

N d'ordre : 41158



THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ LILLE1 SCIENCES ET TECHNOLOGIES

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES POUR L'INGÉNIEUR N° 72

pour obtenir le titre de

**Docteur de l'Université**

Discipline: Mécanique

par

**BELLOULA Amar**

---

# Contribution à l'étude de la prédiction de la durée de vie en fretting-fatigue: application à un contact acier-alliage d'aluminium

---

Soutenu le 4 juillet 2013

Devant le jury :

Z. AZARI - PROFESSEUR

S. FOUVRY - DIRECTEUR DE RECHERCHE

J. L. ROBERT - PROFESSEUR

C. R. GONZALEZ -DIRECTEUR DE RECHERCHE

N. BENSEDDIQ -PROFESSEUR

F. LEPRIEUR - INGÉNIEUR TRAIN-DESIGN

A. AMROUCHE - PROFESSEUR

M. NAIT ABDELAZIZ - PROFESSEUR

ENIM Metz

LTDS - ECL Lyon

Université Blaise Pascal

CIDESI Querétaro Mexique

Université de Lille1

ALSTOM

Université d'Artois

Université de Lille1

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Invité

Co-directeur

Directeur de thèse



**Mots clés :** Fretting-fatigue, endommagement, modèle numérique, durée de vie, modèles multiaxiaux

**Keywords:** Fretting-fatigue, damage, numerical model, fatigue life, multiaxial models





Cette thèse a été préparée au



LML  
Laboratoire de Mécanique de Lille  
Boulevard Paul Langevin  
59655 Villeneuve d'Ascq Cédex

☎ 03 20 33 71 52  
FAX 03 20 33 71 53  
✉ [lml@univ-lille1.fr](mailto:lml@univ-lille1.fr)  
Site <http://lml.univ-lille1.fr>



*Je dédie ce travail à mes parents  
à ma femme et mes enfants*



# Remerciements

Cette thèse a été réalisée au sein de l'équipe de FATIGUE ET ENDOMMAGEMENT DES SURFACES ET MATÉRIAUX DU LABORATOIRE DE MÉCANIQUE DE LILLE (LML).

J'adresse mes remerciements à mes deux directeurs de thèse, M. Moussa NAIT-ABDELAZIZ pour m'avoir donné la possibilité de réaliser ce travail et de m'avoir encadré tout au long de cette thèse et Abdelwaheb AMROUCHE pour son aide et ses précieux conseils, son soutien constant tout au long de cette thèse, notamment lors de la rédaction de ce mémoire.

Je remercie amicalement Noureddine BENSEDDIQ pour son soutien et sa collaboration dans ce travail.

Mes remerciements vont à M. Zitoune AZARI professeur à l'ENIM de Metz, pour sa participation en tant que président du jury. Je remercie chaleureusement M. Siegfried FOUVRY directeur de recherche au LTDS-ECL Lyon, bien connu du milieu du fretting, et M. Jean-Louis ROBERT professeur à l'université Blaise Pascal, connu dans le domaine de la fatigue des matériaux, d'avoir accepté d'être rapporteur de ce travail et membre du jury. Leurs appréciations constituent pour moi un tremplin pour l'amélioration de mes travaux.

Je tiens à remercier chaleureusement M. Rubio GONZALEZ, directeur de recherche de CIDESI QUERÉTARO en MEXIQUE, M. Fabien LEPRIEUR, ingénieur Train & Design ALSTOM, d'avoir apporté au jury un point de vue permettant de situer ce travail dans un contexte industriel.

Je remercie toutes les personnes du Laboratoire de Mécanique de Lille, que j'ai côtoyé pendant ma thèse. Je suis reconnaissant envers M. Abderrahim TALHA pour son aide, sa disponibilité lors des manipulations malgré la distance.

Enfin, un grand merci à toute ma famille et mes amis. Tous les moments

passés ensemble ont beaucoup compté pour moi. Je remercie mes parents qui ont toujours été là pour veiller à mon épanouissement. Mes remerciements vont plus particulièrement à ma femme qui a toujours été à mes cotés.

# Résumé

Le but de cette étude est la prédiction de la durée de vie à l'amorçage de la fissure d'un contact acier/aluminium sous la sollicitation de fretting fatigue. La prédiction des durées de vie a été déterminée à l'amorçage des fissures en fonction des différents chargements appliqués.

Un dispositif expérimental adapté sur un banc d'essai multiaxial de fatigue a été mis au point. Des essais ont été réalisés sur un alliage d'aluminium de la série 6082-T6 avec un chargement d'amplitude constante suivant différents niveaux de chargement. Les résultats obtenus montrent un abatement de la durée de vie par rapport à la fatigue classique. Les sites d'amorçage des fissures ont été identifiés par analyse micrographique.

La modélisation par éléments finis a été menée en utilisant le code de calcul *Abaqus*. Les champs de contraintes et de déformations identifiés ont été utilisés sur différents critères de fatigue multiaxiale basés sur les plans critiques. Les résultats de la prédiction donne une sous estimation de la durée de vie en fretting fatigue. Ceci est dû aux forts gradients présent au niveau de la zone perturbée par le contact. Afin d'améliorer la prédiction et la prise en compte du gradient, nous avons utilisé une méthode de champs moyens avec différentes tailles des zones d'élaboration. Cette technique a été couplée avec les critères de fatigue multiaxiale.

Les estimations obtenues présentent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. Néanmoins, la taille de la zone d'élaboration optimale semble dépendre du critère de fatigue multiaxiale utilisé et des conditions de chargement appliquées. Cette zone ne semble pas être liée directement à la microstructure (taille du grain) pour le matériau étudié.

Dans une structure les sollicitations sont variables. Nous avons couplés la démarche ci-dessus avec deux lois d'endommagement : loi linéaire de Miner et loi non linéaire dite de la contrainte endommagée (DSM) pour la prédiction avec des chargements par blocs. Les prédictions obtenues sont satisfaisantes.





# Abstract

The purpose of this study is to predict fretting fatigue crack nucleation of a mono contact steel/aluminum at different applied loads.

An experimental device was first designed and adapted on a multiaxial fatigue apparatus. Tests were conducted aluminum alloy at constant amplitude loading under both different load levels and load ratios. As expected, the fretting fatigue life was found lower compared to uniaxial fatigue under the same loading conditions.

Finite element analysis was conducted using *Abaqus* software. The computed stress and strain fields were used to estimate the parameters of different multiaxial fatigue criteria based on the critical plane approach. When using stress and strain values corresponding to the material point exhibiting the maximum value of the considered parameter, we have found that, whatever the multiaxial fatigue parameter, conservative fatigue life estimates due to the severe gradients in the contact zone. An averaging method of the mechanical quantities over a given reference volume was then used to attenuate these gradients effects.

The estimates show a good correlation with experimental results. However, the size of the reference volume depends on both the multiaxial fatigue criteria and on loading conditions applied. So that it could not be directly linked to the grain size for the material studied.

Finally, we made an attempt to extend these criteria and the developed method to variable loadings. Fretting fatigue tests using two and four blocks loadings were performed and the previous criteria were coupled with two damage laws. The estimates we have obtained seems very promising.



# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>ix</b>
<b>Table des matières</b>	<b>xv</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>xix</b>
<b>Table des figures</b>	<b>xxi</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
Organisation de la démarche de recherche . . . . .	2
<b>1 Synthèse Bibliographique</b>	<b>3</b>
1.1 Mécanismes de fissuration par fatigue . . . . .	3
1.1.1 Diagrammes d'endurance . . . . .	5
1.1.2 Modes de fissuration par fatigue . . . . .	5
1.1.3 Facteur d'intensité de contraintes . . . . .	6
1.1.4 Zones plastifiées en tête de fissure . . . . .	7
1.1.5 Fissures courtes . . . . .	8
1.2 Critères de fatigue multiaxiale . . . . .	10
1.2.1 Approche empirique . . . . .	10
Critère de <i>Gough et Pollard</i> . . . . .	10
Critères de <i>Lee</i> . . . . .	11
1.2.2 Approche plan critique . . . . .	11
Critère de McDiarmid . . . . .	11
Critère de Dang Van . . . . .	12
Critère de Findley . . . . .	12
Critère de Smith-Watson-Topper ( <i>SWT</i> ) . . . . .	13
Critère de <i>Fatemi-Socie</i> . . . . .	13
1.2.3 Approche globale . . . . .	13

	Critère de Sines . . . . .	14
	Critère de Crossland . . . . .	14
	Critère de Papadopoulos . . . . .	15
1.3	Cumul d'endommagement . . . . .	15
	Loi de <i>Miner</i> . . . . .	15
	Méthode des nombres de cycles équivalentes de <i>Marco</i> . . . . .	16
	Loi de <i>Lemaitre</i> et <i>Chaboche</i> . . . . .	16
	Modèle de la contrainte endommagée (DSM) . . . . .	17
1.4	Fretting . . . . .	18
1.4.1	Types de fretting . . . . .	18
1.4.2	Les différentes configurations de contact . . . . .	19
1.4.3	Les différents régimes de contact en présence de fretting-fatigue . . . . .	20
1.4.4	Caractérisation de l'endommagement en fretting fatigue . . . . .	20
1.5	Mécanismes de fissuration en fretting fatigue . . . . .	23
1.6	Facteurs influençant le fretting fatigue . . . . .	25
1.6.1	Facteurs de chargement . . . . .	25
1.6.2	Facteurs géométriques . . . . .	27
1.7	Types d'essais de fretting et dispositifs expérimentaux associés . . . . .	27
1.7.1	Essai de fretting-usure . . . . .	28
1.7.2	Essai de fretting-fatigue . . . . .	29
1.8	Étude de l'endommagement par fretting-fatigue . . . . .	30
	Prédiction de la durée de vie en fretting fatigue . . . . .	31
	Prise en compte de l'effet échelle . . . . .	36
1.9	Conclusion . . . . .	44
<b>2</b>	<b>Méthodes et Techniques Expérimentales</b> . . . . .	<b>47</b>
2.1	Matériau étudié . . . . .	47
2.1.1	Caractéristiques générales . . . . .	47
2.1.2	Microstructure . . . . .	47
2.2	Méthodes de caractérisation . . . . .	50
2.2.1	Microscope optique . . . . .	50
2.2.2	Microscope électronique à balayage . . . . .	51
2.3	Essai de traction . . . . .	51
2.4	Essais de fatigue uniaxiale . . . . .	53
2.5	Essais de fretting-fatigue . . . . .	55
2.5.1	Dispositif de fretting fatigue . . . . .	56
2.5.2	Géométrie de contact . . . . .	57
2.5.3	Conditions d'essais . . . . .	59
2.5.4	Coefficient de frottement . . . . .	63
2.6	Essais par blocs . . . . .	64
2.7	Conclusion . . . . .	66

<b>3</b>	<b>Modélisation du fretting-fatigue par Éléments Finis</b>	<b>67</b>
3.1	Modélisation par EF du contact cylindre/plan en fretting fatigue . . .	67
	Description du modèle . . . . .	67
3.2	Validation du modèle de contact par les solutions analytiques . . . .	71
	3.2.1 Distribution de la pression de <i>Hertz</i> . . . . .	71
	3.2.2 La distribution de la contrainte $\sigma_i$ . . . . .	72
3.3	Modélisation dans le cas du fretting fatigue . . . . .	73
	3.3.1 Influence du coefficient de frottement . . . . .	74
	3.3.2 Influence du chargement axial . . . . .	75
3.4	Conclusion . . . . .	82
<b>4</b>	<b>Résultats et Discussions</b>	<b>83</b>
4.1	Confrontation avec les critères de fatigue multiaxiale . . . . .	84
	4.1.1 Courbes de durée de vie des différents paramètres en fatigue uniaxiale . . . . .	84
	Paramètre SWT . . . . .	84
	Paramètre SSR . . . . .	85
	Paramètre MSSR . . . . .	85
	Paramètre SMSSR . . . . .	85
	4.1.2 Prédiction de la durée de vie en fretting fatigue . . . . .	88
	Paramètre SWT . . . . .	88
	Paramètre SSR . . . . .	90
	Paramètre MSSR . . . . .	92
	Paramètre SMSSR . . . . .	92
	Paramètre HMSSR . . . . .	93
4.2	Introduction de l'énergie de fissuration de <i>Mars</i> ( <i>CED</i> ) pour le cas du fretting fatigue . . . . .	95
4.3	Conclusion partielle . . . . .	99
4.4	Zone d'élaboration . . . . .	100
4.5	Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue . . . . .	102
	4.5.1 Paramètre SWT . . . . .	103
	4.5.2 Paramètre SSR . . . . .	104
	4.5.3 Paramètre MSSR . . . . .	105
	4.5.4 Paramètre SMSSR . . . . .	106
	4.5.5 Paramètre HMSSR . . . . .	107
	4.5.6 Paramètres CED et $\Delta$ CED . . . . .	108
	Conclusion partielle . . . . .	110
	4.5.7 Caractère prédictif des différents paramètres utilisés . . . . .	111
4.6	Prédiction de la durée de vie par une loi de cumul d'endommagement	113
	4.6.1 Critère d'évaluation des performances des lois . . . . .	115

---

4.6.2	Application des lois d'endommagement pour le cas d'un chargement constant . . . . .	116
4.6.3	Application du modèle <i>DSM</i> en fretting fatigue . . . . .	117
4.6.4	Couplage du modèle <i>DSM</i> avec les critères multiaxiaux . . .	119
4.6.5	Résultat de prédiction de durée de vie avec la loi <i>DSM</i> et <i>Miner</i> . . . . .	124
4.6.6	Précision de la prédiction . . . . .	125
4.7	Conclusion . . . . .	127
<b>5</b>	<b>Conclusion Générale</b>	<b>129</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>133</b>
<b>A</b>	<b>Quelques étapes et évènements majeurs dans l'histoire de la fatigue [93]</b>	<b>A-1</b>
<b>B</b>	<b>Mécanique du contact</b>	<b>B-1</b>
B.0.1	Problème plan . . . . .	B-1
B.0.2	Problème de <i>Hertz</i> . . . . .	B-3
B.0.3	Contact entre deux cylindres en glissement partiel . . . . .	B-6
<b>C</b>	<b>Résultats en cumul d'endommagement</b>	<b>C-1</b>
C.0.4	Loi <i>DSM</i> modifiée avec la contrainte de fretting fatigue globale	C-2
C.0.5	Loi <i>DSM</i> modifiée avec la contrainte de fretting fatigue globale $\sigma_u$ . . . . .	C-4
C.0.6	Loi <i>DSM</i> modifiée avec le paramètre <i>SWT</i> . . . . .	C-6
C.0.7	Loi <i>DSM</i> modifiée avec le paramètre <i>SSR</i> . . . . .	C-7
C.0.8	Loi <i>DSM</i> modifiée avec le paramètre <i>MSSR</i> . . . . .	C-8
C.0.9	Loi <i>DSM</i> modifiée avec le paramètre $\Delta CED$ . . . . .	C-9

# Liste des tableaux

2.1	Composition chimique de l'alliage Al 6082-T6 (% massique). . . . .	47
2.2	Caractéristiques mécaniques de l'alliage Al 6082-T6. . . . .	53
2.3	Conditions d'essais de fatigue pour les différents rapports de charge R=0,01 ; 0,1 et 0,3 . . . . .	54
2.4	Conditions d'essais de fretting fatigue pour les différents rapports de charge R=0,01 ; 0,1 et 0,3 . . . . .	59
2.5	Chargement par blocs à deux niveaux de contrainte avec un rapport de charge R=0,1 . . . . .	65
2.6	Chargement par blocs à quatre niveaux de contrainte avec un rapport de charge R=0,1 . . . . .	66
4.1	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs . . . . .	117
C.1	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs : $FF = A \cdot N^B$	C-2
C.2	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs : $FF =$ $A \cdot N^B$ et $\sigma_u$ . . . . .	C-4
C.3	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs : $SWT =$ $A \cdot N^B$ . . . . .	C-6
C.4	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs : $SSR = A \cdot N^B$	C-7
C.5	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs : $MSSR =$ $A \cdot N^B$ . . . . .	C-8
C.6	Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs : $\Delta CED =$ $A \cdot N^B$ . . . . .	C-9





# Table des figures

1.1	Représentation schématique de la vitesse de propagation des fissures de fatigue en fonction du facteur d'intensité de contrainte . . . . .	4
1.2	Différentes phases de la durée de vie en fatigue et exemple de paramètres associés . . . . .	4
1.3	Courbe de <i>Wöhler</i> et définition des différentes zones d'endurance . .	5
1.4	Modes de fissuration . . . . .	6
1.5	Contraintes au fond de fissure en mode I . . . . .	7
1.6	Comportement des fissures courtes . . . . .	9
1.7	Influence de la taille de grain sur le comportement des fissures courtes dans un alliage d'aluminium 7075-T6 . . . . .	9
1.8	Définition des paramètres utilisés . . . . .	17
1.9	Configurations de contact . . . . .	19
1.10	Régimes de fretting-fatigue. . . . .	20
1.11	Dégradations engendrées par le fretting en fonction des conditions de glissement . . . . .	21
1.12	Définition des régimes de fretting . . . . .	22
1.13	Approche en termes de cartes de sollicitations locales et des dégradations . . . . .	22
1.14	Critères de transition de la condition de glissement . . . . .	23
1.15	Mécanisme d'amorçage et de propagation des fissures de fretting dans l'alliage Al2024A . . . . .	24
1.16	Effet des facteurs de chargement sur le comportement en fretting fatigue . . . . .	26
1.17	Effet des facteurs géométriques sur le comportement en fretting fatigue	27
1.18	Dispositif expérimental de fretting-usure . . . . .	28
1.19	Appareil d'essai de fretting-fatigue . . . . .	29
1.20	Illustration de l'abatement en fatigue généré par une sollicitation couplée de fretting . . . . .	30

1.21	Amplitude de la contrainte tangentielle au bord du contact en fonction du nombre de cycles à la nucléation . . . . .	32
1.22	Les paramètres $\varepsilon_{max,R\varepsilon}$ , $SWT$ et $FS$ en fonction du nombre de cycles à la nucléation . . . . .	33
1.23	Évolution du paramètre $SSR$ en fonction du nombre de cycles à l'amorçage . . . . .	34
1.24	Évolution des paramètres $SWT$ , $SSR$ , $FP$ et $MSSR$ en fonction du nombre de cycles à la nucléation . . . . .	35
1.25	Courbes des durées de vie expérimentale et prédite . . . . .	36
1.26	L'approche contraintes moyennes utilisée par <i>Fouvry</i> . . . . .	37
1.27	Distribution du risque d'amorçage prenant en compte la taille du volume de référence . . . . .	37
1.28	Configuration du volume élémentaire (a) rectangulaire (b) radial (disque) . . . . .	38
1.29	Méthode de la distance critique utilisée par Araújo . . . . .	39
1.30	Méthode du volume moyen utilisée par Araújo . . . . .	39
1.31	Méthode de la moyenne linéique utilisée par <i>Swalla</i> . . . . .	40
1.32	Algorithme de la méthode variable en fretting-fatigue ( $FFPV$ ) utilisé par <i>Namjoshi</i> . . . . .	40
1.33	Changement de la zone glissante et gradient de contraintes en fonction de la pression du contact [45]. . . . .	41
1.34	Le principe du volume structural appliqué pour un contact cylindre/plan . . . . .	43
1.35	Principe de moyennement dans la zone d'amorçage de fissure utilisé par <i>Hojjati</i> . . . . .	44
1.36	Durée de vie prédite en fonction de la durée de vie expérimentale pour deux tailles ( $50\ \mu m$ et $1\ mm$ ) . . . . .	44
2.1	Microstructure de Al 6082-T6 . . . . .	48
2.2	Histogrammes de la distribution de la taille des grains de l'alliage d'aluminium 6082-T6, de forme (a) circulaire et (b) carré . . . . .	49
2.3	Microscope optique . . . . .	50
2.4	Traces d'usure après un essai de fretting fatigue avec $\sigma_{max}=250\ MPa$ et $R=0,1$ . . . . .	51
2.5	Microscope électronique à balayage . . . . .	51
2.6	Machine d'essai de traction servo-hydraulique . . . . .	52
2.7	Éprouvette d'essais de traction . . . . .	52
2.8	Courbes de traction monotone pour l'alliage d'aluminium <i>6082-T6</i> . . . . .	53
2.9	Machine d'essai de fatigue . . . . .	54
2.10	Éprouvette d'essais de fatigue classique . . . . .	55
2.11	Courbe $S-N$ de l'alliage Al 6082-T6 pour $R=0,1$ ; $0,01$ et $0,3$ . . . . .	55

2.12	Montage d'essais fretting fatigue contact cylindre/plan . . . . .	56
2.13	(a) Schéma descriptif du montage d'essai de fretting fatigue avec un contact cylindre/plan, (b) photo du montage . . . . .	58
2.14	Pion de fretting . . . . .	59
2.15	Évolution des efforts $F_1$ et $F_2$ aux extrémités de l'éprouvette de fatigue	60
2.16	Évolution des efforts normal $F_n$ et tangentiel $Q$ . . . . .	61
2.17	Évolution de l'effort tangentiel $Q$ en fonction du chargement cyclique appliqué $F_{cyclique}$ . . . . .	61
2.18	Évolution de l'effort tangentiel $Q$ en fonction du nombre de cycles $N$ pour $R=0,1$ . . . . .	62
2.19	Courbe de fretting-fatigue $S-N$ de l'alliage Al 6082-T6 pour $R=0,1$ ; $0,01$ et $0,3$ . . . . .	62
2.20	Évolution du coefficient de frottement statique après application d'un effort normal $F_N = 1$ kN . . . . .	63
2.21	Types de chargement par deux blocs . . . . .	64
2.22	Types de chargement par quatre blocs . . . . .	65
3.1	Modèle éléments finis de l'essai de fretting fatigue pour un contact cylindre/plan . . . . .	68
3.2	Discrétisation de la surface maîtresse . . . . .	68
3.3	Modèle de Coulomb pour le frottement . . . . .	69
3.4	Illustration du maillage utilisé pour un contact cylindre/plan . . . . .	70
3.5	Schématisation des différentes étapes de chargement pour la modélisation par éléments finis de la sollicitation de fretting fatigue . . . . .	70
3.6	Comparaison de la pression de <i>Hertz</i> entre le modèle EF et la formulation analytique . . . . .	72
3.7	Variation des contraintes en fonction de $\frac{y}{a}$ au centre du contact ( $x = 0$ )	73
3.8	Distribution de la contrainte tangentielle $\sigma_{xy}$ au niveau de la surface de contact en fonction du coefficient de frottement pour $\sigma_{max}=250$ MPa et $R=0,1$ . . . . .	74
3.9	Distribution de la contrainte $\sigma_{xx}$ au niveau de la surface de contact en fonction du coefficient de frottement pour $\sigma_{max}=250$ MPa et $R=0,1$	75
3.10	Distribution de la contrainte $\sigma_{xx}$ au niveau de la surface de contact pour différents niveaux de chargement axial et $R=0,1$ . . . . .	76
3.11	Isovaleurs de la déformation plastique équivalente $PEEQ$ pour différents niveaux de chargement axial $\sigma_{max}=150-175$ MPa et $R=0,1$ . . . . .	76
3.12	Isovaleurs de la déformation plastique équivalente $PEEQ$ pour différents niveaux de chargement axial $\sigma_{max}=200-250$ MPa et $R=0,1$ . . . . .	77
3.13	Répartition des isovaleurs de <i>Von Mises</i> pour $F_N=1$ KN, $\sigma_{max}=250$ MPa et $R=0,1$ . . . . .	78

3.14	Répartition des isovaleurs $\sigma_{ij}$ à la fin du cycle pour $F_N=1$ KN, $\sigma_{max}=250$ MPa et $R=0,1$ . . . . .	79
3.15	Répartition des isovaleurs $\varepsilon_{ij}$ à la fin du cycle pour $F_N=1$ KN, $\sigma_{max}=250$ MPa et $R=0,1$ . . . . .	80
3.16	Distribution des contraintes au niveau de la surface de contact après application de l'effort axial maximal $F_{max}$ pour $R = 0,1$ . . . . .	81
3.17	Distribution des déformations au niveau de la surface de contact après application de l'effort axial maximal $F_{max}$ pour $R = 0,1$ . . . . .	81
4.1	Évolution du paramètre SWT en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	86
4.2	Évolution du paramètre SSR en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	87
4.3	Évolution du paramètre MSSR en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	87
4.4	Évolution du paramètre SMSSR en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	88
4.5	Distribution du paramètre $SWT$ en surface de contact pour un chargement de fretting fatigue ( $\sigma_{max} =250$ MPa, $R = 0,1$ ) . . . . .	89
4.6	Paramètre $SWT$ en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	90
4.7	Distribution des paramètres $\Delta\tau$ et $SSR$ en surface du contact pour $\sigma_{max} =250$ MPa, $R = 0,1$ . . . . .	90
4.8	Paramètre $SSR$ en fonction nombre de cycles $N$ à l'amorçage de fissure . . . . .	91
4.9	Paramètre $MSSR$ en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	92
4.10	Paramètre $SMSSR$ en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	93
4.11	Évolution des paramètres $HMSSR$ en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	94
4.12	Paramètre $HMSSR$ en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de fissure . . . . .	94
4.13	Définition du $CED$ . . . . .	95
4.14	Évolution du paramètre $CED$ en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	97
4.15	Évolution du paramètre $\Delta CED$ en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale . . . . .	98
4.16	Evolution du paramètre $\Delta CED$ en fonction du nombre de cycles . . . . .	98
4.17	Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux . . . . .	99

4.18	(a) Éprouvettes utilisées et (b) l'intensité des contraintes équivalentes obtenues par <i>Qylafku</i> [76]. . . . .	100
4.19	Distribution de la contrainte élastoplastique $\sigma_{yy}$ et du gradient relatif	101
4.20	Distribution de la contrainte $\sigma_{xx}(y)$ et du gradient de contrainte relatif $\chi(y)$ . . . . .	102
4.21	Schéma descriptif de la méthode de calcul de la moyenne des contraintes et des déformations . . . . .	103
4.22	Paramètre <i>SWT</i> en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	104
4.23	Paramètre <i>SSR</i> en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	105
4.24	Paramètre <i>MSSR</i> en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	106
4.25	Paramètre <i>SMSSR</i> en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	107
4.26	Paramètre <i>HMSSR</i> en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	108
4.27	Paramètre <i>CED</i> en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	109
4.28	Paramètre $\Delta CED$ en fonction du nombre de cycles $N$ à l'amorçage de la fissure . . . . .	110
4.29	Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux . . . . .	111
4.30	Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux . . . . .	112
4.31	Évolution du dommage en fonction de la fraction de la durée de vie avec les différents chargements cycliques . . . . .	116
4.32	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles . . . . .	118
4.33	Couplage du modèle <i>DSM</i> avec un critère multiaxial . . . . .	119
4.34	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : <i>SWT</i> . . . . .	120
4.35	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : <i>SSR</i>	121
4.36	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : <i>MSSR</i> . . . . .	122
4.37	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : $\Delta CED$ . . . . .	123
4.38	Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux sur la base de la courbe de référence en fatigue uniaxiale . . . . .	124

4.39	Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux avec utilisation des critères SWT et SSR	125
4.40	Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux avec utilisation des critères MSSR et $\Delta$ CED	125
4.41	Erreurs relatives de prévision de durée de vie totale	126
B.1	Un demi-plan sous l'effet de l'effort normal $P$ et l'effort tangentiel $Q$	B-2
B.2	Deux corps élastiques sous l'effet de l'effort normal $P$ et l'effort tangentiel $Q$	B-3
B.3	Raoyns $R_1$ et $R_2$ et la largeur du contact $a$	B-4
B.4	Régions d'adhésion et de glissement pour un contact entre deux cylindres	B-6
C.1	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : $\sigma_{FF} = A \cdot N^B$	C-3
C.2	Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : $\sigma_{FF} = A \cdot N^B$ et $\sigma_u = A$	C-5

# Introduction

La majorité des structures de transport sont soumises à des sollicitations complexes durant leur service qui engendrent plusieurs modes de dégradation : jeu fonctionnel, blocage des systèmes mécaniques et parfois rupture catastrophique. Dans le domaine des transports, les alliages d'aluminium sont de plus en plus utilisés du fait de leur faible densité et de leur bonne résistance mécanique. L'utilisation de ces alliages répond aux exigences environnementales et assure une réduction de la consommation énergétique du fait de l'allègement des structures qui est un élément important de la compétitivité industrielle.

La sollicitation de fretting fatigue est la sollicitation dominante dans les différentes liaisons mécaniques de transmission de puissance dans divers secteurs industriels. Les assemblages par rivetage et/ou boulonnage représentent une grande partie des liaisons des structures de transports. Ces liaisons présentent des discontinuités géométriques et microstructurales induisant des zones à risque que l'on nomme généralement "points chauds". Ceux ci constituent des sites privilégiés d'amorçage et de propagation de fissure.

Il est donc nécessaire si l'on veut garantir la fiabilité de ces structures assemblées, de comprendre les mécanismes de dégradation mis en jeu. Outre la nature des matériaux en présence, l'estimation des champs mécaniques au niveau de la zone de contact est essentielle pour mettre en oeuvre des outils de prédiction de la durée de vie. Ces champs mécaniques sont généralement complexes et triaxiaux et dépendent fortement des propriétés mécaniques, de la nature du contact et du chargement.

A travers ce travail, nous souhaitons apporter une contribution à la prédiction de la durée de vie des structures sous chargement de fretting fatigue. Pour cela, nous étudions la durée de vie à l'amorçage de fissure dans le cas d'un mono-contact acier/aluminium sous l'effet de la sollicitation de fretting fatigue. Des critères de fatigue multiaxiale couplés à des approches volumétriques ont été utilisés pour les chargements à amplitude constante. Cette dernière démarche a été ensuite étendue aux chargements variables (par blocs) en utilisant des lois d'endommagement

linéaire et non linéaire.

## Organisation de la démarche de recherche

Le manuscrit est divisé en cinq chapitres.

Le premier chapitre trace une revue de la littérature concernant l'amorçage et la propagation de fissures dans les matériaux métalliques en fatigue classique, en fretting et en fretting fatigue. L'accent est mis sur les critères utilisés pour prédire la durée de vie sous l'effet de la sollicitation de fretting fatigue.

Nous présentons dans le deuxième chapitre l'ensemble des techniques de caractérisation et les dispositifs expérimentaux développés. En particulier, nous avons mis au point un dispositif expérimental de fretting fatigue adaptable sur un banc multiaxial de fatigue.

Dans le troisième chapitre, nous présentons le modèle éléments finis utilisé pour calculer les champs mécaniques, sa validation et l'influence de certains paramètres.

Dans le quatrième chapitre nous analysons la capacité d'estimation de certains critères multiaxiaux de fatigue. Pour améliorer les estimations, il est nécessaire de travailler sur des champs moyens dans la zone de contact. Cette technique a été ensuite appliquée dans le cas des chargements variables.

Pour finir, une conclusion fait la synthèse des résultats expérimentaux et de prédictions obtenues pour le cas d'un contact acier/aluminium et dresse quelques perspectives.



# Synthèse Bibliographique

## 1.1 Mécanismes de fissuration par fatigue

La ruine des structures industrielles est dûe principalement à la fatigue. Ce mode d'endommagement a été étudié pour la première fois par *W.A.J. Albert* en 1829 sur la rupture de convoyeurs de charbons [1, 2]. L'expérience industrielle a montré que plus de 80% de ces ruptures ont pour origine la fatigue. La ruine par fatigue se compose de trois phases :

**amorçage de la fissure** qui correspond à l'amorçage des microfissures du à des glissements alternés et à la formation d'intrusions et d'extrusions à la surface libre, formées dans les plans orientés de manière à ce que la contrainte de cisaillement soit maximale. Ces bandes persistantes donnent lieu à la formation de microfissures de stade I. Cette phase d'amorçage est active à une échelle inférieure à celle du grain ;

**propagation de la fissure** où les microfissures vont croître de façon stable au fur et à mesure des cycles. La vitesse de propagation de la fissure peut être décrite par la loi de *Paris* [3] qui s'écrit :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad (1.1)$$

où  $a$  désigne la longueur de la fissure,  $\Delta K$  la variation du facteur d'intensité des contraintes,  $C$  et  $m$  sont des constantes dépendant du matériau.

**rupture finale** dans laquelle les fissures ont atteint un seuil provoquant une rupture brutale.

La figure 1.1 résume les résultats des observations de suivi de la vitesse de fissuration lors d'un essai de fatigue. En terme de vitesse de propagation de fissures,

il existe trois domaines distincts qui sont liés aux trois étapes d'endommagement par fatigue cités auparavant.

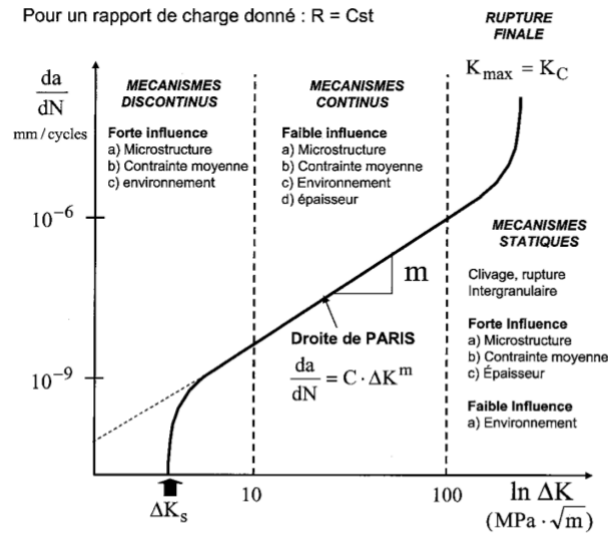


FIGURE 1.1: Représentation schématisée de la vitesse de propagation des fissures de fatigue en fonction du facteur d'intensité de contrainte.

Plusieurs facteurs ont une influence sur les mécanismes qui pilotent ces stades du processus de rupture en fatigue (figure 1.2). La présence des discontinuités géométriques dans les structures (par exemple, les alésages, congés et perçages), donne lieu à une concentration de contraintes qui constitue l'un des paramètres influents sur la phase d'amorçage provoquant l'apparition de fissures. Celles-ci pourront se propager plus ou moins vite sous l'application répétée des chargements.

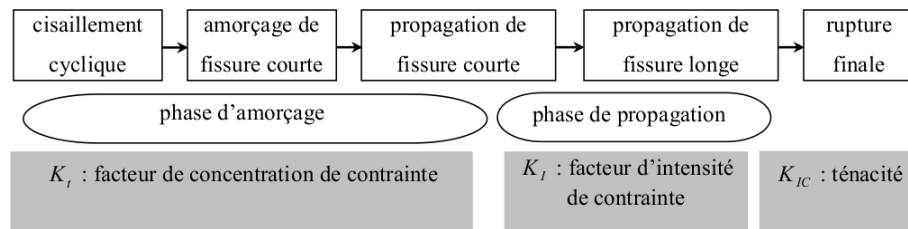


FIGURE 1.2: Différentes phases de la durée de vie en fatigue et exemple de paramètres associés [4].

### 1.1.1 Diagrammes d'endurance

Le diagramme d'endurance, également appelé diagramme de *Wöhler* ou courbe *S-N* (courbe contraintes-nombre de cycles à la rupture), représente la contrainte alternative nécessaire pour engendrer la rupture à  $N_f$  cycles. Elle est obtenue expérimentalement en soumettant des éprouvettes à des cycles des contraintes périodiques (généralement sinusoïdaux) d'amplitude  $\sigma_a$  et de fréquence constante, et en notant le nombre de cycles  $N$  nécessaire à l'apparition d'une fissure macroscopique (ou la rupture). La figure 1.3 présente l'allure de la courbe de *Wöhler* où on distingue trois domaines :

**fatigue plastique ou oligocyclique** sous forte contrainte, où la rupture survient après un très petit nombre de cycles ;

**endurance limitée** où la rupture est atteinte après un nombre de cycles qui croît quand la contrainte décroît ;

**endurance illimitée** ou zone de sécurité, sous faible contrainte, pour laquelle la rupture ne se produit pas avant un nombre donné de cycles supérieur à la durée de vie envisagée pour la pièce.

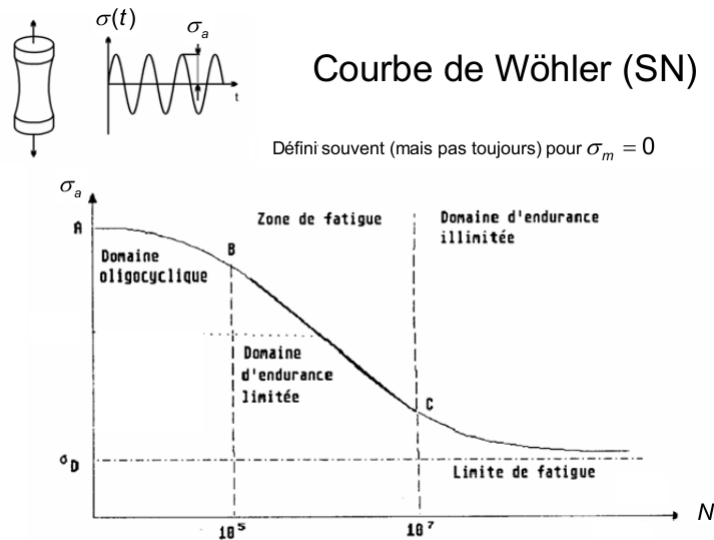


FIGURE 1.3: Courbe de *Wöhler* et définition des différentes zones d'endurance.

### 1.1.2 Modes de fissuration par fatigue

Il existe trois modes de fissuration ou rupture élémentaires (figure 1.4). Toute fissuration peut être ramenée à l'un des trois modes simples ou à leur superposition.

Le mode I appelé mode d'ouverture de la fissure, où la direction macroscopique de propagation d'une fissure est généralement perpendiculaire à la contrainte qui contribue à l'ouverture de la fissure. Le mode II est le mode de cisaillement dans le plan où les déplacements de la fissure sont parallèles à la direction de propagation. Pour le mode III qui est le mode de cisaillement hors plan, la propagation de la fissure est parallèle au front de fissure.

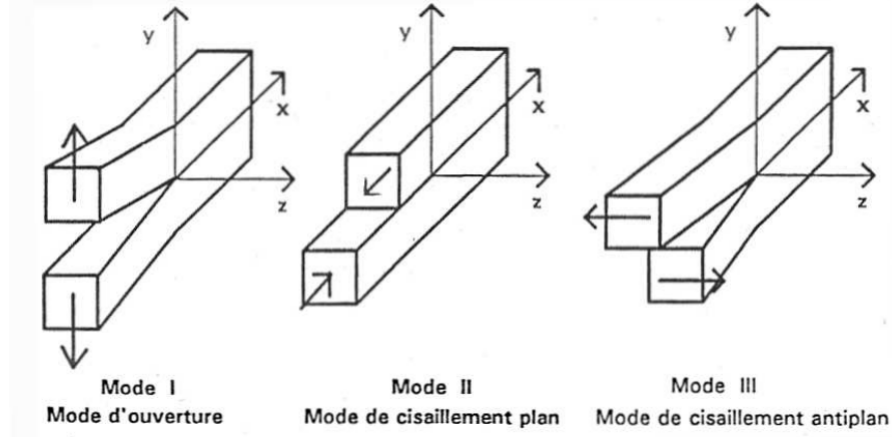


FIGURE 1.4: Modes de fissuration.

### 1.1.3 Facteur d'intensité de contraintes

Le facteur d'intensité de contraintes  $K$  est défini comme un paramètre régissant la distribution des contraintes et des déplacements aux abords du fond de fissure. Pour une fissure de longueur  $2a$  dans une plaque de dimension infinie, soumise à une contrainte uniforme à l'infini  $\sigma_{app}$ , perpendiculaire au plan de la fissure (figure 1.5), le facteur d'intensité de contrainte s'écrit :

$$K_I = \sigma_{app} \sqrt{\pi a} \quad (1.2)$$

Pour une telle fissure, la solution asymptotique de l'état de contrainte en mode I s'écrit :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{\theta}{2} (1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}) \\ \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} (1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}) \\ \sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (1.3)$$

On constate que lorsque  $r$  tend vers 0, les contraintes en pointe de fissure tendent vers l'infini du fait de la singularité due à l'approximation mathématique mais non envisageable physiquement (plastification).

