de propagation des fissures courtes en fretting fatigue (essais fretting fatigue $N=10^6$ cycles)

σ_{FF} , MPa	Q^* , N/mm	a_{max} , μm	N, cycles	da/dN , m/cycles	ΔJ , $\sqrt{\text{m}}$
50	90	17.0	1000000	1.7E-11	2.43E-05
100	100	10.5	1000000	1.053E-11	2.45E-05
100	110	2.8	1000000	2.8E-12	4.04E-06
100	115	83.3	1000000	8.334E-11	1.04E-04
120	90	17.5	1000000	1.75E-11	3.73E-05

Les coefficients de la loi de Vormwald sont alors les suivants : $C'=2.3 \cdot 10^{-7}$ et $m'=0.917$

L'intégration de cette loi nous permet de calculer le nombre de cycles en propagation des fissures courtes.

$$N_{FC} = \int_0^{a_\phi} \frac{da}{C' \cdot (\Delta J)^{m'}} \quad (59)$$

1.16.5 Propagation des fissures longues

La vitesse de propagation des fissures dans le domaine des fissures longues ($a > a_0$) peut être quantifiée en appliquant la loi de Paris. Cette loi prédit alors un arrêt de fissuration à partir d'un seuil ΔK_{seuil} et une rupture du matériau au delà d'une certaine valeur du facteur d'intensité maximal $K_{max} = K_C$.

Dans le domaine linéaire de la loi, la cinétique de propagation est exprimée par la relation suivante :

$$\frac{da}{dN} = C * (\Delta K)^m \quad (60)$$

où a est la longueur de fissure et N le nombre de cycles. Les constantes C et m sont des données matériaux issues de la littérature (Gros et al 1996).

Afin d'observer l'extension de la fissuration en fonction du nombre de cycles, une transformation de la loi de Paris puis son intégration nous permettent d'établir la durée de vie en propagation dans le régime des fissures longues:

$$N_{FL} = \int_{a_0}^a \frac{da}{C \cdot (\Delta K)^m} \quad (61)$$

a_0 correspond à la fissure initiale ou la longueur associée à la transition fissure courte/fissure longue.

1.16.6 Modélisation de la courbe de Wöhler en sollicitations de fretting fatigue

Le modèle élasto-plastique Eléments Finis mis en oeuvre nous permet de calculer l'évolution des FIC en fonction de la longueur des fissures. L'intégration de la loi de Vormwald dans le domaine des fissures courtes puis l'intégration de la loi de Paris dans le domaine des fissures longues, nous permet de calculer la durée de vie en fretting fatigue ou de prédire l'arrêt de propagation des fissures.

Cette approche consiste à calculer le nombre de cycles à l'amorçage des fissures, le nombre de cycles en propagation dans le régime des fissures courtes et le nombre de cycles dans le régime de la propagation des fissures longues. Le couplage de ces différentes approches nous permet en fin de modéliser la courbe de Wöhler sous sollicitations complexes de fretting fatigue. Les résultats de cette modélisation sont présentés dans la Figure 114.

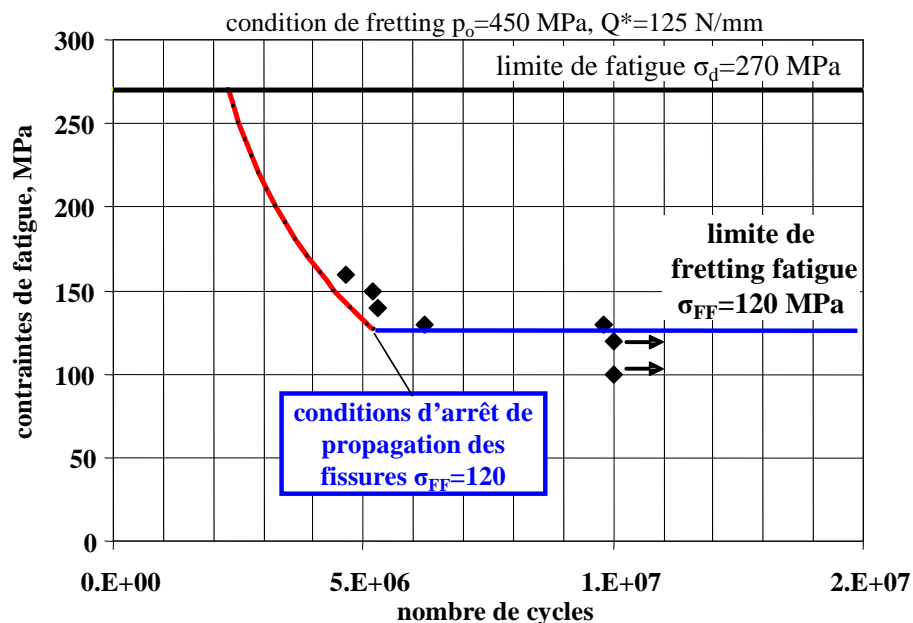


Figure 114 : Modélisation d'une courbe de Wöhler sous sollicitations complexes de fretting fatigue

Les résultats de modélisation obtenus par cette approche sont conservatifs. En revanche l'estimation de la condition d'arrêt de propagation est relativement précise.

Les résultats de la modélisation de la courbe de Wöhler en fretting fatigue sont compilés dans le Tableau 16.

Tableau 16: Résultats de la modélisation de courbe de Wöhler en fretting fatigue

σ_{FF} , MPa	amorçage	fissures courtes	fissures longues	rupture
	N_a , cycles	N_{FC} , cycles	N_{FL} , cycles	N_T , cycles
270	50000	2232380	18464	2300844
260	50000	2336210	20439	2406649
250	50000	2448000	22693	2520693
240	50000	2568640	25277	2643917
230	50000	2699130	28252	2777382
220	50000	2840660	31693	2922353
210	50000	2994560	35692	3080252
200	50000	3162420	40365	3252785
190	50000	3346090	45854	3441944
180	50000	3547730	52343	3650073
170	50000	3769950	60062	3880012
160	50000	4015820	69310	4135130
150	50000	4289090	80474	4419564
140	50000	4594280	94064	4738344
130	50000	4936960	110756	5097716
127	50000	5048060	arrêt	arrêt

1.16.7 Introduction et formalisation d'un concept de carte d'arrêt de propagation en fretting fatigue

Les conclusions de nos recherches montrent que la limite d'endurance associée au seuil d'arrêt de fissuration dépend de la condition de fretting imposée. Cependant contrairement à l'amorçage, cette condition d'arrêt sera dépendante de la longueur de la fissure associée. Plus cette longueur sera importante, plus l'éloignement du contact sera conséquent et plus l'influence du fretting sera diminuée. Ainsi, pour les conditions

expérimentales étudiées on remarque que le seuil d'arrêt de fissuration dépend uniquement du chargement de fatigue ($\sigma_{FF}=120$ MPa).

Des recherches plus approfondies devront étendre cette recherche dans le domaine des faibles sollicitations de fretting et des forts chargements de fatigue.

De façon à rationaliser cette description, on introduit un concept de carte d'arrêt de propagation des fissures en fretting fatigue. Le seuil d'arrêt de fissuration est reporté en fonction du chargement de fatigue et de fretting. Il est alors possible de comparer les résultats expérimentaux avec le modèle proposé (Figure 115).

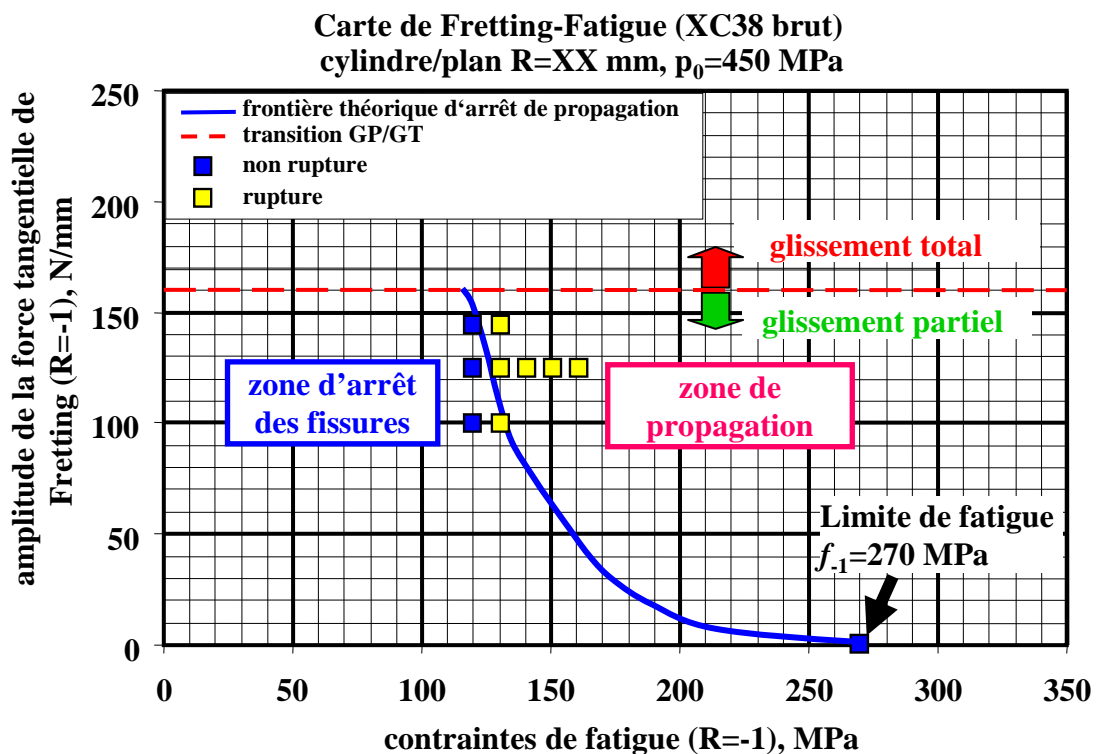


Figure 115 : Frontière d'arrêt de propagation des fissures en fretting fatigue.

On observe une bonne corrélation entre le modèle et les résultats expérimentaux. On confirme en particulier qu'il existe un seuil de chargement de fretting (dans le cas présent $Q^*=100$ N/mm) au-delà duquel la condition d'arrêt de fissuration semble uniquement contrôlée par la sollicitation de fatigue. Pour les chargements de fretting plus faibles, la dépendance vis-à-vis du fretting semble plus marquée. Enfin, on montre que la frontière d'arrêt de fissuration, contrairement à l'analyse en amorçage, n'intercepte pas l'axe des ordonnées (sollicitation de fretting). Ceci est cohérent avec l'analyse expérimentale puisque aucune rupture d'échantillon n'a été observée en fretting simple.

Ainsi, la frontière d'arrêt de fissuration tend vers une évolution verticale pour une limite de fatigue de $\sigma_{FF}=120$ MPa jusqu'à intercepter la condition seuil de transition glissement partiel/glissement total.

Finalement, au travers de cette représentation il devient possible d'identifier un domaine d'arrêt de fissuration et un domaine de propagation des fissures.