Ces relations peuvent être écrites sous la forme :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{ij}(\theta) \quad (1.4)$$

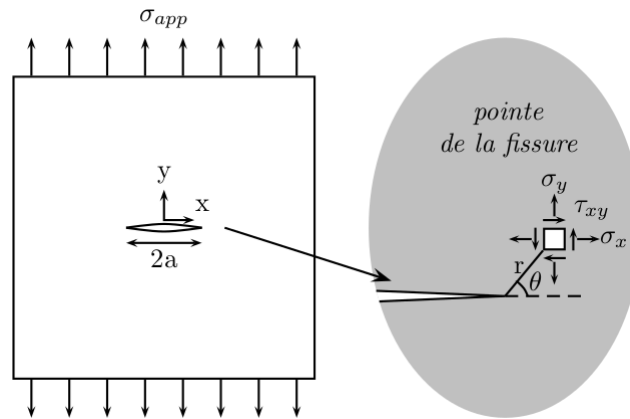


FIGURE 1.5: Contraintes au fond fissure en mode I.

#### 1.1.4 Zones plastifiées en tête de fissure

En fatigue, la propagation d'une fissure résulte d'un processus d'endommagement en fond de fissure qui est relié à la déformation plastique induite dans cette zone. En faisant l'hypothèse d'une zone plastifiée circulaire, *Irwin* [5] a défini le rayon de la zone plastifiée. Pour un état de contraintes planes ce rayon s'exprime selon l'équation 1.5 :

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{app}} \right)^2 \quad (1.5)$$

Pour un état de déformations planes, l'expression devient :

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{app}} \right)^2 \quad (1.6)$$

Les observations expérimentales ont révélé que la zone plastifiée possède une forme complexe (ailes de papillon) symétrique par rapport au plan de fissuration dont le rayon peut être exprimé par :

$$r_p = \frac{1}{4\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{app}} \right)^2 \cdot \left( 1 + \frac{3}{2} \sin^2 \theta + \cos \theta \right) \quad (1.7)$$

En contraintes planes et par :

$$r_p = \frac{1}{4\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{app}} \right)^2 \cdot \left( \frac{3}{2} \sin^2 \theta + (1 - \nu^2)(1 + \cos \theta) \right) \quad (1.8)$$

en déformations planes.

Ces résultats sont obtenus pour le cas d'une fissure soumise à une sollicitation monotone. Pour le cas des chargements cycliques, le matériau en pointe de fissure se plastifie dès que la contrainte locale atteint la limite d'élasticité. L'équation 1.5 devient :

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K}{2\sigma_{app}} \right)^2 \quad (1.9)$$

### 1.1.5 Fissures courtes

Le problème des fissures courtes a été observé pour la première fois par *Pearson* [6] dans les alliages d'aluminium. L'auteur rapporte que la vitesse de propagation des fissures courtes est supérieure ou égale à celle des fissures longues, pour des valeurs inférieures de l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes (figure 1.6). Cette vitesse élevée de propagation des fissures physiquement courtes a souvent été attribuée à l'absence de fermeture significative dans la première étape de propagation, à cause de la faible dimension du sillage plastique [7]. L'effet fissures courtes et la caractérisation de la vitesse de propagation des fissures courtes sont, par conséquent, indispensables pour une détermination précise de la durée de vie des structures.

*Lankford* [9] a étudié l'influence de la taille de grain sur le comportement des fissures courtes dans un alliage d'aluminium 7075-T6. Dans la figure 1.7 *Lankford* montre que la vitesse de propagation des fissures courtes augmente avec la taille des grains.

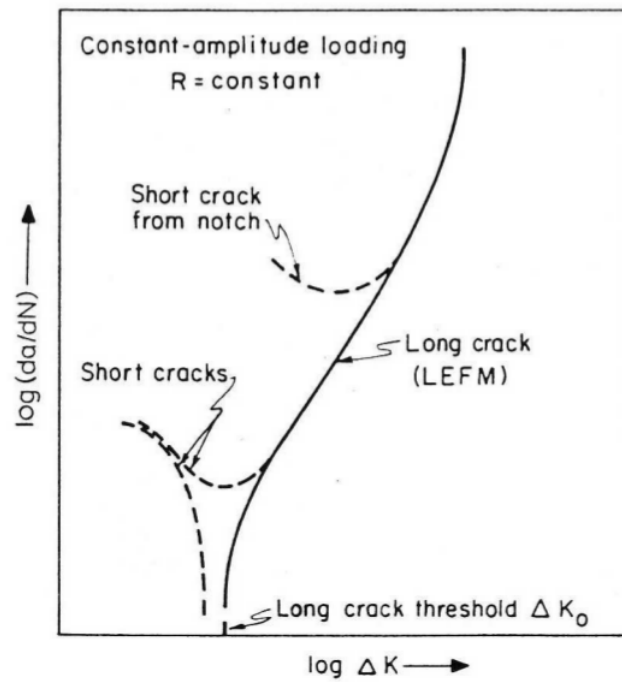


FIGURE 1.6: Comportement des fissures courtes [8].

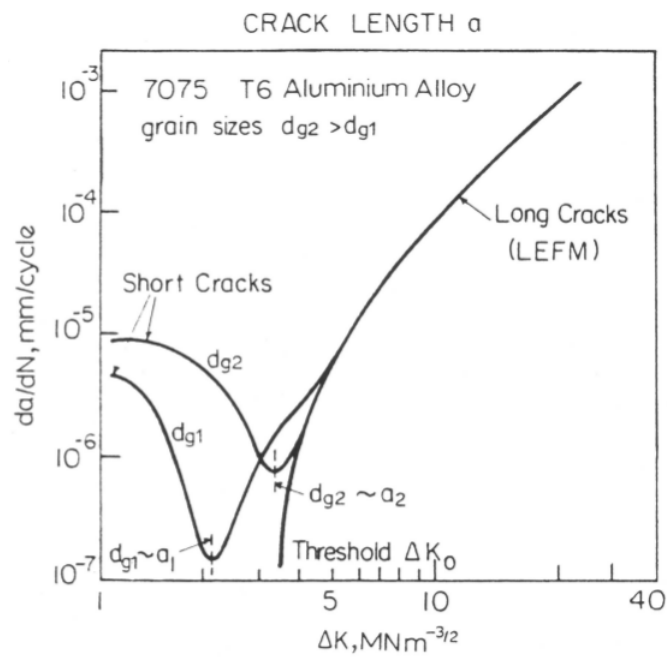


FIGURE 1.7: Influence de la taille de grain sur le comportement des fissures courtes dans un alliage d'aluminium 7075-T6 [9].

## 1.2 Critères de fatigue multiaxiale

De nombreuses études ont été consacrées au développement des critères de fatigue multiaxiale. Ces critères sont développés à l'origine pour estimer si un cycle de contrainte multiaxial se trouve en deçà ou non de la limite d'endurance du matériau. Aujourd'hui, ceux ci sont étendus au domaine de la fatigue à durée de vie limitée. Les critères existants peuvent être regroupés selon trois approches différentes [10] : l'approche empirique, l'approche plan critique et l'approche globale.

### 1.2.1 Approche empirique

Les critères basés sur l'approche empirique sont issus de résultats expérimentaux obtenus généralement pour un type de sollicitation multiaxiale bien déterminé. Ils modélisent, ainsi, de façon précise le domaine limite de fatigue associé à des sollicitations multiaxiales particulières pour le (ou les) matériau(x) testé(s). Cependant, ils sont restreints aux modes de sollicitations pour lesquels ils ont été élaborés [11]. Dans cette approche il s'agit de calculer une contrainte équivalente que l'on compare ensuite à la traction uniaxiale.

#### Critère de *Gough et Pollard*

A partir d'un grand nombre d'essais en flexion-torsion alternée, *Gough et Pollard* [12] proposent deux relations empiriques pour exprimer cette contrainte équivalente, qui s'écrivent :

$$\sigma_{eq} = \left( \frac{\sigma_a^f}{\sigma_{-1}^f} \right)^2 + \left( \frac{\tau_a}{\tau_{-1}} \right)^2 \quad (1.10)$$

Pour les matériaux ductiles et,

$$\sigma_{eq} = \left( \frac{\tau_a}{\tau_{-1}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{-1}^f}{\tau_{-1}} - 1 \right) \left( \frac{\sigma_a^f}{\sigma_{-1}^f} \right)^2 + \left( 2 - \frac{\sigma_{-1}^f}{\tau_{-1}} \right) \left( \frac{\sigma_a^f}{\sigma_{-1}^f} \right) \quad (1.11)$$

pour les matériaux fragiles.

Dans ces deux relations,  $\sigma_a^f$  est l'amplitude de la contrainte de flexion,  $\sigma_{-1}^f$  la limite d'endurance en flexion alternée symétrique,  $\tau_a$  est l'amplitude de la contrainte de cisaillement (torsion) et  $\tau_{-1}$  est la limite d'endurance en torsion alternée symétrique.



### Critères de *Lee*

*Lee* [13] a proposé une formulation empirique issue des essais de flexion-torsion hors phase. Il a introduit un exposant  $\alpha$  dépendant du déphasage  $\phi$  entre deux sollicitations défini par :  $\alpha = 2(1 + \beta \sin \phi)$ , avec  $\beta$  une constante liée au matériau. La contrainte équivalente est donnée par la relation suivante :

$$\sigma_{eq} = \sigma_a^f \left( 1 + \left( \frac{\sigma_{-1}^f \cdot K}{2\tau_{-1}} \right)^\alpha \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (1.12)$$

avec  $K = 2 \frac{\tau_a}{\sigma_a^f}$ , où  $\tau_a$  et  $\sigma_a^f$  sont respectivement l'amplitude de contrainte en torsion et flexion.

*Lee* a modifié son critère pour prendre en compte l'influence de la contrainte de flexion moyenne  $\sigma_m^f$  [14]. Le critère devient alors :

$$\sigma_{eq} = \sigma_a^f \left( 1 + \left( \frac{\sigma_{-1}^f \cdot K}{2\tau_{-1}} \right)^\alpha \right)^{\frac{1}{\alpha}} \cdot \left( 1 - \left( \frac{\sigma_m^f}{\sigma_u} \right)^n \right)^{-1} \quad (1.13)$$

où  $\sigma_u$  est la contrainte ultime du matériau.

### 1.2.2 Approche plan critique

Les critères basés sur l'approche plan critique admettent que l'endommagement de la matière est localisé sur un plan dit critique qui dépend du cycle multiaxial considéré et du matériau. Le critère permet donc de rechercher ce plan et de déterminer son endommagement propre. Cette démarche apparaît logique quand l'hypothèse de départ qui admet l'unicité du plan est vérifiée. Cependant, dans le cas des contraintes non proportionnelles, les sollicitations appliquées à la structure font qu'il existe parfois plusieurs plans critiques [15]. Ceci montre que les critères de type plan critique ne sont pas toujours adaptés aux cycles de contraintes dont les directions principales varient dans le temps.

#### Critère de *McDiarmid*

Le critère de *McDiarmid* [16] suppose que le plan critique est défini comme celui où l'amplitude de la contrainte de cisaillement  $\tau_a$  est maximale. Le critère de *McDiarmid* s'écrit :

$$\tau_a + \alpha \sigma_{max} \leq \beta \quad (1.14)$$

Les deux constantes  $\alpha$  et  $\beta$  sont identifiées à partir des limites d'endurance expérimentales sur éprouvettes lisses en traction alternée symétrique  $\sigma_u$  et en torsion  $\tau_D$  alternées symétriques et s'écrivent :  $\alpha = \frac{\tau_D}{2\sigma_u}$ ,  $\beta = \tau_D$ .

### Critère de Dang Van

Le critère de Dang Van [17–19] est fondé sur une approche micromécanique. Ce critère s'applique aux matériaux polycristallins sollicités dans le domaine de l'endurance. On suppose que le comportement macroscopique est élastique mais qu'une déformation plastique localisée peut se produire dans la structure. Le critère repose sur deux paramètres définis à partir de l'état mésoscopique adapté : d'une part le cisaillement local en régime adapté  $\tau(t, \vec{n})$  et d'autre part la pression hydrostatique mésoscopique  $\sigma_H(t)$ .

$$\tau(t, \vec{n}) + \alpha\sigma_H(t) \leq \beta \quad (1.15)$$

Les deux constantes  $\alpha$  et  $\beta$  sont identifiées à partir des limites d'endurance expérimentales sur éprouvettes lisses en torsion  $\tau_{-1}$  et en flexion  $\sigma_{-1}^f$  alternées symétriques et s'écrivent :  $\alpha = 3 \left( \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}^f} - \frac{1}{2} \right)$ ,  $\beta = \tau_{-1}$ .

### Critère de Findley

Initialement développé dans les années 1960, le critère de *Findley* [20] a été utilisé pour l'analyse de la fatigue multiaxiale. Il prend en considération à la fois l'amplitude de la contrainte de cisaillement qui définit l'orientation du plan critique et la contrainte normale maximale dans ce plan. Le paramètre de Findley s'écrit de la manière suivante :

$$\tau_a + \alpha\sigma_{max} \leq \beta \quad (1.16)$$

où  $\tau_a$  est l'amplitude de la contrainte de cisaillement,  $\sigma_{max}$  est la contrainte normale maximale au plan de cisaillement maximal,  $\alpha$  et  $\beta$  sont des paramètres

de matériau définis par :  $\tau_a = \frac{\tau_{max} - \tau_{min}}{2}$ ,  $\alpha = \frac{2\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}^f} - 1}{\sqrt{1 - 2\left(\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}^f} - 1\right)^2}}$  et  $\beta =$

$$\frac{\tau_{-1}}{\sqrt{1 - 2\left(\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}^f} - 1\right)^2}}.$$

### Critère de Smith-Watson-Topper (*SWT*)

Le critère de *Smith-Watson-Topper* (*SWT*) est un paramètre basé sur les courbes de *Manson-Coffin* dont l'amplitude de déformation totale est calculée comme suit :

$$\varepsilon_a = \frac{\hat{\sigma}_f}{E}(2N_i)^b + \hat{\varepsilon}_f(2N_i)^c \quad (1.17)$$

où  $\varepsilon_a$  est l'amplitude de déformation,  $\hat{\sigma}_f$  est le coefficient de tenue en fatigue,  $N_i$  est le nombre de cycles à l'amorçage de fissure,  $\hat{\varepsilon}_f$  est le coefficient de ductilité à la fatigue,  $b$  est l'exposant de déformation de fatigue et  $c$  est l'exposant de ductilité en fatigue.

L'équation 1.17 a été modifiée par *Smith et al* [21] pour introduire l'effet de la contrainte normale maximale  $\sigma_{max} = \frac{\hat{\sigma}_f}{E}(2N_i)^b$  dans le plan critique. Le paramètre *SWT* s'écrit alors :

$$SWT = \sigma_{max}\varepsilon_a = \frac{(\hat{\sigma}_f)^2}{E}(2N_i)^{2b} + \hat{\sigma}_f\hat{\varepsilon}_f(2N_i)^{b+c} \quad (1.18)$$

Ce modèle est surtout préconisé pour des modes *I* de fissuration.

### Critère de *Fatemi-Socie*

Dans le cas où les fissures s'initient dans le plan où l'amplitude de la déformation de cisaillement est maximale, *Fatemi* et *Socie* [22] ont proposé la relation suivante :

$$FS = \gamma_a \left( 1 + k \frac{\sigma_a^{max}}{\sigma_y} \right) = \frac{\hat{\tau}_f}{2G}(2N_i)^b + \hat{\gamma}_f(2N_i)^c \quad (1.19)$$

où  $\gamma_a$  est l'amplitude de la déformation de cisaillement maximale dans le plan critique,  $\sigma_a^{max}$  est la contrainte normale maximale sur le plan critique,  $k$  est une constante de matériau,  $\sigma_y$  est la limite d'élasticité cyclique. Les paramètres  $\hat{\tau}_f$ ,  $\hat{\gamma}_f$ ,  $b$  et  $c$  sont des paramètres du matériau à identifier à partir d'essais de torsion cyclique.

## 1.2.3 Approche globale

Les critères basés sur l'approche globale font intervenir des grandeurs telles que les invariants des tenseurs de contraintes ou de leurs déviateurs. Ces quantités représentent ainsi la contribution de l'ensemble des contraintes sous forme d'un scalaire.

### Critère de Sines

Le critère de *Sines* [23] dans sa première version a été exprimé en fonction des contraintes octaédriques normale et tangentielle. Le critère présenté ici est la seconde version exprimée en fonction des invariants du tenseur des contraintes et de son déviateur :

$$\sqrt{J_{2,a}} + \alpha \sigma_{H,moy} \leq \beta \quad (1.20)$$

où  $J_{2,a}$  est le second invariant du déviateur des contraintes,  $\sigma_{H,moy}$  est la contrainte hydrostatique moyenne,  $k$  et  $\lambda$  sont des paramètres de matériaux obtenues par essais de fatigue en flexion simple et en torsion simple. Ainsi, les constantes  $\alpha$  et  $\beta$  s'écrivent :  $\beta = \tau_{-1}$  et  $\alpha = 2 \frac{\tau_{-1}}{\sigma_0} - \frac{1}{\sqrt{3}}$ .

où  $\sigma_0$  et  $\tau_{-1}$  représentent respectivement les limites d'endurance en traction et en torsion.

Le critère est valide pour  $\beta > 0$ , c'est à dire lorsque la condition :  $\frac{\tau_{-1}}{\sigma_0} > \frac{1}{2\sqrt{3}}$  est vérifiée.

### Critère de Crossland

Ce critère a été élaboré suite à une campagne d'essais qui a mis en évidence l'importance de la pression hydrostatique pour le phénomène de fatigue [24]. Un des paramètres du critère est alors la contrainte hydrostatique maximale  $\sigma_{H,max}$ . Le critère fait aussi appel à l'amplitude du second invariant du tenseur déviateur des contraintes  $J_{2a}$ . Si l'on note  $\bar{\bar{s}}$  le tenseur déviateur des contraintes, l'amplitude du second invariant de ce tenseur  $J_{2a}$  se calcule de la manière suivante :

$$\sqrt{J_{2a}} = \frac{1}{2\sqrt{2}} \max_{t_1} (\max_{t_2} \sqrt{(\bar{\bar{s}}(t_1) - \bar{\bar{s}}(t_2)) : (\bar{\bar{s}}(t_1) - \bar{\bar{s}}(t_2))}) \quad (1.21)$$

Le critère de *Crossland* s'exprime alors par la relation suivante :

$$\sqrt{J_{2,a}} + \alpha \sigma_{H,max} \leq \beta \quad (1.22)$$

Les deux constantes  $\alpha$  et  $\beta$  sont identifiées à partir des limites d'endurance expérimentales sur éprouvettes lisses en torsion  $\tau_{-1}$  et en traction  $\sigma_{-1}$  alternées symétriques et s'écrivent :  $\alpha = 3 \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \sqrt{3}$ ,  $\beta = \tau_{-1}$ .

### Critère de Papadopoulos

Le critère de fatigue de Papadopoulos [25] est basé sur une intégration des amplitudes de cisssion sur un volume élémentaire : (moyenne sur des directions)

$$\sqrt{\tau_a} + \alpha \sigma_{H,max} \leq \beta \quad (1.23)$$

Avec  $\tau_a$  l'amplitude de la cisssion. Les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  peuvent être reliés aux limites de fatigue en flexion  $\tau_{-1}$  et en torsion  $\sigma_{-1}$ . Avec :  $\alpha = 3 \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \sqrt{3}$ ,  $\beta = \tau_{-1}$ .

Parmi ces trois approches, des sous-groupes différencient les formalismes des critères. On distingue les critères macroscopiques faisant intervenir des contraintes évaluées à l'échelle macroscopique. Le choix des termes de contraintes intervenant dans la définition de tels critères est justifié par leurs auteurs. D'autres critères sont basés sur le comportement de la matière à l'échelle microscopique. Ils sont dits microscopiques bien que leur formalisme final utilise des grandeurs macroscopiques.

## 1.3 Cumul d'endommagement

Une loi d'endommagement permet de déterminer la durée de vie du matériau relative à chaque cycle multiaxial extrait, de calculer le dommage correspondant et d'en faire le cumul. Lorsque la séquence de chargement est traitée, le dommage cumulé conduit à l'estimation de la durée de vie du matériau en terme du nombre de répétitions de la séquence à l'amorçage d'une fissure.

### Loi de Miner

La loi la plus simple est la loi de cumul linéaire de *Miner* [26]. Pour chaque niveau de chargement, on définit une fonction de dommage comme suit :

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (1.24)$$

$n_i$  représente le nombre de cycles effectués avec un niveau de chargement donné pour lequel le nombre de cycles à rupture serait  $N_i$ .

Cette règle propose ensuite que le cumul de l'endommagement, associé à plusieurs niveaux de contrainte, soit donné par l'addition linéaire des dommages élémentaires :

$$D = \sum_i D_i = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (1.25)$$

où la rupture se produit lorsque  $D = 1$ .

### Méthode des nombres de cycles équivalentes de *Marco*

L'endommagement non linéaire créé par le niveau de chargement  $\sigma_1$  appliqué pendant  $n_1$  cycles est :

$$D_1 = \left( \frac{n_1}{N_1} \right)^{m_1} \quad (1.26)$$

Où  $m_1$  est un exposant.

On cherche le nombre équivalent de cycles  $n_{2,\acute{e}q}$  qu'il aurait fallu appliquer sous contrainte  $\sigma_2$  pour engendrer le même endommagement :  $n_{2,\acute{e}q} = N_2 \cdot D_1^{\frac{1}{m_2}}$ . A la fin du second bloc, l'endommagement total  $D_{12}$  est :

$$D_{12} = \left( \frac{n_{2,\acute{e}q} + n_2}{N_2} \right)^{m_2} \Leftrightarrow D_{12} = \left( \left( \frac{n_1}{N_1} \right)^{\frac{m_1}{m_2}} + \frac{n_2}{N_2} \right)^{m_2} \quad (1.27)$$

Dans le cas inverse où  $\sigma_2$  est d'abord appliquée puis  $\sigma_1$ , l'endommagement  $D_{12}$  à la fin de séquence :

$$D_{21} = \left( \left( \frac{n_2}{N_2} \right)^{\frac{m_2}{m_1}} + \frac{n_1}{N_1} \right)^{m_1} \quad (1.28)$$

Dans le cas général de  $p$  niveau de contraintes successives, la rupture intervient quand :

$$\left\{ \left\{ \left\{ \left[ \left( \frac{n_1}{N_1} \right)^{\frac{m_1}{m_2}} + \frac{n_2}{N_2} \right]^{\frac{m_2}{m_3}} + \dots + \frac{n_i}{N_i} \right\}^{\frac{m_i}{m_{i+1}}} + \dots + \frac{n_{p-1}}{N_{p-1}} \right\}^{\frac{m_{p-1}}{m_p}} + \dots + \frac{n_p}{N_p} \right\}^p = 1 \quad (1.29)$$

### Loi de *Lemaitre et Chaboche*

Cette loi présente de manière directe les courbes de *Wöhler* contrainte maximale  $\sigma_{max}$  en fonction du nombre de cycles à rupture  $N_f$  [27]. C'est une loi différentielle rendant compte des phénomènes connus en cumul d'endommagement, notamment la non linéarité des accumulations :

$$\frac{\partial D}{\partial N} = G(\sigma_{max}, \sigma_{moy}) = \frac{\sigma_{max} - \sigma_l(\sigma_{moy})}{\sigma_u - \sigma_{max}} \left( \frac{\sigma_{max} - \sigma_{moy}}{B_0(1 - b\sigma_{moy})} \right)^\beta \quad (1.30)$$

avec :  $\sigma_l(\sigma_{moy}) = \sigma_{moy} + \sigma_f(1 - b\sigma_{moy})$ ,  $b$ ,  $B_0$  et  $\beta$  sont des paramètres du matériau,  $\sigma_f$  est la limite de fatigue à contrainte moyenne nulle.

Après une intégration jusqu'au nombre de cycles à rupture en fatigue  $N_f = N$  ( $D = 1$ ), on a :

$$N_f = \frac{\sigma_u - \sigma_{max}}{\sigma_{max} - \sigma_l(\sigma_{moy})} \left( \frac{\sigma_{max} - \sigma_{moy}}{B_0(1 - b\sigma_{moy})} \right)^{-\beta} \quad (1.31)$$

### Modèle de la contrainte endommagée (DSM)

L'hypothèse de ce modèle est que si l'état physique de l'endommagement est le même, la durée de vie ne dépend que des conditions de chargement [28]. Les auteurs transposent ce concept après  $n$  cycles de chargement basé sur la courbe de *Wöhler* (figure 1.8). Au niveau  $i$ , la durée de vie est  $N_i$  et après  $n_i$  cycles, la durée de vie résiduelle est  $(N_i - n_i)$ . Sur la courbe de *Wöhler*, à cette durée de vie  $(N_i - n_i)$  correspond une contrainte admissible  $\sigma(N_i - n_i)$ . La variable d'endommagement s'écrit :

$$D_i = \frac{\sigma_{ed} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} \quad (1.32)$$

avec  $\sigma_{ed_i}$  est la contrainte endommagée pour le niveau  $i$ ,  $\sigma_i$  la contrainte appliquée et  $\sigma_u$  la contrainte ultime du matériau.

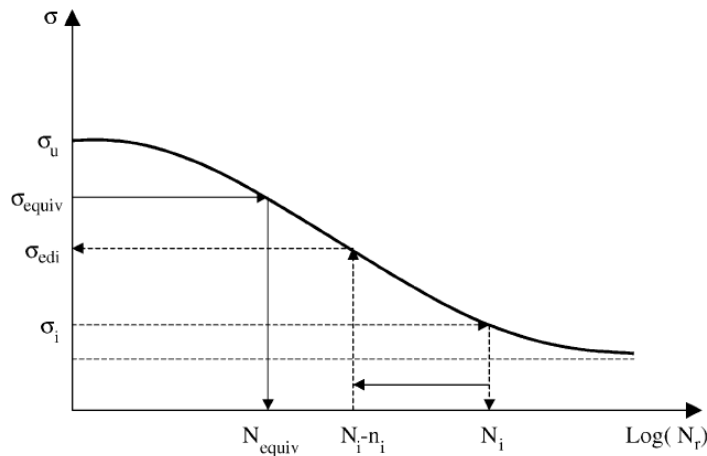


FIGURE 1.8: Définition des paramètres utilisés [28].

Le dommage se transpose aisément au niveau  $(i + 1)$  par la relation :

$$D_i = \frac{\sigma_{ed_i} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} = \frac{\sigma_{\acute{e}q} - \sigma_{i+1}}{\sigma_u - \sigma_{i+1}} \quad (1.33)$$

où  $\sigma_{\acute{e}quiv}$  est la contrainte endommagée au niveau  $(i + 1)$  et  $\sigma_{i+1}$  la contrainte appliquée au niveau  $(i + 1)$ .

On peut alors déterminer à partir de la courbe  $S - N$  le nombre de cycles  $N_{\acute{e}q}$  équivalent au niveau  $(i + 1)$  de  $n_i$  cycles au niveau  $(i)$ . Le nombre de cycles au niveau  $(i + 1)$  sera majoré de  $N_{\acute{e}q}$ .

## 1.4 Fretting

D'après la définition donnée par la SOCIÉTÉ AMÉRICAINE DE MÉCANIQUE, le *fretting* est un mouvement alterné de faible amplitude qui peut se produire entre deux surfaces en contact. Cette sollicitation a été étudiée pour la première fois au début du xx<sup>ème</sup> siècle par Eden [29] lors de la mise en évidence de la présence de débris d'oxyde de fer entre une éprouvette de fatigue en acier et un mors en acier de la machine. La cause du phénomène a été attribuée à tort, à des mécanismes de corrosion, ce qui conduira par la suite à la dénomination de « fretting corrosion ». De même, Tomlinson [30] a observé la formation d'oxyde de fer lors de la rotation d'une sphère sur un plan tous deux en acier et l'oxydation des débris d'usure par l'environnement ambiant. Warlow-Davies envisage le premier, l'effet du fretting sur les propriétés de fatigue [31]. Progressivement, les travaux de McDowell [32] montreront que l'oxydation est une conséquence et non la cause du phénomène et que la formation des débris est induite par le frottement des surfaces et non l'effet de l'oxydation. Parallèlement, Cattaneo [33], Mindlin [34] et Johnson [35] décrivent les sollicitations cycliques de cisaillement imposées en surface de contact et aident à mieux comprendre les mécanismes de la propagation de fissures en glissement partiel. Enfin, le fretting accélère grandement le processus d'amorçage des fissures et l'étude de l'action conjointe du fretting et de la fatigue conduit à un facteur d'abattement de 2 à 5 sur la limite d'endurance suivant les conditions de contact [36].

### 1.4.1 Types de fretting

Plusieurs types d'endommagement peuvent être rencontrés suivant l'amplitude imposée de glissement. Le fretting est souvent présenté comme l'une des avaries de surfaces les plus critiques des applications industrielles. Les exemples de fretting se retrouvent dans les systèmes suivants : les liaisons (cannelures, liaisons par axe, pieds



d'aube de turbine...), les empilages multiples (arbres de transmissions), les assemblages rivetés (boulonnés), les câbles, les conduits flexibles. . . ; et concernent toutes les industries : constructions mécaniques, aéronautiques, biomédicales, industrie nucléaire, génie civil...

On parle de :

- *fretting-wear* (usure par fretting) lorsque les microglissements entraînent un enlèvement de matière au niveau des surfaces en contact ;
- *fretting-fatigue*, si le déplacement est la conséquence de la déformation de l'une des deux structures en contact soumises à une sollicitation cyclique. Le fretting-fatigue entraîne l'amorçage de fissure à partir de la zone de contact ;
- *fretting-corrosion*, quand les produits de la dégradation sont le résultat d'une oxydation dans la zone de contact.

### 1.4.2 Les différentes configurations de contact

Les contacts réels entre deux corps sont généralement mal définis. Leur étude reste complexe étant donnée l'interactivité des différents paramètres agissant sur la vie d'un contact et la constante évolution du contact lors des essais. Cependant, afin de modéliser les mécanismes de dégradation en fretting, les chercheurs ont ainsi choisi des géométries simplifiées faciles à étudier (figure 1.9) :

- le contact *plan/plan* permet de maintenir la surface de contact constante quelle que soit l'usure des échantillons ;
- le contact *sphère/plan* est privilégié dans l'étude de l'usure car il est facile à mettre en oeuvre et facilite la comparaison avec le contact pion-disque ;
- le contact *cylindre/plan* est plus souvent lié à l'étude de la fissuration car on peut alors formaliser le chargement en deux dimensions et le modéliser par éléments finis.

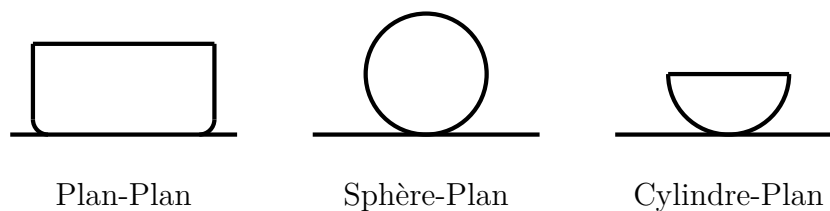


FIGURE 1.9: Les différentes configurations géométriques utilisées pour les essais de fretting.

### 1.4.3 Les différents régimes de contact en présence de fretting-fatigue

On distingue suivant la forme des boucles de fretting-fatigue donnant la variation de l'effort tangentiel  $Q(t)$  en fonction de l'amplitude du déplacement relatif  $\delta(t)$ , différents régimes de glissement (figure 1.10) :

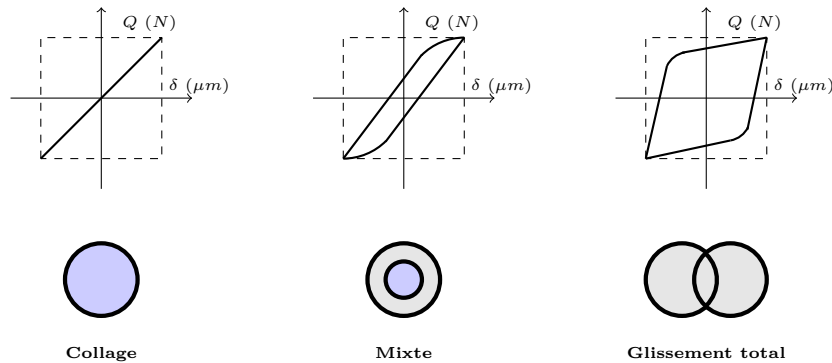


FIGURE 1.10: Régimes de fretting-fatigue.

**Régime de collage :** la courbe est quasi-linéaire et la zone de glissement local entre le pion et la surface de l'éprouvette est très réduite. L'éprouvette ne subit aucune dégradation dans ce régime.

**Régime mixte :** la courbe présente une non linéarité et une boucle d'hystérésis. La région de glissement local est plus importante. C'est le régime le plus critique car il conduit à la rupture de l'éprouvette par fissuration aux bords de la zone de contact.

**Régime de glissement total :** la courbe présente une forme parallélogramme avec un palier de glissement. Le pion glisse totalement sur la surface de l'éprouvette. La zone de contact subit une usure importante.

### 1.4.4 Caractérisation de l'endommagement en fretting fatigue

Les mécanismes de dégradation générés par le phénomène de fretting ont poussé les chercheurs à mieux quantifier l'impact des conditions de glissement vis-à-vis de la réponse en endommagement du contact. L'évolution des dommages est directement liée à la condition de glissement. *Fowry* [37] a mis en place une approche en terme de cartes de fretting qui permet l'établissement des différents domaines de glissement et l'analyse associée des dégradations (figure 1.11).

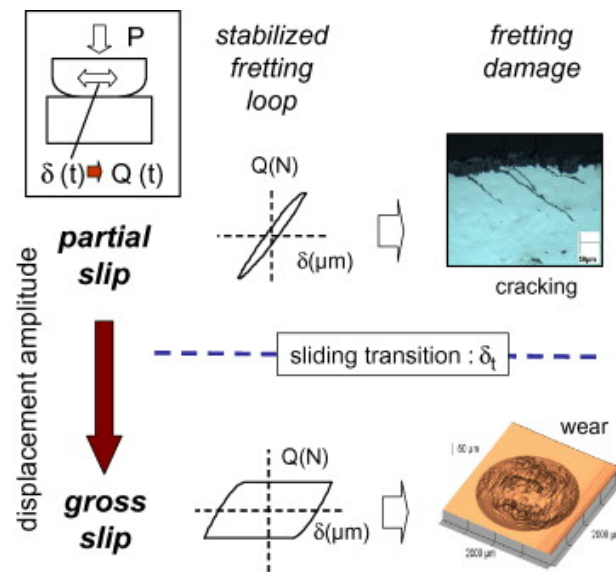


FIGURE 1.11: Dégradations engendrées par le fretting en fonction des conditions de glissement [37].

Pour les très petites amplitudes l'hystérésis associée à l'évolution de l'effort tangentiel en fonction du débattement, dite de glissement partiel, ne génère pratiquement pas de perte de matière mais favorise l'amorçage et la propagation de fissures. L'augmentation du débattement engendre la mise en glissement total. Le cycle de fretting présente une boucle d'hystérésis plus accentuée qui est associée à une forte dissipation d'énergie. Si l'usure générée par la formation et l'éjection des débris devient plus importante, en revanche la fissuration se trouve limitée.

La figure 1.12 présente la carte qui résume les différents types d'endommagement dans la carte de fretting-fatigue. On y trace les frontières entre les différents domaines de dégradations, à savoir [38] :

**Non endommagement** : ce régime est associé au régime de collage. Les observations expérimentales ne révèlent aucune fissuration et très peu d'usure.

**Fissuration** : elle est rencontrée dans le régime mixte. Les fissures, amorcées aux bords du contact ou dans une région voisine du bord du contact, se propagent ensuite obliquement faisant au début un angle de 45 degrés dirigé vers la zone de contact puis bifurquent pour prendre une direction perpendiculaire à la surface sous l'effet de la sollicitation de fatigue appliquée (figure 1.12).

**Usure ou détachement de particules** : des observations et des relevés profilométriques révèlent une usure importante en régime de glissement total. On ne note pas de fissuration.

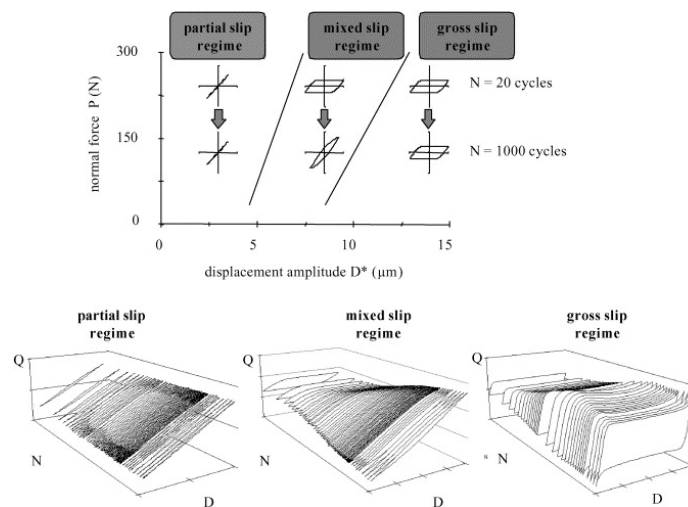


FIGURE 1.12: Définition des régimes de fretting [39].

Une autre carte de fretting qui correspond à la carte de réponse du matériau, a été introduite par *Blanchard* [40] (figure 1.13). Associée à la carte de sollicitation, la dégradation et la fissuration des matériaux sont liées directement à la nature de la sollicitation. Cette approche facilite la prédiction des conditions d'amorçage d'une fissure.

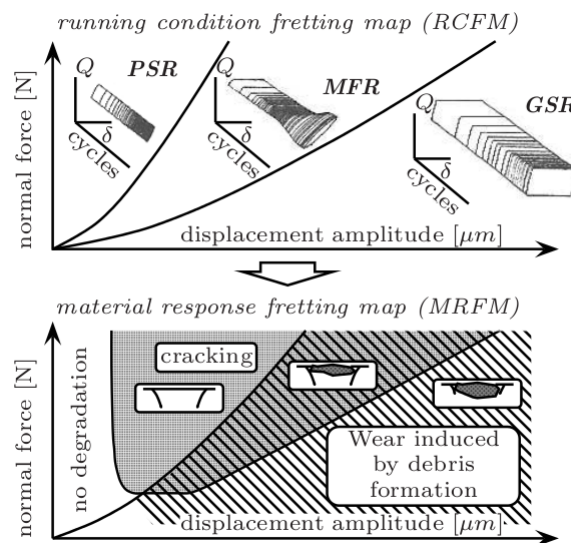


FIGURE 1.13: Approche en termes de cartes de sollicitations locales et des dégradations [41].

Pour identifier la condition seuil de glissement, *Fouvry* [42] formalise des critères

qui quantifie la frontière entre les régimes de glissement (figure 1.14) pour un contact sphère-plan.

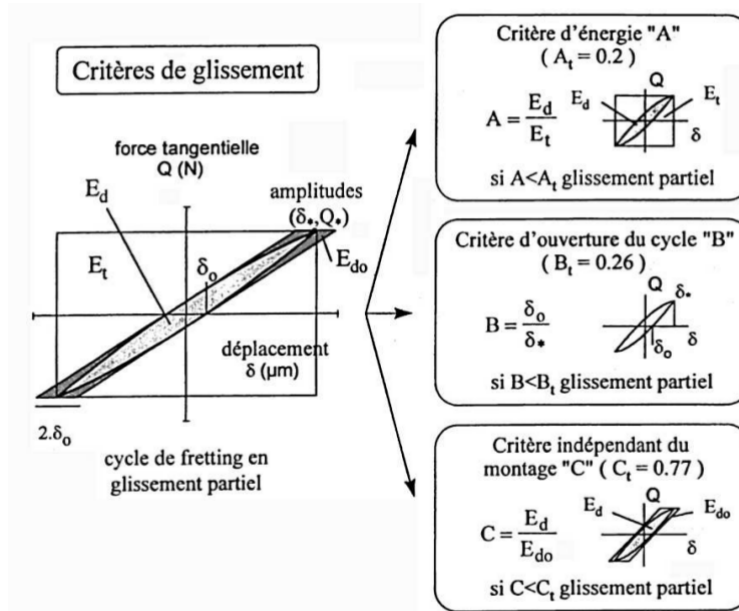


FIGURE 1.14: Critères de transition de la condition de glissement [42].

Ces critères ont été établis à partir des solutions analytiques de *Mindlin* [34] du contact sphère-plan en glissement partiel :

- un critère énergétique  $A$ , lié à l'énergie dissipée par le contact ;
- un critère d'ouverture de cycle  $B$  ;
- un critère  $C$  indépendant du montage.

## 1.5 Mécanismes de fissuration en fretting fatigue

L'étude de l'endommagement par fissuration en fretting-fatigue par une approche, dite de fatigue, consiste à la détermination des courbes d'endurance. Cette approche reste globale puisqu'il n'est pas possible de suivre les différents stades de fissuration allant de l'amorçage jusqu'à la rupture. Cependant, il est important de réaliser des essais interrompus.