Discussion et Conclusions générales

1.17 Synthèse et conclusions générales

L'objectif de cette recherche a été de formaliser les endommagements générés par les sollicitations de fretting en intégrant les phases d'amorçage et de propagation des fissures. L'originalité de notre démarche a été de coupler une approche expérimentale et une modélisation des mécanismes d'endommagement. Elle a surtout porté sur un couplage entre une analyse en fretting wear (chargement de contact seul) et une analyse en fretting fatigue. Ceci nous a permis d'appréhender de façon dissociée le chargement hétérogène de fretting et le chargement homogène de fatigue. Cette recherche expérimentale a pu être mise en œuvre grâce au développement unique au monde d'un essai de fretting fatigue mono contact permettant un asservissement découplé des sollicitations de fretting et de fatigue. Par ailleurs, la mesure in situ des déplacements au niveau du contact nous a permis d'étendre la démarche 'carte de fretting' et 'analyse de la condition de glissement' à la problématique fretting fatigue.

Outre d'importantes avancées expérimentales de la modélisation des endommagements nous nous sommes attachés à intégrer le comportement visco-elasto-plastique des contacts étudiés et ainsi à mieux intégrer le comportement matériau.

L'établissement d'une expérimentation parfaitement instrumentée et contrôlée, couplée à une modélisation suffisamment riche, nous a permis de proposer une description formalisée des mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures.

Analyse de l'amorçage

Nous retiendrons les points suivants concernant l'étude et la formalisation de l'amorçage des fissures impliquant des sollicitations de fretting et fretting fatigue :

- La mise en place d'un protocole adapté en fretting simple et fretting fatigue nous a permis de quantifier les conditions seuils de l'amorçage des fissures. On montre que l'établissement de ces seuils implique des durées d'essais de l'ordre de 250 000 cycles que nous avons sécurisé en appliquant des durées de 1 000 000 cycles.
- L'impact de différentes pressions et différentes dimensions de contact nous a permis d'illustrer l'effet des gradients de contraintes et les effets d'échelle sur les mécanismes d'amorçage des fissures.

- La modélisation FEM élasto-plastique des contacts nous a permis d'identifier une double stabilisation de l'interface. En effet, la stabilisation du contact fait intervenir une stabilisation 'classique' du matériau mais aussi et surtout de l'interface au travers d'une déformation conséquente de la géométrie du contact, un 'adoucissement' des chargements de pression et de cisaillement. Une méthodologie spécifique a été mise en œuvre pour rationaliser cet état stabilisé en fonction des niveaux de pression imposés.
- Reprenant les approches 'moyennations' introduites par Fouvry et al. (1998), complétées par Proudhon et al. (2005), nous avons proposé une nouvelle approche pour identifier le volume élémentaire sur lequel le trajet des chargements doit être moyenné pour appliquer de façon pertinente une prédiction du seuil d'amorçage des fissures. Cette approche considère l'aspect matériau (micro-structure du matériau) mais aussi et surtout le gradients du cisaillement et de la pression hydrostatique dans la zone de glissement. Cette formulation, empirique et extrêmement simple démontre une remarquable stabilité en terme de prédiction du risque d'amorçage. Couplée à différents critères multi-axiaux elle nous a permis de formaliser de façon tout à fait pertinente les seuils d'amorçage en fretting
- Le couplage entre une étude expérimentale et la mise en place d'une modélisation adaptée nous a permis d'introduire une nouvelle représentation, appelée 'Carte d'amorçage en Fretting Fatigue' qui en dissociant le chargement de fretting et le chargements de fatigue permet une meilleure intégration des sollicitations hétérogènes du contact et homogènes de fatigue. Cette représentation permet enfin, pour la première fois, un lien entre des études en fretting simple et les études en fretting fatigue. On retiendra que la très bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et le modèle décrivant le seuil d'amorçage des fissures conforte la stabilité du modèle proposé pour intégrer les effets d'échelle.

Analyse de la propagation

Toujours à partir d'une approche couplée fretting wear et fretting fatigue, nous avons étudié les phénomènes de propagation des fissures. Cette analyse a impliqué une double démarche d'expertise des longueurs de fissure (fretting wear et sollicitations de fretting fatigue n'ayant pas généré la rupture) et d'autre part une analyse en durée de vie en fretting fatigue porté jusqu'à la rupture.

- Nous avons montré que l'application d'approches conventionnelles (fonction de poids) couplées à l'analyse EFM du contact permettait une bonne description des phénomènes de fissuration. Ainsi, malgré une description très rudimentaire des effets de fermeture au travers de la relation de Elber, il a été possible de formaliser l'extension des fissurations sous sollicitations de fretting wear.
- La prédiction du comportement en fretting fatigue a justifié de décrire les cinétiques de propagation en deux phases : une phase en propagation dans le régime de fissures courtes que nous avons explicité au travers de la relation de Vormwald et al. (2006) (N_{FC}), puis au delà de la transition fissures courtes/fissures longues, l'application directe d'une loi de Paris et al. (1963) (N_{FL}). En intégrant la phase de l'amorçage (N_a) nous avons explicité une relation de la durée de vie en fretting fatigue.

$$N_T = N_a + N_{FC} + N_{FL}$$

Cette démarche nous a permis de formaliser les courbes de Wöhler en fretting fatigue ceci avec une remarquable stabilité en particulier vis-à-vis de la valeur limite de l'endurance illimitée (objet principal de nos recherches). On retiendra que la méthodologie mise en place a permis d'initier pour la première fois une démarche inverse d'identification des cinétiques de propagation à partir de résultats de fretting et fretting fatigue. Cet aspect, très novateur va être généralisé, car il apparaît que la sollicitation de fretting est tout à fait adaptée pour identifier le comportement particulier des fissures courtes et peut servir de moyen expérimental à ce seul objectif scientifique.

- Finalement, l'intégration du modèle au travers de la prédiction du seuil d'arrêt de fissuration nous a permis d'étendre le concept de carte d'endommagement en fretting fatigue. Ainsi, à partir du concept d'arrêt de fissuration, introduit par Araujo et al. (1999) nous avons pu formaliser la carte d'arrêt de fissuration dans

le diagramme fretting fatigue. Une très bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et le modèle confirme la stabilité de la démarche mise en œuvre.

Approche couplée amorçage & propagation des endommagements générés par les sollicitations de fretting fatigue

L'intégration des démarche amorçage et propagation (arrêt de propagation) nous permet finalement de proposer une description globale des endommagements générés par les sollicitations de fretting fatigue (Figure 116). La superposition des deux frontières d'amorçage et d'arrêt de propagation dans le diagramme fretting fatigue met en évidence trois domaines :

- I. Un domaine de non amorçage,
- II. Un domaine d'amorçage mais arrêt de propagation des fissures,
- III. Un domaine de propagation.

Une formalisation complète de ces frontières nous permet donc pour un couple de chargement (fretting-fatigue) d'établir l'évolution de l'endommagement du contact étudié.

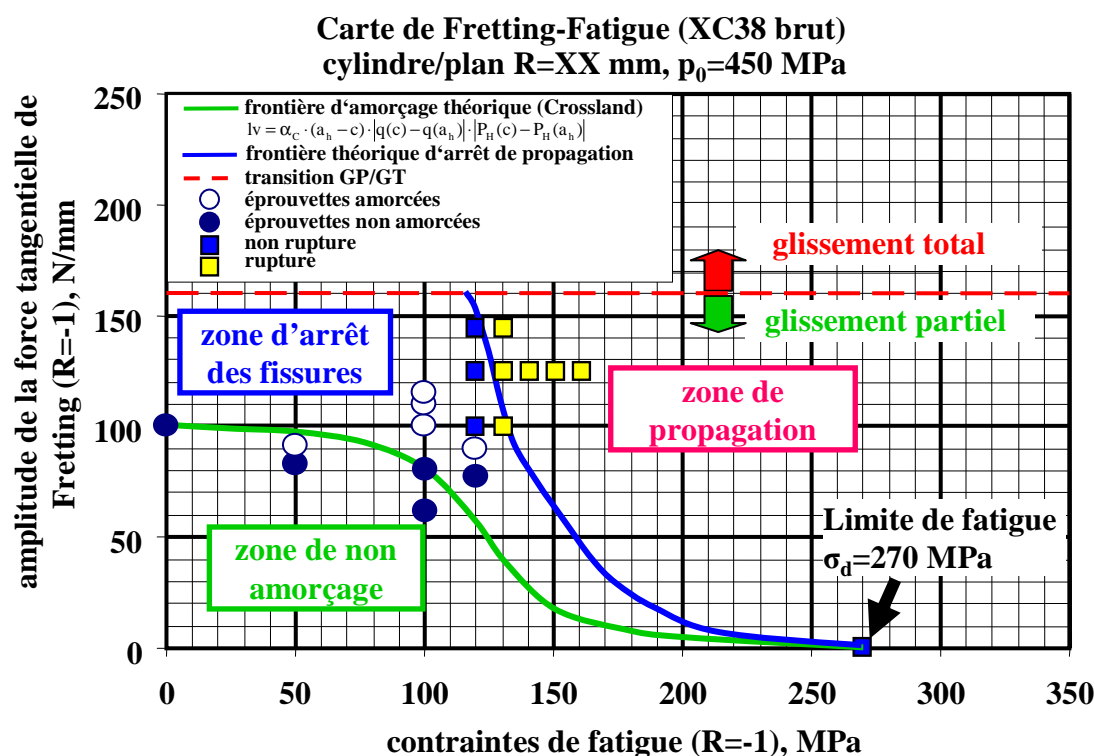


Figure 116: Concept de « Carte Fretting Fatigue »

Le résultat est importante et répond aux objectifs que nous nous sommes fixés. Ainsi, l'expertise du contact industriel montre que ce système travaille dans le domaine II (domaine d'amorçage mais arrêt de propagation des fissures). La démarche formalisée que nous avons proposée permet donc de rationaliser un comportement jusqu'à présent abordé d'un point de vue empirique. Cette analyse nous permet aussi d'envisager d'autres aspects tant du point vu technologique que scientifique.

1.18 Exploitations technologiques de cette recherche et perspectives

Différents volets peuvent être abordés :

- L'analyse mécanique complète de l'endommagement par fretting fatigue nous permet d'envisager une optimisation géométrique du contact. Ce travail a été initié dans le cadre de la thèse de A. Yameogo (2004). Cependant les éléments apportés par ce travail permettent une meilleure formalisation des endommagements.
- Outre l'aspect géométrie du contact, il est possible d'appréhender de façon quantitative l'impact d'un traitement de surface. Différentes stratégies peuvent être envisagées : soit introduire un dépôt qui limite l'amorçage des fissures et ainsi permet d'étendre le domaine de non amorçage (dépôts HVOF), soit considérer des traitements de surface qui bloquent la propagation des fissures (traitement de grenailage) et donc repoussent la frontière d'arrêt de propagation (II). Une double stratégie amorçage et propagation peut ainsi être envisagée.

Extensions Scientifiques de cette recherche

Comme souligné dans la rédaction de ce manuscrit la mise en place des modèles a été réalisée sur la base d'hypothèses simplificatrices relativement fortes. Ainsi, les trajet de chargements considérés bien que stabilisés, comportent toujours une composante de déformation plastique. Certes petite, celle-ci pose la question d'un seuil au-delà duquel il est possible ou pas d'appliquer une démarche "élastique" de l'endommagement que ce soit vis-à-vis de l'amorçage mais surtout de la propagation des fissures. 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 elle aussi, très rudimentaire. En effet, de nombreux travaux (S. Pommier 1992, K. Tokaji et al. 1994, S. Savelli 2000, Proudhon et al. 2005) soulignent le caractère discontinu de la propagation est alors tributaire de la microstructure et des passages au niveau des joints de grain. Ceci indique une fluctuation des cinétiques de propagation qui pourrait expliquer la forte dispersion des longueurs de fissuration observées en fretting wear. Des approches microstructurales (Proudhon et al. 2005) ont été mises en œuvre et pourraient être associées à notre démarche. Enfin, un dernier point concerne la mise en place d'une formulation plus physique du volume représentatif associé au calcul du risque d'amorçage. Nos travaux ont permis de souligner la nécessité d'une prise en compte des gradients de contrainte qui intègre le cisaillement et l'état de tension. La formulation empirique que nous proposons, satisfaisante sur le plan pratique n'est cependant pas suffisante sur le plan du formalisme mécanique. Des recherches complémentaires basées sur une approche 'invariant de contraintes' apparaît comme une opportunité à considérer.

Nous retiendrons finalement que la mise en place de cette recherche nous a permis de mieux formaliser les endommagements en fretting fatigue. Une double démarche amorçage – arrêt de fissuration permet pour la première fois de formaliser l'endommagement dans sa globalité. Cette recherche souligne aussi, que les recherches en fretting fatigue devront, pour progresser, aborder les grandes questions posées par la science de la fatigue.

Publications et rapports lors de cette étude

1.19 Publications et rapports lors de cette étude

1.19.1 Publications et rapports

1. **K. Kubiak**, S. Fouvry, A-M. Marechal, "A practical methodology to select fretting palliatives: application to shot peening, hard chromium and WC-Co coatings", *Wear*, 259, (2005), p. 367-376.
2. **K. Kubiak**, S. Fouvry, "A fast fretting methodology to compare friction, cracking and wear behaviours of surface treatments", Proceeding of "24th Journées de Printemps" of French Association of Metallurgy and Materials, 2005.
3. **K. Kubiak**, S. Fouvry, B.G. Wendler, "Comparison of shot peening and nitriding surface treatments under complex fretting loadings", *Materials Science Forum*, Vol.513, (May 2006), p. 105-118.
4. S. Fouvry, D. Nowell, **K. Kubiak**, D.A. Hills, "Prediction of fretting crack propagation based on a short crack methodology", 2006, accepted to *Engineering Fracture Mechanics*.
5. **K. Kubiak**, S. Fouvry, A-M. Marechal, J-M. Vernet, "Tribological behaviour of shot peening + WC-Co sprayed coating under complex fretting wear and fretting fatigue loading conditions", Proceeding of ICMCTF 2006 Conference, *Surface & Coatings Technology* Vol.201 (2006) p.4323–4328.
6. **K. Kubiak**, S. Fouvry "Analysis of the crack nucleation and propagation on XC38 steel under fretting loading conditions", **Rapport Industriel**, 03-10-2003, No. Ref: LTDS_SNCF_Axe_Kubiak_1a.
7. **K. Kubiak**, S. Fouvry "Analyse et prédiction de la fissuration du XC38 générée par des sollicitations de Fretting Wear", **Rapport Industriel**, 15-09-2004, No. Ref: LTDS_SNCF_Axe_Kubiak_2a.
8. **K. Kubiak**, S. Fouvry "Analyse d'amorçage de fissures sur l'acier XC38 en configuration cylindre/plan", **Rapport Industriel**, 07-11-2005, No. Ref: LTDS_SNCF_Axe_Kubiak_3a.
9. **K. Kubiak**, S. Fouvry "Etude de la fissuration et de l'usure, sélection d'un traitement de surface (Application au Contact Arbre Rotor / Bague de Roulement)", **Rapport Industriel**, 10-02-2003, No. Ref: SNCF_LTDS_ARBRE_KUBIAK_1b.

10. **K. Kubiak**, S. Fouvry "Analyse fretting fatigue : impact d'un traitement de surface sur le coefficient d'abattement en fretting fatigue", **Rapport Industriel**, 29-11-2004, No. Ref: SNCF_LTDS_ARBRE_KUBIAK_2a.
11. **K. Kubiak**, S. Fouvry " Analyse d'amorçage et propagation de fissures sur l'acier XC38 - Résultat fretting wear et fretting fatigue ", **Rapport Industriel**, 30-05-2006, No. Ref: LTDS_SNCF_Axe_Kubiak_5a.

1.19.2 Communications et posters

1. **K. Kubiak**, T. Liskiewicz, S. Fouvry, B. Wendler, "Development of a coating strategy to palliate the fretting damages", 17th Physical Metallurgy and Materials Science Conference, **Advanced Materials & Technologies, AMT 2004, 20-24 June 2004, Lodz, Poland**, <http://www.amt-2004.p.lodz.pl>
2. **K. Kubiak**, S. Fouvry, A.M. Marechal, "A practical methodology to select fretting palliatives: application to shot peening, hard chromium and WC-Co coatings", The 15th International Conference on Wear of Materials , **WOM 2005,24-28 April 2005, San Diego - California, USA**, <http://www.wom-conference.elsevier.com>
3. **Troisième Séminaire Transalpin de Physique, Dolomieu, France**, 27 February - 4 March 2005, From Micro to Nano-Photonic, **Poster: K. Kubiak**, S. Fouvry, "Complex investigation of damage in the contact under fretting loading condition".
4. **Société Française de Métallurgie et de Matériaux, 24es Journées de Printemps**, CETIM Senlis, France, 10-11 mai 2005, Fatigue et état de surface, Article et **Poster: K. Kubiak**, S. Fouvry, " A fast fretting methodology to compare friction, cracking and wear behaviors of surface treatments", <http://www.sf2m.asso.fr>
5. **K. Kubiak**, S. Fouvry, A-M. Marechal, J-M. Vernet, " Behaviour of shot peening + WC-Co HVOF sprayed coating under complex fretting wear and fretting fatigue loading conditions ", International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films, May 1-5 May 2006, **ICMCTF 2006, San Diego - California, USA**, <http://www2.avs.org/conferences/icmctf/call>
6. **K Kubiak**, S Fouvry, "Prediction of the Fretting Fatigue Endurance Based on a Combined Crack Nucleation and Crack Arrest Formulation: Application to AIS1 1034 Steel for a Rail Train Application", **33rd Leeds-Lyon Symposium on Tribology**, 12-15 September 2006 Leeds, United Kingdom, <http://www.mech-eng.leeds.ac.uk/tribology/leeds-lyon>

7. **K. Kubiak**, S. Fouvry, F. Bumbieler, “Prediction of fretting wear and fretting fatigue crack initiation conditions”, **International Conference on Fatigue Damage of Structural Materials VI**, 17-22 September 2006 Hyannis, MA, USA, <http://www.fatiguedamage.elsevier.com>

1.19.3 Encadrement de Stage

1. Stage IUT, Louis Paturle, April-July 2005, “Influence of the size of contact for crack nucleation and propagation under fretting loading conditions”

Références bibliographiques

1.20 Références bibliographiques

A

- Araújo J. A.**, Nowell D. 1999
Analysis of pad size effects in fretting fatigue using short crack arrest methodologies
International Journal of Fatigue, vol. 21 p. 947-956

B

- Bertolino G.**, Doquet V., Sauzay M. 2005
Modeling of the scatter in short fatigue cracks growth kinetics in relation with the polycrystalline microstructure
International Journal of Fatigue, vol. 27, p. 471-480

- Blanchard P.** 1991
Usure induit en en petits débattements : transformation tribologique superficielle d'alliage de titane
These Ecole Centrale de Lyon, N° 91-32

- Bleuzen C.** 1988
Evaluation de la susceptibilité au fretting d'alliages aéronautiques, le fretting corrosion
Senlis, p. 39-57

- Brown M.W.** 1986
Interface between short, long, and non propagating crack
The Behaviour of Short Fatigue Cracks, p. 423-439

- Buckley D.** 1985
Surface effects in adhesion, friction, wear and lubrication
Trib. Ser. 05, Elsevier, Amsterdam.

C

- Chaboche J-L.** 1977
Viscoplastic constitutive equations for the description of cyclic and anisotropic behaviour of metals
Bulletin de l'Académie Polonaise des Sciences, vol. 25, 1, pp. 33-41

- Crossland B.** 1956
Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel
 Proc. Int. Conf. On Fatigue of Metals, Inst. Mech. Engrs, pp. 138-149
- D**
- Dang Van, K.** 1993
Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue
 Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM STP 1191, p. 120-130
- Doquet V., Kane A.** 2006
Surface crack and cracks networks in biaxial fatigue
 Engineering Fracture Mechanics, vol. 73, p. 233-251
- Dowling N. E., Begley J. A.** 1976
Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral, mechanics of crack growth
 ASTM-STP, n°590, p. 82-103
- Dowling N. E.** 1977
Cyclic stress-strain and plastic deformation aspects of fatigue crack growth
 American Society for Testing Materials ASTM-STP, n°637
- E**
- Eden E.M., Rose W.N., Cunningham F.L.** 1911
The endurance of metals
 Proc. Instn mech. Engrs, 875
- Elber W.** 1971
The Significance of Fatigue Crack Closure
 ASTM STP vol. 486, Philadelphia, PA: ASTM p. 230-242
- F**
- Fouvry S., Kapsa Ph., Vincent L., Dang Van K.** 1996
Theoretical analysis of fatigue cracking under dry friction for fretting loading conditions
 Wear, vol. 195, p. 21-34

- Fouvry S.** 1997
Etude quantitative des dégradations en fretting
 Thèse de Doctorat de l'Ecole Centrale de Lyon
- Fouvry S., Kapsa Ph., Sidoroff F., Vincent L.** 1998
Identification of the characteristic length scale for fatigue cracking in fretting contacts
 Journal of Physics IV France 8, Pr8-159-166
- Fouvry S., Kapsa P.** 2000
Etude des dégradations sur l'axe essieu des TGV Ouest
 Rapport final d'expertise
- Fouvry S., Kapsa Ph., Vincent L.** 2000
A multiaxial fatigue analysis of fretting contact taking into account the size effect
 American Society for Testing Materials, special issue
- Fouvry S., Elleuch K., Simeon G.** 2002
Prediction of crack nucleation under partial slip fretting conditions
 Journal of Strain Analysis, vol. 37 no 6, p. 549-564
- Fouvry S., Duó P., Perruchaut Ph.** 2004
A quantitative approach of Ti-6Al-4V fretting damage: friction, wear and crack nucleation
 Wear, vol. 257, p. 916-929
- Fouvry S., Nowell D., Kubiak K., Hills D.A.** 2006
Prediction of fretting crack propagation based on a short crack methodology
 Engineering Fracture Mechanics, (in press)
- Fouvry S., Kubiak K.** 2006
Prediction of Fretting and Fretting Fatigue crack initiation conditions
 International Journal of Fatigue, (in press)
- Fridrici V., Fouvry S., Kapsa P., Perruchaut P.** 2005
Prediction of cracking in Ti-6Al-4V alloy under fretting-wear: use of the SWT criterion
 Wear, vol. 259, p. 300-308