L'ensemble des expertises après rupture des essais de fretting en glissement partiel montre un amorçage systématique des fissures dans la zone externe du contact c'est-à-dire dans la zone de glissement [43].

D'après *Lemaitre et Chaboche*, les mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures comportent quatre étapes [44] : phase d'accommodation, phase d'amorçage, phase de propagation en mode II (*stade I*) et la phase de propagation en mode I (*stade II*). *Proudhon* [45], a étudié les mécanismes de fissuration dans un alliage d'aluminium 2024 sous l'effet des sollicitations de fatigue et fretting. La figure 1.15 schématise les mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures de fretting proposés.

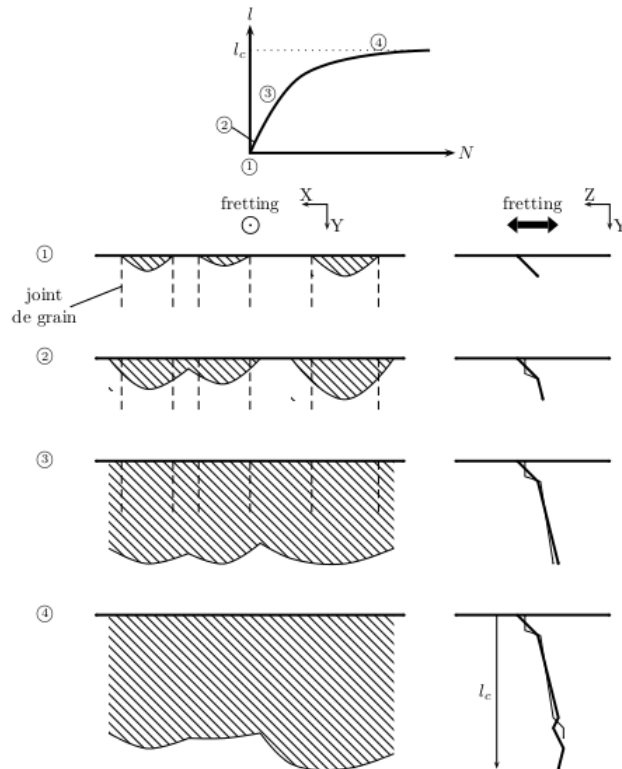


FIGURE 1.15: Mécanisme d'amorçage et de propagation des fissures de fretting dans l'alliage Al2024A [45].

1. amorçage multiple dans la zone de glissement, localisé dans les grains bien orientés. L'angle d'amorçage est d'environ  $45-50^\circ$  ;
2. croissance et coalescence des microfissures de fretting sous l'effet du chargement de contact (rupture du ligament les séparant selon un angle d'environ  $0^\circ$ ) ;
3. propagation dominée par le contact, la microstructure n'ayant que très peu d'effet. Sous l'effet de la sollicitation mécanique, cette phase est peu dispersée ;

4. propagation hors de la zone dominée par le contact, sous l'effet de la sollicitation cyclique dans le massif. La microstructure redevient prépondérante, introduisant de la dispersion et un front de fissure non uniforme. Lorsque  $N \rightarrow \infty$ , la fissure s'arrête à une longueur critique  $l_c$  fonction des paramètres de chargement.

## 1.6 Facteurs influençant le fretting fatigue

Le fretting fatigue est un phénomène complexe qui est affecté par l'interaction d'un certain nombre de facteurs. Plusieurs références [46, 47] ont mentionné la présence de plus de 50 facteurs qui influent sur la durée de vie des structures sous la sollicitation de fretting fatigue. Les facteurs les plus souvent considérés dans les études de fretting fatigue sont : l'amplitude du déplacement relatif des surfaces en contact  $\delta$ , le coefficient de frottement  $\mu$ , l'effort normal  $F_n$ , l'effort tangentiel  $Q$ , l'amplitude du chargement cyclique  $\sigma_a$  appliquée, l'état de surface dans le contact  $R_t$ , la fréquence de sollicitation  $f$ , le nombre de cycles de fretting,  $\dots$  etc.

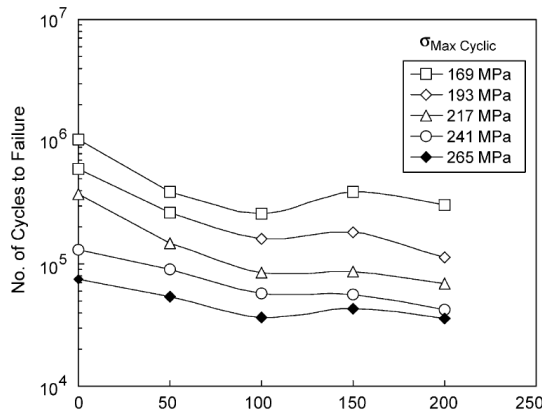
### 1.6.1 Facteurs de chargement

L'étude faite par *Ramakrishna* [48] sur l'effet de l'effort normal sur la durée de vie en fretting fatigue d'un alliage d'aluminium *AA6061* présente globalement une diminution de la durée de vie avec une augmentation de la pression de contact (figure 1.16a). L'auteur a conclu que cette évolution est due au changement de l'effort tangentiel, du glissement relatif critique, l'effet retard de la croissance de fissure et l'effet de la concentration de contrainte.

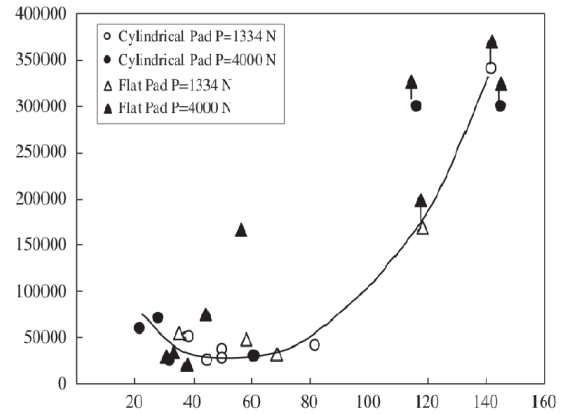
*Jin* [49] a trouvé que la durée de vie en fretting fatigue diminue initialement avec l'augmentation de l'amplitude de glissement  $\Delta\delta$ . Pour des valeurs d'amplitude de glissement de 50-60  $\mu m$ , la durée de vie atteint une valeur minimale. Au delà, la durée de vie en fretting fatigue augmente avec l'augmentation de l'amplitude de glissement. Selon la figure 1.16b, la partie concave correspond à la nucléation et la propagation des fissures et est essentiellement associée au régime de glissement en fretting, qui est le régime de glissement mixte.

La figure 1.16c représente l'évolution de l'amplitude de l'effort tangentiel  $\Delta Q$  en fonction de la durée de vie en fretting fatigue. La durée de vie diminue en augmentant l'amplitude de l'effort tangentiel jusqu'à une valeur minimale et elle augmente dans le régime de glissement total où l'amplitude de l'effort tangentiel est constante. *Hyukjae* [50] a conclu que l'effort tangentiel a une relation directe en fonction du glissement relatif et cette relation est

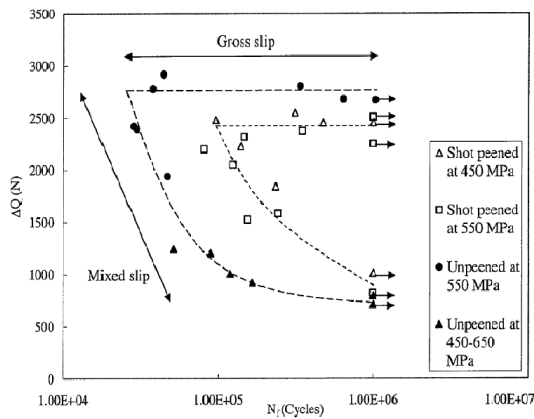
indépendante des autres variables de fretting sous les conditions du régime de glissement.



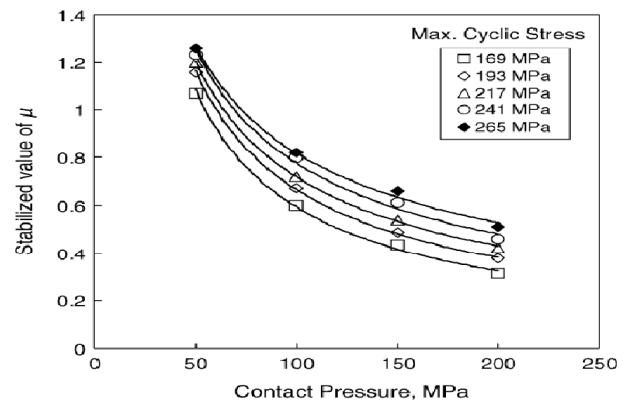
(a) Effort normal [48].



(b) Amplitude de glissement [49].



(c) Effort tangentiel [50].



(d) Coefficient de frottement [48].

FIGURE 1.16: Effet des facteurs de chargement sur le comportement en fretting fatigue

La figure 1.16d représente l'évolution de la variation du coefficient de frottement  $\mu$  stabilisé en fonction de la pression de contact. Pour un chargement cyclique appliqué, la valeur du coefficient de frottement décroît avec la pression. A des pressions de contact élevées, le frottement est suffisant pour déformer plastiquement la zone de contact et ainsi créer des débris d'usure qui entraînent une diminution de la valeur du coefficient de frottement.



### 1.6.2 Facteurs géométriques

*Proudhon* [45] a étudié la condition d'amorçage des fissures de fretting en glissement partiel. Le seuil d'amorçage dépend fortement de la rugosité du contact et la valeur obtenue varie inversement avec la rugosité (figure 1.17a). Une valeur plus élevée de la rugosité conduit à une valeur plus faible du seuil d'amorçage.

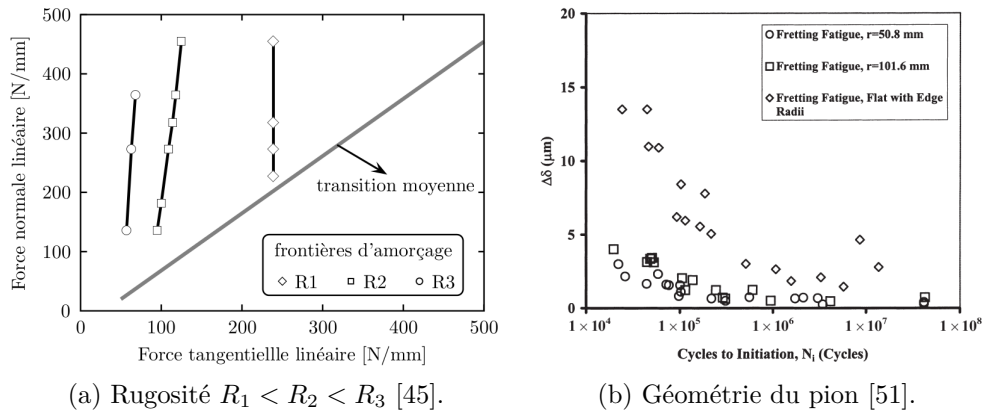


FIGURE 1.17: Effet des facteurs géométriques sur le comportement en fretting fatigue

La figure 1.17b présente l'évolution de l'amplitude de glissement en fonction de la durée de vie en fretting fatigue d'un alliage de titane Ti-6Al-4V. *Lykins* [51] a montré que la géométrie du pion (pad) donne des variations considérables dans le glissement relatif entre les surfaces de contact, qui est un paramètre très important dans le fretting fatigue.

## 1.7 Types d'essais de fretting et dispositifs expérimentaux associés

Divers types de sollicitation de fretting fatigue ont été étudiés dans la littérature : *Hills et al.* s'intéressent ainsi au fretting-fatigue en torsion [52] ou aux essais de poutres encastées entre deux poinçons [53]. D'autres auteurs se sont penchés plus spécifiquement sur le fretting-fatigue par traction sur câble [54, 55].

L'objectif des tests de fretting est de permettre le suivi de l'amorçage et de la propagation de fissure sous l'effet de la sollicitation de fretting en analysant

l'influence de certains paramètres : différents chargements, la nature du traitement de surface, les matériaux utilisés, etc. Hills et Nowell [52] ont présenté une classification des essais de fretting.

Nous allons nous intéresser brièvement aux deux principaux types d'essais : fretting-usure et fretting-fatigue.

### 1.7.1 Essai de fretting-usure

La figure 1.18 décrit le principe de l'essai de fretting-usure [45]. L'éprouvette, fixée sur un vérin hydraulique, est mise en contact avec un contre-corps cylindrique. Le contact est maintenu et contrôlé par la force normale  $P$  et un déplacement relatif des surfaces  $\delta^*$  est imposé via le système hydraulique. Le déplacement est contrôlé par un extensomètre et un signal sinusoïdal est imposé, une période du signal correspondant à un cycle. La force tangentielle de cisaillement  $Q^*$  induite par le contact sous l'effet des conditions de sollicitations ( $P$ ,  $\delta^*$ ) est mesurée en temps réel par un capteur de force. Le dispositif est monté sur une machine d'essai de fatigue.

L'étude de la fissuration conduite à partir d'essais de fretting-usure débouche généralement sur l'analyse quantitative de l'amorçage des fissures. Le tracé de la courbe de Wöhler n'est pas réalisable avec ce type d'essai. Cependant, l'analyse de l'amorçage de fissure, généralement qualitative, est essentiellement fondée sur l'expertise du site d'amorçage et de la direction de la première propagation.

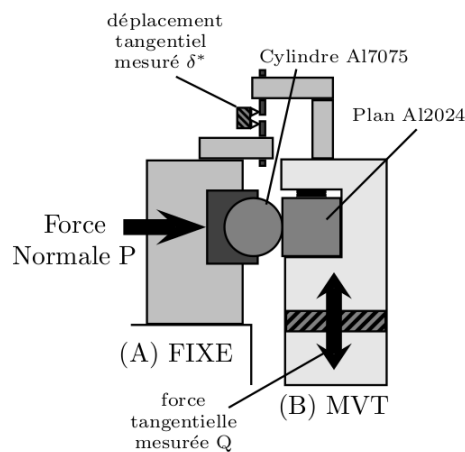


FIGURE 1.18: Dispositif expérimental de fretting-usure [45].

### 1.7.2 Essai de fretting-fatigue

Dans la littérature dédiée, le banc d'essai de fretting-fatigue est généralement installé sur une machine servo-hydraulique de fatigue [56]. Cependant, la plupart des caractéristiques de fretting-fatigue impliquent l'application d'un déplacement relatif (tangential) au pion et une charge normale contre l'éprouvette. Dans de nombreuses configurations, un chargement cyclique supplémentaire est induit dans l'échantillon.

La géométrie des pions peut être sphérique, cylindrique ou plate (figure 1.9). Pour la plupart des essais de fretting-fatigue, les pions de fretting sont positionnés sur des faces opposées de l'échantillon. La figure 1.19 montre le type le plus couramment utilisé des appareils de fretting-fatigue. On utilise deux pions de fretting qui sont pressés contre la surface de l'éprouvette par application d'une charge normale constante à l'aide de ressorts latéraux. Alors que la force appliquée à ces pions est maintenue constante, il est possible d'appliquer un chargement cyclique axial sur l'éprouvette (les pions sont maintenus fixes dans l'axe vertical, à l'aide des deux ressorts). Avec ce type de dispositif, il est seulement possible de mesurer le chargement et le déplacement axial par une cellule de charge intégrée dans la machine de fatigue. La force de contact est mesurée sur chaque côté de l'échantillon de fretting par des capteurs de pression, étant supposé qu'elle reste constante pendant toute la durée de l'essai.

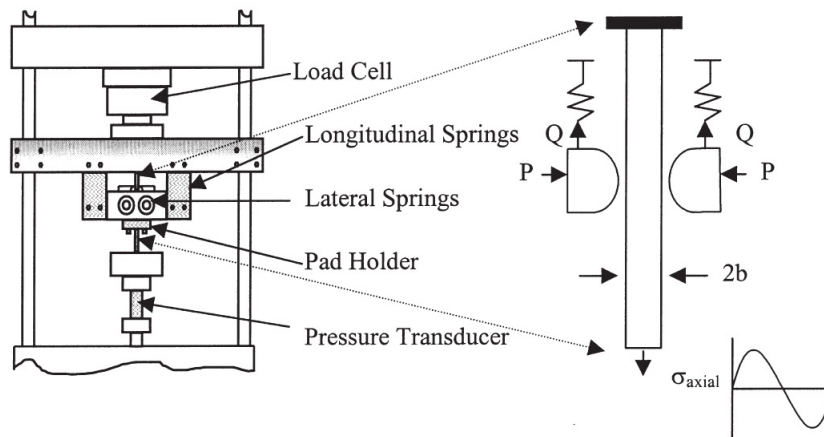


FIGURE 1.19: Appareil d'essai de fretting-fatigue [57].

Les fissures apparaissent toujours au niveau du contact. Ainsi, le fretting gouverne l'amorçage des fissures mais ce sont les conditions de sollicitation qui provoquent leur propagation. La susceptibilité des matériaux en fretting est alors évaluée en traçant avec précision les courbes de Wöhler [58]. Ainsi,

l'influence du fretting sur la fatigue du matériau peut être déterminée à partir d'un coefficient d'abattement.

Le coefficient d'abattement est défini comme suit :

$$K_{FF(N)}(\%) = \frac{\sigma_{dF}(N) - \sigma_{dFF}(N)}{\sigma_{dF}(N)} \quad (1.34)$$

où :

$\sigma_{dF}(N)$  est la limite de fatigue du matériau pour un chargement de fatigue simple pour un nombre de cycles  $N$ .

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

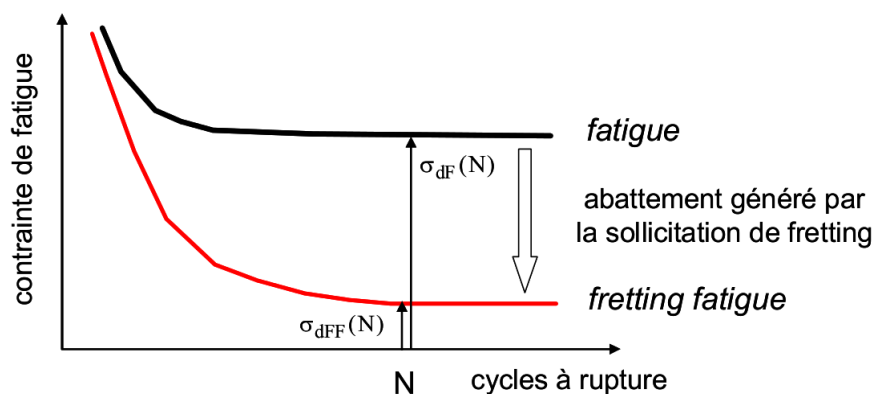


FIGURE 1.20: Illustration de l'abattement en fatigue généré par une sollicitation couplée de fretting [58].

## 1.8 Étude de l'endommagement par fretting-fatigue

Les premiers travaux réalisés dans le domaine du fretting-fatigue examinent la réponse du matériau à diverses conditions environnementales et de chargement. Ces dernières années, les études ont continué dans ces axes de recherche mais se sont étendues à d'autres pour tenter de mieux expliquer le phénomène de fretting-fatigue dans le cas général. Beaucoup de travaux ont étudié les mécanismes d'endommagement par fretting-fatigue et ont conduit à proposer des modèles pour la prédiction de l'amorçage de fissure sous conditions de chargement de fretting-fatigue.

### Prédiction de la durée de vie en fretting fatigue

En 1984, *Ruiz* [59] a étudié le comportement macroscopique des assemblages à queue d'aronde sous sollicitations de fretting-fatigue. Il développe un premier paramètre pour la prédiction de la durée de vie en fretting-usure et le site d'amorçage de fissure. Le premier paramètre  $k_1$  prend en considération le travail du frottement maximal. Il s'écrit comme suit :

$$k_1 = (\sigma_{xx})_{max} \cdot (\tau \cdot \delta)_{max} \quad (1.35)$$

où  $(\sigma_{xx})_{max}$  est la contrainte normale maximale et  $(\tau \cdot \delta)_{max}$  est le travail de frottement maximal, calculé par le produit de la contrainte de cisaillement  $\tau$  et du glissement relatif en surface  $\delta$ .

Les résultats pour la prédiction de la durée de vie sont en accord avec les résultats expérimentaux, mais ce paramètre ne donne pas une indication sur le site d'amorçage de fissure. *Ruiz* propose un autre paramètre  $k_2$  qui combine l'effet de la contrainte tangentielle et le travail du frottement en surface. Le nouveau paramètre s'écrit :

$$k_2 = \sigma_{xx} \cdot \tau \cdot \delta \quad (1.36)$$

*Szolwinski* et *Farris* [60] ont étudié le comportement d'un alliage d'aluminium en fretting-fatigue. Ils ont utilisé le paramètre *Smith-Watson-Topper* (*SWT*) [21], pour prédire la durée de vie. Les auteurs ont conclu que le paramètre *SWT* prédit à la fois la durée de vie et l'angle d'amorçage des fissures. De plus, le coefficient de frottement semble jouer un rôle très important dans la nucléation des fissures.

*Szolwinski* et *Farris* ont également réalisé une autre étude expérimentale et analytique du fretting fatigue d'un alliage d'aluminium 2024-T351 [61]. Le paramètre *Smith-Watson-Topper* (*SWT*) [21] a été utilisé pour la prédiction de la durée de vie. Au bord du contact, dans le cas purement élastique, la contrainte maximale  $\sigma_{max}$  est la superposition de la contrainte de fretting et de la contrainte cyclique maximale appliquée :

$$\sigma_{max} = (\sigma_{max})_{fretting} + \sigma_{xx} = 2p_0 \sqrt{\mu \frac{Q}{P}} + \sigma_{xx} \quad (1.37)$$

En suite, dans le cas des déformations planes avec un contact purement élastique, la déformation correspondante au bord du contact s'écrit :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1 - \nu^2}{E} \sigma_{max} \quad (1.38)$$

Le critère *SWT* au bord du contact devient alors :

$$\frac{1 - \nu^2}{E} \left( 2p_0 \sqrt{\mu \frac{Q}{P}} + \sigma_{xx} \right)^2 = \frac{(\dot{\sigma}_f)^2}{E} (2N_i)^{2b} + \dot{\sigma}_f \dot{\epsilon}_f (2N_i)^{b+c} \quad (1.39)$$

La figure 1.21 présente l'évolution de l'amplitude de la contrainte tangentielle au bord du contact en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Les auteurs ont conclu que la prédiction de la durée vie à l'amorçage de fissure en fretting fatigue donne des résultats conservatifs.

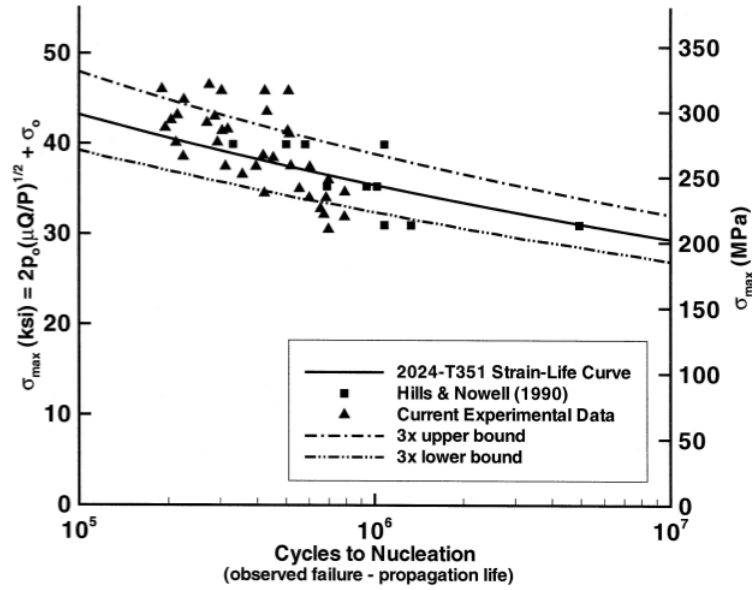


FIGURE 1.21: Amplitude de la contrainte tangentielle au bord du contact en fonction du nombre de cycles à la nucléation [60].

*Fellows* [62] a développé un nouvel appareil d'essai de fretting fatigue en utilisant deux cellules servo-hydrauliques, pour contrôler séparément l'effort cyclique appliqué à l'éprouvette et l'effort tangentiel. Le matériau de l'éprouvette et du pion est un acier à outil  $Fe3Cr1Mo0.2V$ . Le pion est de forme cylindrique. Pour prédire la durée de vie sous la sollicitation de fretting-fatigue, *Fellows* a utilisé le paramètre microscopique de *Mura* [63] qui prend en considération le comportement des dislocations au voisinage du site d'amorçage des fissures. Les résultats expérimentaux révèlent que les sites d'amorçage de fissure se trouvent dans la zone de glissement en bordure du contact. Le paramètre de *Mura*, qui est basé sur l'amplitude de la contrainte

de cisaillement, donne une bonne indication sur la durée de vie à l'amorçage des fissures pour ce type de sollicitation.

*Lykins* [57] a évalué la pertinence de trois critères : le paramètre  $\varepsilon_{max,R_\varepsilon}$ , et les paramètres plan critique *SWT* et *Fatemi – Socie* (FS) pour prédire la durée de vie et le site d'amorçage de fissure. La figure 1.22 présente les résultats obtenus pour les différents paramètres. Globalement les différents critères donnent des tendances satisfaisantes.

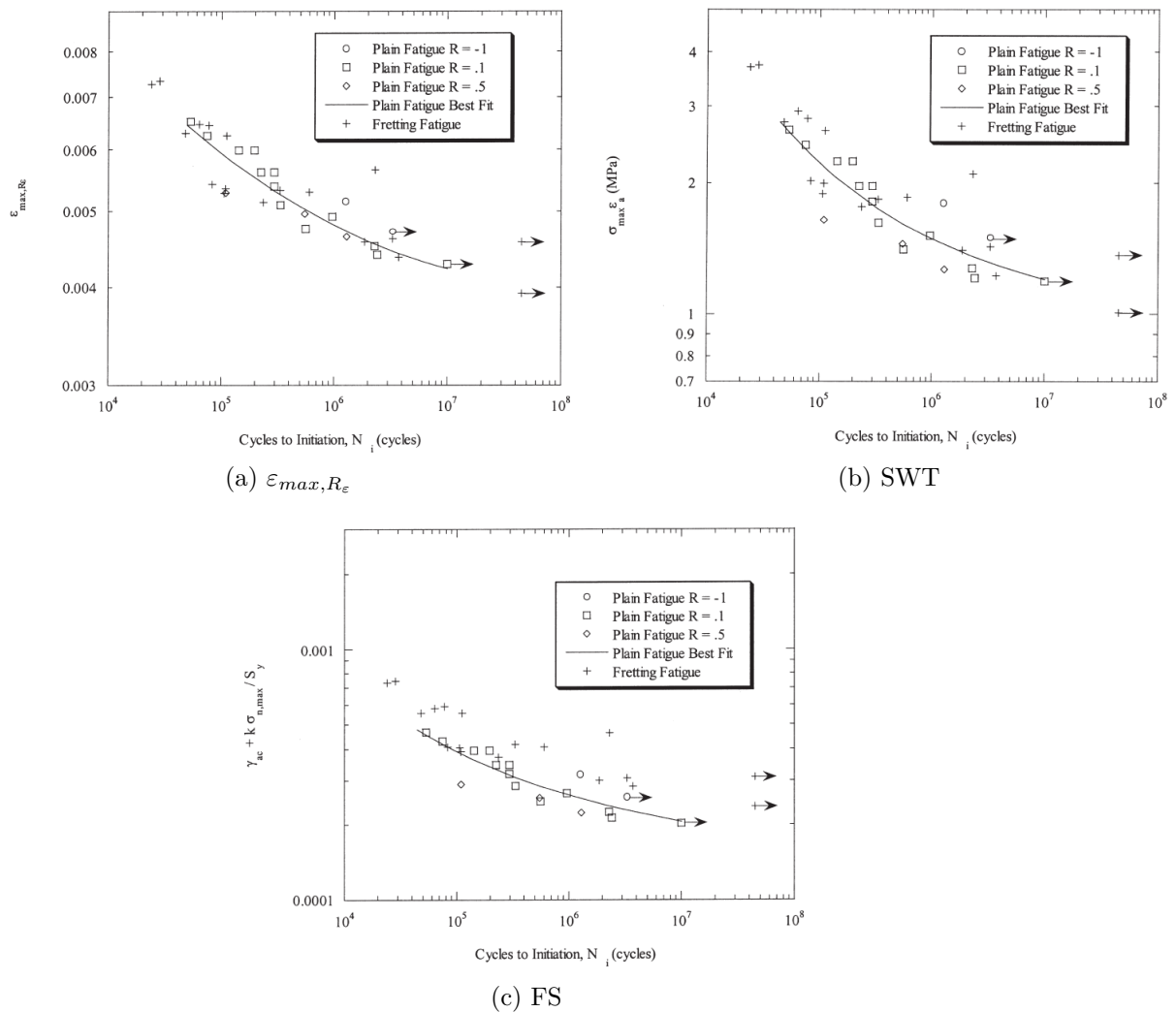


FIGURE 1.22: Les paramètres  $\varepsilon_{max,R_\varepsilon}$ , *SWT* et *FS* en fonction du nombre de cycles à la nucléation [57].

Le même auteur [51, 64] a étudié le comportement en fretting fatigue d'un

alliage de titane Ti-6Al-4V. Trois types de pions (deux cylindriques et un plan) ont été utilisés. Le paramètre  $SSR$  a été développé qui est basé sur la variation de la contrainte de cisaillement dans le plan critique  $\Delta\tau = \tau_{max} - \tau_{min}$ . Pour prendre en compte l'effet de la contrainte moyenne ou du rapport de charge, *Lykins* a utilisé la méthode de *Walker*. Le paramètre s'écrit :

$$SSR = \Delta\tau_{crit} = \tau_{max}(1 - R_\tau)^m \quad (1.40)$$

où  $m$  est un paramètre identifié à partir des essais de fatigue uniaxiale pour différents rapports de charge,  $R_\tau$  est le rapport de charge dans le plan critique défini par :

$$R_\tau = \frac{\tau_{min}}{\tau_{max}} \quad (1.41)$$

La figure 1.23 montre l'évolution du paramètre  $SSR$  en fonction de la durée de vie à l'amorçage de fissure. L'auteur a conclu que le paramètre basé sur la contrainte de cisaillement prédit de manière satisfaisante le nombre de cycles à l'amorçage ainsi que l'angle. De plus, ce paramètre est indépendant de la géométrie du contact. On constate cependant une dispersion importante, la conclusion de l'auteur nous semble un peu optimiste.

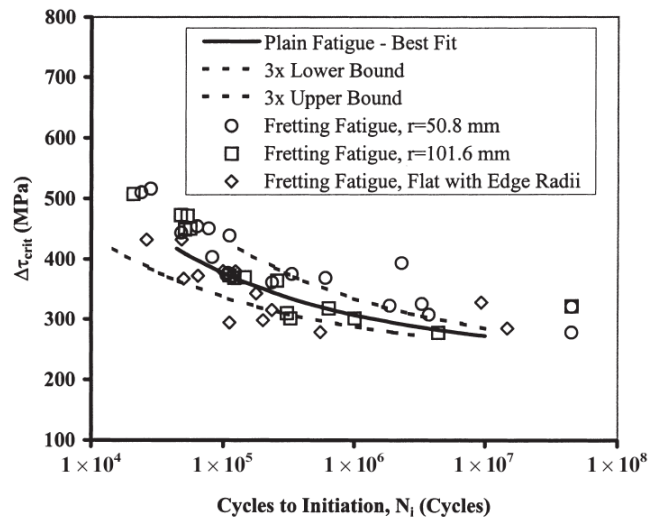


FIGURE 1.23: Évolution du paramètre  $SSR$  en fonction du nombre de cycles à l'amorçage [51].

Les mécanismes d'amorçage de fissures d'un alliage de titane Ti-6Al-4V ont également été étudiés expérimentalement et analytiquement par *Namjoshi*



[65]. Pour prendre en compte l'effet de la géométrie de contact, plusieurs types de pions ont été utilisés (deux cylindriques et un plan). Pour la prédiction de la durée de vie à l'amorçage de fissure, *Namjoshi* a utilisé des paramètres de type plan critique *SWT*, *SSR* et *FP*. L'auteur a proposé un nouveau paramètre *MSSR* (Modified Shear Stress Range) qui prend en compte, en plus de la contrainte de cisaillement, l'effet de la contrainte maximale normale au plan critique. Ce paramètre s'écrit alors :

$$MSSR = A\Delta\tau_{crit}^B + C\sigma_{max}^D \quad (1.42)$$

où *A*, *B*, *C* et *D* sont des constantes déterminées à partir d'essais de fatigue uniaxiale.

La figure 1.24 résume les résultats obtenus pour les différents critères. Le paramètre *SWT* prédit bien la durée de vie et le site d'amorçage. Cependant, l'estimation de l'orientation de la fissure ne correspond pas aux mesures expérimentales. Ce paramètre est sensible à la géométrie du pion.

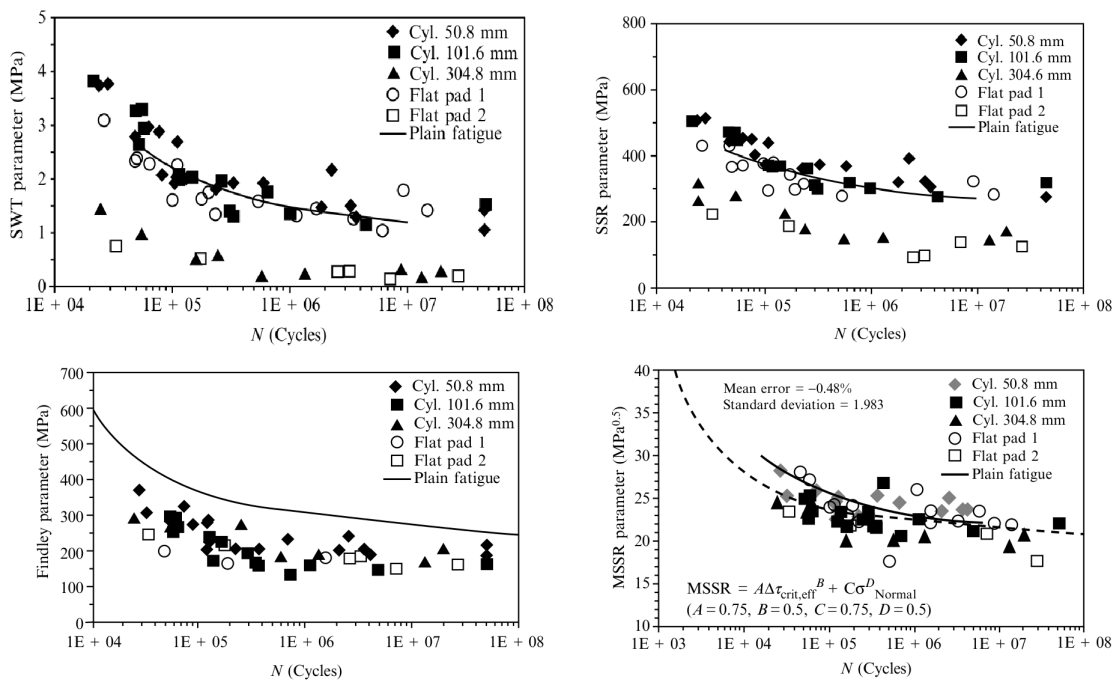


FIGURE 1.24: Évolution des paramètres *SWT*, *SSR*, *FP* et *MSSR* en fonction du nombre de cycles à la nucléation [65].

D'autre part, le paramètre *SSR* donne de bonnes estimations de la prédiction, de la localisation du site et de l'angle d'amorçage de fissures. Cependant, ce

paramètre dépend de la géométrie du contact. En outre, le paramètre *Findley* ne fournit pas de bonnes estimations que ce soit pour la durée de vie ou l'orientation mais il ne dépend pas de la géométrie du contact. *Namjoshi* a montré que le paramètre *MSSR* prédit bien le site, l'angle et le nombre de cycles à l'amorçage. Il faut noter également que ce paramètre est très peu sensible à la géométrie du pion.

*Hattori* [66] a développé une nouvelle approche pour estimer la durée de vie totale en fretting fatigue. L'auteur a simulé l'ensemble du processus de fretting fatigue : l'amorçage de fissures, l'usure et la propagation des fissures en utilisant le paramètre de la singularité des contraintes au bord du contact par analogie avec la mécanique de la rupture. Dans la phase d'amorçage, les fissures ont tendance à se fermer et se propagent très lentement en particulier pour les faibles chargements cycliques appliqués. La durée de vie en fretting fatigue est dominée par la propagation de ces microfissures. Pour les chargement cycliques élevés, les fissures s'initient et se propagent rapidement sans présence d'usure. *Hattori* [67] a développé une deuxième approche se basant sur la théorie de la distance critique pour la prédiction de la durée de vie en fretting fatigue.

Pour les deux approches développées par *Hattori* [66, 67], une corrélation satisfaisante est obtenue (figure 1.25).

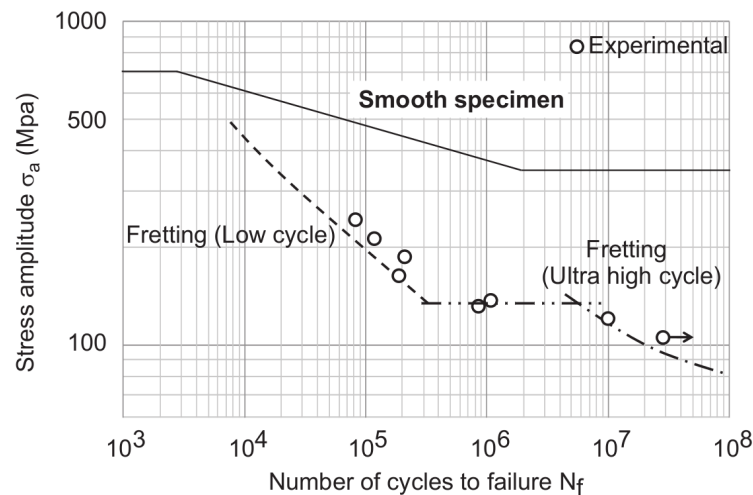


FIGURE 1.25: Courbes des durées de vie expérimentale et prédite [67].

### Prise en compte de l'effet échelle

Pour une prédiction fiable de la durée de vie en fretting fatigue à l'amorçage de fissures, l'approche de fatigue locale qui est basée sur l'analyse des contraintes

locales est remplacée par une approche de fatigue non locale. Cette approche est basée sur une technique de calcul de la moyenne des contraintes sur un volume élémentaire  $VM$  (figure 1.26).

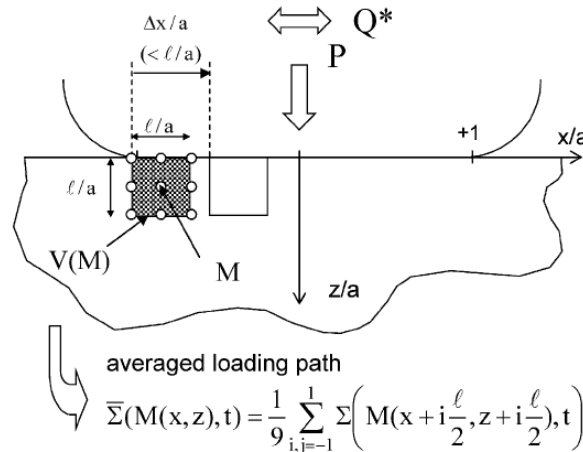


FIGURE 1.26: L'approche contraintes moyennes utilisée par *Fouvry* [68].

*Fouvry* [69, 70] a étudié le comportement en fretting d'un acier 30NiCrMo. Le critère multiaxial de *Dang Van* [17] a été utilisé pour la prédiction de la durée de vie en fretting. Les résultats obtenus sont excessivement conservatifs. Ceci est dû au fort gradients dans la zone de contact et plus particulièrement au bord du contact. *Fouvry* a introduit une méthode de calcul de moyenne des champs mécaniques sur un élément de volume  $V_i$  et a montré que la taille de cet élément de volume pouvait être de l'ordre de la taille de grain. La figure 1.27 montre l'effet d'échelle c'est à dire l'influence de la taille du volume sur la distribution du paramètre  $d$  représentant le risque d'amorçage.