- Forsyth P.J.E** 1961
A two stage fatigue fracture mechanism
 Proc. Cranfield Symposium on Fatigue, Crack propagation 1, p. 76
- G**
- Garud Y.S.** 1979
A new approach to the evaluation of fatigue under multi-axial loading
 Proc. Symp. On Methods for Predicting Material Life in Fatigue, ASME p. 247-264
- Gross V.** 1996
Étude de l'amorçage et de la propagation des fissures de fatigue dans les essieux-axes ferroviaires
 Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Paris
- Grubisic V., Simburger A.** 1976
Fatigue under combined out-of-phase multi-axial stresses
 Proc. Int. Conf. Fatigue Testing and Design, p. 27.1-27.8
- H**
- Haddad El M. H., Smith K. N., Topper T. H.** 1979
Fatigue crack propagation of short cracks
 Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 101, p. 42-46
- Hamilton G.M, Goodman L.E.** 1966
The stress field created by a circular sliding contact
 Applied Mechanics, vol. 33, p. 371-376.
- Hamilton G.M.** 1983
Explicit equations for the stresses beneath a sliding spherical contact
 Proc. Inst. Mech. Eng., vol. 197c, p. 53-59
- Hertz H.** 1882
Über die berührung fester elastischer koper
 J. Reine und Angewandte Mathematik 92
- Hills D.A., Nowell D.** 1994
Mechanics of Fretting Fatigue
 Solid Mechanics and Its Applications, Springer, 1 edition

- Hirakawa K.**, Toyama, K. 1994
Influence of surface residual stresses on the fretting crack initiation of press fitted axle assemblies
 ESIS 18, Edited by R. B. Waterhouse and T. C. Lindley, Mechanical Engineering Publication, London, p. 461-473.
- Hoffmeyer J.**, Döring R., Seeger T. and Vormwald M. 2006
Deformation behaviour, short crack growth and fatigue lives under multiaxial nonproportional loading
 International Journal of Fatigue, Vol. 28, p. 508-520
- I**
- Irwin G. R.** 1957
Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate
 Journal of Applied Mechanics, vol. 24, pp. 361-364
- Irwin G. R.** 1960
Plastic zone near a crack and fracture toughness
 Proceedings of the 7th Sagamore Ordnance Materials Conference, p. 63-78
- K**
- Kammerer M.** 1945
La fatigue des essieux et de la détermination de leur forme et de leur dimensions
 Revue Générale des Chemins de Fer
- Kitagawa H.**, Takahashi S. 1976
Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the crack in the early stage
 International Conference on the Mechanical Behaviour of Materials, p.627-631
- Klensil M.**, Lucas P. 1972
Effect of stress cycle asymmetry on fatigue crack growth
 Materials Science Engineering, Vol. 9, p. 231-240

- Kubiak K.**, Fouvry S. 2003
Analysis of the crack nucleation and propagation on XC38 steel under fretting loading conditions
 Rapport industriel No. Ref: LTDS SNCF Axe Kubiak_1, p.19
- Kuno M.**, Waterhouse R. B., Nowell D., Hills D. A. 1989
Initiation and Growth of fretting Fatigue Cracks in the partial Slip Regime
 Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct., vol. 12, p. 387-398
- L**
- Leis B.N.** 1977
An energy-based fatigue and creep-fatigue damage parameter
 J. Pressure Vessel Tech., Trans. ASME, vol. 99, p. 524-530
- Lemaitee J.** et Chaboche J-L. 2004
Mécanique des matériaux solides
 Dunod 2° édition
- Lindley T. C.**, Nix K. J. 1985
The role of fretting in the initiation and early growth of fatigue cracks in turbo-generator materials
 Conference : Multiaxial fatigue, ASTM, Philadelphia, USA, 340-360
- M**
- Mcdiarmid D.L.** 1994
A general criterion for high-cycle multiaxial fatigue failure
 Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct., vol. 14, p. 429-453
- Miller K. J.** 1993
Material science perspective of metal fatigue resistance
 Material Science and Technology, Vol. 9, p. 453-462
- Minakawa K. et all** 1981
On Crack closure in the near-threshold
 Script Met. Vol. 15, p.633-636
- Mindlin R.** 1949
Compliance of elastic bodies in contact
 Journal of applied mechanics, vol. 16, p. 259-268

Mindlin, R., Deresiewicz, H. 1953

Elastic spheres in contact under varying oblique forces

ASME Trans, Serie E, Journal of applied mechanics, vol. 20, p. 327-344

N

Naboulsi S., Mall S. 2003

Fretting fatigue crack initiation behavior using process volume approach and finite element analysis

Tribology International, vol. 36, p. 121-131

Nakasawa K., Sumita M., Maruyaman N. 1992

Effect of the contact pressure on fretting fatigue high strength steel and titanium alloy

Standardization of fretting fatigue test methods and equipment, ASTM STP 1159, M. Helmi Attia and R. B. Waterhouse Eds., ASTM, Philadelphia

Navarro C., Muñoz S., Domínguez J. 2006

Propagation in fretting fatigue from a surface defect

Tribology International, in press

Nix K. J., Flower H. M. 1982

The micromechanisms of fatigue crack growth in a commercial Al-Zn-Mg-Cu alloy

Acta Metallurgica, vol. 30, p. 1549-1559

Nix K. J., Lindley T. C. 1985

The initiation and propagation of small defects in fretting fatigue, life assessments of dynamically loaded materials and structures

Engineering Materials Advisory Services Limited, U. K., 89-98

Nowell D., Dini D. 2003

Stress gradient effects in fretting fatigue

Tribology International, vol. 36, p. 71-78

P

- Papadopoulos I.V.** 1994
A new criterion of fatigue strength for out-of-phase bending and torsion of hard metals
 International Journal of Fatigue vol. 16, p. 377-384
- Paris P. C., Erdogan F.** 1963
A critical analysis of crack propagation laws
 Trans. ASME, Series D, vol. 85, pp. 528–535.
- Pellerin V.** 1990
Etude du comportement en usure induite sous petits débattements d'alliages d'aluminium et de titane
 Thèse Ecole Centrale de Lyon, N° 90-01
- Petiot, C.** 1994
Développement d'une méthodologie prévisionnelle du comportement en fretting-fatigue couplant les approches expérimentales et théoriques
 Thèse Ecole Centrale de Lyon
- Pommier S.** 1992
Tenue à la fatigue du n18 à température ambiante,
 Rapport de DEA, Birmingham : IRC, University of Birmingham
- Pommier S.** 2002
Plane strain crack closure and cyclic hardening,
 Engineering Fracture Mechanics, vol. 69, p. 25-44
- Pommier S.** 2003
Cyclic plasticity and variable amplitude fatigue
 International Journal of Fatigue, vol. 25, p. 983-997
- Proudhon H.** 2005
Identification des mécanismes de fissuration dans un alliage d'aluminium sollicité en fretting et en fatigue
 Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon
- Proudhon H., Fouvry S., Buffière J.-Y.** 2005
A fretting crack initiation prediction taking into account the surface roughness and the crack nucleation process volume
 International Journal of Fatigue, vol. 27, p. 569-579

- Proudhon H.**, Buffière J.-Y., Fouvry S. 2006
Characterisation of fretting fatigue damage using synchrotron X-ray micro-tomography
 Tribology International, in press
- Proudhon H.**, Fouvry S., Yantio G.R. 2006
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, vol. 28, p. 707-713
- R**
- Rajasekaran R.**, Nowell D. 2006
Fretting fatigue in dovetail blade roots: Experiment and analysis
 Tribology International, in press
- Ramsamooj D. V.** 2003
Analytical prediction of short to long fatigue crack growth rate using small- and large-scale yielding fracture mechanics
 International Journal of Fatigue, vol. 25, p. 923-933
- Reybet Degat P.**, Zhou Z. R., Vincent L. 1997
 Fretting cracking behaviour on pre-stressed aluminum alloy specimens
 Tribology International, vol. 30, , p. 215-223
- Ritchie R.O.**, Suresh S. 1982
Some consideration on fatigue crack closure at near-threshold stress intensities due to fracture surface morphology
 Met. Trans. A, 13A, p. 937-940
- S**
- Sackfield A.**, Hills D.A. 1983
Some useful results in the tangentially loaded Hertzian contact problem
 J. Strain Analysis, vol. 18, p. 299-306
- Savelli S.** 2000
Identification des mécanismes et approche quantitative de la fatigue d'alliages modèles d'aluminium de moulage
 Thèse de Doctorat, Lyon : Insa Lyon

- Szolwinski M. P.**, Farris T. N. 1996
Mechanics of fretting fatigue crack formation
 Wear, vol. 198, p. 93-107
- Sines G.**, Waisman, J.L. 1959
Behaviour of metals under complex static and alternating stresses,
 Metal Fatigue, McGraw Hill, p. 145-169
- Smith K.N.**, Watson P., Topper T.H. 1970
A stress-strain function for the fatigue of metals
 J. Mater., vol. 5 p. 767-778
- Suresh S.**, Ritchie O. 1984
Propagation of short fatigue cracks
 International Metals Reviews, vol. 29 (6), pp. 445–475
- T**
- Tokaji K.**, Ogawa K., Ohya T. 1994
The effect of grain size on small fatigue crack growth in pure titanium
 Fatigue, vol. 16, p. 571–578
- V**
- Vincent L.** 1994
Material and fretting
 ESIS, 18, Mechanical Engineering Publication, p. 323-337
- Vingsbo O.**, Schön J. 1993
Gross slip Criteria in fretting
 Wear, vol. 126, p. 347-356
- Voisin J.M.** 1992
Méthodologie pour l'étude de l'endommagement d'un contact tube-grille
 Thèse Ecole Centrale de Lyon, 1992
- Vormwald M.**, Döring R., Hoffmeyer J., Seeger T. 2006
Short fatigue crack growth under nonproportional multiaxial elastic–plastic strains
 International Journal of Fatigue, vol. 28, p. 972-982

W

Waterhouse R.B. 1981

Fretting Fatigue

Edited by Waterhouse, Applied Science Published, UK

X

Xu Gui-Zhen, Liu Jia-Jun, Zhou Zhong-Rong 2001

Prediction of the fretting fatigue resistance of various surface-modification layers on 1045 steel: the role of fretting maps

Tribology International, vol. 34, p. 569-575

Y

Yameogo A. 2004

Etude expérimentale et numérique de l'amorçage et de la propagation de fissures de fretting dans un assemblage roue/essieu ferroviaire

Thèse de Doctorat de l'Ecole Centrale de Paris

Z

Zhou Z.R. 1992

Fissuration induite en petits déplacements: application au cas d'alliages d'aluminium aéronautiques

Thèse Ecole Centrale de Lyon, N° 92-50

Zhou Z.R., Nakazawa K., Zhu M.H., Maruyama N., Kapsa Ph., Vincent L. 2006

Progress in fretting maps

Tribology International, in press

Zhai T., Wilkinson A. J., Martin J. W. 2000

A crystallographic mechanism for fatigue crack propagation through grain boundaries

Acta Materialia, vol. 48, p. 4917-4927

Rapports d'expertises de la SNCF

MR4R1 94 L2 81 (rapport n°2), Essieu type 561 (TGV A) 1994

MR4R1 98 L2 106, Essieu type 561 (TGV A) 1998

Annexe 1
Calcul analytique de contraintes et FIC
en configuration cylindre/plan

1.21 Calcul analytique de contraintes en configuration cylindre/plan

Le contact est constitué d'une zone centrale toujours collée, de rayon c , et d'une zone de glissement définie par un front de glissement de rayon a qui oscille durant un cycle entre a et c (Figure 117).