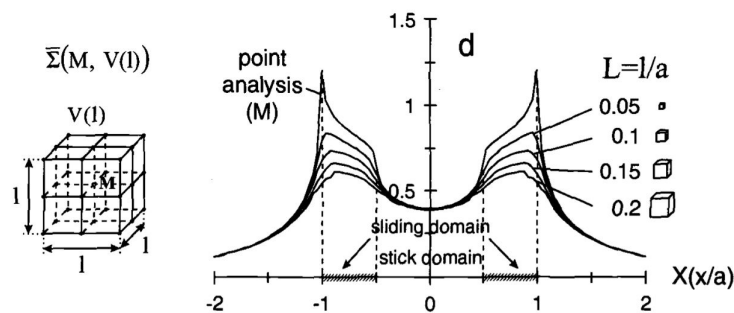


FIGURE 1.27: Distribution du risque d'amorçage prenant en compte la taille du volume de référence [69].

Cet effet est largement discuté par *Naboulsi* [71] en utilisant un calcul par éléments finis. Deux approches ont été utilisées pour le calcul des moyennes. La première consiste à effectuer les moyennes sur une surface rectangulaire (calcul 2D). L'autre approche consiste à les effectuer sur un demi disque. Trois paramètres ont été utilisés : SWT, Findley et SSR (Shear Stress Range) et sont calculés à partir de ces moyennes (voir figure 1.28).

L'auteur a mis en évidence que le paramètre SWT est le plus sensible à la taille.

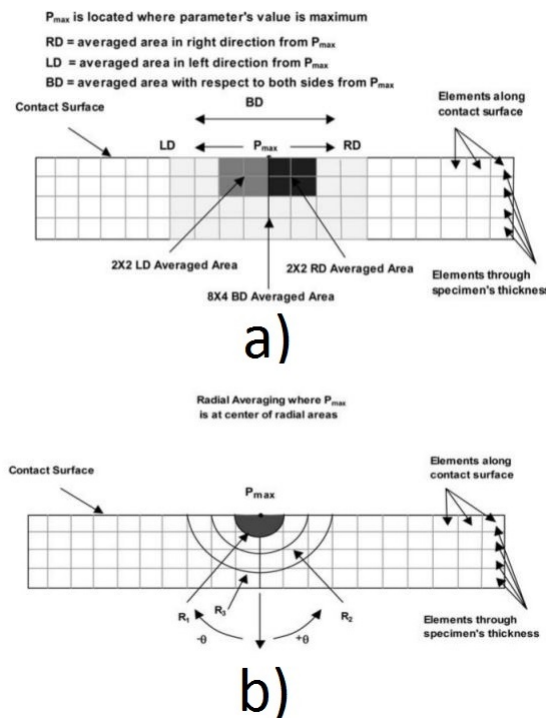


FIGURE 1.28: Configuration du volume élémentaire (a) rectangulaire (b) radial (disque) [71].

Araújo [72] a calculé la durée de vie totale en introduisant une technique originale pour prendre en compte l'effet d'échelle. Il utilise deux méthodes : la distance critique et volumétrique.

La figure 1.29 illustre le principe du calcul des moyennes par la méthode de la distance critique  $d_c$ . Elle consiste à déterminer le site et l'angle d'amorçage de fissure par le calcul du maximum des paramètres *SWT* et *FS* au niveau de la surface de contact. Les valeurs des paramètres *SWT* et *FS* sont ensuite moyennées pour des distances critiques arbitraires  $d_c$  selon la direction  $\theta_0$ .

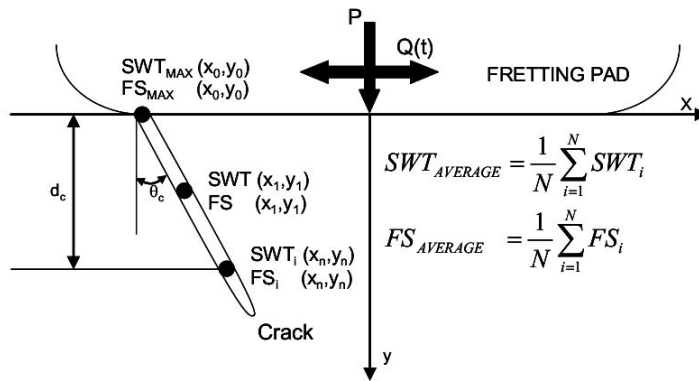


FIGURE 1.29: Méthode de la distance critique utilisée par Araújo [72].

Dans la deuxième méthode, dite volumétrique, les moyennes sont effectuées sur un élément de volume  $V_i$ . Ensuite, la valeur maximale des différents paramètres,  $SWT$  et  $FS$ , est déterminée pour une orientation  $\theta_c$  (figure 1.30).

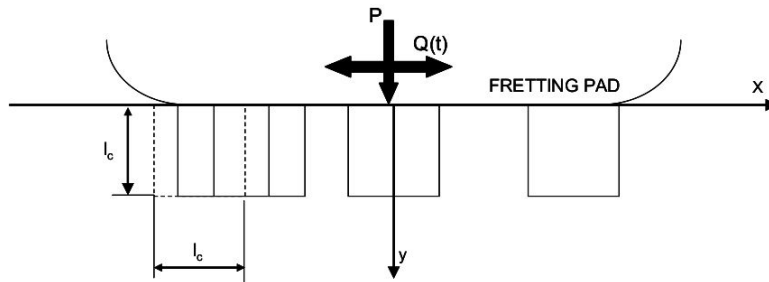


FIGURE 1.30: Méthode du volume moyen utilisée par Araújo [72].

Suite à l'application de ces deux méthodes, Araújo [72] a conclu que les deux méthodes donnent des résultats similaires.

Swalla [73] propose de réaliser une moyenne linéique selon des orientations et pour des longueurs variables.

La figure 1.31 illustre la méthode proposée par Swalla [73]. Pour une valeur arbitraire de  $L$  et de  $\theta$ , les valeurs des contraintes/déformations sont transformées et moyennées dans le plan critique (correspond à  $\theta$ ) pour déterminer le maximum des paramètres  $SWT$  et  $FS$ .

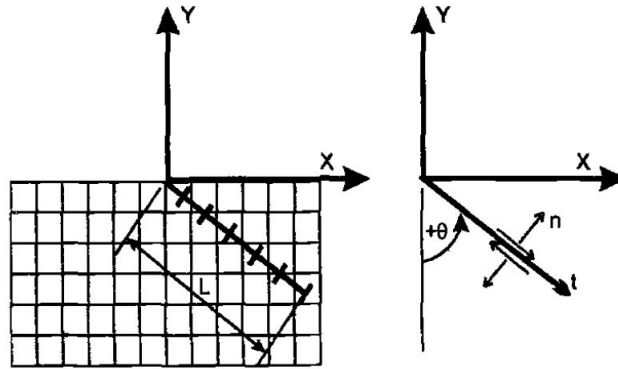


FIGURE 1.31: Méthode de la moyenne linéique utilisée par *Swalla* [73].

Namjoshi [74] a également étudié l'influence de la distance critique sur les critères de type plan critique. Les paramètres  $SWT$ ,  $SSR$ ,  $FP$  et  $MSSR$  ont fait l'objet de cette étude. Les contraintes et les déformations ont été déterminées par éléments finis. Pour un plan critique arbitraire  $\theta_c$  et une distance arbitraire  $R_{FFPV}$ , les contraintes et les déformations sont moyennées et les paramètres de fatigue sont ensuite calculés pour ces conditions choisies ( $R_{FFPV}$ ,  $\theta_c$ ). La figure 1.32 détaille le principe de cette méthode. Une fois la valeur maximale du paramètre déterminée, l'angle d'orientation et la distance sont calculés pour cette valeur maximale.

La même procédure est utilisée pour l'ensemble des points au niveau du contact. Le site et l'angle d'amorçage de fissure sont prédits en déterminant le maximum du paramètre pour tous les points.

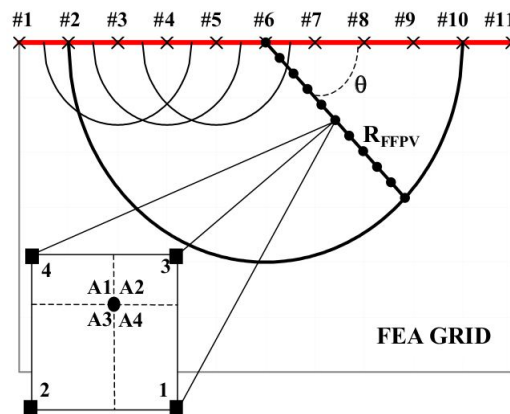


FIGURE 1.32: Algorithme de la méthode variable en fretting-fatigue ( $FFPV$ ) utilisé par *Namjoshi* [65].

Namjoshi [74] a constaté que la prédiction du site d'amorçage de fissure ne varie pas en fonction du volume élémentaire  $V_c$  et il confirme que le paramètre  $MSSR$  est le seul qui prédit d'une façon satisfaisante le site, l'angle et le nombre de cycles à l'amorçage de fissure pour des valeurs de volume et de coefficient de frottement données.

Proudhon [45] développe une nouvelle approche dite *gradient des contraintes*. L'auteur analyse deux niveaux de pressions  $P_2 > P_1$  avec le même effort tangentiel  $Q_1^* = Q_2^*$  (figure 1.33). Il a 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  $l_s = a - c$ .

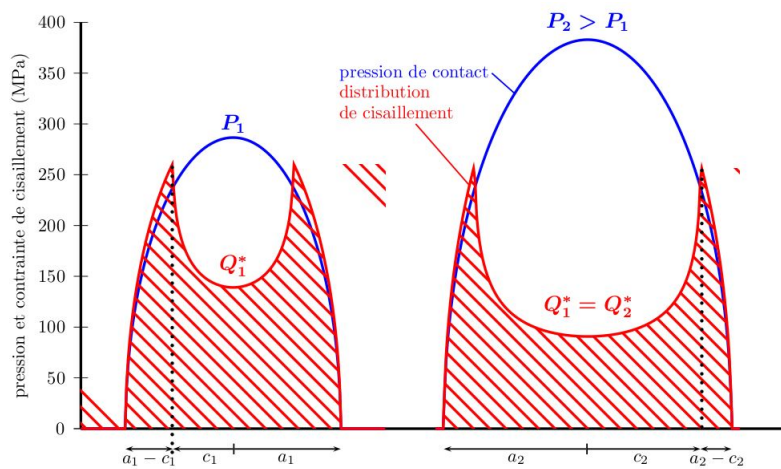


FIGURE 1.33: Changement de la zone glissante et gradient de contraintes en fonction de la pression du contact [45].

L'auteur a proposé une formule pour calculer la taille du volume élémentaire  $l_v$  qui dépend de la longueur de la zone de glissement :

$$l_v = (a - c) \cdot \gamma \quad (1.43)$$

avec  $a$  est la demi largeur de contact et  $c$ , la longueur de la zone d'adhésion et  $\gamma$  est une constante adimensionnelle associée au matériau et au critère multiaxial de fatigue considéré.

Cette approche a été validée pour différents alliages d'aluminium mais présente une certaine instabilité pour l'acier.

Une modification de cette approche a été proposée par Kubiak [58]. Il a enrichi cette formulation en introduisant le cisaillement et l'influence de la pression hydrostatique.

L'auteur a conclu que la nouvelle démarche proposée présente une stabilité similaire pour les différents critères calculés et que les variations précédemment observées étaient uniquement induites par une mauvaise estimation du volume représentatif.

Shin [75] a utilisé une autre approche pour déterminer la distance critique basée sur le calcul de la contrainte effective et le gradient équivalent. Cette méthode, dite méthode volumétrique, est développée par Qylafku [76]. Il s'agit de chercher le minimum du gradient relatif exprimé par :

$$\chi = \frac{1}{\sigma_{ij}} \frac{d\sigma_{ij}}{dr} \quad (1.44)$$

et correspondant à la distance effective (critique).

L'application du processus de détermination de la distance critique au problème de fretting-fatigue est effectuée en trois étapes : la prédiction du site d'amorçage de fissure au niveau de la surface de contact, la détermination de l'angle d'orientation du plan critique. Pour ces deux étapes, l'auteur [75] a utilisé le paramètre *SSR*. Finalement, la troisième étape concerne la détermination de la distance critique en appliquant le calcul du gradient à la déformation équivalente au sens de Von Mises.

Shin [75] a conclu que l'application de cette méthode en lien avec le paramètre *SMSSR* donne une meilleure prédiction de la durée de vie en fretting-fatigue. Récemment Rossino [77] a utilisé le principe du volume structural proposé par Susmel [78], qui suppose que le processus de fatigue est gouverné par la contrainte calculée au centre d'une zone sphérique (circulaire, en 2D), pour la prédiction du risque d'amorçage de fissure. Le diamètre  $L$  de cette zone est déterminé par la formule suivante :

$$L = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_{-1}} \right)^2 \quad (1.45)$$

avec  $\Delta K_{th}$  est l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil et  $\Delta \sigma_{-1}$  est l'amplitude de limite de fatigue axiale.

La figure 1.34 montre le principe d'application de cette méthode pour le cas des sollicitations de fretting-fatigue. Le centre du volume critique est situé par le calcul du paramètre de fatigue multiaxiale dans tous les points se trouvant à une distance  $\frac{L}{2}$  de la surface de contact.



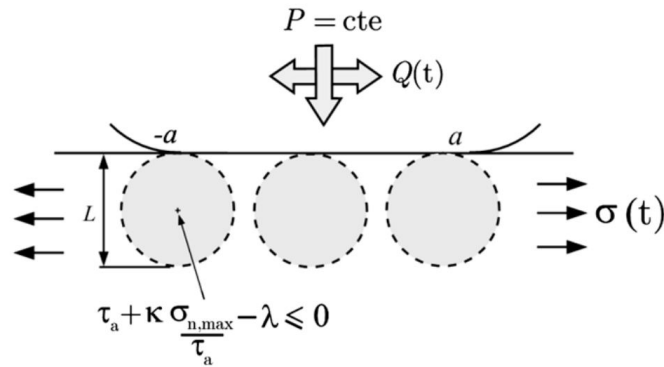


FIGURE 1.34: Le principe du volume structural appliqué pour un contact cylindre/-plan [77].

La *Méthode de la Courbe de Wöhler Modifiée* (MCWM) proposé par Araújo [79], est appliquée au centre du volume critique. Ce critère s'écrit :

$$\tau_a + k \frac{\sigma_{n,\max}}{\tau_a} \leq \lambda \quad (1.46)$$

L'utilisation du paramètre *MWCM* semble donner une bonne estimation de la durée de vie conduit à une bonne prédiction du risque d'amorçage de fissure. Ce paramètre présente une limite en comparant avec les résultats obtenus expérimentalement.

Un modèle d'endommagement basé sur la fonction du potentiel thermodynamique introduit par *Lemaitre* [27], a été développé par *Hojjati* [80] pour estimer la durée de vie en fretting fatigue. Un modèle par éléments finis a été développé sous le code de calcul *Abaqus* pour modéliser les conditions expérimentales en se basant sur les travaux de *Szolwinski* et *Farris* [60]. Pour définir le site d'amorçage de fissures, *Hojjati* a utilisé la valeur maximale de l'amplitude de la déformation principale ( $\Delta\varepsilon_{p,\max}$ ) et la densité de l'énergie élastique ( $W_e = \frac{1}{2}a_{ijkl}\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ji}(1-D)$ ). Pour calculer la durée de vie à l'amorçage de fissures et prendre en compte l'effet du gradient en surface de contact, l'auteur a utilisé une méthode de moyennes (figure 1.35).

L'influence de la zone de référence sur la prédiction de la durée de vie pour deux valeurs de la zone ( $50 \mu\text{m}$  et  $1 \text{mm}$ ) est illustrée sur la figure 1.36. L'auteur conclut que les différents rayons utilisées pour la zone de traitement donnent les mêmes valeurs de prédiction de la durée de vie, ce qui peut paraître surprenant.

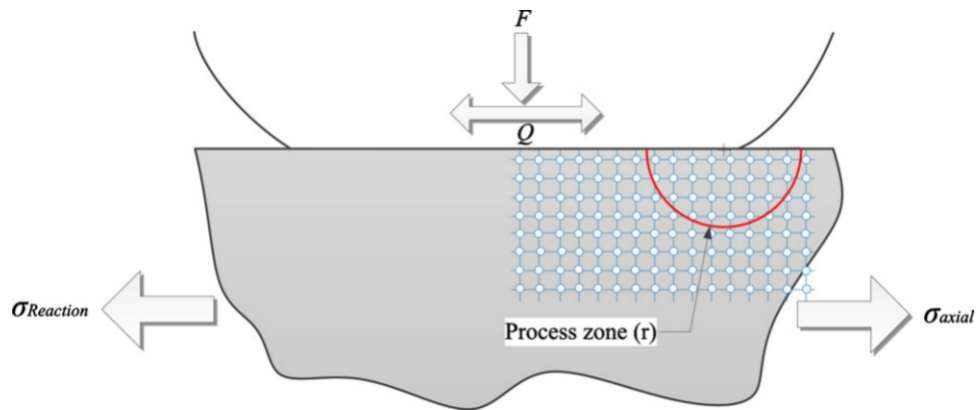


FIGURE 1.35: Principe de moyennage dans la zone d'amorçage de fissure utilisé par *Hojjati* [80].

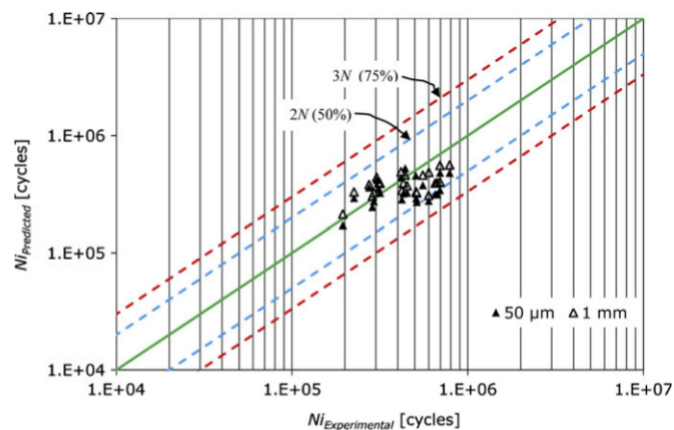


FIGURE 1.36: Durée de vie prédite en fonction de la durée de vie expérimentale pour deux tailles ( $50 \mu m$  et  $1 mm$ ) [80].

## 1.9 Conclusion

A travers cette étude bibliographique sur l'endommagement causé par le fretting fatigue, les problèmes de l'amorçage et de la propagation de fissures en fretting fatigue ont été brièvement rappelés. L'endommagement en fretting fatigue dépend de nombreux paramètres liés aux matériaux, à la géométrie du contact et aux chargements. L'établissement d'une expérimentation parfaitement instrumentée et contrôlée, couplée à une modélisation suffisamment riche, permet de mieux caractériser les mécanismes d'amorçage et de pro-

pagation des fissures. Des critères multiaxiaux nombreux sont disponibles pour prédire le risque d'amorçage de fissure sous l'effet de la sollicitation de fretting fatigue. Les résultats obtenus restent conservatifs en raison des gradients élevés au niveau de la surface de contact. Il est possible de corriger cet effet du gradient en appliquant les critères non ponctuellement, mais sur une zone de référence dans laquelle on utilise des champs moyens.

Une amélioration sensible est obtenue mais il n'y a pas de règle exacte pour fixer la taille de ce volume. Ces méthodes sont couplées avec des critères multiaxiaux pour prédire le nombre de cycles à l'amorçage de fissure.



# Chapitre 2

## Méthodes et Techniques Expérimentales

### 2.1 Matériau étudié

#### 2.1.1 Caractéristiques générales

Dans le cadre du projet d'amélioration de la tolérance aux dommages en vue de l'allègement des structures de transport, le matériau utilisé dans ce travail est un alliage d'aluminium de *nuance 6082-T6*. La composition chimique du matériau est obtenue en utilisant un Spectromètre d'Emission Optique de marque Oxford, type Foundry-Master UV. Le tableau 2.1 résume la composition moyenne des éléments obtenus de l'alliage d'aluminium 6082-T6.

<i>Mg</i>	<i>Si</i>	<i>Fe</i>	<i>Cu</i>	<i>Mn</i>	<i>Cr</i>	<i>Zn</i>	<i>Ti</i>	<i>Al</i>
0,81	1,06	0,47	0,09	0,45	0,04	0,06	0,02	<i>bal</i>

TABLE 2.1: Composition chimique de l'alliage Al 6082-T6 (% massique).

Le matériau a été fourni sous forme d'éprouvettes (figure 2.7 et 2.10) usinées à partir de tôles laminées d'une épaisseur de 6 mm. L'état thermique du matériau T6 correspond à une mise en solution, trempé et revenu.

#### 2.1.2 Microstructure

L'aspect morphologique de la microstructure est directement lié au mode d'obtention du produit par laminage. Cette opération a pour conséquence de

faire apparaître des directions privilégiées dans le matériau ; nous utiliserons la notation anglosaxonne classique pour définir ces directions :

**direction L** : sens de laminage ;

**direction T** : sens transverse au laminage dit *travers long* ;

**direction S** : sens de l'épaisseur de la tôle dit *travers court*.

Les échantillons ont été polis à l'aide d'une machine à polir métallographique avec du papier abrasif de différentes granulométries 320, 500, 800 et 1200. Ensuite, le polissage est suivi d'une étape de finition en utilisant une suspension diamantée  $3\mu m$  puis  $1\mu m$  (DiaPro Plan).

En alternative au polissage mécanique et pour révéler les joints de grains, le polissage électrolytique est utilisé. L'échantillon est immergé dans une solution d'acide fluoroborique  $\text{HBF}_4$  pendant 130 s et suivi d'une attaque colorée avec le réactif de *Week* : 100 ml d'eau, 4 g de permanganate de potassium  $\text{KMnO}_4$  et 1 g d'hydroxyde de sodium  $\text{NaOH}$  pendant 30 s.

La figure 2.1 montre une micrographie optique dans le plan (L,T) obtenue à l'aide d'un microscope Nikon Eclipse MA200 avec lumière polarisée.

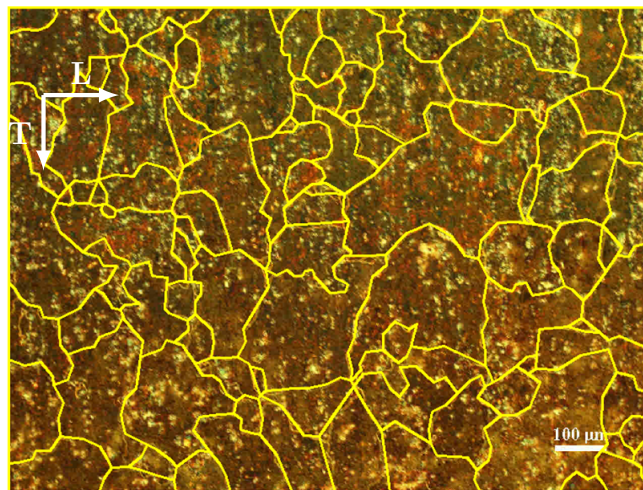
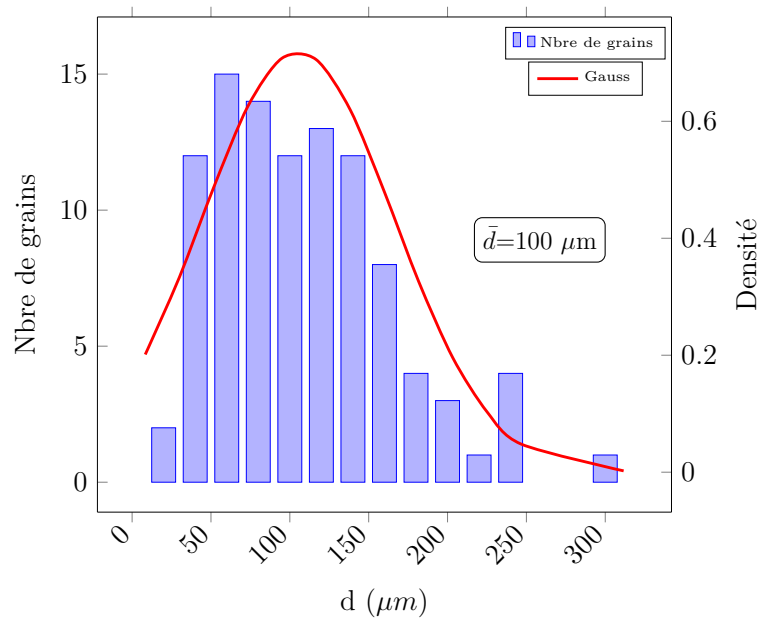


FIGURE 2.1: Microstructure de Al 6082-T6.

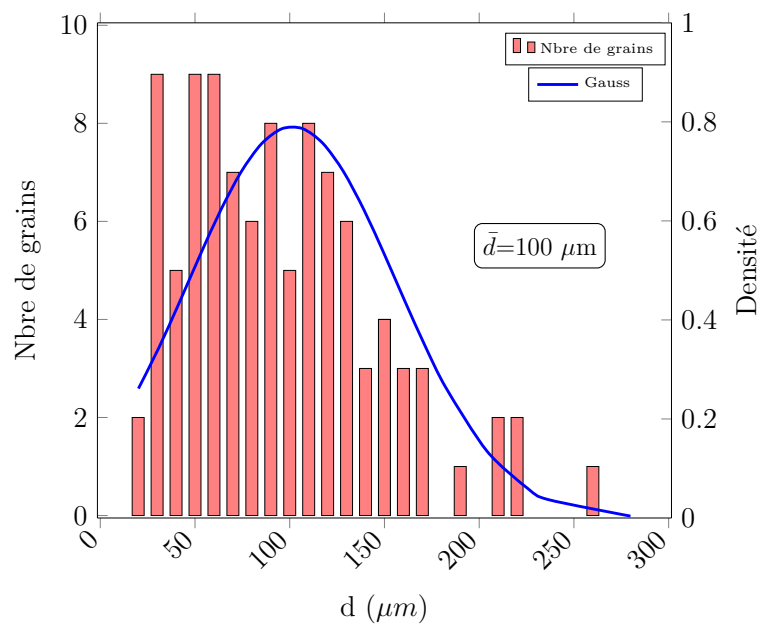
A partir de la figure 2.1 nous avons déterminé la valeur de la taille de grain. Pour une surface de  $1171875 \mu m^2$  et de 101 grains, la taille de grain est calculé en utilisant une loi *Normale* ou *Gaussienne*.

Dans la figure 2.2 on présente l'histogramme du nombre de grains et la densité en fonction de la taille de grains. Pour un grain de forme circulaire la taille mesurée est comprise entre 40 et  $140 \mu m$ . Pour une forme carrée, elle varie

entre 30 et 130  $\mu\text{m}$ . Dans les deux cas, la valeur de la taille moyenne de grain est de l'ordre de  $\bar{d}=100 \mu\text{m}$ .



(a) Cercle



(b) Carré

FIGURE 2.2: Histogrammes de la distribution de la taille des grains de l'alliage d'aluminium 6082-T6, de forme (a) circulaire et (b) carré.

## 2.2 Méthodes de caractérisation

### 2.2.1 Microscope optique

Les observations des traces d'usure ont été faites grâce à un microscope métallographique à platine inversée *Nikon EPIPHOT-TIME* (figure 2.3) permettant un grossissement maximum  $G \times 100$ . Une caméra CCD<sup>1</sup> est montée sur le microscope, permettant l'acquisition numérique des images observées.



FIGURE 2.3: Microscope optique.

Toutes les traces expertisées, présentent une morphologie similaire. On observe deux zones de glissement d'étendues différentes, plus ou moins endommagées, et une partie centrale qui correspond à la zone d'adhésion, peu dégradée (voir figure 2.4). Les fissures apparaissent en bordure de contact.

---

1. Récepteurs à transfert de charge



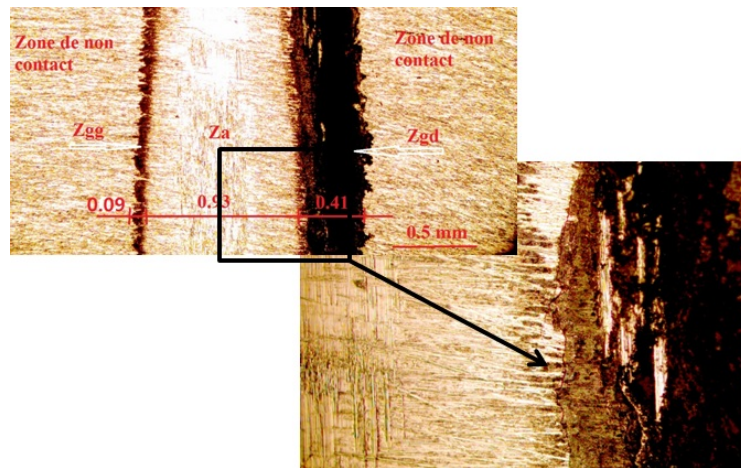


FIGURE 2.4: Traces d'usure après un essai de fretting fatigue avec  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ .

### 2.2.2 Microscope électronique à balayage

Un microscope de type *JEOL JSM-640LV* à filament de tungstène a été utilisé en mode électrons secondaires et rétrodiffusés pour visualiser les traces d'usure et analyser les faciès de rupture des éprouvettes (figure 2.5).



FIGURE 2.5: Microscope électronique à balayage.

## 2.3 Essai de traction

Pour déterminer les caractéristiques mécaniques de l'alliage étudié, l'essai de traction est réalisé selon la norme *ASTM E8* [81] sur une machine de traction servo-hydraulique *INSTRON 8500* (figure 2.6) de capacité  $\pm 100$

kN. L'éprouvette utilisée est plate d'épaisseur 6 mm. La figure 2.7 montre la géométrie et les dimensions de l'éprouvette utilisée.

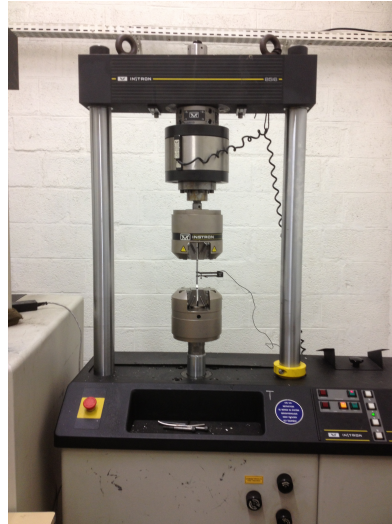


FIGURE 2.6: Machine d'essai de traction servo-hydraulique.

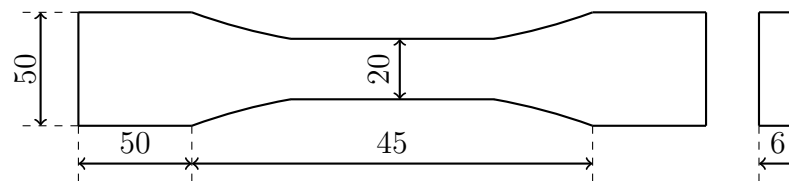


FIGURE 2.7: Éprouvette d'essais de traction

Dans l'essai de traction, la machine est contrôlée sur un mode de position et la vitesse de traction est 0,03 mm/s. Les déformations ont été mesurées à l'aide d'un capteur à lames *Instron* de longueur initiale  $l_0 = 12,5$  mm placé sur la région centrale de l'éprouvette. Le pilotage et l'acquisition des données se fait à l'aide des modules *RS Console* et *Max<sup>2</sup>*. La figure 2.8 montre les courbes de traction monotone nominale et rationnelle<sup>3</sup> obtenues.

A partir de cette courbe on détermine les différentes caractéristiques du matériau étudié, le module d'Young  $E$ , la limite élastique  $\sigma_y$ , la contrainte ultime  $\sigma_u$ .

2. Logiciels *Instron*

3. Contrainte vraie vs. déformation vraie

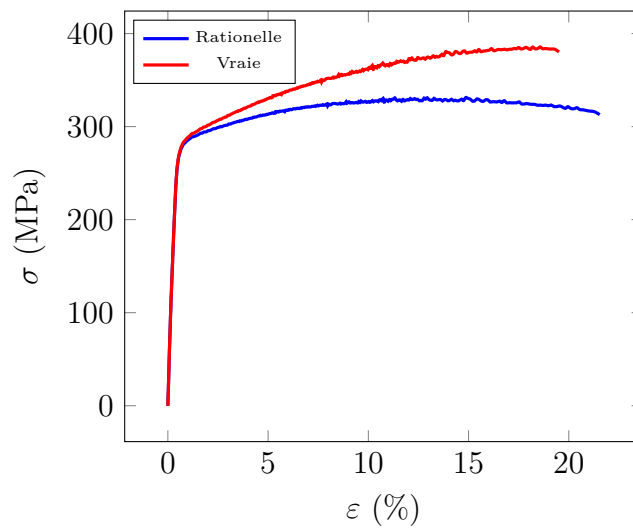


FIGURE 2.8: Courbes de traction monotone pour l'alliage d'aluminium 6082-T6.

En plus, le comportement plastique du matériau dans la zone d'écroutissage défini par une loi de type Ramberg–Osgood :

$$\sigma = K \cdot \varepsilon_p^n \quad (2.1)$$

est également identifié, où  $K$  est un paramètre de résistance et  $n$  est le coefficient d'écroutissage.

Le tableau 2.2 résume les caractéristiques mécaniques de l'alliage Al 6082-T6.

$E$ (GPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$K$ (MPa)	$n$	$\nu$
70	278	330	435	0,083	0,33

TABLE 2.2: Caractéristiques mécaniques de l'alliage Al 6082-T6.

## 2.4 Essais de fatigue uniaxiale

Les essais de fatigue ont été réalisés sur une machine *INSTRON 8500* (figure 2.9), la charge est contrôlée par un capteur de force d'une capacité de  $\pm 100$  kN qui permet d'imposer une traction ondulée sinusoïdale à une fréquence de 20 Hz avec trois rapports de charge  $R$  : 0,01; 0,1 et 0,3 (voir tableau 2.3). Le logiciel *MAX* d'*Instron* est utilisé pour piloter les essais. Il est configuré

pour enregistrer les valeurs crêtes de la sollicitation en fonction du nombre de cycles au cours de l'essai.



FIGURE 2.9: Machine d'essai de fatigue.

R	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$N_i$			
0,1	150	15	1143026,25	<b>2000000</b> <sup>a</sup>	<b>2000000</b> <sup>a</sup>	<b>2000000</b> <sup>a</sup>
	175	17,5	965321,25	953744,25	383074,25	1067601
	200	20	1019441,25	251932	540000	/
	225	22,5	186607	21761,25	111832	/
	250	25	362948,25	85482,25	74092	/
0,01	175	1,75	695672,5	/	/	/
	200	2	218884	137975,25	/	/
	225	2,25	106317,25	/	/	/
	250	2,5	72996,5	31978,25	62146,25	/
0,3	175	52,5	2000000	/	/	/
	225	67,5	385291	/	/	/
	250	75	409215	/	/	/

TABLE 2.3: Conditions d'essais de fatigue pour les différents rapports de charge  $R=0,01$  ;  $0,1$  et  $0,3$ .

<sup>a</sup>. Éprouvette non rompue.

La figure 2.10 donne la géométrie et les dimensions des éprouvettes utilisées. Elles ont été sollicitées jusqu'à amorçage de la fissure en fixant une condition

d'arrêt des sollicitations : limites imposées en force et en déplacement pour avoir une longueur de fissure de 1 mm. En général trois éprouvettes de fatigue sont utilisées pour chaque niveau de contrainte appliqué afin de déterminer la courbe de Wöhler du matériau (figure 2.11). Le tableau 2.3 résume les différentes conditions de sollicitation et les résultats obtenus en termes de nombre de cycles à l'amorçage de fissure.

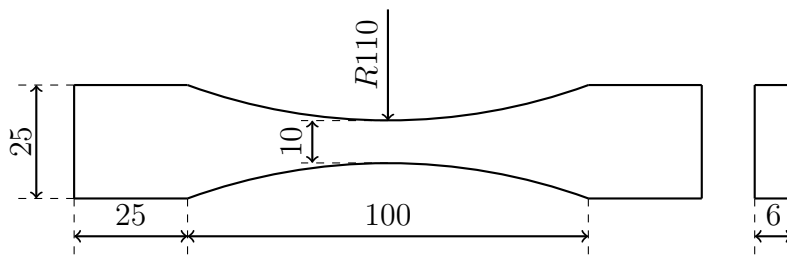


FIGURE 2.10: Éprouvette d'essais de fatigue classique

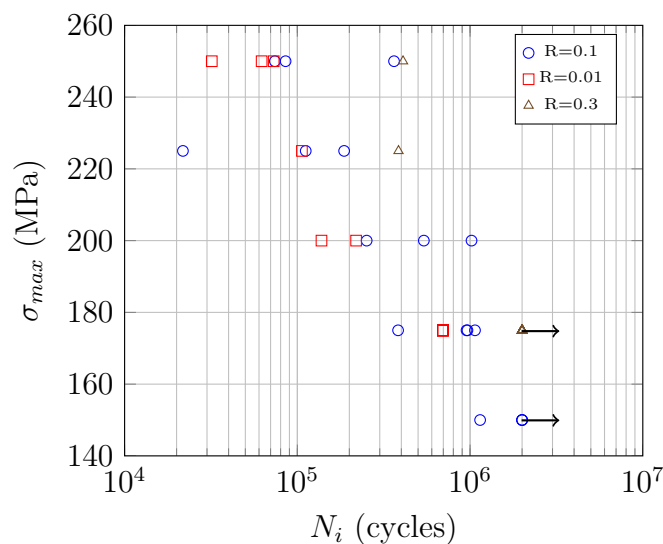


FIGURE 2.11: Courbe  $S-N$  de l'alliage Al 6082-T6 pour  $R=0,1$  ;  $0,01$  et  $0,3$

## 2.5 Essais de fretting-fatigue

Un certain nombre de machines de fretting ont été développées à travers le monde afin de simuler les phénomènes de fretting-fatigue et de fretting-usure, pour étudier respectivement la fissuration et l'usure. En général, les essais de

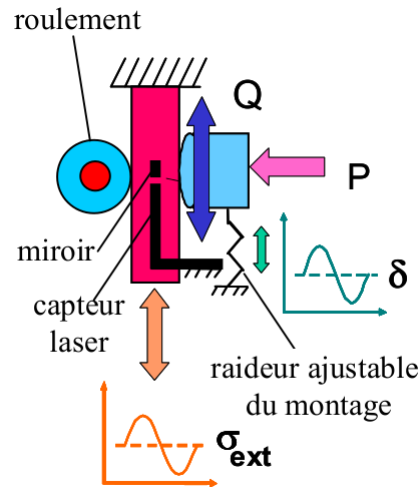


FIGURE 2.12: Montage d'essais fretting fatigue contact cylindre/plan [58].

fretting fatigue utilisent un dispositif de fretting et une machine d'essai de fatigue uniaxiale. *Kubiak* [58] a développé un nouvel essai mono-contact avec un seul patin. La figure 2.12 illustre le principe de ce nouvel essai. Cet essai présente les caractéristiques suivantes :

- Essai mono contact avec un seul pion ;
- Tête goniométrique permettant l'alignement de contacts sphériques, cylindriques et poinçon / plan ;
- Mesure différentielle des forces de chaque coté de l'éprouvette de fatigue permettant de mesurer en continu le chargement tangentiel  $Q(t)$  imposé au niveau du contact ;
- Système de mesure de déplacement laser permettant de mesurer en continu le déplacement relatif au niveau du contact  $\delta(t)$  ;
- Forme optimisée de l'éprouvette de fretting fatigue permettant de travailler en compression et même d'étudier des conditions alternées (avec rapport de charge  $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = -1$ )

Tenant compte de ces éléments, un nouveau banc d'essai de fretting fatigue a été développé au niveau du LML.

### 2.5.1 Dispositif de fretting fatigue

Comme le premier objectif de cette thèse est de développer un nouveau moyen d'essai expérimental pour étudier le comportement en fretting fatigue d'un

contact acier/aluminium, nous avons réalisé un nouveau dispositif qui est adapté sur une plate-forme multiaxiale dont dispose le LML. Il présente les caractéristiques suivantes :

- Plate-forme de dimensions  $5\text{ m} \times 2\text{ m}$  équipée d'un maillage à rails permettant la disposition des vérins et la fixation de composants ou de structures de façon modulable ;
- 4 vérins servo-hydrauliques modulables de capacité  $\pm 100\text{ KN}$  : 2 vérins de course  $\pm 25\text{ mm}$  pouvant fonctionner à haute fréquence<sup>4</sup> et 2 vérins de course  $\pm 75\text{ mm}$  fonctionnent à basse fréquence<sup>5</sup> ;
- Le pilotage des vérins par la console et le contrôleur numérique Instron série 8800 ;
- Le pilotage des essais par les logiciels RS Labsite de IST<sup>6</sup> : génération des consignes, acquisition et traitement des données.