2

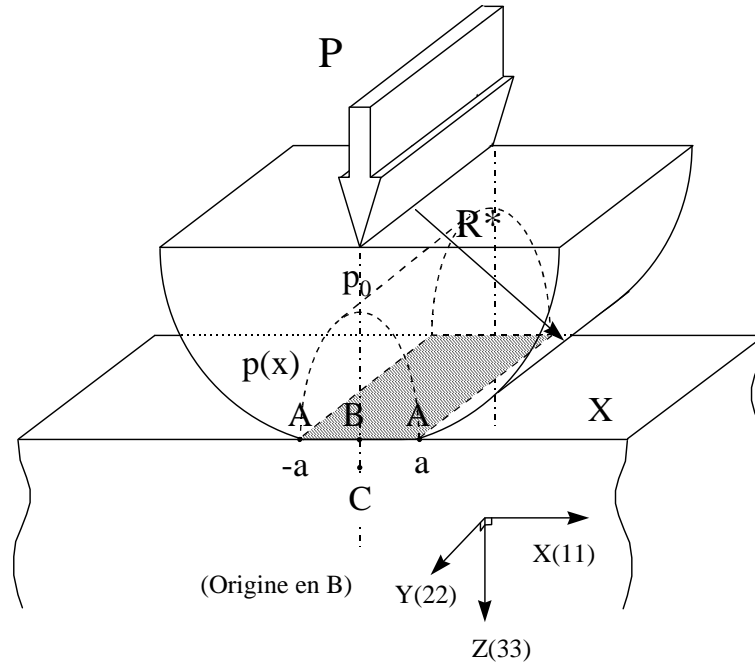


Figure 117 : Schématisation du contact cylindre-plan Hertzien en indentation normale

Hypothèses :

- les surfaces en contact sont continues et non-conformes.
- loi de comportement linéaire élastiquement.
- les matériaux sont homogènes et isotropes.
- les solides sont considérés comme semi infinis (la taille du contact reste faible par rapport au rayon du cylindre et par rapport aux dimensions du plan).
- le coefficient de frottement est constant dans le contact.
- les deux solides ont les mêmes propriétés mécaniques.

Hills et Novell [D.A. Hills & D. Novell, 1994] ont développé les formules analytiques suivantes :

Contact cylindre-plan en glissement total

Les contraintes ci-dessous sont écrites dans le repère (x,y,z) de la figure 2-12.

Contraintes dans le matériau :

$$\frac{\sigma_{xx}^n}{p_0} = \frac{z}{a} \left\{ 2 - \frac{s}{\sqrt{a^2 + s^2}} - \frac{\sqrt{a^2 + s^2}}{s} - \frac{x^2 s^3 a^2}{(a^2 + s^2)^{\frac{3}{2}} (s^4 + z^2 a^2)} \right\}$$

$$\frac{\sigma_{yy}^n}{p_0} = \frac{-2\nu z}{a} \left\{ \frac{\sqrt{a^2 + s^2}}{s} - 1 \right\}$$

$$\tau_{xy}^n = \tau_{zy}^n = 0$$

$$\frac{\sigma_{zz}^n}{p_0} = \frac{-z^3 a \sqrt{a^2 + s^2}}{s(s^4 + z^2 a^2)}$$

$$\frac{\tau_{xz}^n}{p_0} = -\frac{x^* z^2 * s * a}{\sqrt{a^2 + s^2} (s^4 + z^2 a^2)}$$

$$\frac{\sigma_{xx}^t}{\mu^* p_0} = \frac{-2x}{a} \left(1 - \frac{s}{\sqrt{a^2 + s^2}} \right) + \frac{x^* z^2 * s * a}{\sqrt{a^2 + s^2} (s^4 + z^2 a^2)}$$

$$\frac{\sigma_{yy}^t}{\mu^* p_0} = \frac{-2\nu x}{a} \left(1 - \frac{s}{\sqrt{a^2 + s^2}} \right)$$

$$\frac{\sigma_{zz}^t}{\mu} = \tau_{xz}^n$$

$$\frac{\tau_{xz}^t}{\mu} = \sigma_{xx}^n$$

$$\tau_{xy}^t = \tau_{zy}^t = 0$$

$$\text{Avec } s^2 = \frac{1}{2} \left\{ - (a^2 - x^2 - z^2) + \sqrt{(a^2 - x^2 - z^2)^2 + 4z^2} \right\}$$

$$p_o = \frac{2P}{\pi a}$$

$$a = 2 \left(\frac{PR^*}{\pi E^*} \right)^{\frac{1}{2}}$$

P_o : pression maximale au centre de contact ;

a : demi-largeur de contact ;

μ : coefficient de frottement.

Contraintes à la surface $z=0$:

$$\frac{\sigma_{xx}^n}{p_o} = \frac{\sigma_{zz}^n}{p_o} = \frac{\sigma_{xz}^t}{p_o} = -\frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{a}$$

$$\frac{\sigma_{xx}^t}{\mu^* p_o} = -2 \frac{x}{a}$$

$$\frac{\sigma_{zz}^t}{\mu^* p_o} = \frac{\tau_{xz}^n}{p_o} = 0$$

$$\frac{\sigma_{yy}^n}{p_o} = -2\nu \frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{a}$$

$$\frac{\sigma_{yy}^t}{\mu^* p_o} = -2\nu \frac{x}{a}$$

Contact cylindre/plan en glissement partiel

La formulation d'un contact en glissement partiel nécessite l'utilisation du principe de superposition car la partie centrale du contact est collée et les bords sont en glissement total. La formulation élastique du contact permet d'appliquer le principe de superposition. La formulation du contact en glissement partiel (cf. : Figure 2-11) est alors obtenue en additionnant la formulation de deux contacts en glissement total pour un déplacement respectif δ_1 et δ_2 où δ_2 est inférieur à δ_1 , puis de soustraire deux fois le profil d'un contact en glissement total pour un déplacement δ compris entre δ_1 et δ_2 .

Le principe de superposition et les contraintes analytiques écrites précédemment donnent la formule générale suivante :

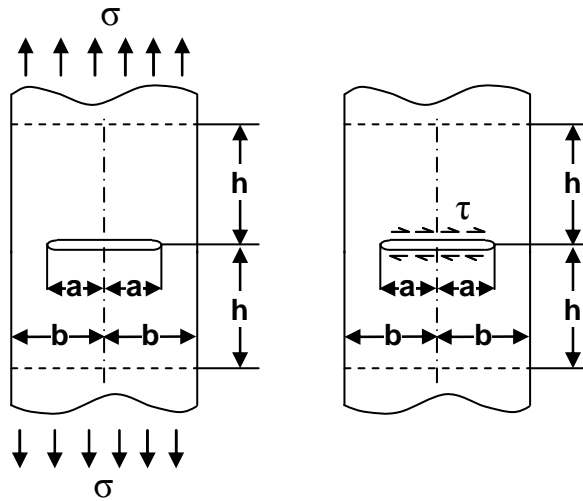
$$\sigma_{ij}(x, z) = p_0 * \left(\frac{\sigma_{ij}^n\left(\frac{x}{a}, \frac{z}{a}\right)}{p_0} \right) + \mu * p_0 * \left(\frac{\sigma_{ij}^t\left(\frac{x}{a}, \frac{z}{a}\right)}{\mu * p_0} \right) - \mu * p_0 * \frac{c}{a} * \left(\frac{\sigma_{ij}^t\left(\frac{x}{c}, \frac{z}{c}\right)}{\mu * p_0} \right)$$

où $i, j = 1, 2, 3$.

2.1 Calcule analytiques du Facteur d'Intensité de Contraintes

2.1.1 Calcul analytique du Facteur d'Intensité de Contraintes

Une fissure centre



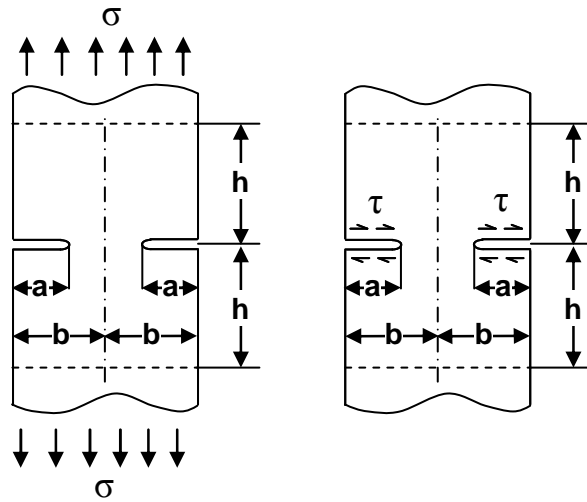
$$K1 = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right)$$

$$K2 = \tau \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right)$$

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = \frac{1 - 0.5\left(\frac{a}{b}\right) + 0.370\left(\frac{a}{b}\right)^2 - 0.044\left(\frac{a}{b}\right)^3}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{b}\right)^2}}$$

Précision 0.3% pour tout $\left(\frac{a}{b}\right)$, avec $\frac{h}{b} \geq 3$ (Tada 1973)

Deux fissures débouchant aux surfaces



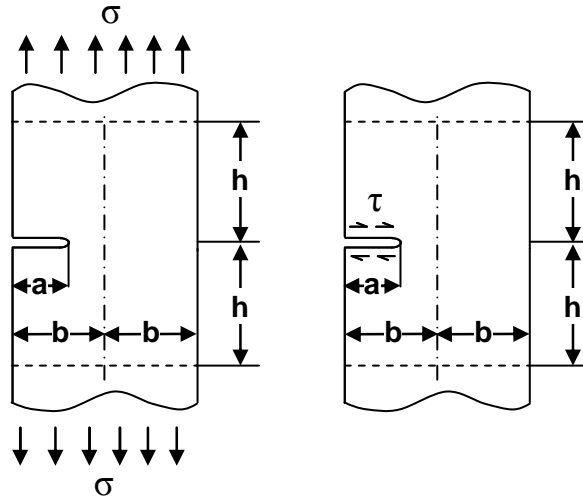
$$K1 = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right)$$

$$K2 = \tau \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right)$$

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = \frac{1.122 - 0.561\left(\frac{a}{b}\right) - 0.205\left(\frac{a}{b}\right)^2 + 0.471\left(\frac{a}{b}\right)^3 - 0.190\left(\frac{a}{b}\right)^3}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{b}\right)^2}}$$

Précision 0.3% pour tout $\left(\frac{a}{b}\right)$, avec $\frac{h}{b} \geq 3$ (Tada 1973)

Une fissure débouchant à la surface



$$K1 = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right)$$

$$K2 = \tau \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right)$$

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = 1.122 - 0.231\left(\frac{a}{b}\right) + 10.550\left(\frac{a}{b}\right)^2 - 21.710\left(\frac{a}{b}\right)^3 + 30.382\left(\frac{a}{b}\right)^4$$

Précision 0.5% pour $\left(\frac{a}{b}\right) \leq 0.6$, avec $\frac{h}{b} \geq 3$ (Gross 1964)

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = \sqrt{\frac{2b}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2b}} \cdot \frac{0.752 + 2.02\left(\frac{a}{b}\right) + 0.37\left(1 - \sin \frac{\pi a}{2b}\right)^3}{\cos \frac{\pi a}{2b}}$$

Précision 0.5% pour tout $\left(\frac{a}{b}\right)$, avec $\frac{h}{b} \geq 3$ (Tada 1973)

2.1.2 Calcul du Facteur d'Intensité de Contraintes par la méthode de Fonction Poids

La méthode des fonctions poids est un autre moyen de calculer le facteur d'intensité de contrainte. Cette méthode semi-analytique a été introduite par Hans F. Bueckner. Le principe des fonctions poids est de considérer une structure sans fissure, de considérer un chemin le long duquel on suppose une fissure, puis de relever les contraintes le long de ce chemin. Selon l'orientation du chemin et les sollicitations extérieures, la fissure virtuelle sera sollicitée en mode 1 et/ou mode 2. Le mode de sollicitation donne alors l'information sur le type de fonctions poids à choisir. La fonction poids étant choisie, celle-ci vient pondérer le champ de contrainte le long du chemin.

Dans le cas d'une fissure droite débouchant à la surface, la fonction poids d'après Hans F. Bueckner est la suivante :

$$M(t) = t^{-\frac{1}{2}} \left[1 + m_1 * \frac{t}{h} + m_2 * \left(\frac{t}{h} \right)^2 \right]$$

avec h la longueur totale de la fissure, t la variable parcourant la fissure, H la différence entre la largeur du massif et la longueur de fissure totale.

Ces notations sont visibles sur la Figure 118.

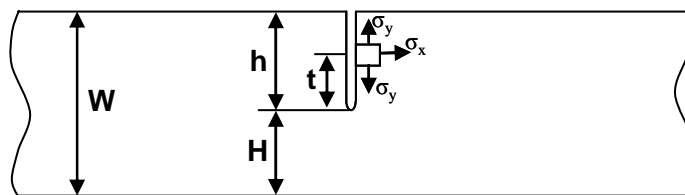


Figure 118 : Définition des variables pour l'étude d'une fissure par la méthode des fonctions poids.

m_1 et m_2 sont des constantes dépendant du rapport $r = h/w$. On suppose que la longueur totale de la fissure h n'est pas infinie. Les expressions de ces deux paramètres sont alors les suivantes :

$$m_1 = A_1 + B_1 r^2 + C_1 r^6$$

et

$$m_2 = A_2 + B_2 r^2 + C_2 r^6$$

où

$$\begin{aligned} A_1 &= 0.6147 & B_1 &= 17.1844 & C_1 &= 8.7822 \\ A_2 &= 0.2502 & B_2 &= 3.2889 & C_2 &= 70.0444 \end{aligned}$$

Ces approximations sont utiles pour $0 \leq r \leq 0.5$. Pour des valeurs de r supérieures à 0.5 la fonction poids devient :

$$M(t) = (Hs) - \frac{1}{2}(1 + A_1s + A_2s^2)$$

avec $s = \frac{t}{t+H}$.

En appliquant la méthode des fonctions poids pour une fissure débouchante à la surface, on obtient la formule du facteur d'intensité de contrainte:

$$K1 = \sqrt{\frac{2}{\pi_0}} \int_0^h M(t) \cdot \sigma_x(t) dt$$

$$K2 = \sqrt{\frac{2}{\pi_0}} \int_0^h M(t) \cdot \sigma_y(t) dt$$

où $\sigma_x(t)$ est le chargement normale à la fissure et $\sigma_y(t)$ est le chargement tangentiel à la fissure.

Annexe 2

Description des critères multiaxiaux d'amorçage de fissure

2.2 Description des critères multiaxiaux d'amorçage de fissure

2.2.1 Crossland (1956)

La description du critère de Crossland considère le chemin de chargement macroscopique. Le risque de fissure est exprimé comme une combinaison linéaire du maximum d'amplitude du deuxième invariant du déviateur $\sqrt{J_2(t)}$ de contraintes et de la valeur maximale de la pression hydrostatique pendant le chemin de chargement.

$$\xi_a + \alpha_c P_{h \max} < \tau_d$$

où

$$\alpha_c = \frac{\tau_d - \sigma_d / \sqrt{3}}{\sigma_d / 3}$$

est le maximum des contraintes hydrostatiques

$$P_{h \max} = \max_{t \in T} \left\{ \frac{1}{3} \text{tr}[\Sigma(t)] \right\}$$

est l'amplitude de $\sqrt{J_2(t)}$ définie à partir de double maximisation par le cycle

$$\xi_a = \frac{1}{2} \max_{t_0 \in T} \left\{ \max_{t \in T} \left[\frac{1}{2} (\mathbf{S}(t) - \mathbf{S}(t_0)) : (\mathbf{S}(t) - \mathbf{S}(t_0)) \right]^{1/2} \right\}$$

où \mathbf{S} est la partie déviatrice de Σ et le symbole $:$ exprime le produit scalaire pour deux tenseurs. Le risque d'amorçage peut être quantifié par une variable:

$$d_c = \frac{\xi_a}{\tau_d - \alpha_c P_{h \max}}$$

Si d_c est plus grand ou égal à 1, il y a un risque d'amorçage de fissure, si d_c est plus petit que 1 il n'y a pas de risque d'amorçage (Fouvry 200).

2.2.2 DangVan (1973)

Le critère de Dang Van 1

Le critère de Dang Van, dans sa première version (1973) est le premier critère de fatigue à avoir été introduit dans l'industrie française (PSA). Justifié par des considérations établies à l'échelle microscopique, le critère utilise des grandeurs macroscopiques des contraintes qui sont la partie alternée du cisaillement et la pression hydrostatique. Comme pour le critère de Yokobori, la fonction de fatigue est une maximisation d'un indicateur de dommage par plan E_h défini par :

$$E_h = \max_{t \in T} \left\{ \frac{\tau_a(t) + \alpha \cdot P_h(t)}{\beta} \right\}$$

avec:

$$P_h(t) = \frac{1}{3} \text{tr}[\Sigma(t)]$$

La fonction de fatigue du critère s'écrit alors :

$$d_{DV1} = \max_h \{E_h\}$$

Par définition, la fonction de fatigue du critère est égale à l'unité à la limite de fatigue du matériau, en particulier pour les limites de fatigue en traction et en torsion alternées symétriques qui servent au calage du critère. Les constantes α et β ainsi établies sont données par:

$$\alpha = 3 \left(\frac{\tau_d}{\sigma_d} - \frac{1}{2} \right)$$

$$\beta = \tau_d$$

La condition de validité du critère de Dang Van 1 est réalisée lorsque $\frac{\tau_d}{\sigma_d} > \frac{1}{2}$.

Le critère de Dang Van 2

Dang Van, Griveau et Messager proposent une nouvelle version du critère de Dang Van 2 en 1989. L'objectif de cette version est d'accélérer les calculs en évitant de balayer l'ensemble des plans physiques pour la détermination du plan critique. Dans l'espace du tenseur déviateur des contraintes $s_{ij}(t)$, un algorithme permet de définir la plus petite hypersphère circonscrite au trajet de charge décrit au cours d'un cycle multiaxial, la

notion de distance dans l'espace à 6 dimensions du tenseur déviateur des contraintes étant établie à l'aide du second invariant J_2 . Le trajet de charge désigne ici l'ensemble des états de contraintes (dans l'espace des déviateurs) du cycle considéré. Le centre de l'hypersphère constitue l'état moyen du tenseur déviateur s_{ijm} pour le cycle considéré et le tenseur déviateur alterné est défini par $s_{ija}(t) = s_{ij}(t) + s_{ijm}$. Les auteurs utilisent ensuite le critère de Tresca, appliqué aux valeurs principales des parties alternées du tenseur déviateur $s_{ija}(t)$, afin d'en déduire le cisaillement maximal alterné. Il s'agit là d'une propriété du cercle de Mohr : la plus grande des demi-différences entre deux quelconques contraintes principales ou entre deux valeurs principales du tenseur déviateur des contraintes, prise en valeur absolue, est égale au cisaillement maximal dû à l'état de contrainte. Le critère de Dang Van est identique à la première version quant aux résultats obtenus (fonction de fatigue). La détermination de l'hypersphère circonscrite au trajet de charge conduit à la même amplitude de cisaillement que celle obtenue avec le plus petit cercle circonscrit.

$$E_{DV2} = \max_{t \in T} \left\{ \frac{\tau_{pr}(t) + \alpha \cdot P_h(t)}{\beta} \right\}$$

avec:

$$\tau_{pr}(t) = \frac{1}{2} \max \left\{ |s_{Ia}(t) - s_{IIa}(t)|, |s_{IIa}(t) - s_{IIIa}(t)|, |s_{IIIa}(t) - s_{Ia}(t)| \right\}$$

où $s_{Ia}(t)$, $s_{IIa}(t)$, $s_{IIIa}(t)$ sont les valeurs principales du tenseur déviateur alterné $s_{ija}(t)$ à l'instant t .

Les deux constantes σ et β ainsi que le domaine de validité $\frac{\tau_d}{\sigma_d} > \frac{1}{2}$ restent inchangés pour le critère, par rapport au première version du critère Dang Van.

2.2.3 Papadopoulos (1994)

Le critère de Papadopoulos 1

Le premier critère de Papadopoulos date de 1987. Proche du critère de type plan critique de Dang Van 2 car faisant partie des critères microscopiques, l'auteur propose la formulation suivante :

$$E_{PA1} = \frac{k^* + \alpha \cdot P_{h\max}}{\beta}$$

où k^* est le rayon de la plus petite hypersphère contenant le cycle multiaxial de contraintes dans l'espace du déviateur des contraintes : celle-ci est obtenue à l'aide d'un algorithme itératif particulier. Dans le cas de chargements multiaxiaux proportionnels, le critère de Papadopoulos 1 coïncide avec le critère de Crossland puisque $k^* = \max_{t \in T} \sqrt{J_{2a}(t)}$. Les constantes, toujours obtenues avec les limites de fatigue σ_d et τ_d , sont d'ailleurs identiques au rapport 3 près pour la constante α puisque le critère utilise $P_{h\max}$, au lieu de $I_{1\max}$.

$$\beta = \tau_d$$

$$\alpha = 3 \frac{\tau_d}{\sigma_d} - \sqrt{3}$$

Le critère est valide lorsque le rapport $\frac{\tau_d}{\sigma_d}$ est supérieur à $\frac{1}{\sqrt{3}}$.

Le critère de Papadopoulos 2

Le deuxième critère de Papadopoulos est établi en 1993. Le critère se compose en fait de deux expressions, respectivement pour les métaux doux et durs (la distinction est faite en fonction du rapport $\frac{\tau_d}{\sigma_d}$ des deux limites d'endurance propres au matériau).

- Cas des métaux doux ($0.5 < \frac{\tau_d}{\sigma_d} < 0.6$)

Dans le cas de métaux doux, le critère de Papadopoulos 2 s'écrit :

$$E_{PA2} = \frac{\max_{\varphi, \gamma} \{T_{\sigma}(\varphi, \gamma)\} + \alpha_1 \cdot P_{h\max}}{\beta_1}$$

où $T_\sigma(\varphi, \gamma)$ est la valeur efficace, sur le plan physique de normale h définie par les angles φ et γ , des amplitudes de la contrainte tangentielle $\tau_a(\varphi, \gamma, \psi)$ de l'ensemble des directions ψ .

On note $\tau_{h\psi}(t)$ la projection du vecteur contrainte tangentielle $\tau_h(t)$, agissant à l'instant t sur le plan de normale h , sur la droite affine orientée par l'angle ψ (Figure 119).