Les deux vérins, le dispositif d'essai<sup>7</sup> ainsi que la butée<sup>8</sup> sont maintenus sur le marbre à rails à l'aide d'équerres réalisées avec des cornières renforcées.

Le dispositif expérimental permet d'établir un contact, d'appliquer un effort normal et une sollicitation de fatigue à l'éprouvette. La partie porte pion, qui est fixée sur un premier vérin hydraulique  $V_1$ , est composée d'un (i) porte pion ; (ii) d'un fixateur (iii) et du pion. L'effort normal est appliqué à l'une des surfaces de l'éprouvette à l'aide du vérin  $V_1$ . L'éprouvette est fixée entre deux mors : un mors fixe et un deuxième qui est mis en mouvement par le deuxième vérin  $V_2$  qui est perpendiculaire au vérin  $V_1$  (figure 2.13).

### 2.5.2 Géométrie de contact

Dans cette étude un seul type de contact est utilisé : contact cylindre/plan. Ce contact est choisi car il s'agit d'une des configurations les plus étudiées dans la littérature et cette configuration permet de considérer une approche bidimensionnelle plus facile à modéliser (figure 2.14). Le rayon de courbure du pion est fixé à  $R=12,7\text{ mm}$ . Le pion est en acier à outil  $Z160CDV4$  avec un module de *Young*  $E_2 = 207\text{ GPa}$  et coefficient de *Poission*  $\nu_2 = 0,3$ .

---

4. Jusqu'à 150 Hz

5. Jusqu'à 50 Hz

6. Instron Structural Testing Systems

7. Porte pion

8. Porte roulement

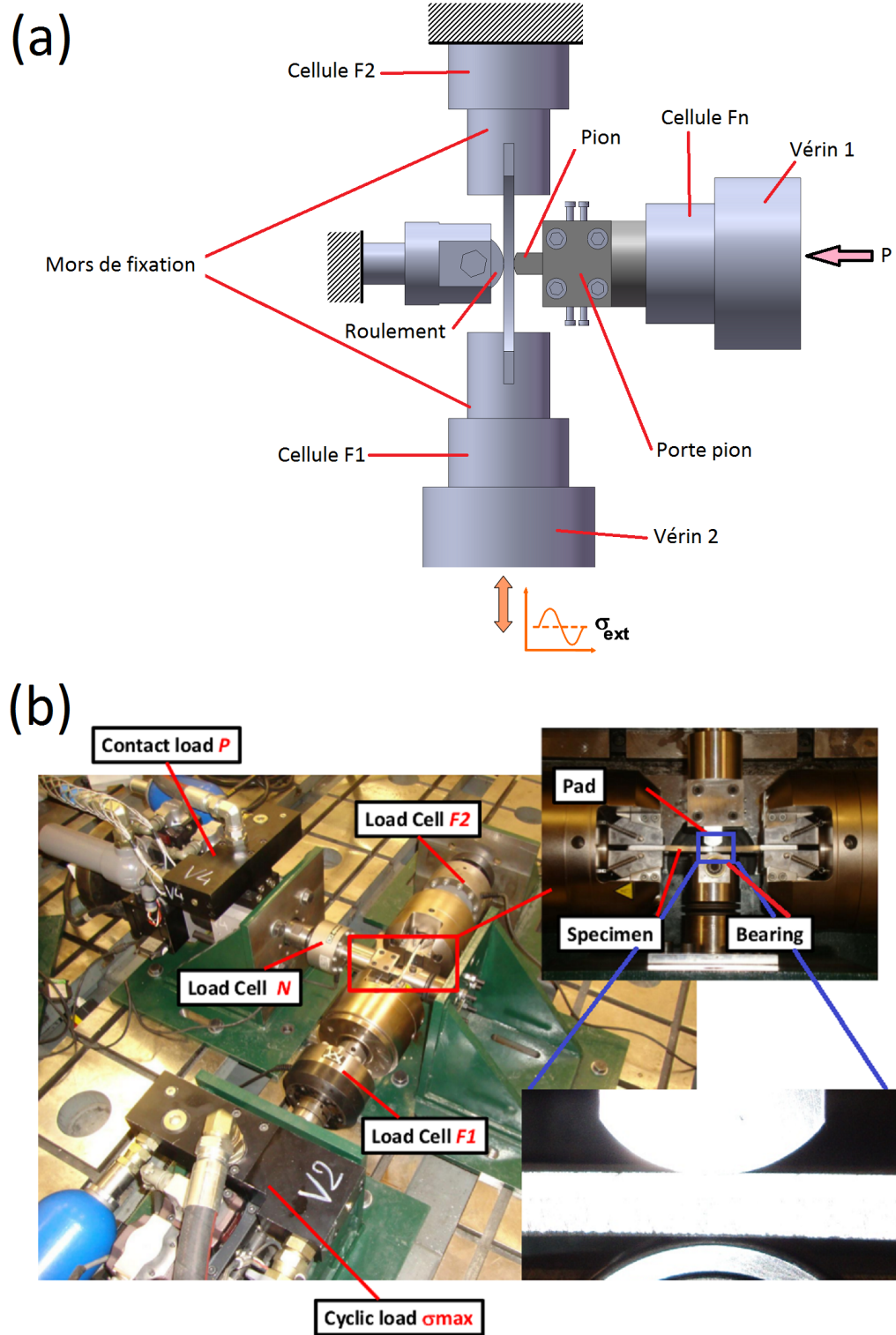


FIGURE 2.13: (a) Schéma descriptif du montage d'essai de fretting fatigue avec un contact cylindre/plan, (b) photo du montage.



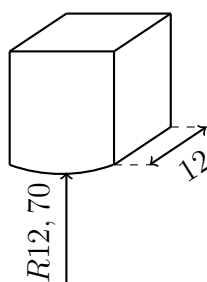


FIGURE 2.14: Pion de fretting

### 2.5.3 Conditions d'essais

Les essais ont été effectués à température ambiante à une fréquence constante de 20  $Hz$  jusqu'à amorçage de fissure. Une charge normale de 1 kN sur une éprouvette correspond à une pression de *Hertz* maximale  $p_{max} = 381 MPa$  et induit une demi largeur de contact "a" égale à 167  $\mu m$ . Plusieurs niveaux de chargement cyclique variant de 150 à 250 MPa (valeur cyclique maximale) appliqués à l'éprouvette à l'aide d'un deuxième vérin ( $V_2$ ) piloté en charge avec des rapports de chargement de  $R = 0,01$ ; 0,1 et 0,3 ont été étudiés (voir tableau 2.4).

R	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$N_i$			
0,1	150	15	435777,25	860823,25	<b>2000000</b> <sup>a</sup>	/
	175	17,5	1094820,25	510313,25	847351,25	693268,75
	200	20	559771,25	377446,5	/	/
	225	22,5	190194,25	/	/	/
	250	25	49040,5	37459,25	/	/
0,01	175	1,75	451000	301000	/	/
	200	2	202000	150000	/	/
	225	2,25	132000	78400	/	/
	250	2,5	15000	56800	71700	/
0,3	175	52,5	581000	/	/	/
	225	67,5	195000	/	/	/
	250	75	213000	131000	/	/

TABLE 2.4: Conditions d'essais de fretting fatigue pour les différents rapports de charge  $R=0,01$ ; 0,1 et 0,3.

a. Éprouvette non-rompue

Pour minimiser voire éviter la flexion de l'éprouvette sous l'effet du chargement normal, un roulement a été placé en vis à vis du pion sur la face opposée de l'éprouvette. Avec ce système, l'analyse d'un seul contact limite les dispersions liées à la flexion. Le même type d'éprouvettes de fatigue (figure 2.10) est utilisée pour les essais de fretting-fatigue.

Avant chaque essai, les éprouvettes subissent un polissage à l'aide d'une série de papier abrasif d'une taille de grains d'une valeur de  $320 \mu\text{m}$ ,  $500 \mu\text{m}$  et  $1200 \mu\text{m}$ .

Pour calculer l'effort tangentiel  $Q$  imposé au niveau du contact, deux cellules de force ont été placées pour mesurer en continu les forces  $F_1$  et  $F_2$  de chaque coté de l'éprouvette. Dans la figure 2.15 on présente l'évolution des forces  $F_1$  et  $F_2$  enregistrée au cours d'un essai de fretting fatigue pour une contrainte maximale appliquée de  $\sigma_{max}=250 \text{ MPa}$  et d'un rapport de charge  $R=0,1$ .

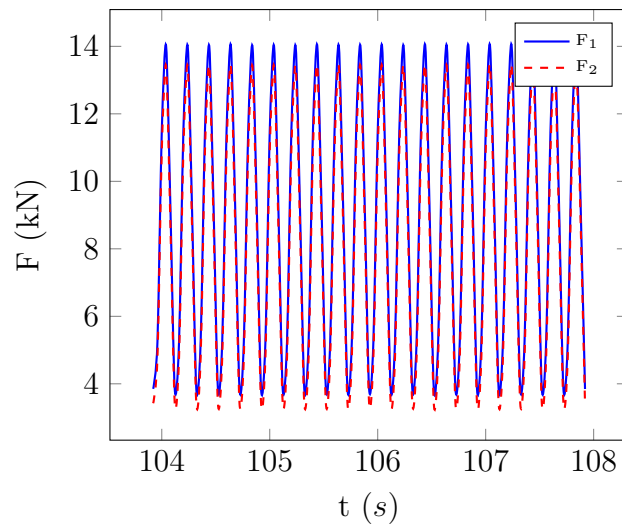


FIGURE 2.15: Évolution des efforts  $F_1$  et  $F_2$  aux extrémités de l'éprouvette de fatigue.

A partir de ces résultats et pour un mono contact on déduit l'effort tangentiel en utilisation la formule suivante :

$$Q = F_1 - F_2 \quad (2.2)$$

en faisant l'hypothèse d'un frottement nul au niveau du contact roulement/éprouvette.

La figure 2.16 présente l'évolution de l'effort normal enregistré  $F_n$  et de l'effort tangentiel  $Q$  calculé.

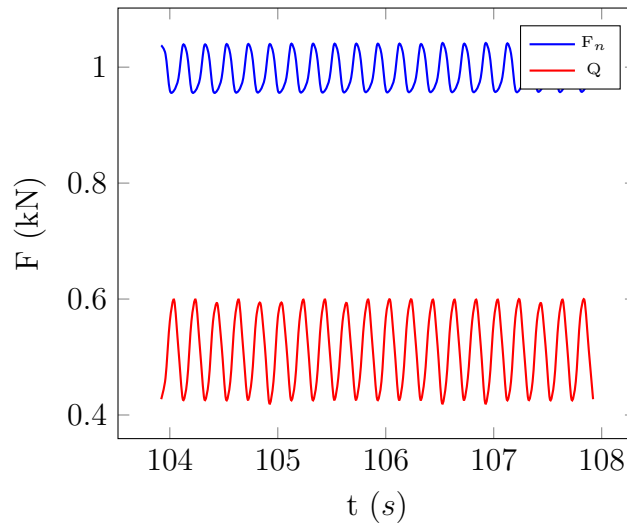


FIGURE 2.16: Évolution des efforts normal  $F_n$  et tangentiel  $Q$ .

La figure 2.17 présente l'évolution de l'effort tangentiel en fonction de la force axiale instantanée. Elle met en évidence que nous sommes en présence de glissement partiel.

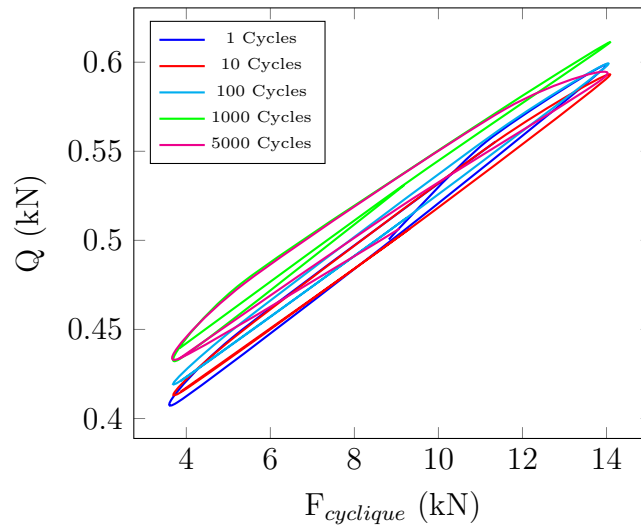


FIGURE 2.17: Évolution de l'effort tangentiel  $Q$  en fonction du chargement cyclique appliqué  $F_{cyclique}$ .

La figure 2.18 montre l'évolution de l'effort tangentiel  $Q$  en fonction du nombre de cycles  $N$ . L'effort tangentiel présente une stabilité après une période initiale d'environ 2000 cycles qui correspond à l'adaptation des matériaux en contact.

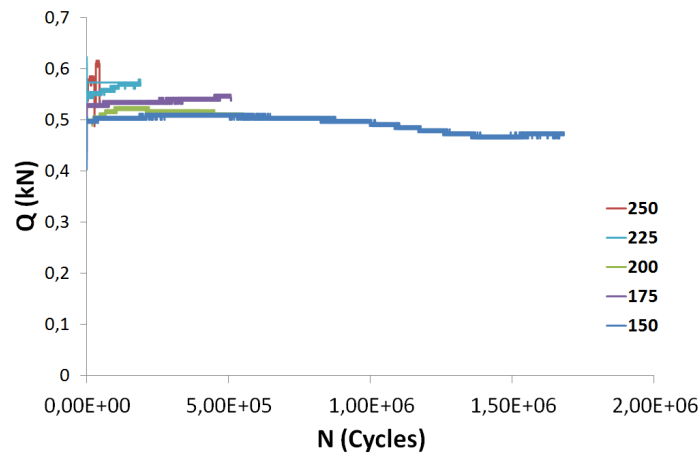


FIGURE 2.18: Évolution de l'effort tangentiel  $Q$  en fonction du nombre de cycles  $N$  pour  $R=0,1$ .

Sous l'effet de la fatigue, la déformation axiale de l'éprouvette entraîne une déformation transversale (effet de *Poisson*). Le vérin  $V_1$  permet de garantir une force normale constante durant l'essai.

Les résultats obtenus en termes de durée de vie sont présentés sur la figure 2.19.

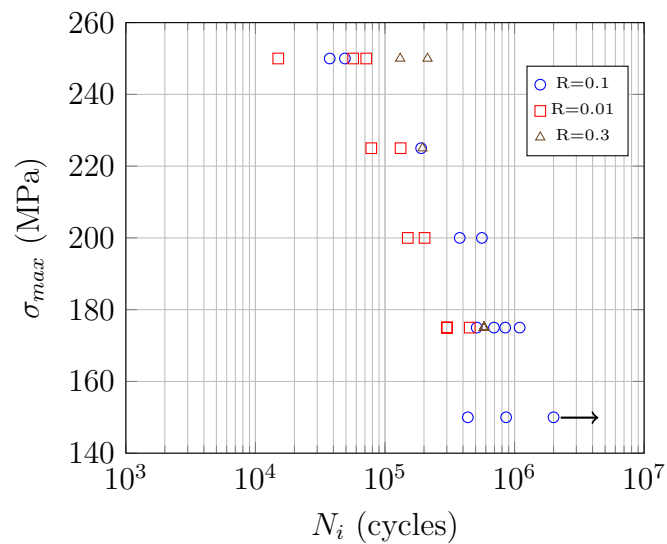


FIGURE 2.19: Courbe de fretting-fatigue  $S-N$  de l'alliage Al 6082-T6 pour  $R=0,1$  ; 0,01 et 0,3

### 2.5.4 Coefficient de frottement

La démarche la plus utilisée pour identifier les conditions de glissement est d'identifier l'amplitude de débattement  $\delta_t$  pour laquelle la transition des régimes apparait. Le principe est d'appliquer une force normale constante et d'augmenter graduellement, par paliers, l'amplitude de débattement imposée  $\delta^*$  [82]. Pour cette transition, on calcule le coefficient de frottement.

Toutefois, le dispositif développé ne nous permet pas le pilotage d'un débattement  $\delta^*$ . En outre, dans le but de déterminer le coefficient de frottement statique  $\mu$ , l'essai est réalisé sur le même banc d'essai de fretting fatigue. Il consiste à appliquer un effort normal de 1 kN sur l'une des faces de l'éprouvette à l'aide du pion via le premier vérin  $V_1$ . Ensuite, un déplacement axiale monotone est appliqué progressivement sur un coté de l'éprouvette, l'autre coté est laissé libre. Le coefficient de frottement statique  $\mu$  est calculé par la formule suivante :

$$\mu = \frac{Q}{P} \quad (2.3)$$

La figure 2.20 présente l'évolution du coefficient de frottement statique  $\mu$  après application d'un effort normal de 1 kN et un déplacement monotone. La valeur du coefficient de frottement  $\mu$  croit jusqu'à une valeur de  $\mu_t=0,63$  qui correspond à la transition. Cette valeur est considérée identique au coefficient de frottement en glissement partiel  $\mu_t = \mu_{PS}$  [45]. Ensuite, la valeur du coefficient de frottement décroît et présente une valeur stable de 0,23.

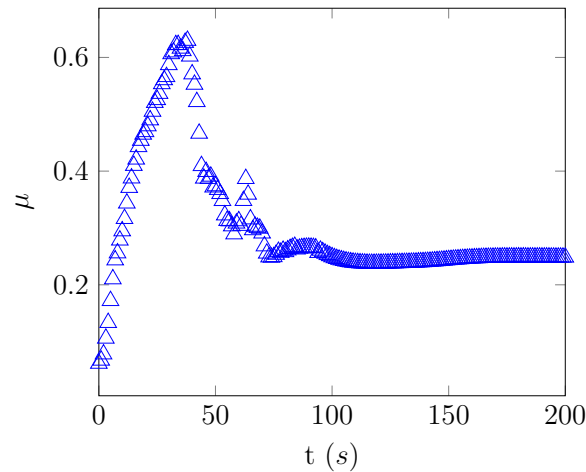


FIGURE 2.20: Évolution du coefficient de frottement statique après application d'un effort normal  $F_N = 1$  kN.

## 2.6 Essais par blocs

Les structures mécaniques sont généralement soumises à des chargements aléatoires. Une manière d'approcher ces chargements aléatoires est d'utiliser les chargements dits par blocs. Ils présentent l'avantage de pouvoir étudier les effets liés à des chargements croissants ou décroissants et d'en déduire les incidences sur l'endommagement induit par la sollicitation (l'histoire de chargement). Dans cette partie nous avons réalisé des essais de fretting fatigue avec un chargement par blocs :

**Deux blocs** : deux niveaux de chargement croissant et décroissant (figure 2.21) : un premier niveau de chargement est appliqué pendant un nombre donné de cycles, ensuite un second niveau de chargement est appliqué jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Le tableau 2.5 résume les conditions d'essais et les résultats obtenus ;

**Quatre blocs** : quatre niveaux de chargement croissant, décroissant et aléatoire (figure 2.22) : les trois premiers niveaux de chargement sont appliqués pendant un nombre donné de cycles. Ensuite le dernier niveau de chargement est appliqué jusqu'à la rupture de l'éprouvette. En résumé les conditions et les résultats expérimentaux sont regroupés dans le tableau 2.6.

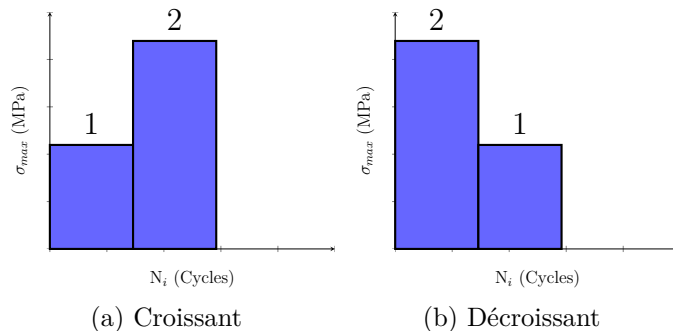


FIGURE 2.21: Types de chargement par deux blocs.

Niveau de bloc	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	$\beta_i = \frac{n_i}{N_i}$
1	225	108937	0,5
2	250	43580	0,5

TABLE 2.5: Chargement par blocs à deux niveaux de contrainte avec un rapport de charge  $R=0,1$ .

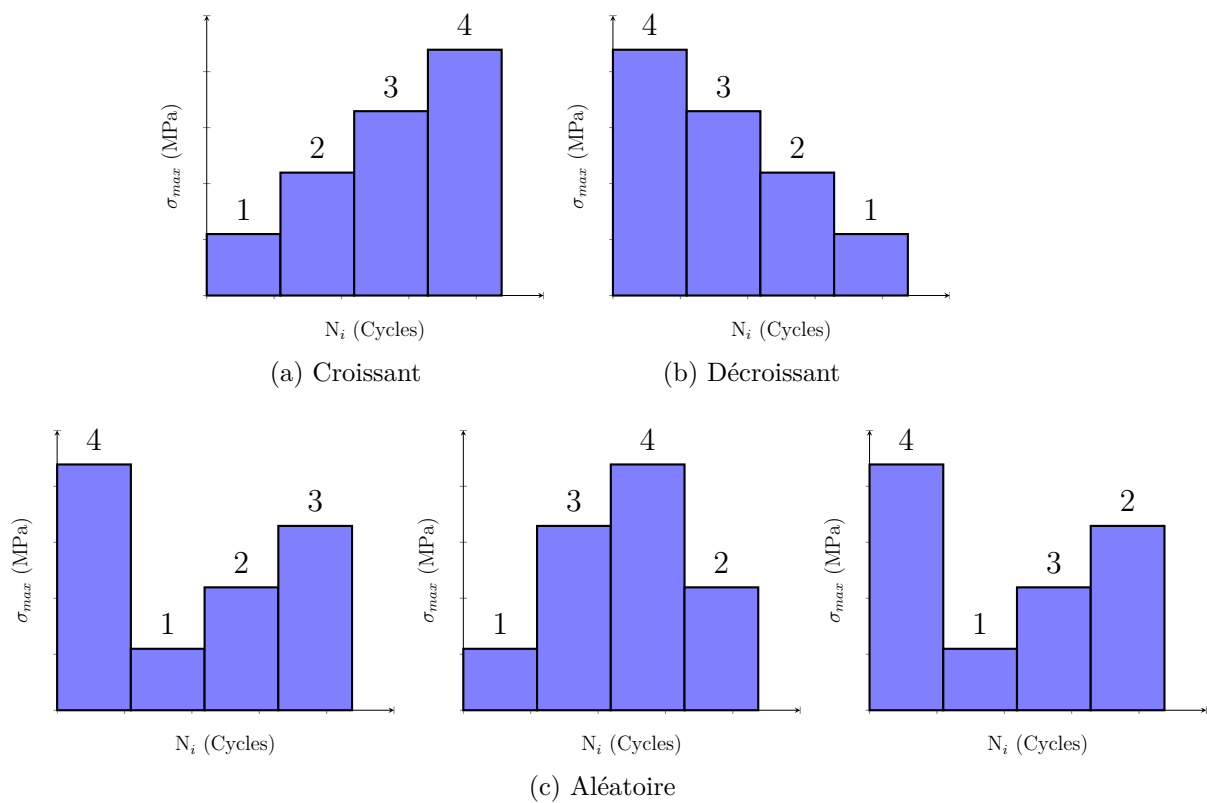


FIGURE 2.22: Types de chargement par quatre blocs.

Niveau de bloc	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	$\beta_i = \frac{n_i}{N_i}$
1	175	968856	0,25
2	200	303376	0,25
3	225	108937	0,25
4	250	43580	0,25

TABLE 2.6: Chargement par blocs à quatre niveaux de contrainte avec un rapport de charge  $R=0,1$ .

## 2.7 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté les méthodes et techniques expérimentales utilisées pour caractériser un alliage d'aluminium 6082-T6. Des essais de fatigue classique avec différents rapport de charge  $R=0,01-0,1$  et  $0,3$  ont été réalisés pour obtenir les courbes de référence. Après avoir développé un banc expérimental de fretting fatigue, nous avons réalisés des essais de ce type pour les mêmes chargements qu'en fatigue uniaxiale.



## Modélisation du fretting-fatigue par Éléments Finis

La prédiction de la durée de vie sous sollicitation de fretting fatigue nécessite la connaissance des champs mécaniques agissant au sein de la structure. Pour obtenir ces grandeurs mécaniques, et plus particulièrement les contraintes et déformations, nous avons utilisé la méthode des éléments finis.

### 3.1 Modélisation par EF du contact cylindre/- plan en fretting fatigue

Dans cette étude, le problème de contact est analysé en utilisant le code de calcul commercial *Abaqus 6.9*. Ainsi sont déterminés les champs mécaniques précédemment cités à savoir, les déplacements  $u_{ij}$ , les déformations  $\varepsilon_{ij}$ , les contraintes  $\sigma_{ij}$ , et les énergies, etc. Ces grandeurs seront ensuite utilisées pour le calcul des critères de prédiction.

#### Description du modèle

Un modèle bidimensionnel a été développé, il est composé de deux parties, une éprouvette de fatigue et un pion. Chaque composant est dessiné par des contours sous *abaqus* (*CAE*<sup>1</sup>) (figure 3.1).

Le contact est modélisé selon la technique dite *maitre/esclave*, l'ensemble des nœuds extérieurs est séparé en différents groupes de nœuds. Pour chaque nœud de la surface esclave, *Abaqus* en cherche le point le plus proche sur la

---

1. Complete Abaqus Environment

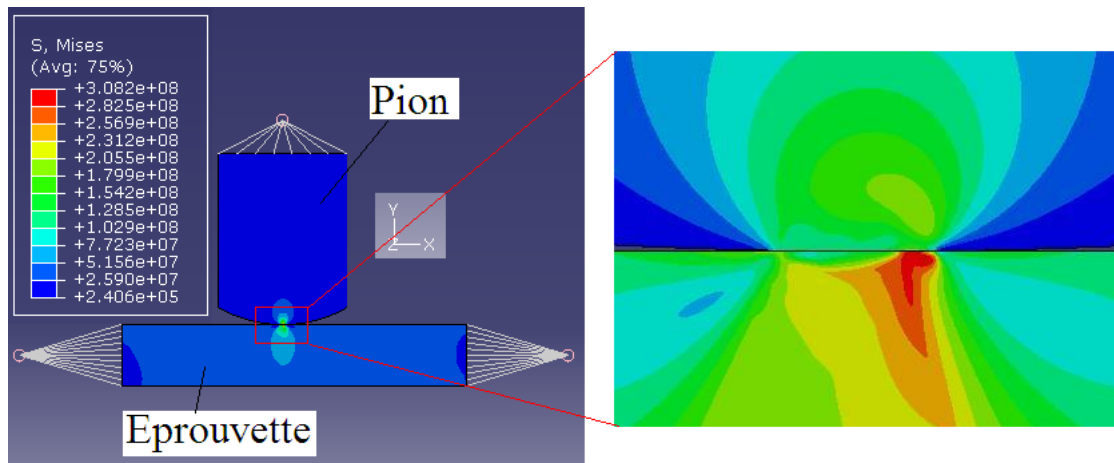


FIGURE 3.1: Modèle éléments finis de l'essai de fretting fatigue pour un contact cylindre/plan.

surface maîtresse (figure 3.2). La direction du contact est quand à elle toujours perpendiculaire à la surface maîtresse et la surface esclave sera toujours la surface déformable. Dans notre cas le pion sera toujours la surface maîtresse, il est modélisé comme une surface rigide [45].

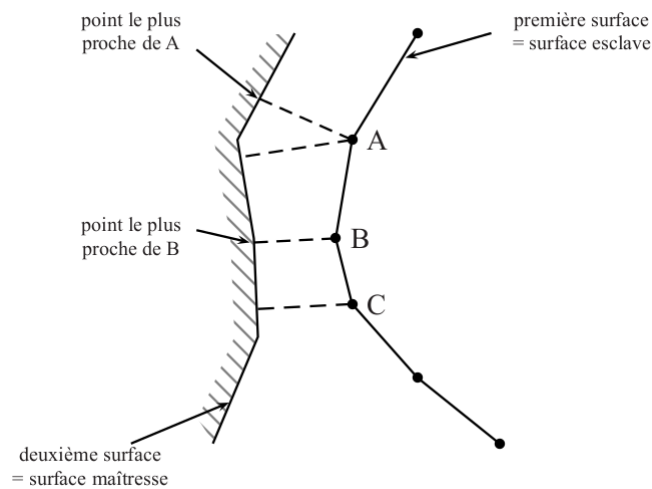


FIGURE 3.2: Discrétisation de la surface maîtresse.

Pour modéliser les actions de contact, on utilise deux lois d'interaction. La première est une interaction normale à la surface de contact qui consiste à définir la loi de pression en fonction de l'interpénétration des surfaces. Dans

ce cas on utilise la formulation “**hard contact**”. Lorsque les surfaces sont en contact, n’importe quelle pression peut-être transmise par celles-ci. Deux surfaces sont mises en contact lorsque la distance entre les plans tangents devient nulle.

La deuxième interaction est tangentielle à la surface de contact. Un modèle de frottement de type Coulomb définit la contrainte de cisaillement  $\tau_{crit}$  pour laquelle le glissement des surfaces se produit. Cette valeur est proportionnelle à la pression de contact ( $\tau_{crit} = \mu p$ ). Le statut adhésion/glisserment identifie lorsqu’un noeud passe du régime d’adhésion vers le régime de glissement ou inversement (figure 3.3). En plus, la méthode des *multiplieurs de Lagrange* est utilisée permettant de maintenir la contrainte d’adhésion entre deux surfaces en contact. Avec cette méthode, aucun mouvement relatif entre les surfaces ne se produit avant  $\bar{\tau} = \bar{\tau}_{crit}$ . Pour suivre le mouvement relatif des surfaces, l’algorithme “*Small Sliding*” a été utilisé. Celui-ci recalcule en continu selon les conditions de chargement (effort normal et effort cyclique), l’interaction entre les deux surfaces de contact.

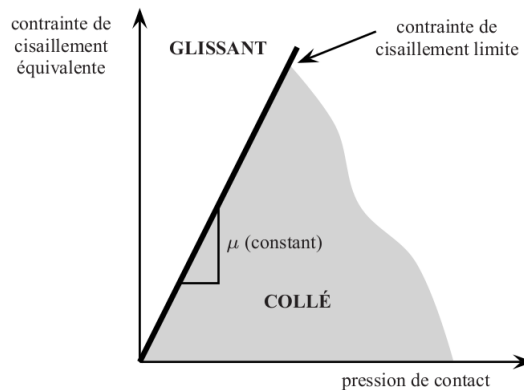


FIGURE 3.3: Modèle de Coulomb pour le frottement.

L’application des conditions aux limites s’effectue en utilisant des points de références ( $MPC^2$ ) eux-mêmes liés aux surfaces concernées. Dans la zone de contact le maillage du pion et de l’éprouvette utilise des éléments linéaires à quatre noeuds de type “*CPER4*” afin de mieux prendre en compte des gradients de déformation et de contrainte au niveau du contact. Sur l’éprouvette cette zone est un rectangle de longueur 3 mm et de hauteur 1 mm. La taille de cette zone au niveau du pion est similaire. Loin de ces zones, les éléments sont triangulaires de type “*CPE3*”. La figure 3.4 montre le maillage

utilisé dans le modèle. Un zoom montre la taille de la zone de contact avec des mailles de 5 microns.

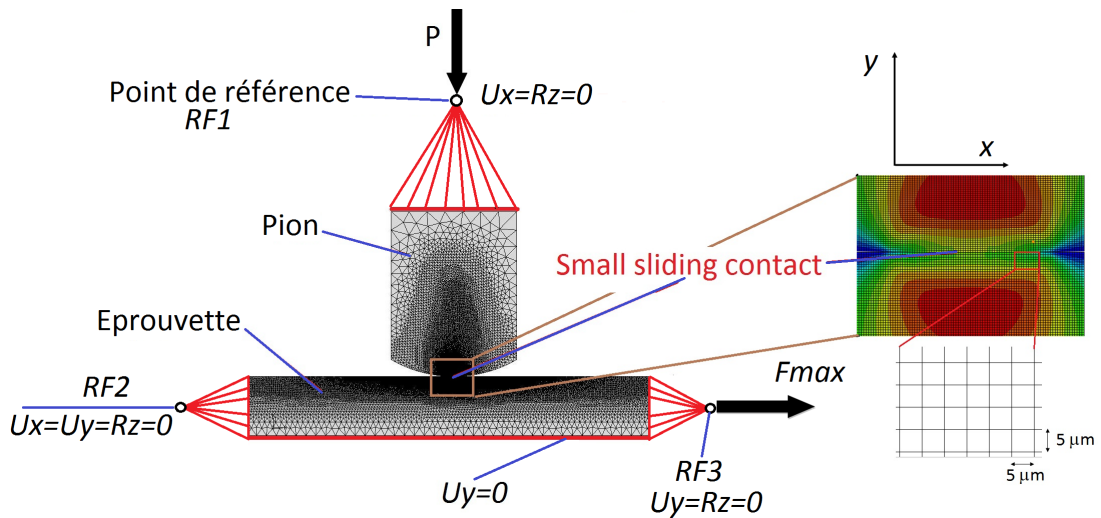


FIGURE 3.4: Illustration du maillage utilisé pour un contact cylindre/plan.

Le chargement s'effectue en deux étapes qui sont schématisées sur la figure 3.5 :

**étape 1** application de l'effort normal  $F_N$  ;

**étape 2** application de l'effort cyclique axial pendant deux cycles ( $F_{min}$ ,  $F_{moy}$ ,  $F_{max}$ ).

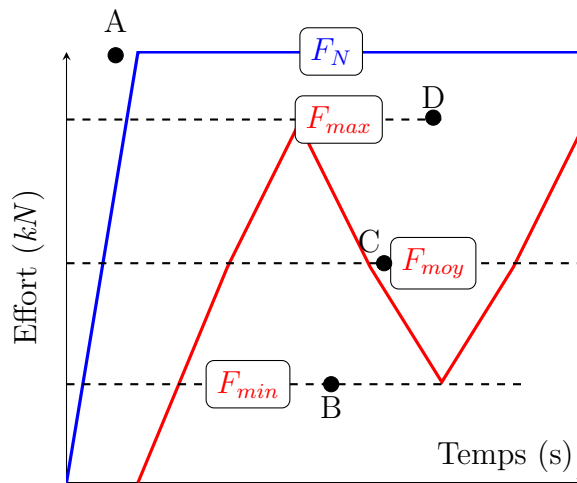


FIGURE 3.5: Schématisation des différentes étapes de chargement pour la modélisation par éléments finis de la sollicitation de fretting fatigue.

## 3.2 Validation du modèle de contact par les solutions analytiques

La validation du modèle de contact consiste à confronter les résultats numériques obtenus dans le cas purement élastique aux résultats analytiques. Pour un contact cylindre/plan, les solutions analytiques sont données par *Hertz* et *Johnson* et permettent d'exprimer :

- la distribution de la pression de *Hertz* [83].
- les contraintes principales sous la surface de contact le long de l'axe  $y$ , à un calcul par éléments finis avec comportement élastique ;

Dans ce cas de figure, seul l'effort normal est appliqué. De plus les solutions analytiques sont données pour un couple de matériaux identiques. Ceci nous a conduit à utiliser pour la validation un pion et une éprouvette en acier dont les propriétés sont  $E=207$  GPa et  $\nu=0,3$ . L'effort normal maximal appliqué est de 1 kN.

### 3.2.1 Distribution de la pression de *Hertz*

Le maillage à l'interface du contact doit être suffisamment fin en raison du gradient dans la zone de contact. Afin d'étudier la sensibilité aux maillages, nous avons comparé la solution analytique aux résultats du calcul numérique avec différentes tailles. Nous avons utilisé quatre tailles de maillage dans la zone de contact :  $5 \times 5 \mu m$ ,  $10 \times 10 \mu m$ ,  $20 \times 20 \mu m$  et  $30 \times 30 \mu m$ .

Ces configurations sont décrites en chargement normal par la théorie de Hertz [83] en appliquant les principes de l'élasticité linéaire.

Pour un contact cylindre/plan, la distribution de la pression de Hertz  $p(x)$  [83] et la demi-largeur de contact  $a$  sont définies par :

$$p(x) = p_0 \cdot \left(1 - \frac{x^2}{a^2}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.1)$$

$$a = 2 \cdot \left(\frac{P_l \cdot R}{\pi \cdot E}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.2)$$

Avec  $E$  le module d'Young équivalent. Celui-ci est fonction du module d'Young  $E_i$  et du coefficient de Poisson  $\nu_i$  de chaque matériau.

$$\frac{1}{E} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (3.3)$$

Et  $p_0$  le maximum du profil de pression défini par :

$$p_0 = \frac{2P_l}{\pi a} = \left( \frac{P_l \cdot E}{\pi R} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.4)$$

Où  $P_l$  est la force normale linéique et  $R$  le rayon du cylindre.

La figure 3.6 montre une comparaison de l'évolution de la pression de *Hertz* obtenue par le modèle EF pour différentes tailles de maillage et la formulation de *Hertz*.

Si les maillages choisis n'ont pas d'effet sur la pression maximale obtenue, en revanche l'évolution de part et d'autre de la pression maximale est très sensible à ce paramètre. Il apparaît clairement sur la figure que le meilleur accord est obtenu avec le maillage le plus fin.

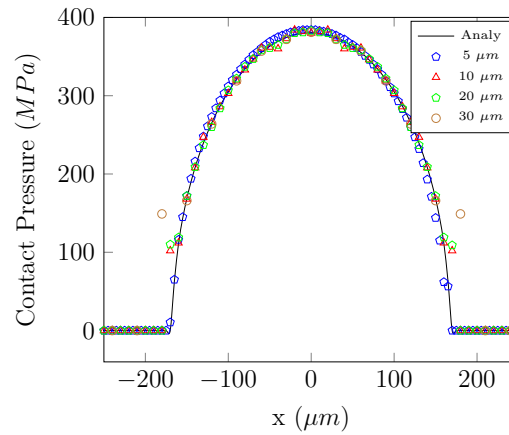


FIGURE 3.6: Comparaison de la pression de *Hertz* entre le modèle EF et la formulation analytique.

### 3.2.2 La distribution de la contrainte $\sigma_i$

Les distributions des différentes contraintes  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$  et  $\tau_{max}$  en sous surface tout au long de l'axe  $y$  ( $x = 0$ ) pour un contact cylindre/plan sont données par *Johnson* [35].

$$\sigma_1 = -\frac{p_0}{a}((a^2 + 2y^2)(a^2 + y^2)^{-\frac{1}{2}} - 2y) \quad (3.5)$$

$$\sigma_2 = -\frac{p_0}{a}(a^2 + y^2)^{-\frac{1}{2}} \quad (3.6)$$

Sous les hypothèses de déformation plane, la contrainte  $\sigma_3$  est définie comme suit :

$$\sigma_3 = \nu(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (3.7)$$

La contrainte de cisaillement maximale  $\tau_{max}$  est définie par la relation :

$$\tau_{max} = -\frac{p_0}{a}(y - y^2(a^2 + y^2)^{-\frac{1}{2}}) \quad (3.8)$$

Pour cette validation nous avons utilisé le maillage optimale de  $5 \times 5 \mu m$ . La figure 3.7 montre la comparaison de l'évolution des valeurs des différentes contraintes obtenues respectivement par la méthode analytique et la méthode des éléments finis.

On note un accord très satisfaisant entre les deux approches.

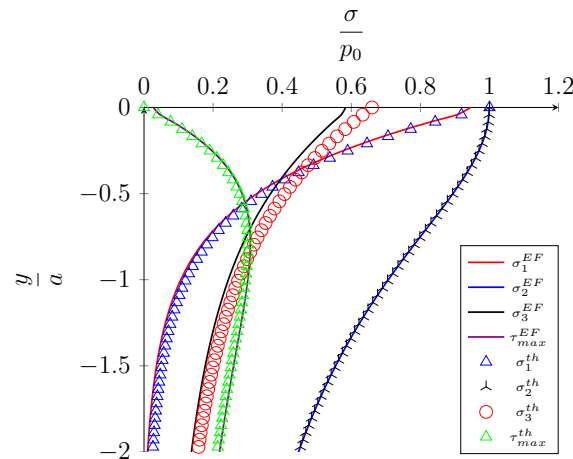


FIGURE 3.7: Variation des contraintes en fonction de  $\frac{y}{a}$  au centre du contact ( $x = 0$ ).

### 3.3 Modélisation dans le cas du fretting fatigue

Après avoir validé la taille optimale du maillage dans la zone de contact, il s'agit maintenant de s'intéresser à la sollicitation de fretting fatigue. Dans le cas

du fretting fatigue, au chargement normal précédent s'ajoute la sollicitation cyclique uniaxiale telle que décrite par la figure 3.5.