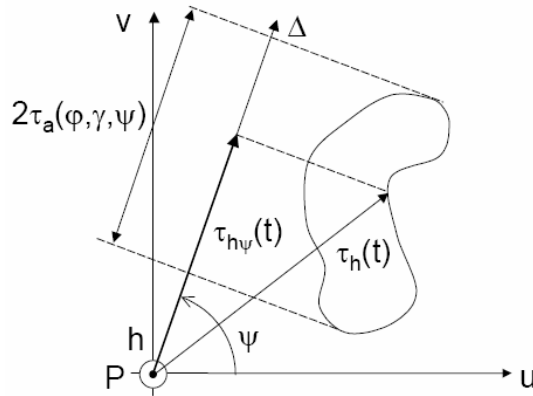


Figure 119 : Projection de $\tau_h(t)$ sur la droite orientée par l'angle ψ ,
définition de $\tau_a(\varphi, \gamma, \psi)$

L'amplitude de la contrainte tangentielle $\tau_a(\varphi, \gamma, \psi)$ dans la direction ψ est alors définie par :

$$\tau_a(\varphi, \gamma, \psi) = \frac{1}{2} \left[\max_{t \in T} \{ \tau_{h\psi}(t) \} - \min_{t \in T} \{ \tau_{h\psi}(t) \} \right]$$

La valeur efficace $T_\sigma(\varphi, \gamma)$ sur le plan considéré est alors donnée par :

$$T_\sigma(\varphi, \gamma) = \sqrt{\int_0^{2\pi} \tau_a^2(\varphi, \gamma, \psi) d\psi}$$

Le critère combine les valeurs maximales de la pression hydrostatique $P_{h_{\max}}$ et de $T_\sigma(\varphi, \gamma)$. Son calage, réalisé avec les limites de fatigue en traction et en torsion alternées symétriques, conduit aux expressions suivantes des constantes α_1 et β_1 :

$$\alpha_1 = \sqrt{\pi} \cdot \tau_d$$

$$\beta_1 = \sqrt{\pi} \cdot \frac{\tau_d - \frac{\sigma_d}{2}}{\frac{\sigma_d}{3}}$$

Le domaine de validité est donné par l'intervalle de définition des métaux doux, c'est à

$$\text{dire : } 0.5 < \frac{\tau_d}{\sigma_d} < 0.6.$$

- Cas des métaux durs ($0.6 < \frac{\tau_d}{\sigma_d} < 0.8$)

Dans le cas des métaux durs, le critère s'écrit :

$$E_{PA2} = \frac{M_\sigma + \alpha_2 \cdot P_{h \max}}{\beta_2}$$

où M_σ représente la valeur efficace, sur l'ensemble des plans physiques possibles, de la valeur efficace $T_\sigma(\varphi, \gamma)$. La quantité M_σ est donc définie par :

$$M_\sigma(\varphi, \gamma) = \sqrt{\int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} T_\sigma^2(\varphi, \gamma) \sin(\gamma) d\gamma d\varphi}$$

Le calage est ici aussi réalisé avec les limites de fatigue en traction et en torsion alternées symétriques. Les expressions obtenues des constantes α_2 et β_2 sont :

$$\alpha_2 = \pi \sqrt{\frac{8}{5}} \cdot \tau_d$$

$$\beta_2 = \pi \sqrt{\frac{8}{5}} \cdot \frac{\tau_d - \frac{\sigma_d}{\sqrt{3}}}{\frac{\sigma_d}{3}}$$

Le domaine de validité est donné par la condition $\alpha_2 > 0$, c'est à dire pour l'intervalle

$$\frac{\tau_d}{\sigma_d} > 0.6.$$

Annexe 3
Développement informatique lors de cette étude

2.3 Développement informatique lors de cette étude

2.3.1 Logiciel de pilotage et d'acquisition de données TriboFretting v3.0

A mon arrivée au sein du laboratoire LTDS un logiciel d'acquisition de données existait, mais c'était une version obsolète (Turbo Pascal sur DOS). Le développement de nouveaux essais de fretting (fretting fatigue, micro fretting, fretting électrique, fretting orthodontique, fretting wear forte charge) m'a conduit à développer un logiciel capable de répondre aux exigences du moment, c'est-à-dire de pouvoir faire du pilotage et de l'acquisition. Une première version du logiciel TriboFretting a vu le jour en 2002 et depuis il a constamment évolué jusqu'à une version 3 qui permet l'acquisition, le pilotage et le stockage de données avec visualisation, en cours d'essai.

La fenêtre principale du programme est présentée sur la Figure 120.



Figure 120 : Fenêtre principale du logiciel de pilotage et d'acquisition de données TriboFretting v3.0

Les fonctions générales du programme sont les suivantes :

- Acquisition des données des essais de fretting,
- Visualisation des données en temps réel,
- Pilotage des essais de fretting (moteurs linéaires, electro-shaker),

- Post traitement des résultats,
- Visualisation des résultats (évolution des paramètres d'essai, tracé de boucle de fretting, tracé de loop de fretting...)
- Module d'étalonnage de capteurs.

Les options d'acquisition et de pilotage

- Fonctionnement en mode déterministe jusqu'à 100 kHz
- Fonctionnement en mode buffer jusqu'à 1Mhz
- Pilotage et acquisition simultanés des entrées/sorties numériques et analogiques
- Génération du signal sinus de pilotage (fréquence 1-500Hz),
- Régulation du signal de commande PID
- Pilotage manuel
- Filtrage numérique des signaux en temps réel

Fonctions et modules complémentaires

Pour compléter les performances du logiciel, TriboFretting possède également :

- Un module de contrôle de l'humidité,
- Un module de contrôle de température,
- Un module de contrôle d'application de la force normale (une moteur à vitesse continue),
- Un module de mesure de résistance électrique des interfaces frottées (mesure de « small resistance »),
- Un module de commande numérique d'electro-valve pour le refroidissement des capteurs (pour les essais à hautes températures)
- Un module de commande numérique d'une pompe à salive pour les essais médicaux

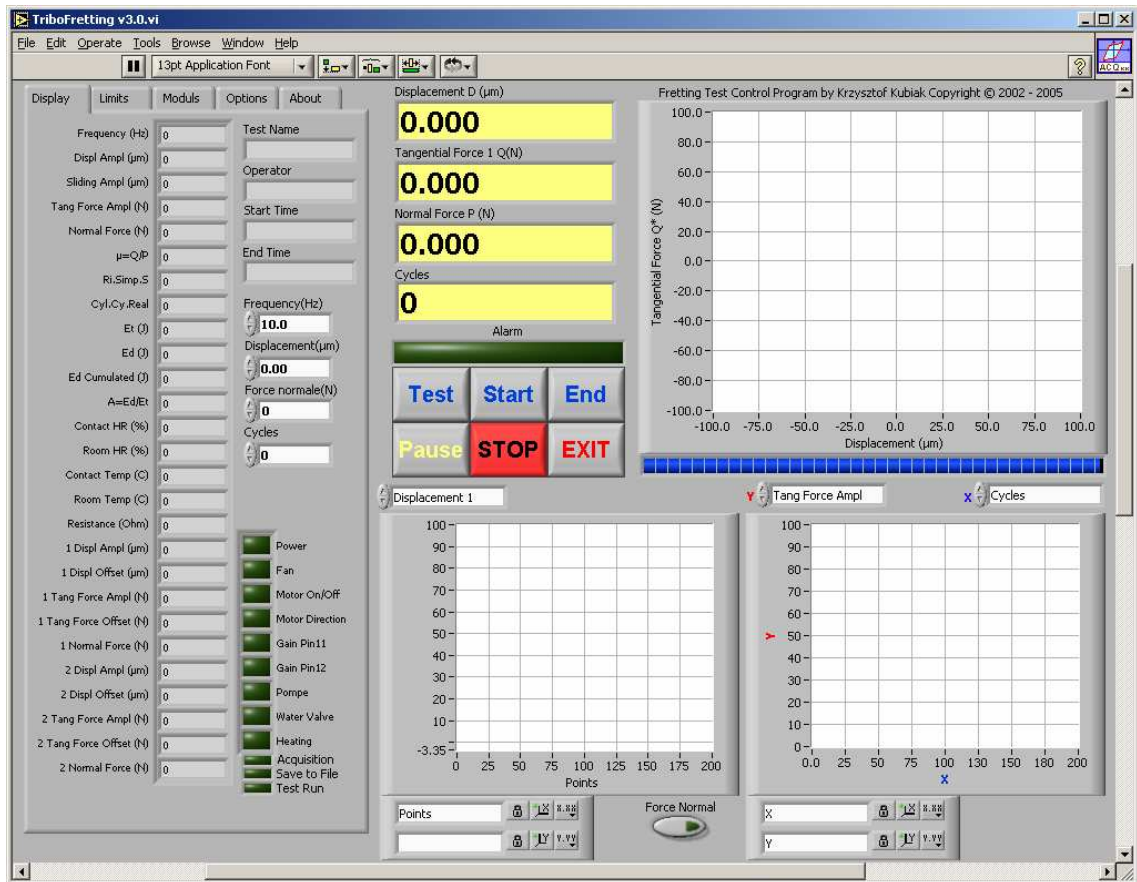


Figure 121 : Fenêtre d'acquisition des données (TriboFretting v3.0)

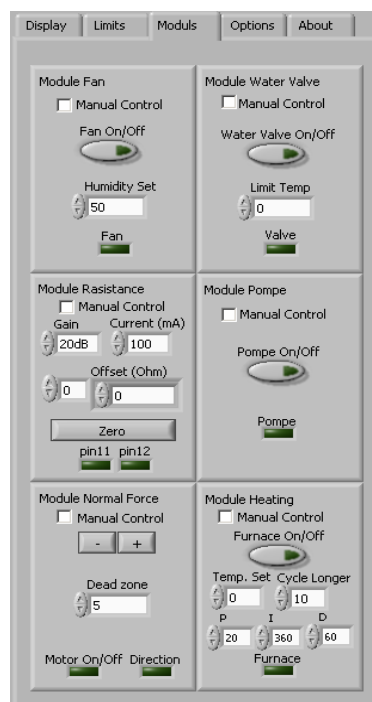


Figure 122 : Fenêtre des modules complémentaires appliquée dans le système d'acquisition et de pilotage d'essais TriboFretting v3.0

2.3.2 Logiciel de mesure d'image microscopique Microscala v2.1

Un autre logiciel que j'ai développé pendant mon travail de thèse permet de faire l'acquisition d'image microscopique et d'effectuer des mesures de longueurs et d'angles sur ces images. Une courte description en anglais du logiciel Microscala se trouve ci-dessous.

MicroScala is freeware software which can capture picture from video or photo cameras, scanners etc. You can also load your own picture from disk (for example from SEM microscope) and measure linear dimensions and angles on those pictures; really useful feature of this software is the scale box. In the version 2.1 of Microscala the support for any video camera installed in system were implemented.

This program can be very useful in metallography, biology, physics etc... for preparation microscopy picture. MicroScala have support for JPG, BMP, GIF, WMF picture formats. You can save your picture as JPG and BMP files.