Comme nous l'avons signalé dans l'étude bibliographique de nombreux paramètres peuvent influencer le comportement de la structure en fretting fatigue. Cependant, certains paramètres sont prépondérants comme le coefficient de frottement et l'amplitude de l'effort cyclique axial appliquée.

Nous avons étudié l'influence de ces paramètres sur la distribution des contraintes et des déformations plastiques. Nous avons utilisé les caractéristiques des matériaux étudiés dans la partie expérimentale à savoir un pion en acier Z160CDV12 et une éprouvette en alliage d'aluminium de la série 6082-T6.

### 3.3.1 Influence du coefficient de frottement

Le coefficient de frottement est l'un des principaux facteurs qui a une influence sur la distribution des contraintes et des déformations dans la région du contact et par conséquent le site d'amorçage de fissure. La figure 3.8 montre la distribution de la contrainte tangentielle  $\sigma_{xy}$  au niveau du contact pour sept valeurs du coefficient de frottement  $\mu$  comprises entre 0.0 et 0.6. La figure indique que la valeur maximale de la contrainte tangentielle  $\sigma_{xy}$  augmente fortement avec l'augmentation du coefficient de frottement. Par ailleurs, l'augmentation de la valeur du coefficient de frottement conduit à une modification des conditions tribologiques (zones de glissement et d'adhésion) conformément à ce qui a été déjà observé dans la littérature [80, 84].

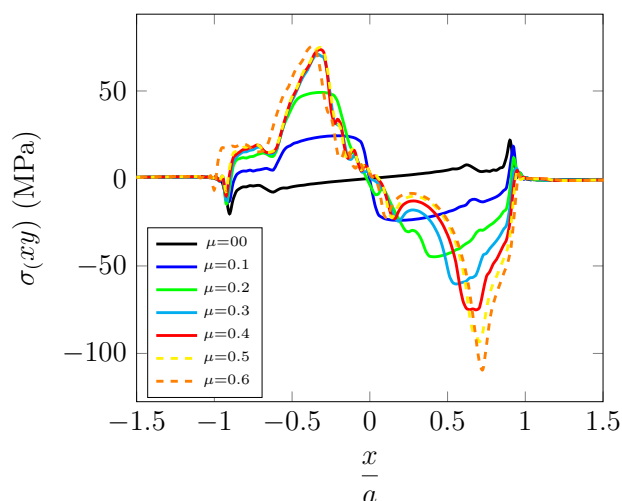


FIGURE 3.8: Distribution de la contrainte tangentielle  $\sigma_{xy}$  au niveau de la surface de contact en fonction du coefficient de frottement pour  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$



La figure 3.9 montre l'influence de ce paramètre sur la distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  au niveau de la surface de contact. L'augmentation du coefficient de frottement modifie à la fois la forme de la distribution et, de manière plus modérée, les valeurs maximales et minimales observées qui augmentent avec ce paramètre.

La distribution évolue à la fois lorsque l'on s'intéresse à la valeur maximale de la contrainte  $\sigma_{xx}$ . Celle-ci augmente avec l'augmentation du coefficient de frottement jusqu'à une valeur quasi stable de 340 MPa.

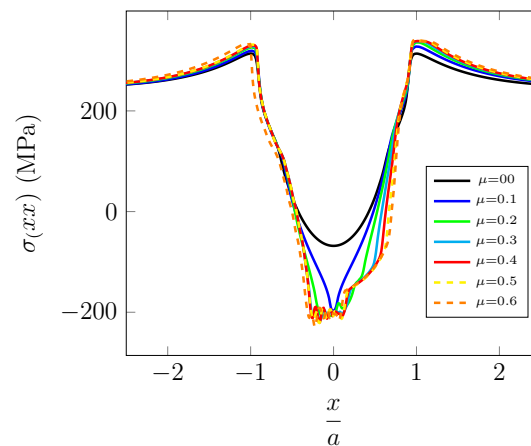


FIGURE 3.9: Distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  au niveau de la surface de contact en fonction du coefficient de frottement pour  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$

Bien que ces figures ne concernent qu'un cas de chargement les mêmes tendances ont été observées pour les autres cas ( $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ ).

### 3.3.2 Influence du chargement axial

Dans cette partie le coefficient est maintenu constant et égal à 0,5. La figure 3.10 montre l'évolution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  au niveau de la surface de contact pour différents niveaux de chargement axial  $\sigma_{max}$  appliqués tels que définis par la figure 3.5.

Pour un rapport de charge  $R=0,1$ , cinq niveaux de contraintes maximales  $\sigma_{max}=150-250$  MPa ont été appliqués pour étudier l'effet de la variation de la contrainte axiale dans la zone de contact.

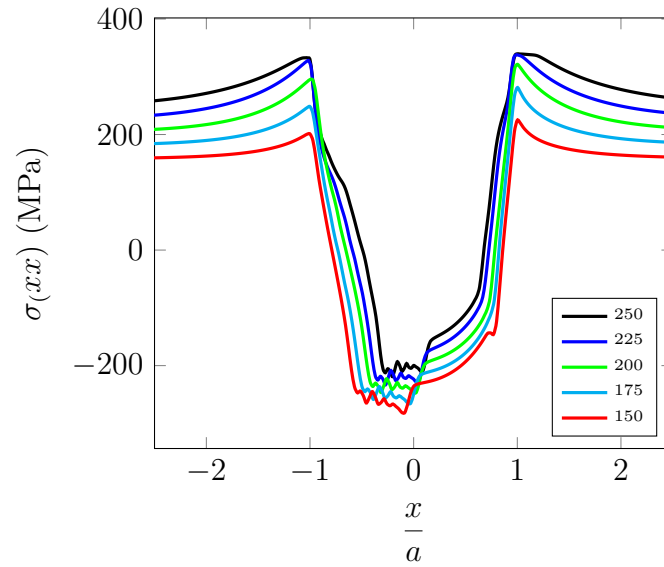


FIGURE 3.10: Distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  au niveau de la surface de contact pour différents niveaux de chargement axial et  $R=0,1$

Pour des niveaux de chargement axial de 150 et 175 MPa, figure 3.11, la zone de plasticité se forme en dessous de la zone de contact à une distance de quelques micromètres.

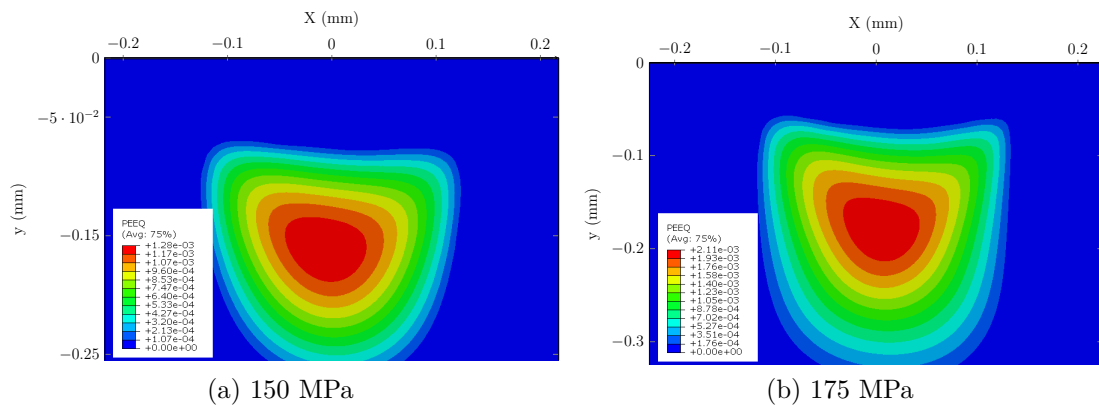
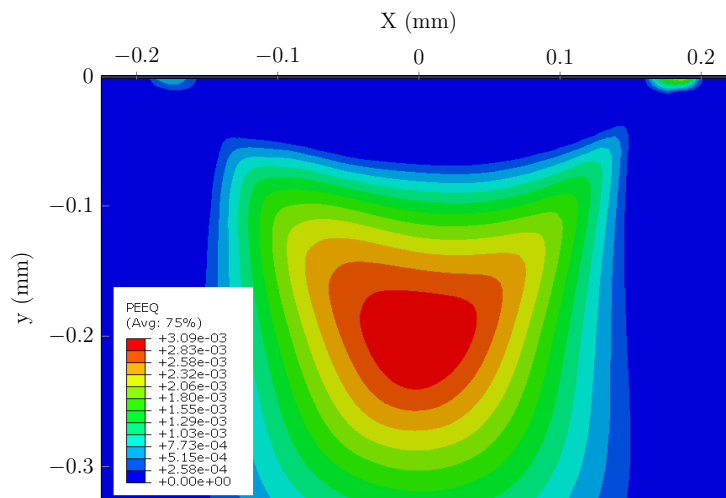
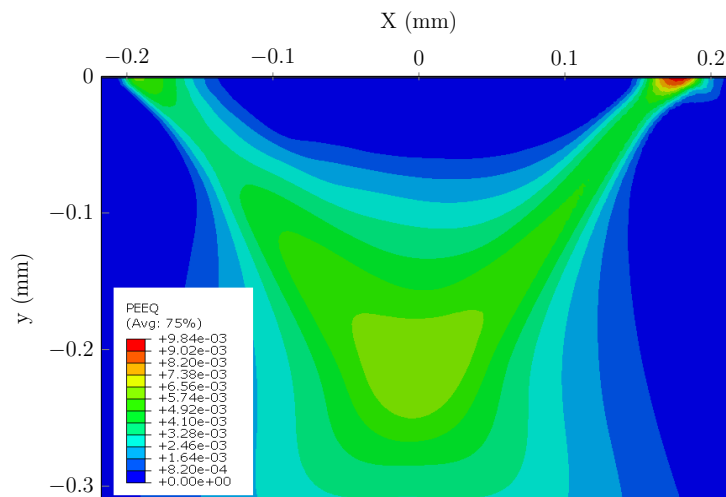


FIGURE 3.11: Isovaleurs de la déformation plastique équivalente  $PEEQ$  pour différents niveaux de chargement axial  $\sigma_{max}=150-175 MPa$  et  $R=0,1$ .

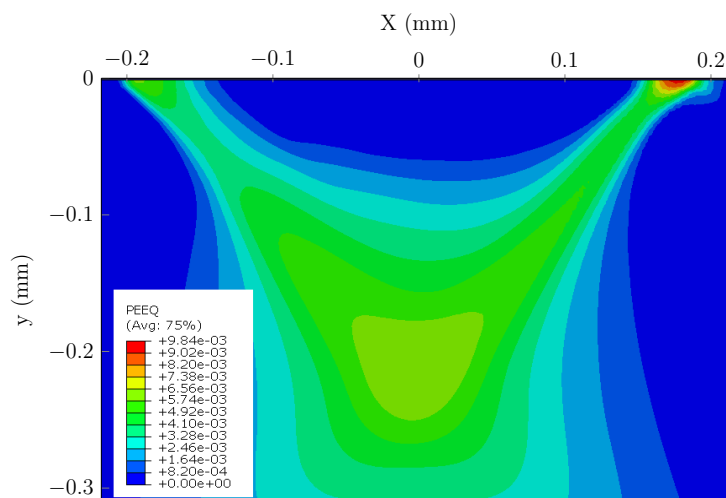
Pour les niveaux de contrainte qui varient entre 200, 225 et 250 MPa, la plasticité maximale se produit à l'interface du contact. Dans la figure 3.12, on peut voir que la nucléation des microfissures peut se produire à l'interface de l'éprouvette au bord du contact.



(a) 200 MPa



(b) 225 MPa



(c) 250 MPa

FIGURE 3.12: Isovaleurs de la déformation plastique équivalente  $PEEQ$  pour différents niveaux de chargement axial  $\sigma_{max}=200-250$  MPa et  $R=0,1$ .

La figure 3.13 montre la répartition des isovaleurs de la contrainte de *Von Mises* pour plusieurs étapes de chargement de la figure 3.5 pour  $F_N=1$  KN,  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ . On observe que les zones fortement sollicitées se déplacent vers le bord du contact lorsqu'on superpose l'effort axial à l'effort normal.

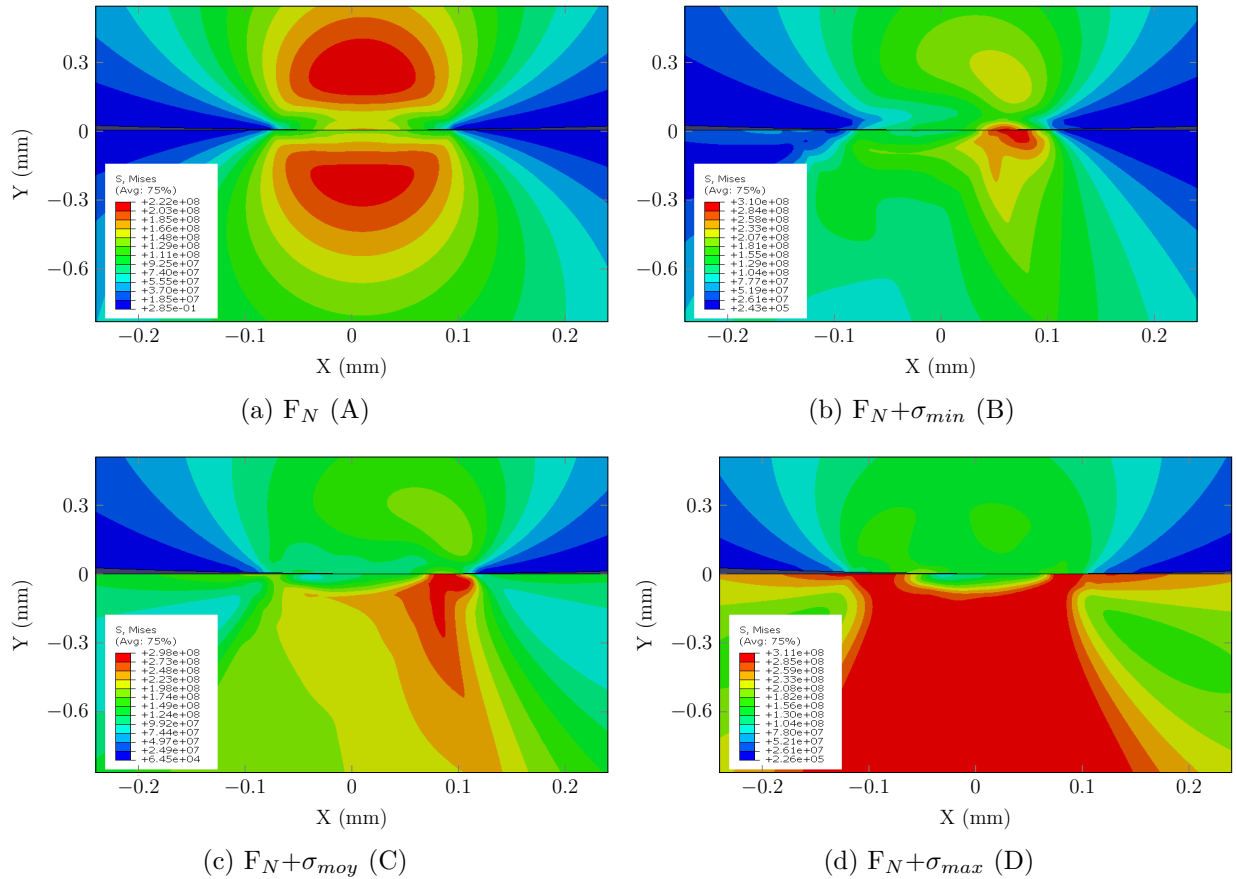


FIGURE 3.13: Répartition des isovaleurs de *Von Mises* pour  $F_N=1$  KN,  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ .

Les figures 3.14 et 3.15 montrent la répartition des isovaleurs  $\sigma_{ij}$  et  $\varepsilon_{ij}$  au maximum du chargement correspondant au point D de la figure 3.5 pour  $F_N=1$  KN,  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ . Ces figures illustrent clairement la nature multiaxiale du chargement. Ce caractère triaxial est confirmé par les évolutions obtenues pour les différentes contraintes et déformations (figures 3.16 et 3.17)

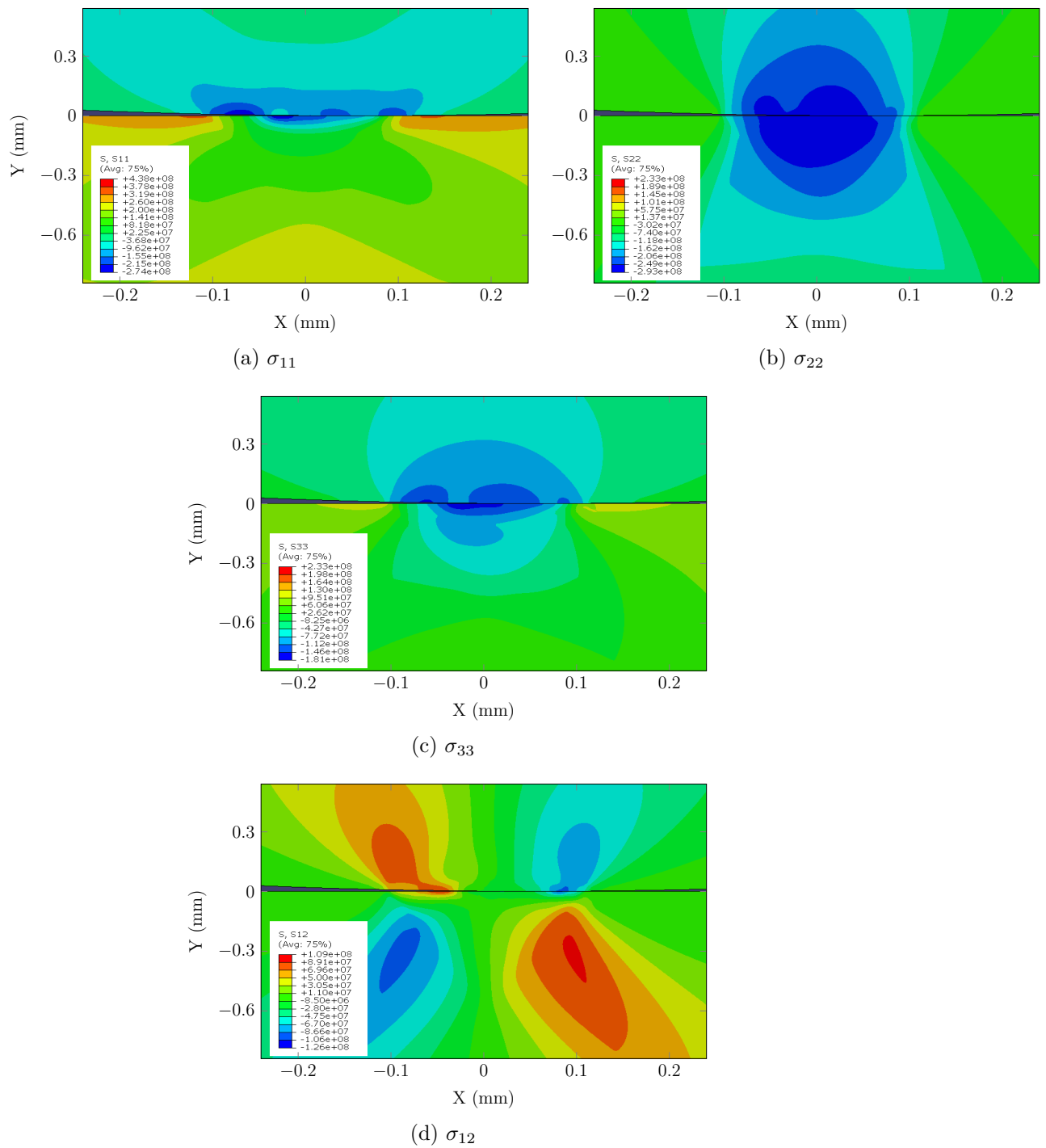


FIGURE 3.14: Répartition des isovaleurs  $\sigma_{ij}$  à la fin du cycle pour  $F_N=1$  KN,  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ .

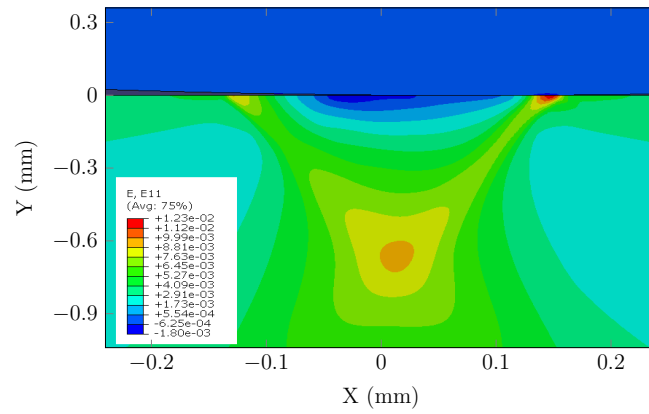
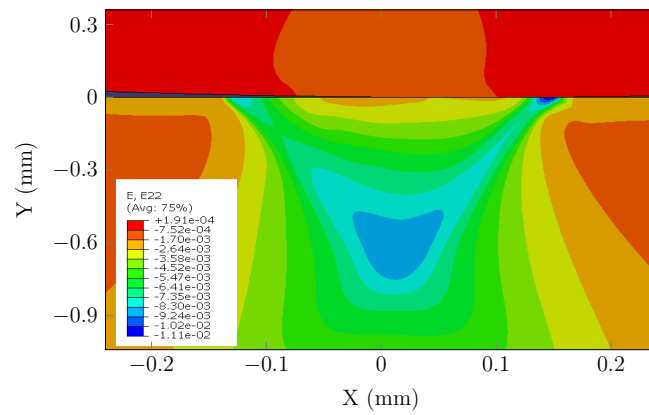
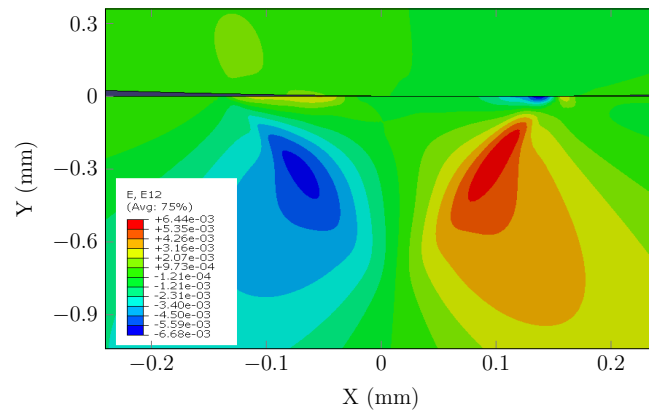
(a)  $\varepsilon_{11}$ (b)  $\varepsilon_{22}$ (c)  $\varepsilon_{12}$ 

FIGURE 3.15: Répartition des isovaleurs  $\varepsilon_{ij}$  à la fin du cycle pour  $F_N=1$  KN,  $\sigma_{max}=250$  MPa et  $R=0,1$ .

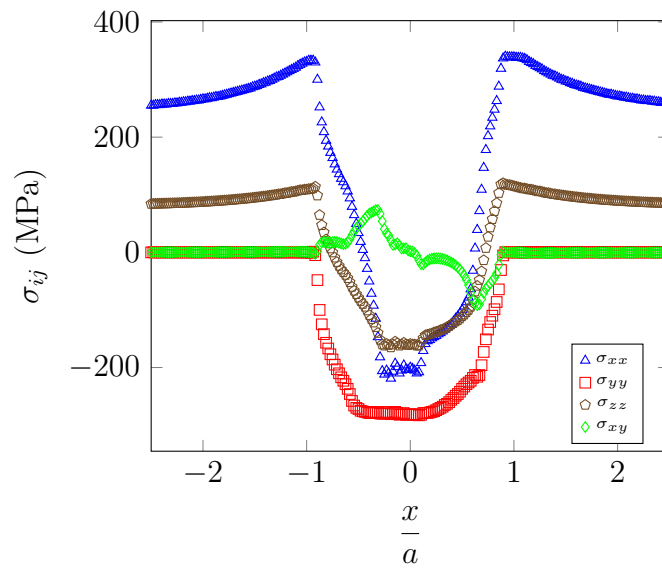


FIGURE 3.16: Distribution des contraintes au niveau de la surface de contact après application de l'effort axial maximal  $F_{max}$  pour  $R = 0, 1$

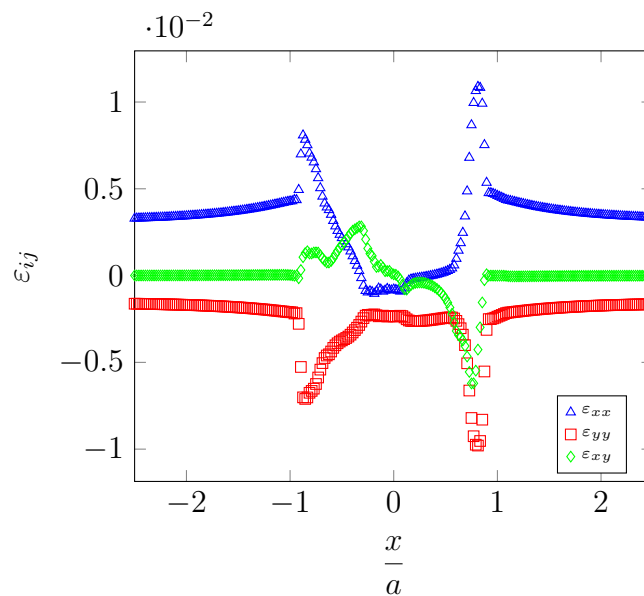


FIGURE 3.17: Distribution des déformations au niveau de la surface de contact après application de l'effort axial maximal  $F_{max}$  pour  $R = 0, 1$

### 3.4 Conclusion

Dans cette partie nous avons d'abord validé le modèle éléments finis et optimisé la taille du maillage dans la zone de contact. Nous avons également relevé le caractère multiaxial du chargement dans la zone de contact. Nous avons aussi montré l'influence importante du coefficient de frottement sur les grandeurs mécaniques calculées. Ces étapes étaient nécessaires puisque ce modèle sera utilisé pour calculer les champs de contraintes et de déformations. Ces derniers seront introduits dans les différents formalismes des critères de fatigue multiaxiale pour la prédiction de la durée de vie.



# Chapitre 4

## Résultats et Discussions

Ce chapitre a pour objectif d'analyser la validité d'un certain nombre de paramètres utilisés pour prédire la durée de vie en fretting fatigue. La capacité prédictive de ces paramètres sera analysée au regard des résultats expérimentaux obtenus et détaillés dans le chapitre 2.

Pour ce faire, plusieurs critères multiaxiaux ont été testés. Ces critères sont calculés à partir des analyses éléments finis en utilisant les champs de contraintes et de déformations extraits de ces calculs. Les différents paramètres Smith-Watson-Topper (SWT), Shear Stress Range (SSR), Modified Shear Stress Range (MSSR), Secondly Modified Shear Stress Range (SMSSR) et Hydrostatic Modified Shear Stress Range (HMSSR) sont calculés en utilisant une routine développée sous le code *Matlab*.

Pour chaque critère retenu, la courbe de référence correspondant à la fatigue uniaxiale est d'abord établie. Il s'agit de déterminer l'évolution de ce paramètre en fonction du nombre de cycles dans le cas de la fatigue uniaxiale. Ce paramètre est calculé aussi dans le cas du chargement de fretting fatigue et il est comparé avec la courbe de référence en fatigue uniaxiale.

Rappelons ici que les chargements retenus pour la modélisation sont identiques à ceux utilisés dans la partie expérimentale (chapitre 2).

## 4.1 Confrontation avec les critères de fatigue multiaxiale

### 4.1.1 Courbes de durée de vie des différents paramètres en fatigue uniaxiale

Dans la suite, on développe les équations utilisées pour le calcul de chaque paramètre en fatigue uniaxiale. Les différents paramètres sont développés en fonction de la contrainte maximale axiale  $\sigma_{max}$  et les rapports de charge  $R$  appliqués :  $P_i = f(\sigma_{max}, R)$ .

#### Paramètre SWT

Pour le paramètre Smith-Watson-Topper, le paramètre SWT s'écrit d'une manière générale :

$$SWT = \sigma_{max, n} \cdot \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_{max}^2}{2E}(1 - R) \quad (4.1)$$

avec  $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$  l'amplitude de déformation qui définit le plan critique et  $\sigma_{max, n}$  la contrainte normale maximale dans ce plan.

Dans le cas uniaxial :

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_{11}}{2} = \frac{\varepsilon_{11}^{max} - \varepsilon_{11}^{min}}{2} \quad (4.2)$$

La fatigue uniaxiale se fait dans le domaine de l'endurance (élasticité), nous utilisons la loi de *Hooke* :  $\sigma = E \cdot \varepsilon$ , l'équation 4.2 devient :

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_{11}^{max} - \sigma_{11}^{min}}{2 \cdot E} \quad (4.3)$$

$$= \frac{\sigma_{11}^{max}(1 - R)}{2 \cdot E} \quad (4.4)$$

$$= \frac{\sigma_{max}(1 - R)}{2 \cdot E} \quad (4.5)$$

avec  $E$  le module d'Young,  $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$  le rapport de charge et  $\sigma_{max}$  la contrainte maximale appliquée.

**Paramètre SSR**

Le paramètre Shear-Stress-Range (SSR) s'écrit par la formule suivante :

$$SSR = \tau_{max, n}(1 - R_n)^m \quad (4.6)$$

avec  $\tau_{max, n}$  la contrainte maximale de cisaillement dans le plan critique,  $R_n$  le rapport de charge dans le plan critique,  $m$  paramètre du matériau.

En fatigue uniaxiale,  $\tau_{max, n} = \frac{\sigma}{2}$ . L'équation 4.6 devient :

$$SSR = \frac{\sigma_{max}}{2} (1 - R)^m \quad (4.7)$$

avec  $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$  le rapport de charge et  $\sigma_{max}$  la contrainte maximale appliquée.

**Paramètre MSSR**

Le paramètre Modified Shear-Stress-Range (MSSR) s'écrit :

$$MSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot \sigma_{max, n}^D \quad (4.8)$$

avec  $\sigma_{max, n}$  la contrainte normale maximale dans le plan critique et  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  coefficients du matériau.

En fatigue uniaxiale  $\sigma_{max, n} = \frac{\sigma}{2}$ ,

$$MSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot \left(\frac{\sigma_{max}}{2}\right)^D \quad (4.9)$$

avec  $\sigma_{max}$  la contrainte axiale appliquée.

**Paramètre SMSSR**

Le paramètre Secondly Modified Shear-Stress-Range (SMSSR) s'écrit :

$$SMSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot \Delta\sigma_n^D \quad (4.10)$$

avec  $\Delta\sigma_n = \sigma_{max, n} - \sigma_{min, n}$  est la variation de la contrainte normale dans le plan critique,  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  sont des coefficients du matériau.

En fatigue uniaxiale on a :

$$\Delta\sigma_n = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (4.11)$$

$$= \sigma_{max}(1 - R) \quad (4.12)$$

avec  $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$  le rapport de charge et  $\sigma_{max}$  la contrainte maximale appliquée. L'équation 4.10 devient alors :

$$SMSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot (\sigma_{max}(1 - R))^D \quad (4.13)$$

Les figures 4.1, 4.2, 4.3 et 4.4 montrent l'évolution des différents paramètres  $SWT$ ,  $SSR$ ,  $MSSR$  et  $SMSSR$  en fonction du nombre de cycles. Une loi de type *Basquin*  $P_i = A \cdot N^B$  est utilisée pour le lissage des résultats expérimentaux.

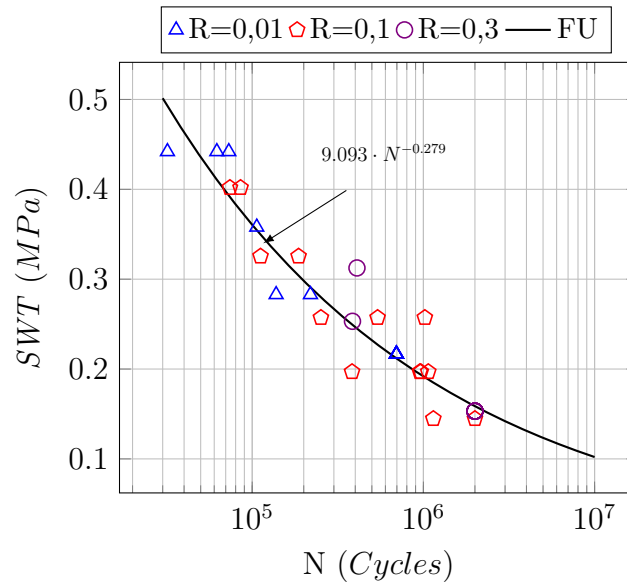


FIGURE 4.1: Évolution du paramètre SWT en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

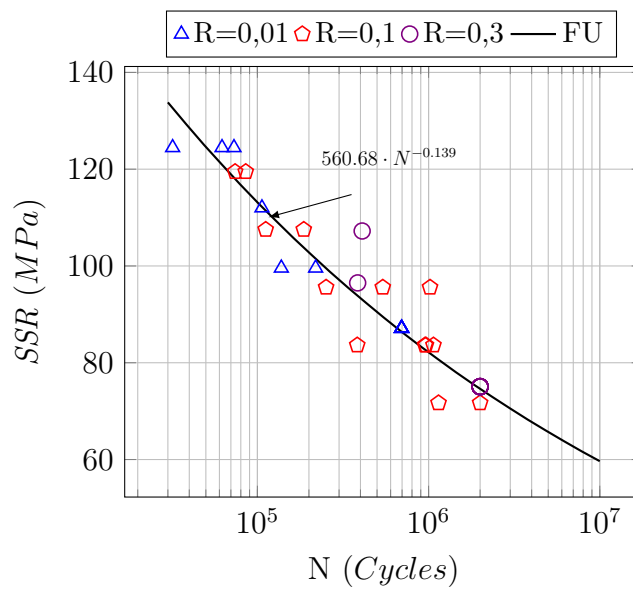


FIGURE 4.2: Évolution du paramètre  $SSR$  en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

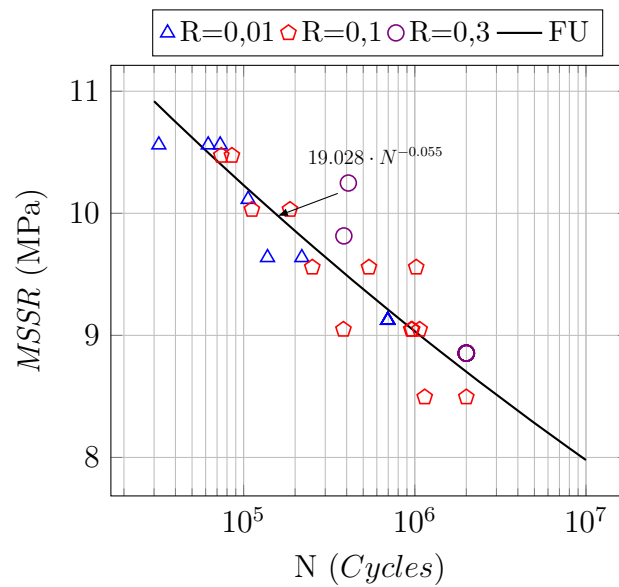


FIGURE 4.3: Évolution du paramètre  $MSSR$  en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

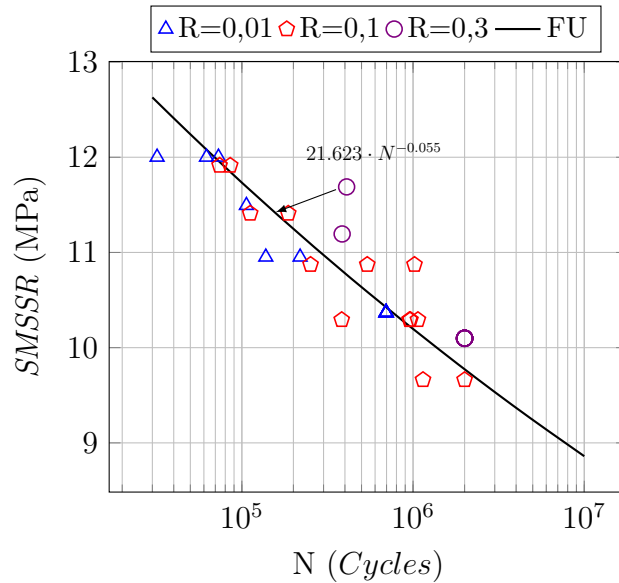


FIGURE 4.4: Évolution du paramètre SMSSR en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

### 4.1.2 Prédiction de la durée de vie en fretting fatigue

Une fois ces courbes en fatigue uniaxiale établies, nous calculons ces paramètres dans le cas du fretting fatigue et pour tous les chargements réalisés expérimentalement. Ces paramètres sont calculés en surface de contact puis nous retenons la valeur maximale de chaque paramètre. Pour valider le caractère prédictif, nous calculons la durée de vie correspondant à chaque maximum en utilisant les lois puissances déterminées en fatigue uniaxiale.

#### Paramètre SWT

Le paramètre *Smith-Watson-Topper* (SWT) [21] est calculé en cherchant le plan critique où l'amplitude de déformation  $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$  est maximale. Cette valeur est multipliée ensuite par la contrainte normale maximale  $\sigma_{max}$  dans ce plan. Pour déterminer le plan critique, ce paramètre est calculé en faisant varier l'angle d'orientation du plan pour des valeurs de  $-90^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$  avec un pas de  $0,1^\circ$ . La direction de la contrainte cyclique appliquée correspondant à  $\theta = 0^\circ$ .

A partir des contraintes et des déformations obtenues par le calcul aux éléments finis, les valeurs de la contrainte maximale  $\sigma_{max}$  et de l'amplitude

de déformation  $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$  sont calculées à partir des formulations suivantes :

$$\sigma_n = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22}}{2} + \frac{\sigma_{11} - \sigma_{22}}{2} \cdot \cos(2\theta) + \sigma_{12} \cdot \sin(2\theta) \quad (4.14)$$

$$\varepsilon_n = \frac{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}}{2} + \frac{\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22}}{2} \cdot \cos(2\theta) + \varepsilon_{12} \cdot \sin(2\theta) \quad (4.15)$$

La figure 4.5 montre l'évolution du paramètre  $SWT$  en surface de contact lorsque ce plan critique a été identifié. On remarque que la valeur maximale du paramètre (zone d'amorçage de la fissure) coïncide avec le bord droit du contact, du côté où la sollicitation axiale est appliquée.

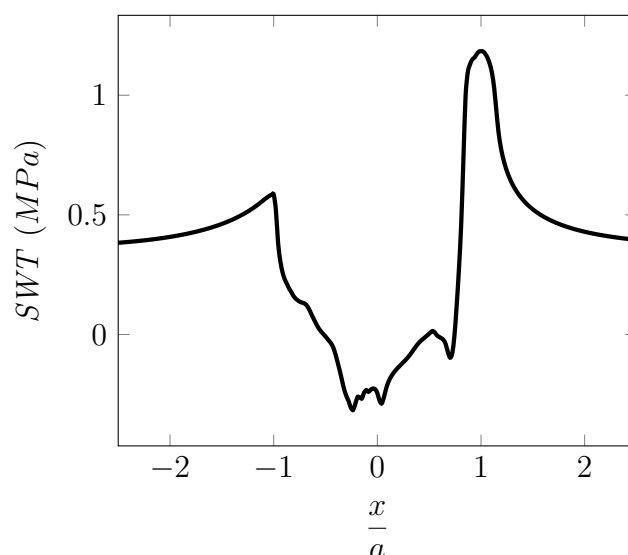


FIGURE 4.5: Distribution du paramètre  $SWT$  en surface de contact pour un chargement de fretting fatigue ( $\sigma_{max} = 250$  MPa,  $R = 0, 1$ ).

La figure 4.6 montre l'évolution du paramètre *Smith-Watson-Topper* (SWT) [21] en fonction du nombre de cycles à l'amorçage obtenu expérimentalement pour différents rapport de charge  $R$  en surface. Les points correspondant aux chargements de fretting fatigue présentent une dispersion importante et sont très éloignés de la courbe de référence (fatigue uniaxiale  $FU$ ).