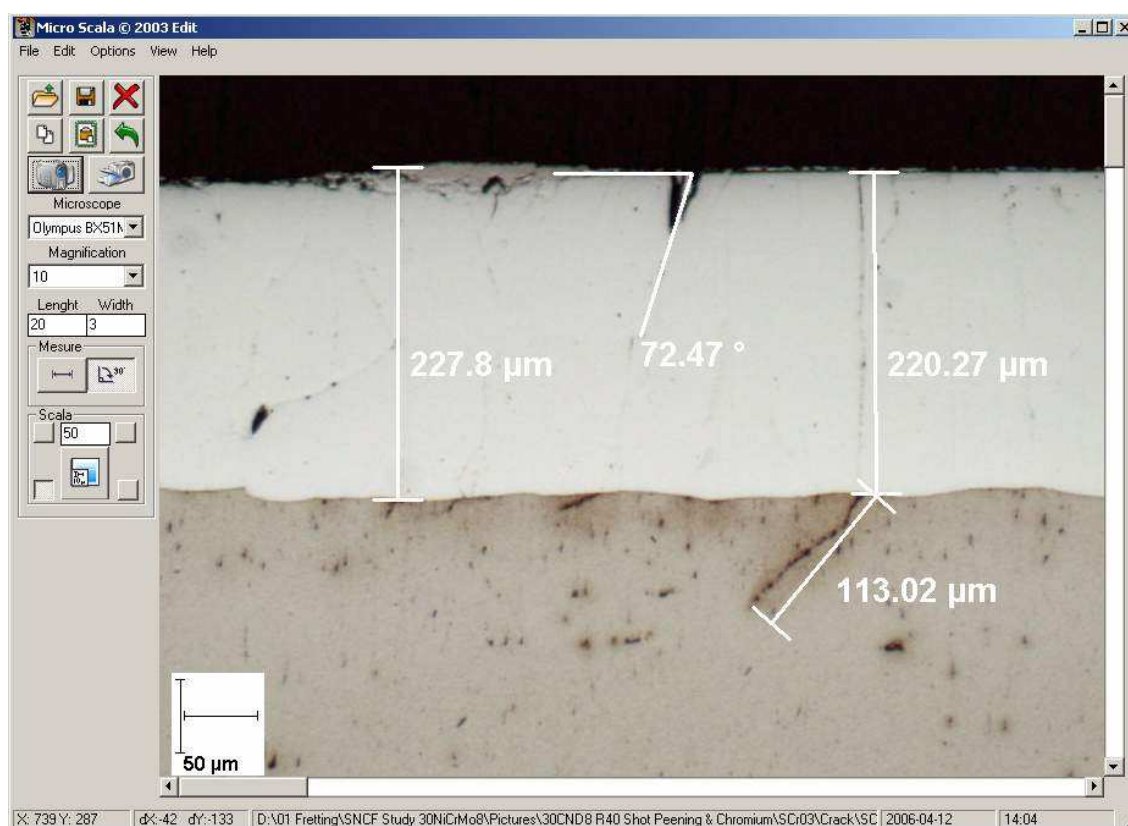


Figure 123 : Microscala v2.1, view of the main window of software

In the new version of Microscala v2.1 many new features were implemented:

- new calibration module for 10 microscope and 10 magnification for each microscope support,
- scales definitions are separated for horizontal and vertical dimensions,
- calibration data are stores in configuration file: "MicroScala.ini",
- calibration help file include in last release version (not in beta version),
- optimization for better and faster functionality,
- removed many smaller errors end bugs

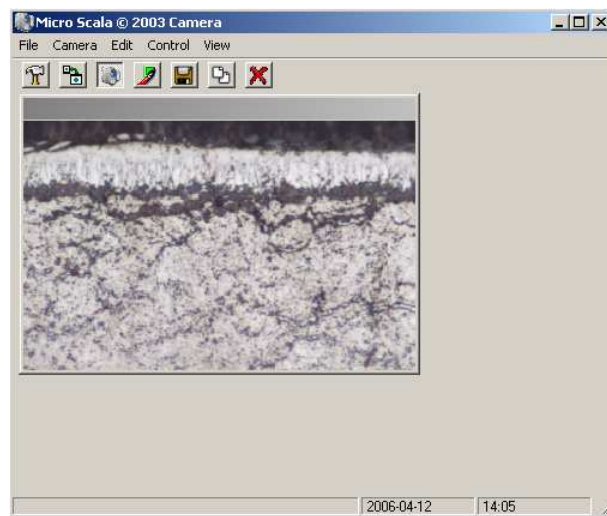


Figure 124 : Camera acquisition module

MicroScala v2.1 – Calibration procedure

Perform Calibration in the following steps:

1. In menu Option-Calibration you have to add the new name of microscope (name of your calibration). You are able to define the 10 different microscope calibrations.
2. In the second step you have to define the magnifications of objective at yours microscope. (The standard magnifications of optical objective are the following: 05, 10, 20, 50, 80, 100...)
3. Program can calculate only pixels on yours pictures, so the next step is to define the relation between the pixels and the real dimension observed at photo. You can find this relation by taking the photo of “end gauge” or some other scale.
4. When you have putted the first scale you can use ”Scale auto calculation” button to calculate the scale for all other define previously magnifications or you can put the horizontal or/and vertical scale manually.

5. Verified that your scale is well calibrated for all microscope and magnifications you have defined.

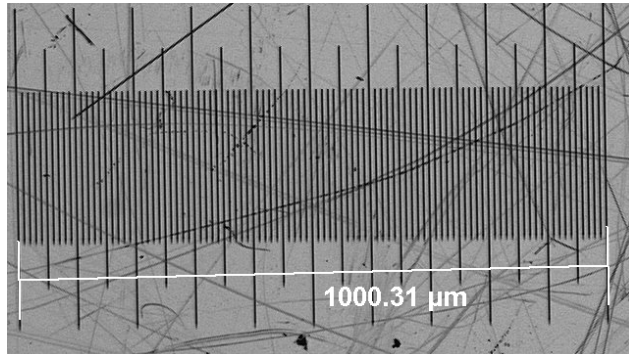


Figure 125 : Photo of the 1 mm end gauge.

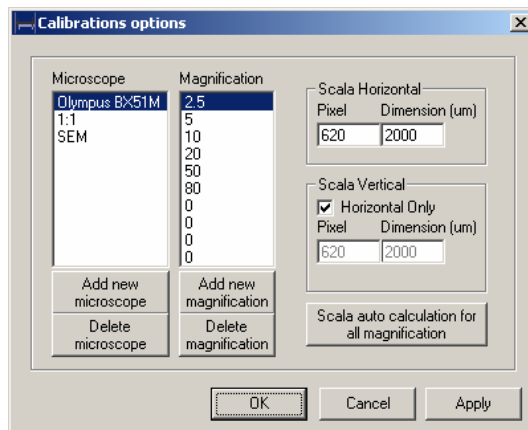


Figure 126 : Calibration options dialog windows with defined name of microscope, the magnifications, and the scale (620 pixels correspond to the 2000 microns at 2.5x magnification objective).

Revision of History Version of program

- 1.0 beta - First beta version MiscroScala
- 1.0 - First full version MiscroScala
- 2.0 beta - Add Video Camera and photo camera capture modules.
 - Add JPG compression setup dialog.
 - Removed many errors (save function, paste function etc...)
- 2.1 beta - Add calibration module for 10 microscopes and magnifications
 - Support for separated scale definition for horizontal and vertical dimensions
 - calibration data saved in configuration file "MicroScala.ini",

- calibration help file included in release, better functionality,
- removed many smaller errors.

More information about this program can be find at MicroScala HomePage:

www.microscala.com

If you have any comments or suggestions regarding MicroScala software, send me a message to info@microscala.com

AUTORISATION DE SOUTENANCE

Vu les dispositions de l'arrêté du 25 avril 2002,

Vu la demande du Directeur de Thèse

Monsieur S. FOUVRY

et les rapports de

Monsieur K. DANG VAN
Directeur de Recherche - Laboratoire de Mécanique des Solides - CNRS UMR - 7649 –
Ecole Polytechnique - 91128 Palaiseau Cedex

Monsieur C. PRIOUL
Professeur - Laboratoire de Mécanique de Sols Structure et Matériaux - CNRS UMR 8579 –
Ecole Centrale de Paris - Grande Voie des Vignes - 92295 Châtenay-Malabry Cedex

Monsieur


Monsieur KUBIAK Krzysztof

est autorisé à soutenir une thèse pour l'obtention du grade de **DOCTEUR**

Ecole doctorale Matériaux

Fait à Ecully, le 13 octobre 2006

P/Le Directeur de l'E.C.L.
Le Directeur des Etudes



J. JOSEPH

Résumé

Le but de cette étude est la détermination de la durée de vie en l'amorçage et en propagation d'un acier XC38 (EA1N) utilisé comme matériau pour les essieux-axes de TGV soumis à des sollicitations complexes de fretting fatigue. Cette étude est plus précisément orientée sur la prédiction de l'amorçage des fissures en fonction de charges appliquées et la prédiction de la condition d'arrêt de propagation des fissures. Conformément à cette analyse, l'étude expérimentale se divisera en deux grandes parties : l'une aborde la problématique de la condition d'amorçage alors que l'autre traite des phénomènes de propagation. Dans la première partie, des essais spécifiques de fretting simple et fretting fatigue ont été réalisés afin de caractériser les conditions seuil d'amorçage des fissures dans l'acier étudié. Ceci nous conduira à déterminer un seuil d'amorçage en fonction des conditions de chargement. On s'attachera en particulier à la mise en place de méthodes capables de prédire le risque d'amorçage et ainsi pouvoir définir un domaine de sûreté absolue vis à vis de la sollicitation de fretting fatigue.

La deuxième partie de ce travail a concerné le problème de la propagation des fissures. Des essais de fretting simple et fretting fatigue ont été réalisés pour déterminer les lois de propagation des fissures avec notamment la mise en évidence des conditions d'arrêt de propagation. La méthodologie développée, qui intègre la propagation des fissures courtes puis des fissures longues, nous a permis de modéliser les courbes de Wöhler en fretting fatigue et surtout de prédire la condition d'arrêt de propagation des fissures en fretting fatigue.

Ainsi, un nouveau concept de Cartes d'Endommagement en Fretting Fatigue a été introduit et formalisé.

Mots clés : fretting wear, fretting fatigue, amorçage de fissure, arrêt de propagation de fissure.

Abstract

The objective of this research focuses on the quantification of the fretting fatigue endurance of XC38 (EA1N) steel alloy used in the TGV axles components. This study mainly concerns the prediction of the crack nucleation and crack arrest conditions under complex fretting and fretting fatigue loadings. Combining experiments and modeling aspect it includes the following two parts.

In the first part, fretting wear and fretting fatigue tests have been undertaken and modeled. It was demonstrated a threshold loading condition associated to the crack nucleation process. A specific formulation has been proposed to capture the size effect and provide pertinent and reliable crack nucleation predictions. From this analysis a fretting fatigue crack nucleation boundary has been defined and formalized.

The second contribution of this work concerns the formalization of the crack propagation behavior under fretting and fretting fatigue conditions. Specific experiments have been developed to quantify the crack arrest boundaries. By combining crack nucleation, short crack propagation and long crack formulations, the endurance under complex fretting fatigue global situation has been derived. Hence, the fretting fatigue endurance curves have been quantified taking into accounts the respective contribution of fretting and fatigue loadings.

Finally a global fretting fatigue chart has been introduced to rationalize the different cracking damages activated under complex fretting fatigue situations.

Keywords: fretting wear, fretting fatigue, crack nucleation, arrest of crack propagation.