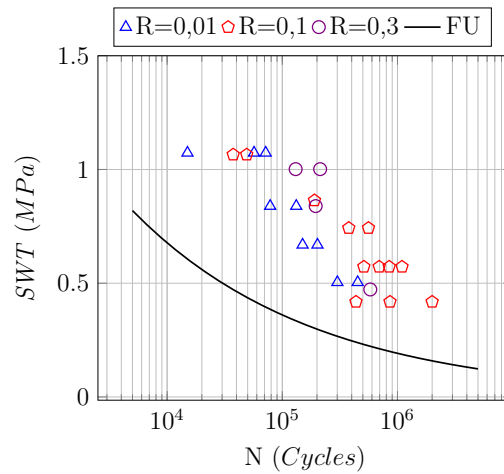


FIGURE 4.6: Paramètre  $SWT$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

### Paramètre SSR

Le paramètre *Shear Stress Range* (SSR) [51] est calculé en utilisant la même méthodologie que précédemment. Pour cela, on cherche le plan critique où la valeur de l'amplitude de la cisssion  $\Delta\tau = (\tau_{max} - \tau_{min})$  est maximale.  $\tau_{max}$ ,  $\tau_{min}$  correspondent respectivement à la cisssion maximale et minimale dans le plan critique suite à l'application du chargement cyclique maximal et minimal (figure 4.7).

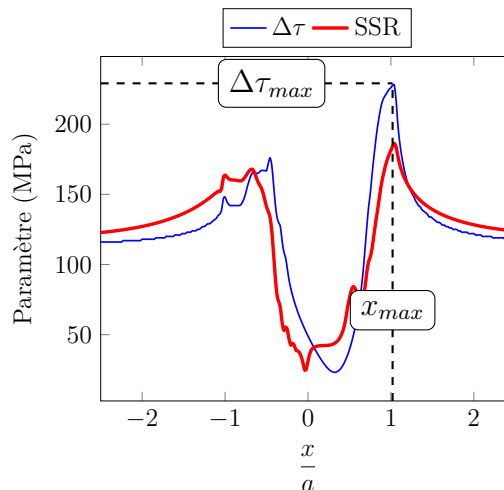


FIGURE 4.7: Distribution des paramètres  $\Delta\tau$  et  $SSR$  en surface du contact pour  $\sigma_{max} = 250$  MPa,  $R = 0, 1$ .



Le paramètre  $SSR$  est calculé dans un plan orienté par un angle qui varie de  $-90^\circ \leq \theta \leq +90^\circ$  avec un pas de  $0,1^\circ$ . En plus, le paramètre  $SSR$  est obtenu en utilisant la technique proposée par *Walker* [85] qui prend en considération l'effet du rapport de charge dans ce plan :  $SSR = \tau_{max}(1 - R_\tau)^m$ , où  $R_\tau$  est le rapport de charge dans le plan critique  $m$  est un coefficient du matériau déterminé en fatigue uniaxiale.

La figure 4.7 montre l'évolution de l'amplitude de la cission maximale et le paramètre  $SSR$  dans la zone de contact. La localisation du site d'amorçage est identifiée par l'abscisse correspondant au maximum de ces deux valeurs. A partir des contraintes obtenues par éléments finis, les valeurs de la contrainte de cisaillement maximale  $\tau_{max}$  et minimale  $\tau_{min}$  sont déterminées en utilisant la formule suivante :

$$\tau_{max, min} = -\frac{\sigma_{11} - \sigma_{22}}{2} \cdot \sin(2\theta) + \sigma_{12} \cdot \cos(2\theta) \quad (4.16)$$

Dans la figure 4.8 on représente l'évolution du paramètre  $SSR$  en fonction du nombre de cycles à l'initiation de fissure en fretting fatigue. Comme dans le cas du paramètre SWT, les points expérimentaux sont relativement dispersés et encore éloignés de la courbe de référence.

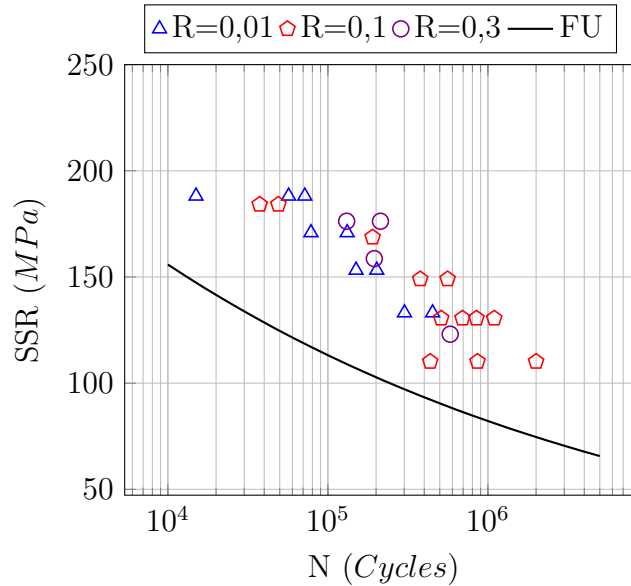


FIGURE 4.8: Paramètre  $SSR$  en fonction nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de fissure.

### Paramètre MSSR

Le paramètre  $SSR$  modifié par *Namjoshi* [65] et appelé *Modified Shear Stress Range* (MSSR) introduit l'influence de la contrainte normale maximale  $\sigma_{max, n}$  dans le plan critique où la cission  $\Delta\tau$  est maximale :  $MSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot \sigma_{max}^D$ , avec  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  des coefficients du matériau déterminés à partir des essais de fatigue uniaxiale. Dans notre étude  $A = C = 0,73$  et  $B = D = 0,41$ . La localisation du site d'amorçage est déterminée comme dans le cas précédent.

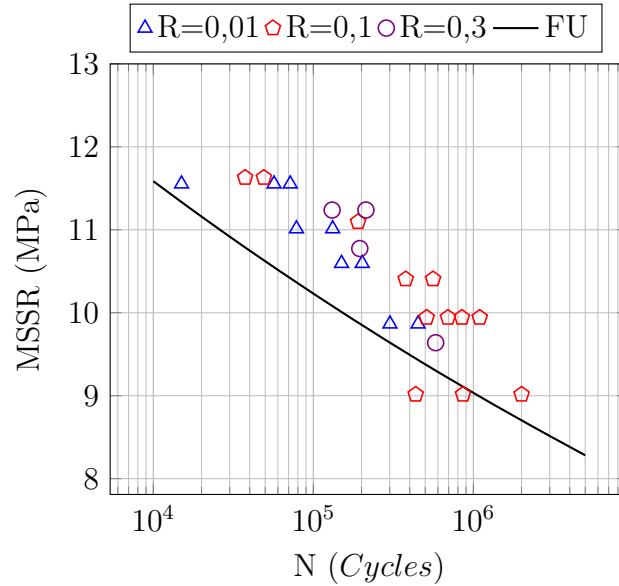


FIGURE 4.9: Paramètre  $MSSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

La figure 4.9 représente l'évolution du paramètre  $MSSR$  en fonction du nombre de cycles en fretting fatigue. Outre une dispersion significative des points expérimentaux ceux-ci restent également éloignés de la courbe de référence. Pour les trois paramètres étudiés, la courbe de référence présente un caractère conservatif.

### Paramètre SMSSR

*Shin* [75] a modifié le paramètre  $MSSR$  en utilisant la variation de l'amplitude de la contrainte maximale  $\Delta\sigma_{max}$  dans le plan critique où la cission  $\Delta\tau$  est maximale. Le paramètre SMSSR est calculé selon la formule suivante :

$$SMSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot \Delta\sigma_{max}^D \quad (4.17)$$

Dans la figure 4.10 on représente l'évolution de ce dernier paramètre en fonction du nombre de cycles à l'amorçage de fissure en fretting fatigue.

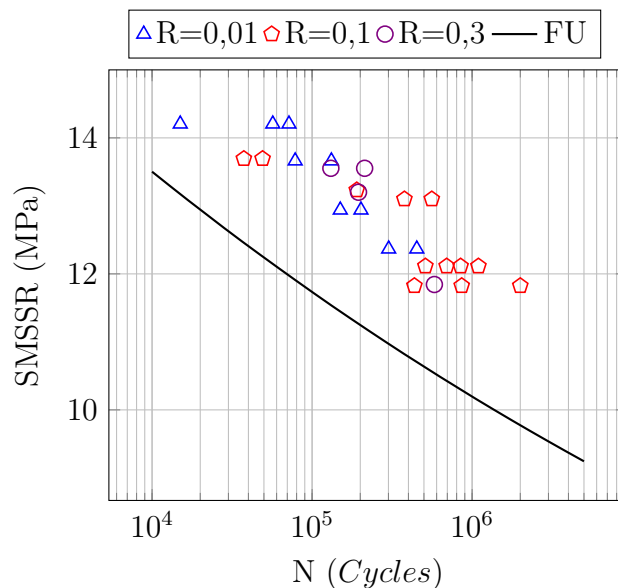


FIGURE 4.10: Paramètre  $SMSSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

Les mêmes remarques que précédemment peuvent être formulées en ce qui concerne la dispersion et l'écart par rapport à la courbe de référence.

### Paramètre HMSSR

Pour analyser la contribution de la contrainte hydrostatique  $\sigma_H$ , nous avons proposé une modification du paramètre  $MSSR$  en remplaçant la contrainte normale maximale  $\sigma_{max}$  par la contrainte hydrostatique  $\sigma_H$ . Ce nouveau paramètre proposé nommé  $HMSSR$  s'écrit de la façon suivante :

$$HMSSR = A \cdot (SSR)^B + C \cdot \sigma_H^D \quad (4.18)$$

avec  $\sigma_H = \frac{1}{3}tr(\sigma)$  est la contrainte hydrostatique et  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  sont des coefficients du matériau identifiés à partir des essais de fatigue uniaxiale comme le montre la figure 4.11.

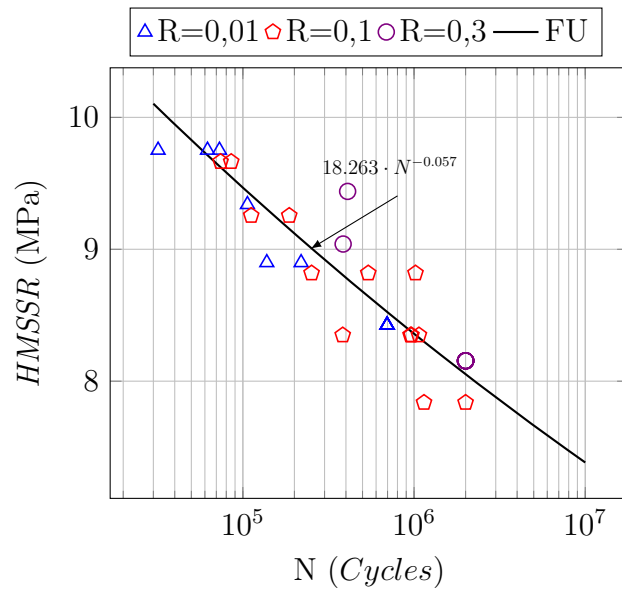


FIGURE 4.11: Évolution des paramètres HMSSR en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

La figure 4.12 présente l'évolution du nouveau paramètre proposé  $HMSSR$  en fonction du nombre de cycles à l'amorçage de fissure en fretting fatigue.

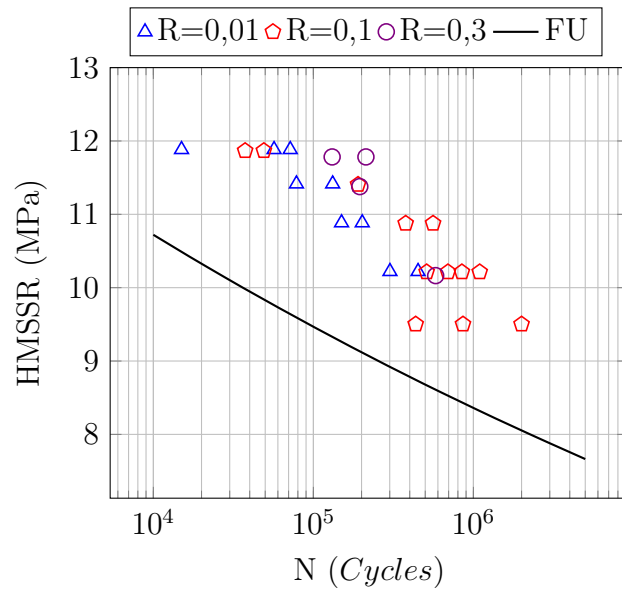


FIGURE 4.12: Paramètre  $HMSSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de fissure.

Les mêmes remarques que précédemment peuvent être formulées pour ce nouveau paramètre proposé.

## 4.2 Introduction de l'énergie de fissuration de *Mars* (*CED*) pour le cas du fretting fatigue

Les résultats précédents nous ont amenés à élargir notre étude à d'autres critères et c'est pourquoi nous nous sommes intéressés au critère de MARS. Ce critère de fatigue multiaxiale intitulé énergie de fissuration (Cracking Energy Density) a été initialement développé pour traiter les problèmes de fatigue multiaxiale dans les élastomères, pour lesquels de nombreuses études ont été réalisées [86–90]. Le critère postule que seule une partie de la densité d'énergie de déformation est consommée pour la nucléation d'une fissure. Cette fraction de la densité d'énergie est appelée *CED* et s'exprime en petites déformations sous la forme suivante (voir figure 4.13) :

$$dW_c = \vec{\sigma} \cdot d\vec{\varepsilon} = (\vec{r}^T \cdot \vec{\sigma})(d\vec{\varepsilon} \cdot \vec{r}) \quad (4.19)$$

Où  $\vec{\sigma}$  et  $\vec{\varepsilon}$  sont respectivement les vecteurs contrainte et déformation suivant la normale au plan matériel  $\vec{r}$ . L'exposant  $T$  désigne la transposition.

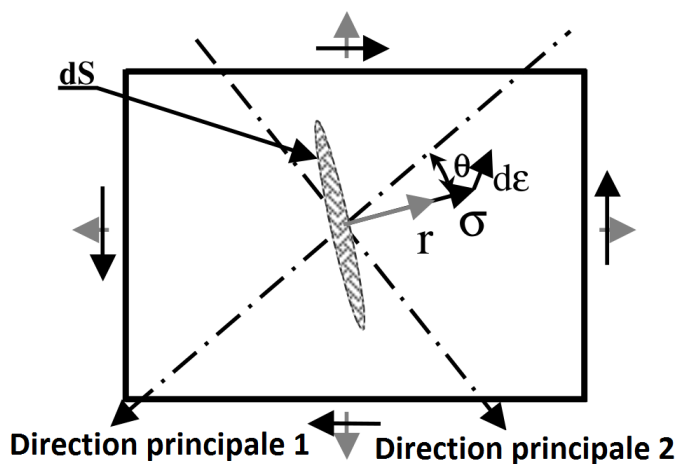


FIGURE 4.13: Définition du *CED* [88].

Selon Mars, la fissure en fatigue multiaxiale s'initie dans le plan où  $W_c$  est maximale. Il est donc nécessaire de calculer cette énergie tout au long du cycle

et d'identifier l'orientation du plan matériel de normale  $\vec{r}$  afin de déterminer son maximum.

Si  $\theta$  est l'angle d'orientation du plan matériel, l'équation 4.19 peut être développée de la manière suivante :

$$dW_c = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) & 0 \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & 0 \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\varepsilon_{11} & d\varepsilon_{12} & 0 \\ d\varepsilon_{12} & d\varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \cos(\theta) \\ \sin(\theta) \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.20)$$

Après développement, l'équation 4.20 devient :

$$dW_c = A \cdot \cos^2\theta + B \cdot \sin^2\theta + (C_1 + C_2) \cdot \cos\theta \cdot \sin\theta \quad (4.21)$$

avec :

$$A = \sigma_{11} \cdot d\varepsilon_{11} + \sigma_{12} \cdot d\varepsilon_{12} \quad (4.22)$$

$$B = \sigma_{12} \cdot d\varepsilon_{12} + \sigma_{22} \cdot d\varepsilon_{22} \quad (4.23)$$

$$C_1 = (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \cdot d\varepsilon_{12} \quad (4.24)$$

$$C_2 = (d\varepsilon_{11} + d\varepsilon_{22}) \cdot \sigma_{12} \quad (4.25)$$

Un algorithme permettant la détermination du paramètre *CED* a été développé en post processeur à partir des calculs par éléments finis. L'expression est intégrée numériquement en utilisant les valeurs des contraintes et des déformations obtenues au centre de chaque élément (centroïde). L'intégration numérique utilise la méthode classique des trapèzes.

Comme pour les autres critères on établit d'abord la courbe de référence à partir des essais de fatigue uniaxiale. Dans le cas de la traction uniaxiale et dans le domaine élastique,  $B$ ,  $C_1$  et  $C_2$  (des équations 4.23, 4.24 et 4.25) sont nuls et  $A$  se réduit à  $\sigma_{11} \cdot d\varepsilon_{11}$ , et l'expression est maximale pour  $\theta=0$ . La

## 4.2. Introduction de l'énergie de fissuration de *Mars* (*CED*) pour le cas du fretting fatigue 97

densité d'énergie de fissuration est directement égale à la densité d'énergie de déformation :

$$W_c = W = \frac{\sigma^2}{2 \cdot E} \quad (4.26)$$

L'angle  $\theta=0$  indique que la fissure s'initie dans un plan perpendiculaire au chargement.

La figure 4.14 représente l'évolution de ce paramètre en fonction du nombre de cycles pour les trois rapports de charge étudiés. Comme pour les autres critères on utilise une loi puissance pour approximer cette évolution. Cette figure montre une dispersion importante des points expérimentaux qui s'explique notamment par le fait que l'intégration numérique effectuée ne prend pas en compte le rapport de charge.

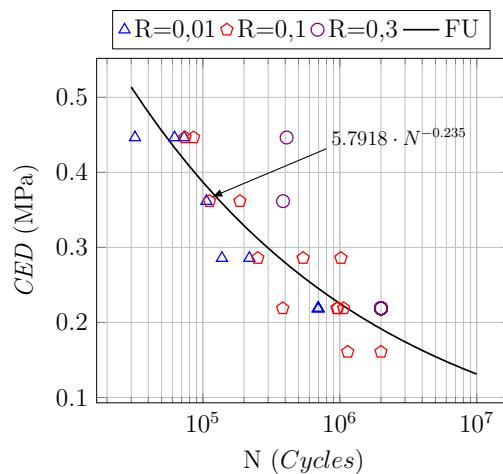


FIGURE 4.14: Évolution du paramètre CED en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

C'est pourquoi dans un deuxième temps nous avons pris en compte l'influence de  $R$  en calculant l'amplitude de variation du paramètre CED que l'on a exprimé par l'équation suivante :

$$\Delta W = W_{max} - W_{min} \quad (4.27)$$

La figure 4.15 représente l'évolution du paramètre  $\Delta CED$  en fonction du nombre de cycles en fatigue uniaxiale. Le regroupement des points expérimentaux est amélioré en prenant en compte le rapport de charge.

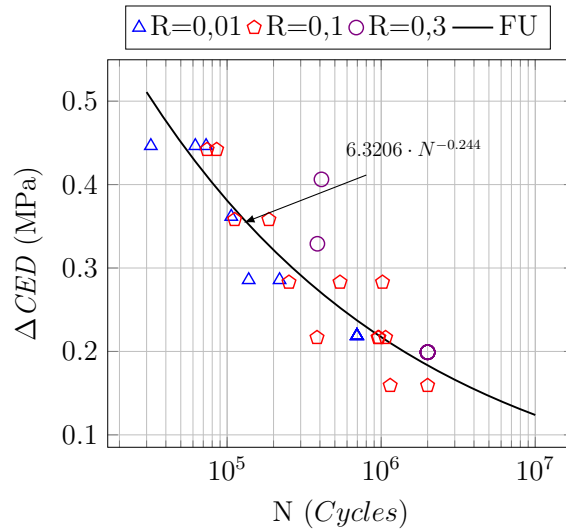


FIGURE 4.15: Évolution du paramètre  $\Delta CED$  en fonction de la durée de vie en fatigue uniaxiale.

Nous avons ensuite calculé ce paramètre dans le cas des chargements de fretting fatigue. La figure 4.16 montre l'évolution obtenue en fonction du nombre de cycles. Là encore comme pour les autres paramètres déjà étudiés nous constatons que les points expérimentaux sont très éloignés de la courbe de référence obtenue en traction uniaxiale.

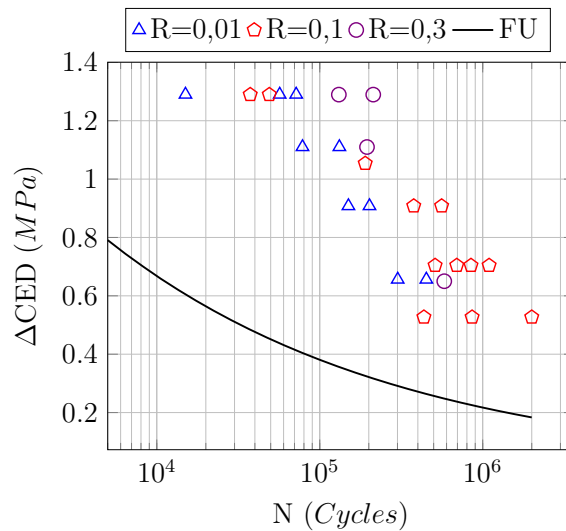
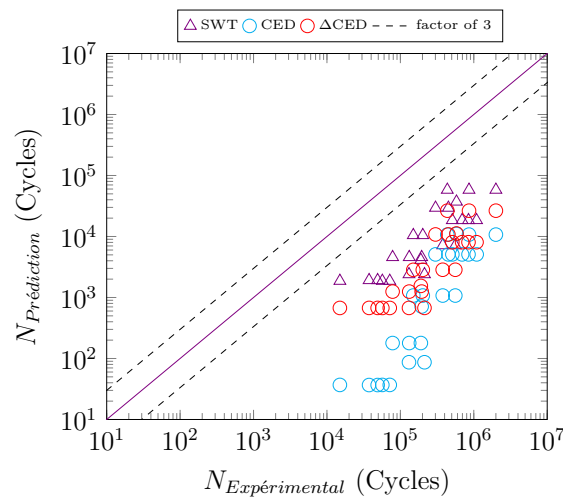


FIGURE 4.16: Evolution du paramètre  $\Delta CED$  en fonction du nombre de cycles.

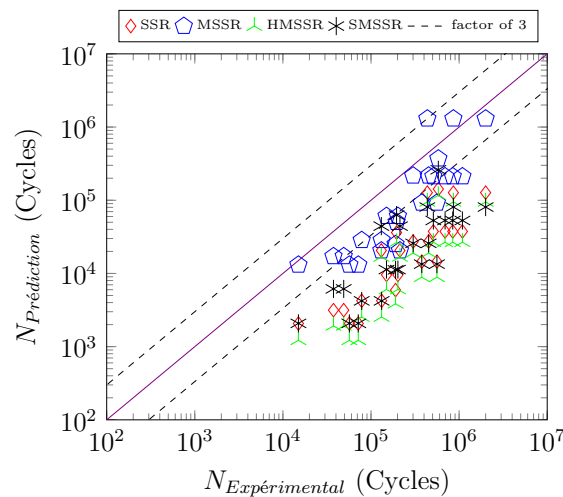


### 4.3 Conclusion partielle

Pour chacun des paramètres, nous avons utilisé les courbes de références et les expressions associées pour estimer la durée de vie en fretting fatigue. Les résultats de ces calculs sont regroupés dans la figure 4.17 où nous comparons les estimations obtenues aux résultats expérimentaux en terme de durée de vie. Un critère robuste doit permettre de regrouper les points autour de la diagonale sur ce type de figure.



(a) SWT, CED et  $\Delta CED$



(b) SSR, MSSR, HSMSS et SMSSR

FIGURE 4.17: Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux

On constate, et ce, quelque soit le paramètre étudié que les estimations sont conservatives, cependant on constate également que le critère MSSR est le paramètre qui donne les meilleurs résultats. Ce constat nous a amené à revoir la procédure de calcul de ces paramètres. En effet, dans le cas du fretting fatigue, le matériau est soumis à des gradients de contraintes et de déformations très sévères dans la zone de contact. On peut considérer que, puisque toutes les estimations sont conservatives, les niveaux de contraintes “vus” par le matériau sont inférieurs à ceux utilisés dans le calcul de prédiction. Il faut dire que dans nos calculs nous avons cherché à estimer l’élément le plus sollicité au cours du chargement, il se situe toujours en surface. Par ailleurs, cette démarche peut être entachée d’une erreur supplémentaire liée à la taille du maillage, car dans des zones de fort gradient la taille des éléments est un facteur très influant dans l’estimation des contraintes et des déformations. Pour toutes ces raisons nous avons développé à la suite de nombreuses études [45, 69, 71, 72], une démarche permettant de minimiser les effets de ces gradients en travaillant non plus sur un seul élément, mais sur une zone que nous qualifierons d’élaboration dont la taille est à définir et pour laquelle nous calculons des champs moyens des contraintes et déformations.

#### 4.4 Zone d’élaboration

Pour définir cette zone, nous nous appuyons sur les travaux de Qylafku [76]. Ce dernier a étudié la durée de vie en fatigue sur des éprouvettes en flexion rotative comportant différents types d’entailles (figure 4.18). Cette méthode qu’il a qualifiée de méthode volumétrique utilise une moyenne sur le volume d’élaboration.

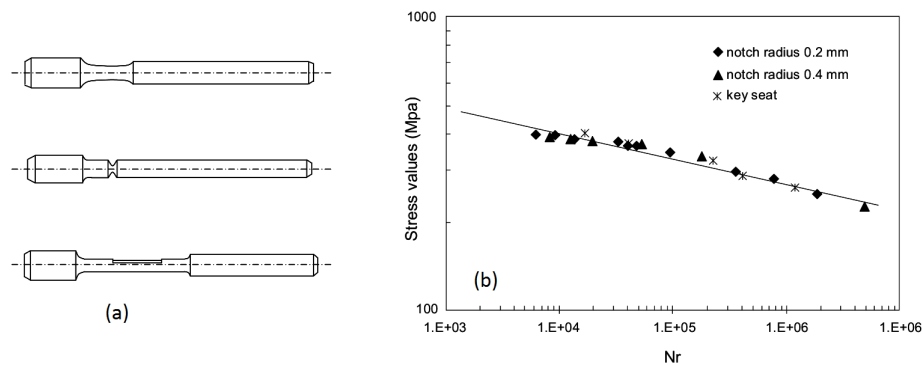


FIGURE 4.18: (a) Éprouvettes utilisées et (b) l’intensité des contraintes équivalentes obtenues par *Qylafku* [76].

La taille de cette zone d'élaboration peut être estimée à partir d'une distance effective pour laquelle la valeur du gradient relatif  $\chi$  présente un minimum. Celui-ci s'exprime, pour une composante de contrainte donnée, sous la forme suivante :

$$\chi = \frac{1}{\sigma_{ij}} \frac{d\sigma_{ij}}{dr} \quad (4.28)$$

La figure 4.19 montre l'évolution de la composante  $\sigma_{yy}$  et du gradient relatif en fonction de la distance du fond d'entaille. Cette figure met en évidence la présence d'un minimum dans l'évolution du gradient qui correspond à une distance notée  $X_{ef}$ .

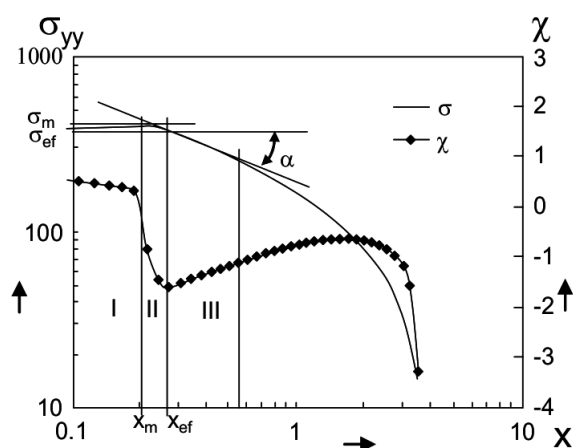


FIGURE 4.19: Distribution de la contrainte élastoplastique  $\sigma_{yy}$  et du gradient relatif  $\chi$  [76].

Dans notre étude, puisque le chargement cyclique s'applique dans la direction  $x$ , nous avons considéré l'évolution de la contrainte  $\sigma_{xx}(y)$  en fonction de la distance à la zone de contact dans la direction  $y$ .

La figure 4.20 montre l'évolution de cette contrainte (4.20.a) et du gradient relatif associé (4.20.b) en fonction de la distance au contact pour un rapport de charge  $R=0,1$  et pour tous les niveaux de chargement.

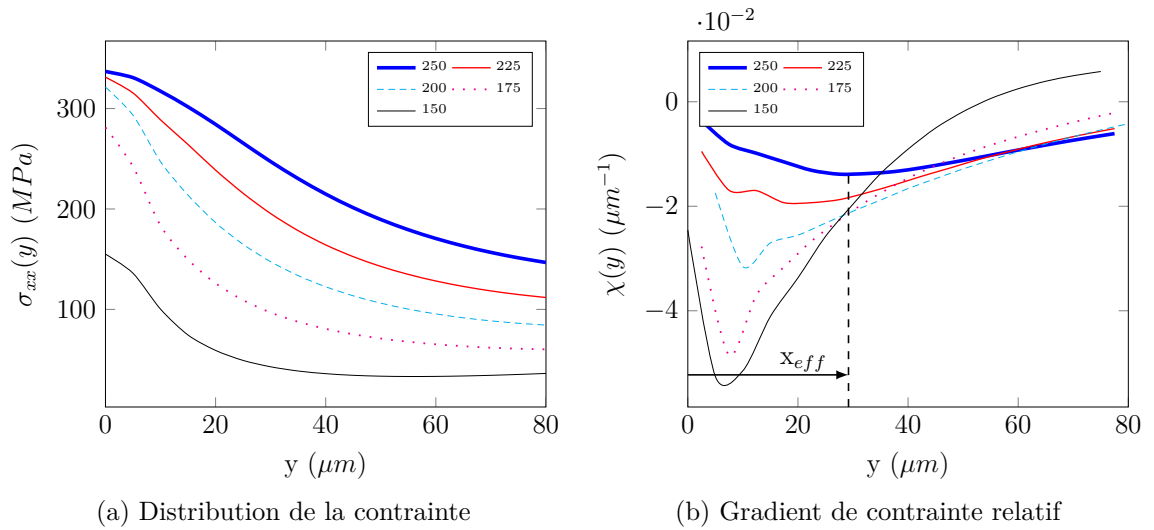


FIGURE 4.20: Distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}(y)$  et du gradient de contrainte relatif  $\chi(y)$ .

On constate que cette distance effective dépend de la contrainte cyclique appliquée, elle augmente avec le niveau de contrainte. Sur la figure précédente nous avons représenté cette distance pour le chargement maximum.

Cette évolution de la distance effective en fonction du chargement pénalise notre démarche d'estimation de la taille de la zone d'élaboration. En effet, il ne nous est pas possible de procéder à des moyennes sur des volumes qui varieraient en fonction du niveau de chargement.

Nous avons donc choisi d'utiliser la méthode des moyennes sur un volume de référence dont on fait varier la taille afin d'en déduire l'influence sur les paramètres de fatigue. Cette méthode a été introduite par *Fouvry* [69] et adaptée par *Araújo* [72], *Naboulsi* [71] et *Proudhon* [45].

## 4.5 Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue

La procédure développée consiste d'abord à localiser en surface de contact le maximum du critère étudié. Cette localisation étant effectuée, nous définissons une zone carrée (voir figure 4.21) autour de ce point critique. On procède au calcul des moyennes des grandeurs mécaniques dans cette zone et on calcule ensuite les paramètres de fatigue à partir de ces moyennes. Nous avons utilisé

#### 4.5. Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue 103

pour ces calculs des tailles croissantes variant de  $15 \mu m$  ( $3 \times 3$  éléments) à  $205 \mu m$  ( $41 \times 41$  éléments).

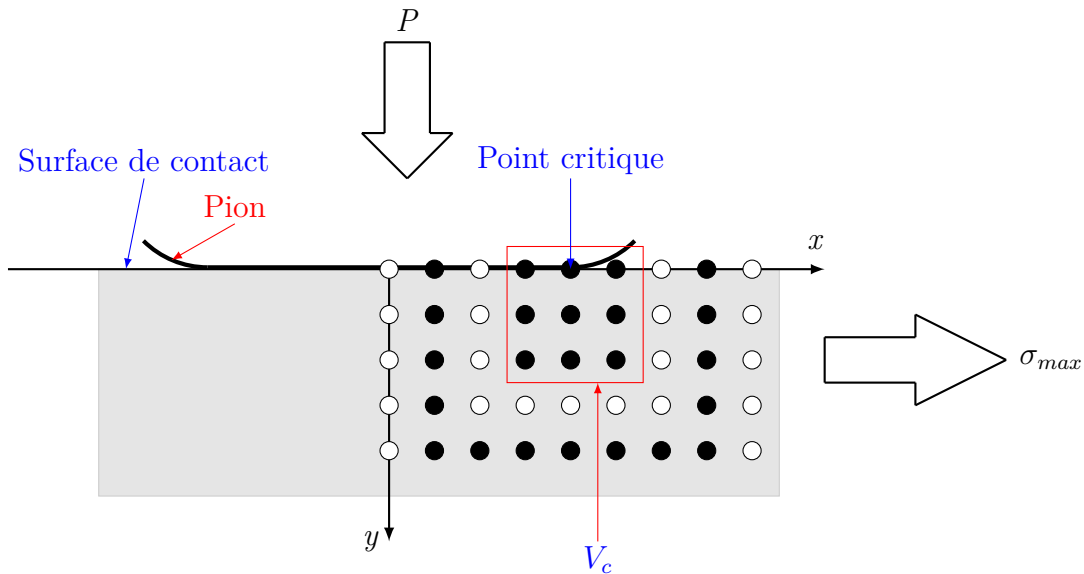


FIGURE 4.21: Schéma descriptif de la méthode de calcul de la moyenne des contraintes et des déformations.

Nous présentons maintenant les résultats obtenus pour chacun des paramètres étudiés.

##### 4.5.1 Paramètre SWT

La figure 4.22 montre l'évolution du paramètre  $SWT$  calculé selon la méthode décrite précédemment pour différents rapports de charge  $R$  et différents volumes de référence. Sont également reportées sur cette figure les valeurs obtenues en surface et déjà discutées dans le paragraphe 4.1.2. D'un point de vue général, l'augmentation de la taille de la zone induit un déplacement des données vers la courbe de référence, ce qui est l'objectif recherché.

La figure montre clairement que la taille optimale du volume de référence se situe entre  $55$  et  $75 \mu m$  pour ce paramètre de fatigue. Il faut noter également que ce paramètre ne prend pas suffisamment en compte le rapport de charge. En effet, les données obtenues pour le rapport le plus faible restent éloignées de celles des autres rapports.

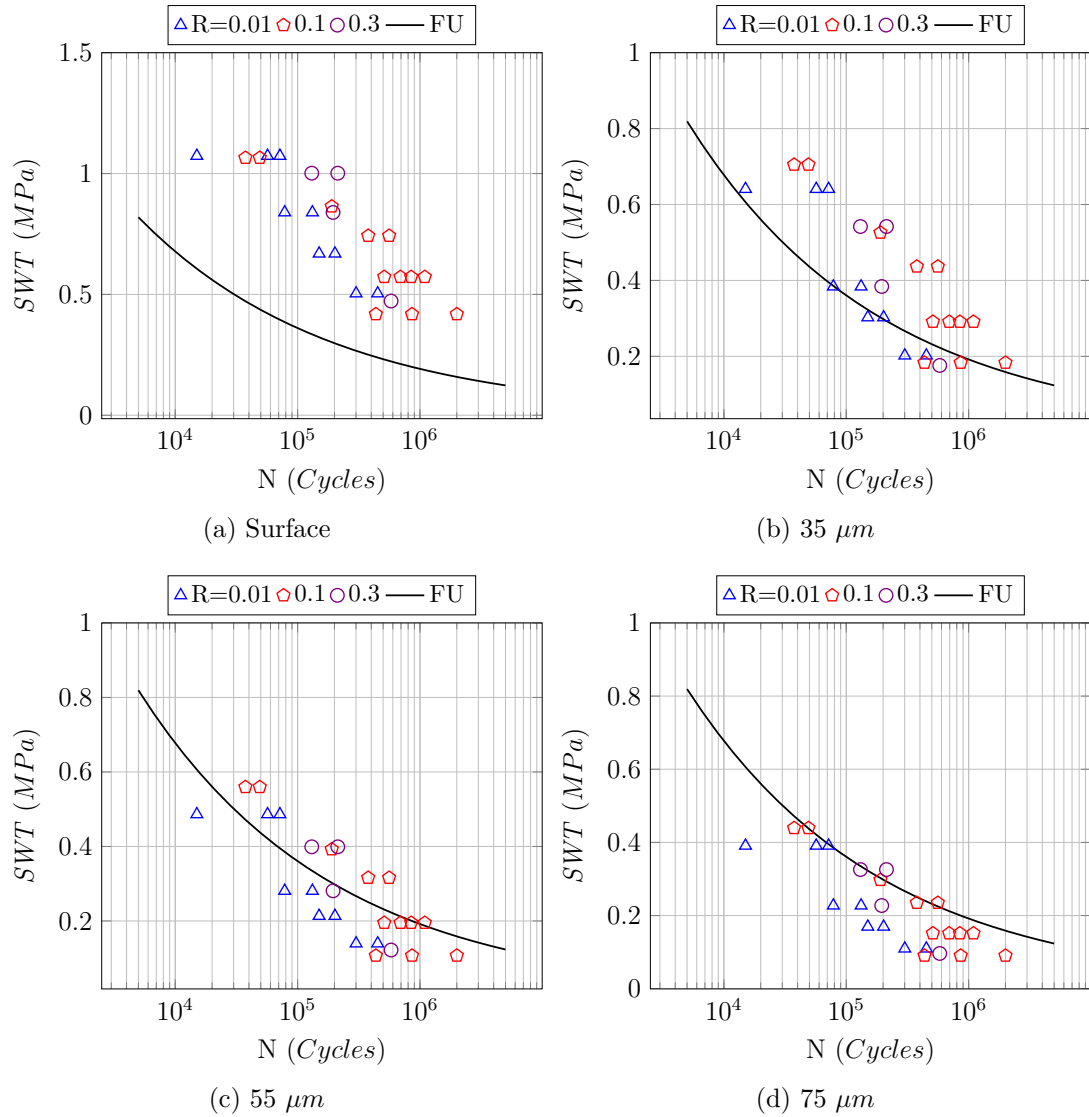


FIGURE 4.22: Paramètre  $SWT$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

### 4.5.2 Paramètre SSR

Les résultats obtenus pour ce paramètre sont présentés sur la figure 4.23. La valeur optimale de la taille est approximativement 45  $\mu m$ . Comme précédemment on note une dispersion expérimentale. Cependant, ce paramètre semble mieux prendre les effets du rapport de charge.

#### 4.5. Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue 105

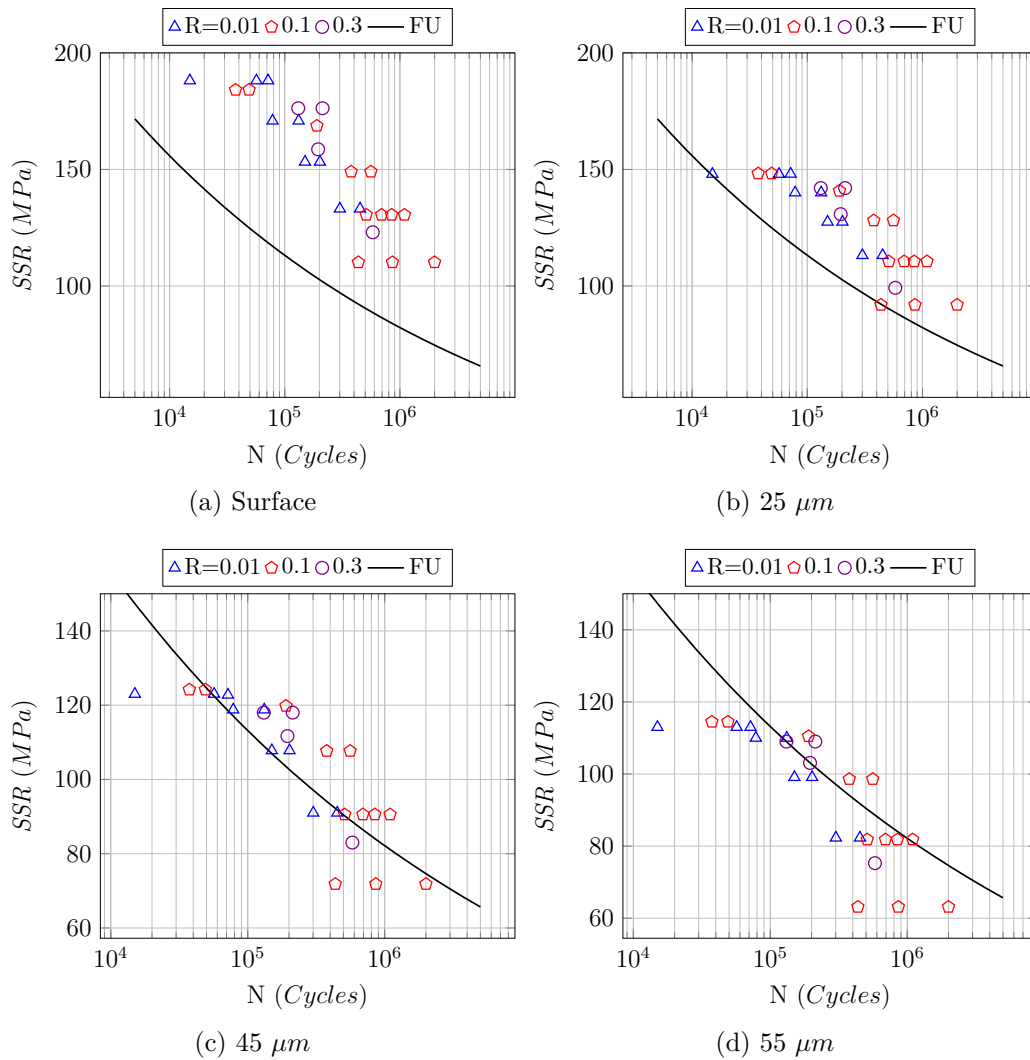


FIGURE 4.23: Paramètre  $SSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

#### 4.5.3 Paramètre MSSR

La modification du paramètre  $SSR$  par l'introduction de la contrainte normale dans le plan critique permet une meilleure prise en compte du rapport de charge. Cependant, comme pour les paramètres précédents on note un écart important par rapport à la courbe de référence au grand nombre de cycles. Pour le paramètre  $MSSR$ , la valeur optimale de la taille de la zone de référence est comprise entre  $15$  et  $25 \mu m$ . Cette valeur est beaucoup plus faible que celles relevées pour les autres paramètres.

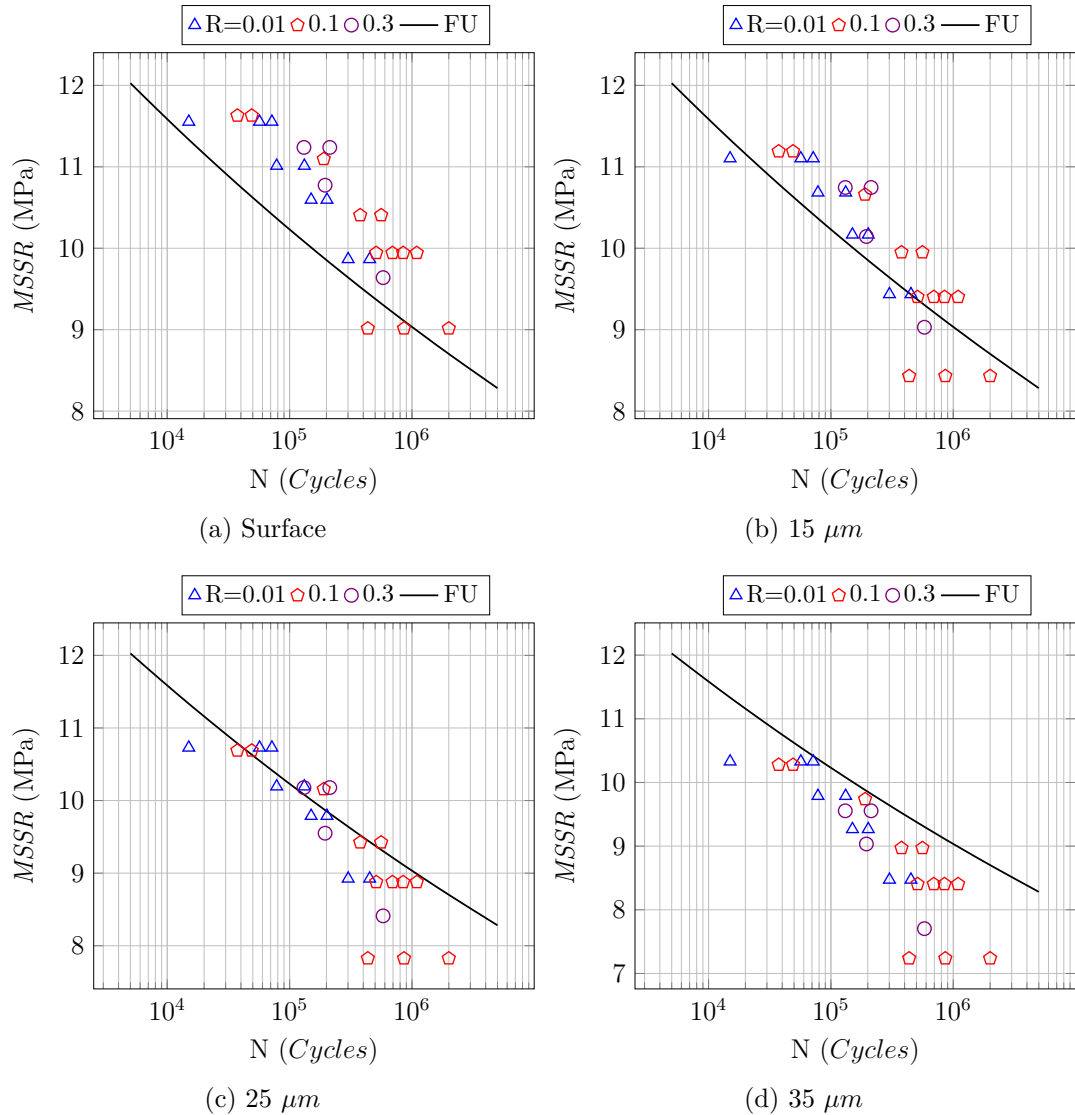


FIGURE 4.24: Paramètre  $MSSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

#### 4.5.4 Paramètre SMSSR

La figure 4.25 montre l'évolution du paramètre SMSSR en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Le remplacement de la contrainte normale maximale dans le plan critique par son amplitude améliore la qualité des résultats obtenus avec une meilleure prise en compte du rapport de charge. La taille optimale obtenue dans ce cas se situe entre  $65$  et  $75 \mu m$ .



#### 4.5. Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue 107

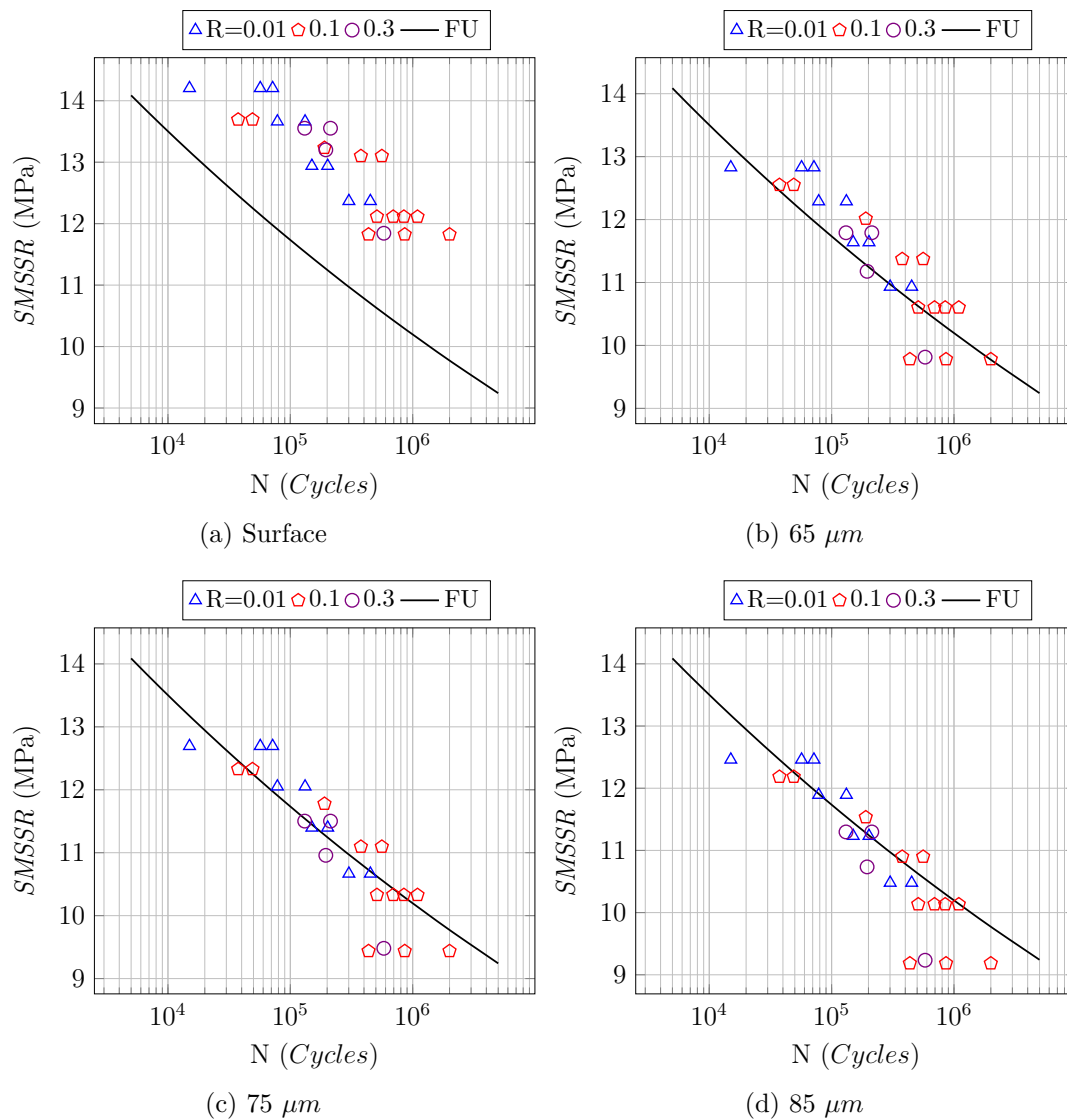


FIGURE 4.25: Paramètre  $SMSSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

#### 4.5.5 Paramètre HMSSR

L'introduction de la pression hydrostatique à la place de la contrainte normale maximale conduit à des résultats assez décevants, l'écart des données expérimentales par rapport à la courbe de référence étant ici très important comme le montre la figure 4.26.

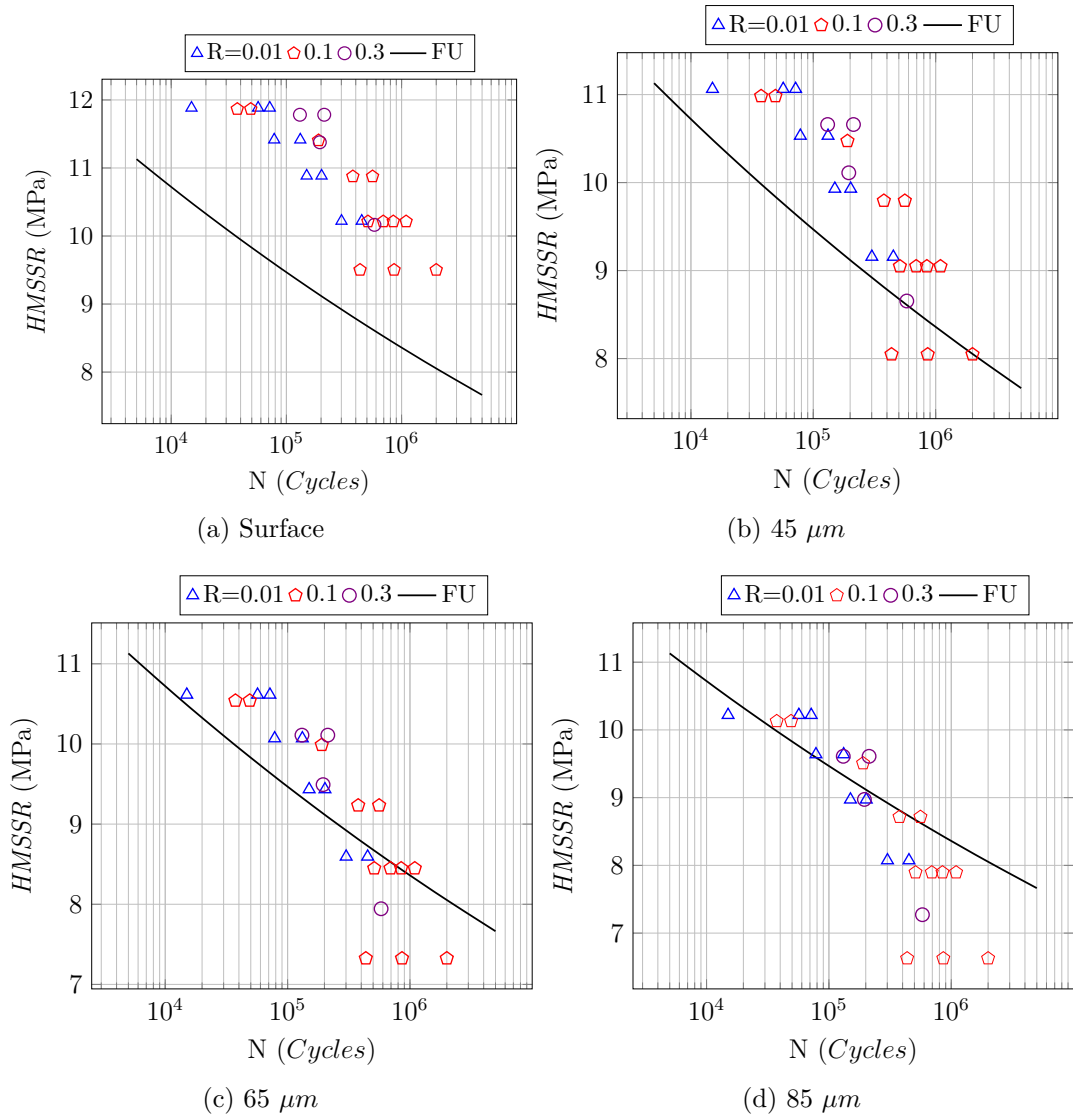


FIGURE 4.26: Paramètre  $HMSSR$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

#### 4.5.6 Paramètres CED et $\Delta CED$

Pour la densité d'énergie de fissuration, les résultats obtenus sont regroupés sur la figure 4.27. Les tailles de zone utilisées dans ce cas sont beaucoup plus importantes que pour les autres paramètres. Malgré cela, nous n'obtenons pas une bonne corrélation entre les données expérimentales et la courbe de référence.

#### 4.5. Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue 109

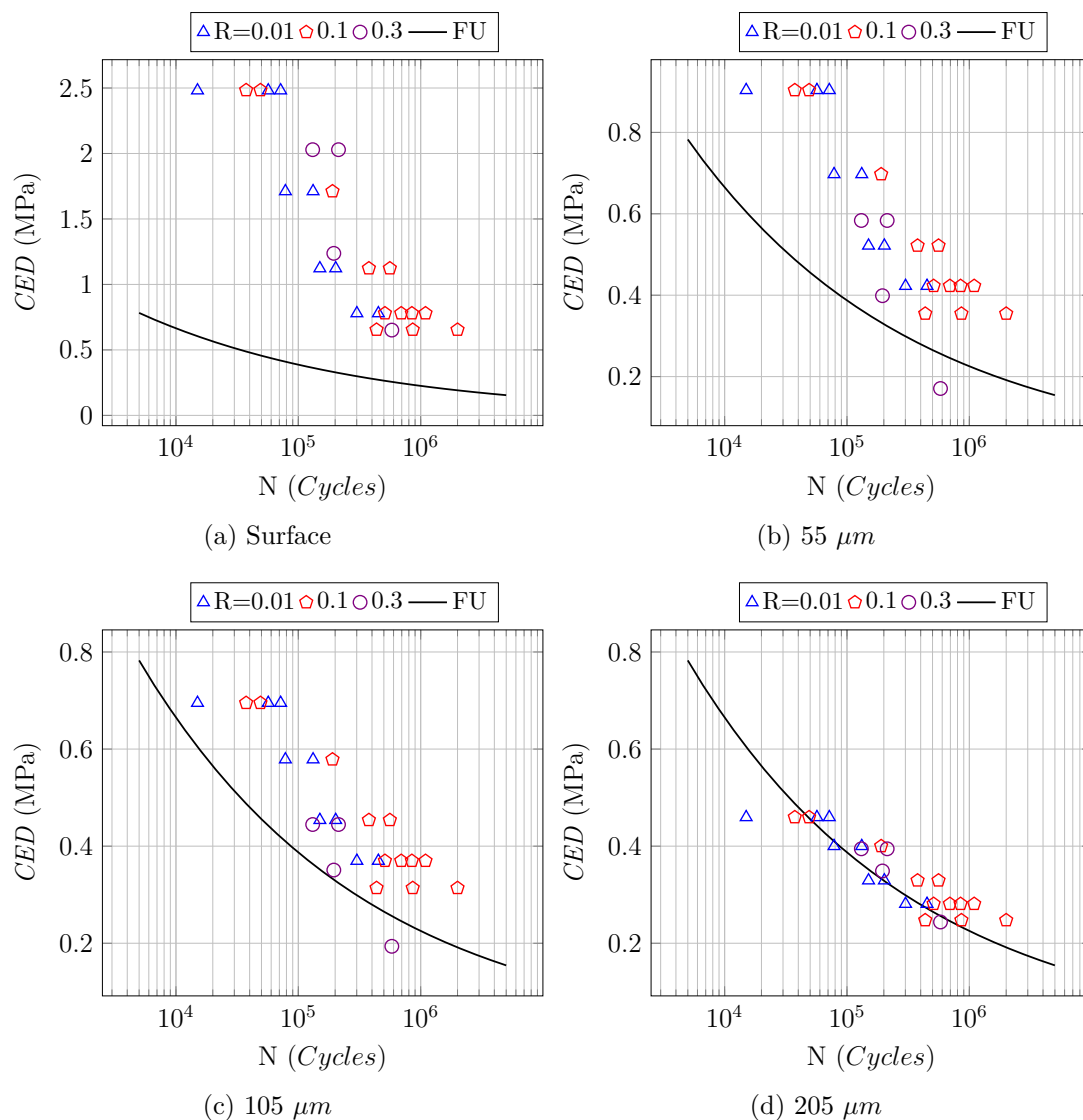


FIGURE 4.27: Paramètre  $CED$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

En remplaçant la valeur maximale par l'amplitude de ce paramètre, on peut noter une amélioration sensible et dans ce cas la valeur optimale de la taille de la zone obtenue est de l'ordre  $55$  et  $75 \mu m$ . Malgré tout ce paramètre ne prend pas bien en compte l'influence du rapport  $R$ . De plus, lorsque l'on augmente la taille de la zone (passage de la surface vers la taille  $55 \mu m$ ) on observe une diminution importante d'un facteur d'environ 2 de la plage de variation de ce paramètre comme indiqué sur la figure 4.28.

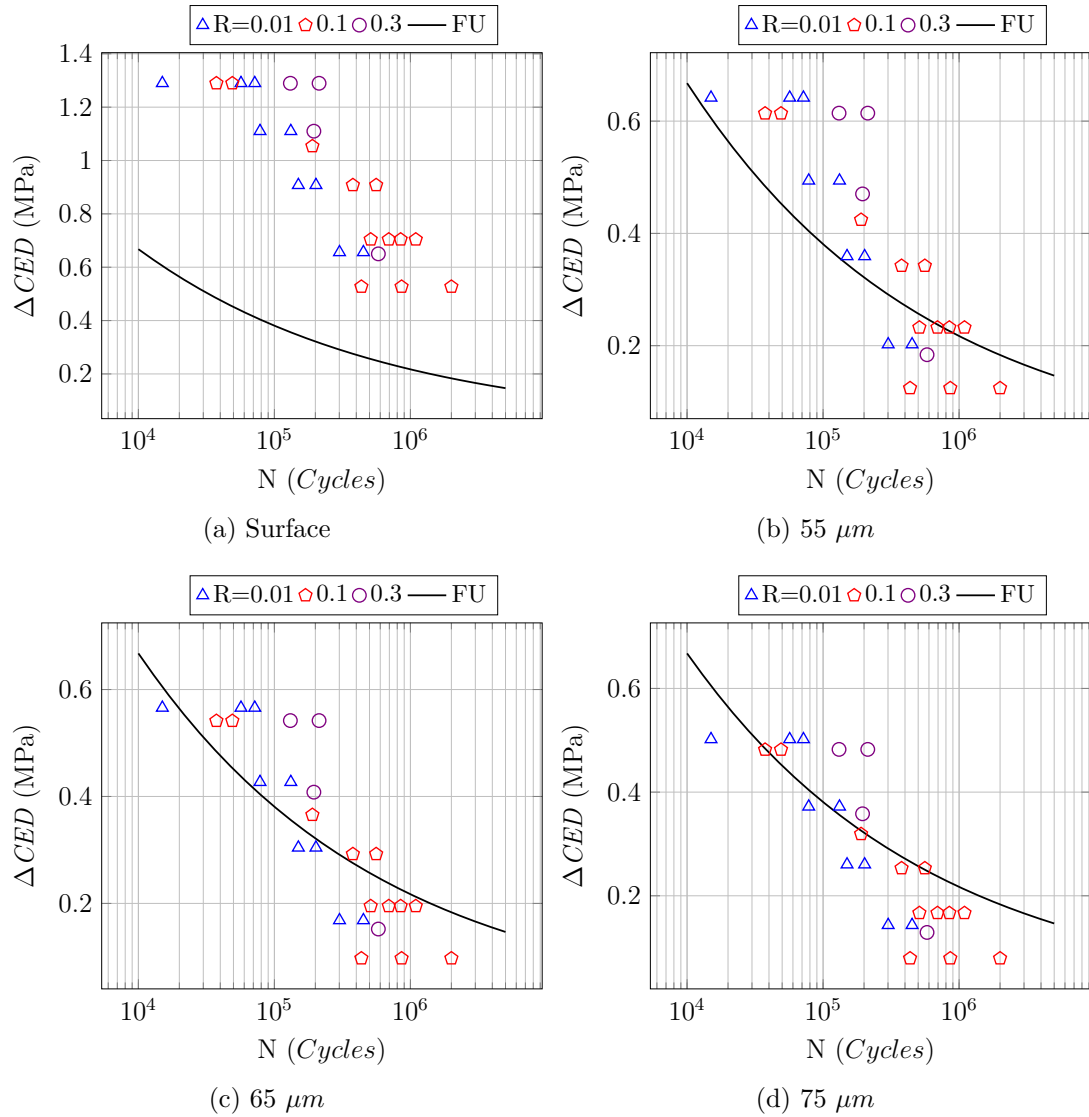


FIGURE 4.28: Paramètre  $\Delta CED$  en fonction du nombre de cycles  $N$  à l'amorçage de la fissure.

### Conclusion partielle

A partir de ces calculs, nous avons pu constater que les tailles optimales obtenues dépendaient du paramètre utilisé, ce qui confirme les résultats obtenus par Kubiak [58]. En effet, les valeurs obtenues sont comprises entre  $15$  et  $25 \mu m$  pour le paramètre MSSR et la plus grande taille de  $205 \mu m$  pour le paramètre CED. Cette dernière valeur de la taille est très élevée et proche

#### 4.5. Influence de la taille du volume de référence sur les paramètres de fatigue111

de la taille de la zone perturbée par le contact ( $a=\pm 200 \mu\text{m}$ ), les prédictions avec cette taille ne semblent pas adéquates. Par contre la variation du paramètre  $\Delta\text{CED}$  donne une taille équivalente aux autres paramètres. A ce stade, il est donc difficile de trouver un lien direct entre la microstructure (taille des grains) et ce volume de référence.

La dispersion observée montre que la démarche de calcul des moyennes sur un volume fixe en fonction uniquement de la microstructure n'est pas suffisamment stable, ce qui est conforme aux résultats obtenus par [45, 58, 91], qui ont souligné cet aspect et ont 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. En effet, il faut signaler que l'augmentation du niveau de la contrainte cyclique tend à accroître la demi largeur de la zone de contact  $a$ .

##### 4.5.7 Caractère prédictif des différents paramètres utilisés

Afin d'analyser le caractère prédictif des différents critères utilisés, nous avons représenté sur les figures 4.29 et 4.30 les valeurs de durées de vie estimées en fonction de la durée de vie expérimentale.

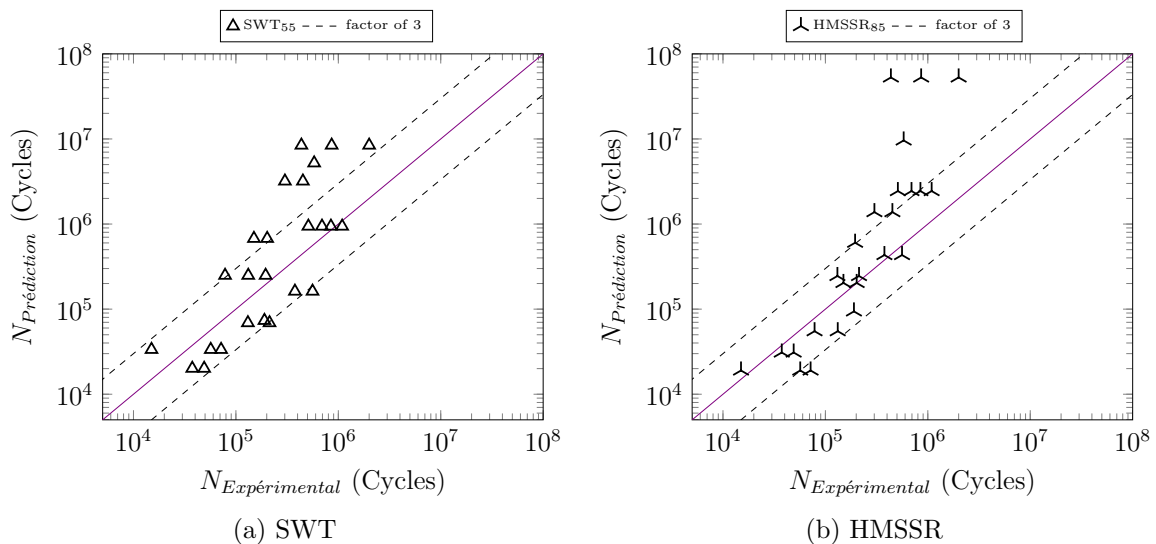


FIGURE 4.29: Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux (le chiffre en indice correspond à la taille optimale)

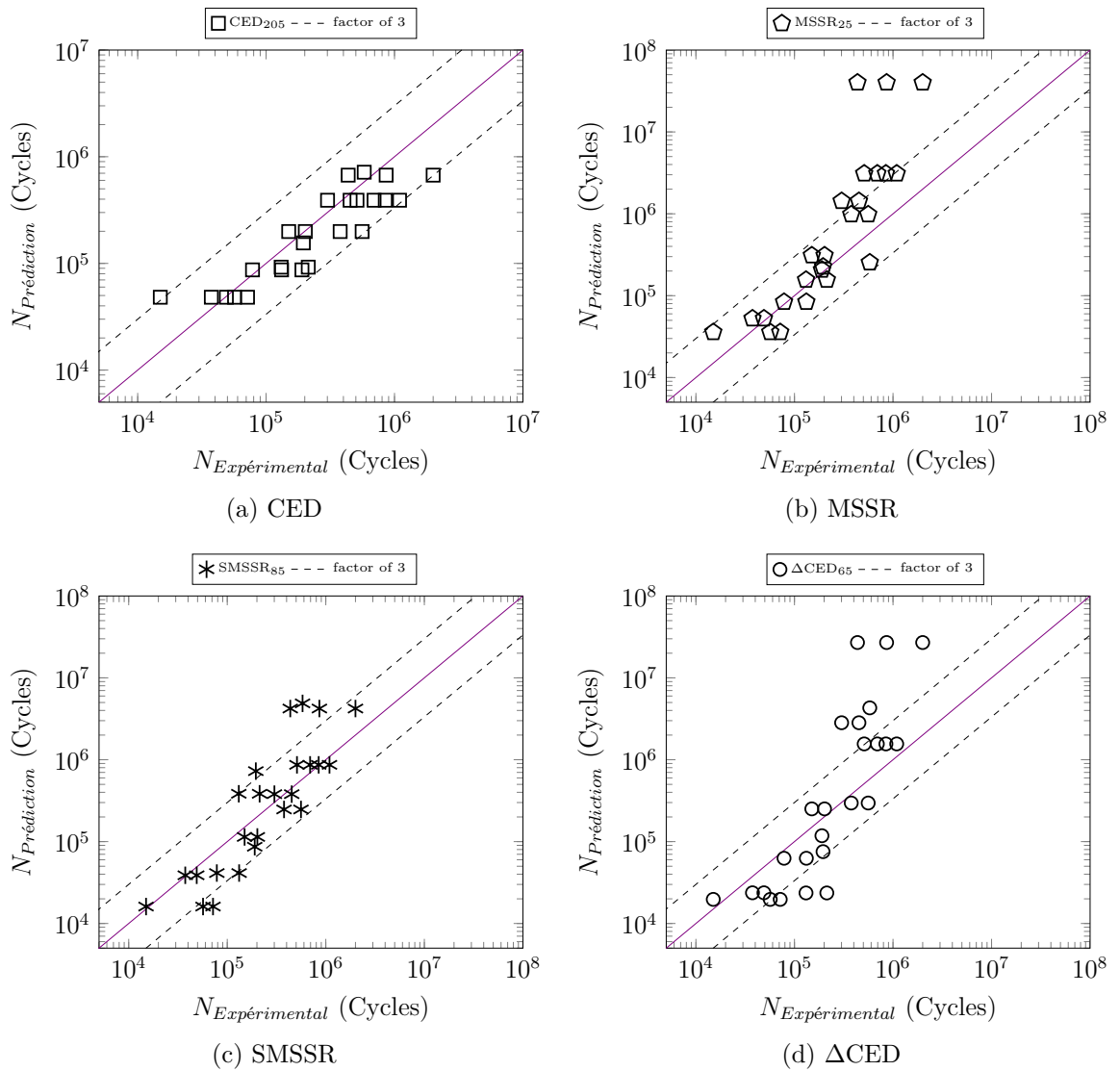


FIGURE 4.30: Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux (le chiffre en indice correspond à la taille optimale)

La durée de vie estimée est calculée à partir de la courbe de référence associée à chaque paramètre et les données retenues sont celles obtenues pour la valeur optimale du volume de référence, également associée à chaque critère.

Afin d'améliorer la lecture des résultats, chaque critère est présenté séparément.

Les paramètres SWT, HMSSR et CED ne semblent pas être des critères permettant une estimation raisonnable de la durée de vie sous chargement

de fretting fatigue. A des degrés divers et pour des raisons différentes, les prédictions obtenues sont fortement éloignées des résultats expérimentaux. Pour les autres paramètres les résultats obtenus sont compris dans la bande de dispersion hormis aux grands nombres de cycles où tous les critères présentent un caractère non conservatif.

Notons enfin que la densité d'énergie de fissuration utilisée, à notre connaissance pour la première fois dans cette étude, donne des résultats prometteurs. Même si ce critère nécessite d'être analysé et éventuellement modifié pour en améliorer la robustesse.

## 4.6 Prédiction de la durée de vie par une loi de cumul d'endommagement

Dans cette partie une loi de cumul d'endommagement non linéaire [28], basée sur la contrainte endommagée  $DSM^1$ , est appliquée au cas d'un chargement multiaxial sous les conditions de fretting fatigue. Pour un exemple de  $n$  blocs, la démarche du calcul du dommage par la loi  $DSM$  est présentée comme suit [92] :

**Au premier bloc :** pour un niveau de contrainte  $\sigma_1$ , le nombre de cycles à la rupture est  $N_1$ . Après application de  $n_1$  cycles, le nombre résiduel de cycles est :

$$N_{1R} = N_1 - n_1 \quad (4.29)$$

Ensuite, la contrainte endommagée  $\sigma_{1ed}$  est obtenue sur la courbe *Wöhler* du matériau :

$$\sigma_{1ed} = A \cdot (N_{1R})^B \quad (4.30)$$

Le dommage qui correspond à  $(\sigma_1, n_1)$  est :

$$D_1 = \frac{\sigma_{1ed} - \sigma_1}{\sigma_u - \sigma_1} \quad (4.31)$$

---

1. Damage Stress model

**Au deuxième bloc :** le passage du premier bloc au deuxième bloc, la contrainte endommagée équivalente est calculée par la continuité du dommage :

$$D_1 = D'_2 = \frac{\sigma'_{2ed} - \sigma_2}{\sigma_u - \sigma_2} \quad (4.32)$$

$$\sigma'_{2ed} = D'_2(\sigma_u - \sigma_2) + \sigma_2 \quad (4.33)$$

Le nombre de cycles restant au deuxième bloc  $N'_{2R}$  est calculé à partir du modèle de *Basquin* :

$$N'_{2R} = \left( \frac{\sigma'_{2ed}}{A} \right)^{\frac{1}{B}} \quad (4.34)$$

A la fin du deuxième bloc, la contrainte endommagée  $\sigma_{2ed}$  correspondant au nombre de cycles restant :

$$\sigma_{2ed} = A \cdot (N'_{2R} - n_2)^B \quad (4.35)$$

Le dommage  $D_2$  est déduit :

$$D_2 = \frac{\sigma_{2ed} - \sigma_2}{\sigma_u - \sigma_2} \quad (4.36)$$

**Au troisième bloc :** le passage du deuxième bloc au troisième bloc on a :

$$D_2 = D'_3 = \frac{\sigma'_{3ed} - \sigma_3}{\sigma_u - \sigma_3} \quad (4.37)$$

La contrainte endommagée équivalente au deuxième bloc  $\sigma'_{3ed}$  est donc calculée par :

$$\sigma'_{3ed} = D'_3(\sigma_u - \sigma_3) + \sigma_3 \quad (4.38)$$



Le nombre de cycles restant au deuxième bloc  $N'_{3R}$  est calculé à partir du modèle de *Basquin* :

$$N'_{3R} = \left( \frac{\sigma'_{3ed}}{A} \right)^{\frac{1}{B}} \quad (4.39)$$

A la fin du troisième bloc, la contrainte endommagée  $\sigma_{3ed}$  correspondant au nombre de cycles restant :

$$\sigma_{3ed} = A \cdot (N'_{3R} - n_3)^B \quad (4.40)$$

Le dommage  $D_3$  est déduit par :

$$D_3 = \frac{\sigma_{3ed} - \sigma_3}{\sigma_u - \sigma_3} \quad (4.41)$$

Le même enchainement est suivi jusqu'à la rupture, où le dommage  $D$  vaut 1.

#### 4.6.1 Critère d'évaluation des performances des lois

Pour évaluer les performances des lois d'endommagement, on a utilisé l'erreur relative de prévision (*ERP*) de la durée de vie totale par rapport aux résultats expérimentaux [91]. Cette erreur est défini par :

$$ERP(\%) = \frac{\text{Valeur expérimentale} - \text{Valeur prédite}}{\text{Valeur expérimentale}} \times 100 \quad (4.42)$$

Une loi sera dite *conservative* si  $ERP(\%) > 0$  les valeurs de ses prévisions sont inférieures aux valeurs expérimentales. Si  $ERP(\%) < 0$ , la loi est *non conservative* et les valeurs des prévisions sont supérieures aux valeurs expérimentales.

Une loi d'endommagement pourra être considérée comme un modèle qui prédit avec une bonne estimation si l'erreur relative *ERP* de sa prévision reste inférieure à  $\pm 20\%$ . Cette marge de 20% tient compte des erreurs systématiques ou accidentelles pouvant provenir des mesures de certains paramètres à partir des courbes.

### 4.6.2 Application des lois d'endommagement pour le cas d'un chargement constant

Dans cette partie on applique les deux lois d'endommagement *Miner* et *DSM* dans le cas d'un chargement d'amplitude constante. La figure 4.31 présente l'évolution de l'endommagement prédit par l'utilisation des deux lois pour chaque niveau de contrainte à amplitude constante variant de  $\sigma_{max}=150$  à 250 MPa appliquée dans le cas de la fatigue uniaxiale avec un rapport de charge  $R=0,1$ .

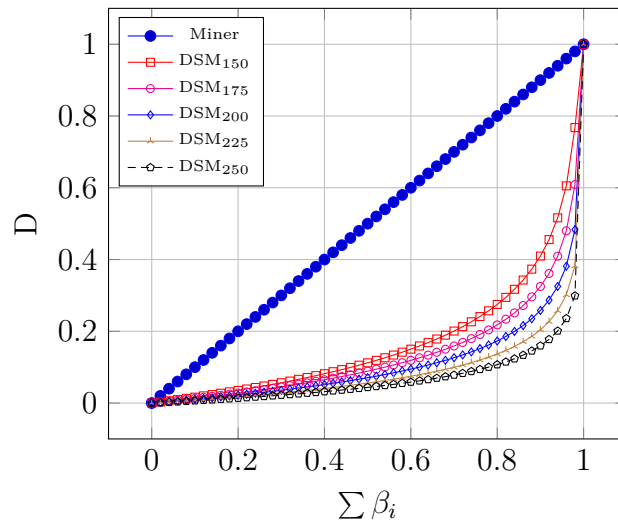


FIGURE 4.31: Évolution du dommage en fonction de la fraction de la durée de vie avec les différents chargements cycliques.

L'allure de l'endommagement obtenu par la loi *DSM* présente une évolution non-linéaire contrairement aux résultats obtenus par la loi de *Miner*. Le modèle permet de prédire l'évolution du dommage cumulé en tenant compte de l'histoire du chargement et d'estimer la durée de vie sous différents niveaux de chargement appliqués.

On présente les résultats expérimentaux et de prédiction du nombre de cycles des essais du cumul d'endommagement avec le chargement par blocs en ordre croissant, décroissant et variable. Les résultats de prédiction sont obtenus par les lois de *Miner*, *DSM* et par le couplage de ces lois avec les critères de fatigue multiaxiale développés précédemment (*DSM + SWT*, *DSM + SSR*, *DSM + MSSR* et *DSM + ΔCED*). On notera que, pour les résultats expérimentaux, le cumul du dommage est calculé en utilisant le modèle de *Miner*.

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner			DSM	$D_i$
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$		
E1	225	108937	54469	54469	0,5	54469	0,5	54469	0,089	
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,79	<b>76257</b>	1	<b>79158</b>	1	
E2	250	43580	21790	21790	0,5	21790	0,5	21790	0,112	
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,224	<b>76259</b>	1	<b>67283</b>	1	
E3	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,023	
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,44	318058	0,5	318058	0,061	
	225	108937	27234	/	/	345292	0,75	345292	0,131	
	250	43580	10895	/	/	<b>356187</b>	1	<b>364407</b>	1	
E4	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,045	
	225	108937	27234	108937	0,5	38129	0,5	38129	0,104	
	200	303376	75844	113973	0,75	113973	0,75	113973	0,238	
	175	968856	242214	<b>272545</b>	0,914	<b>356187</b>	1	<b>183066</b>	1	
E5	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,046	
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,095	
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,719	328953	0,75	328953	0,209	
	225	108937	27234	/	/	<b>356187</b>	1	<b>351672</b>	1	
E6	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,023	
	225	108937	27234	269448	0,5	269448	0,5	269448	0,068	
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,689	280343	0,75	280343	0,15	
	200	303376	75844	/	/	<b>356187</b>	1	<b>354064</b>	1	
E7	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,046	
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,095	
	225	108937	27234	280343	0,75	280343	0,75	280343	0,199	
	200	303376	75844	<b>310412</b>	0,849	<b>356187</b>	1	<b>328711</b>	1	

TABLE 4.1: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs.

### 4.6.3 Application du modèle *DSM* en fretting fatigue

L'endommagement est calculé par l'utilisation du modèle *DSM* donné par l'équation 1.33 et la courbe de *Wöhler* du matériau obtenue par la caractérisation en fatigue uniaxiale sous forme d'une loi de *Basquin* :  $\sigma_F = A \cdot N^B$ . Le tableau 4.1 regroupe l'ensemble des résultats des essais de cumul en fretting fatigue par deux et quatre blocs, avec ordre croissant, décroissant et aléatoire.

La figure 4.32 présente l'évolution du dommage en fonction de la durée de vie expérimentale (*Miner*) et prédite (*Miner* et *DSM*) pour deux et quatre blocs avec un chargement croissant, décroissant et variable.

L'évolution de l'endommagement par la loi de *Miner* est linéaire, la courbe est constituée par des portions de droites associées aux chargements élémentaires. Pour chaque bloc de chargement, la pente de la droite qui lui correspond varie en fonction du niveau de la contrainte appliquée. Par contre, la loi *DSM* évolue d'une façon non-linéaire. Ce modèle permet de prendre en compte l'histoire du chargement.

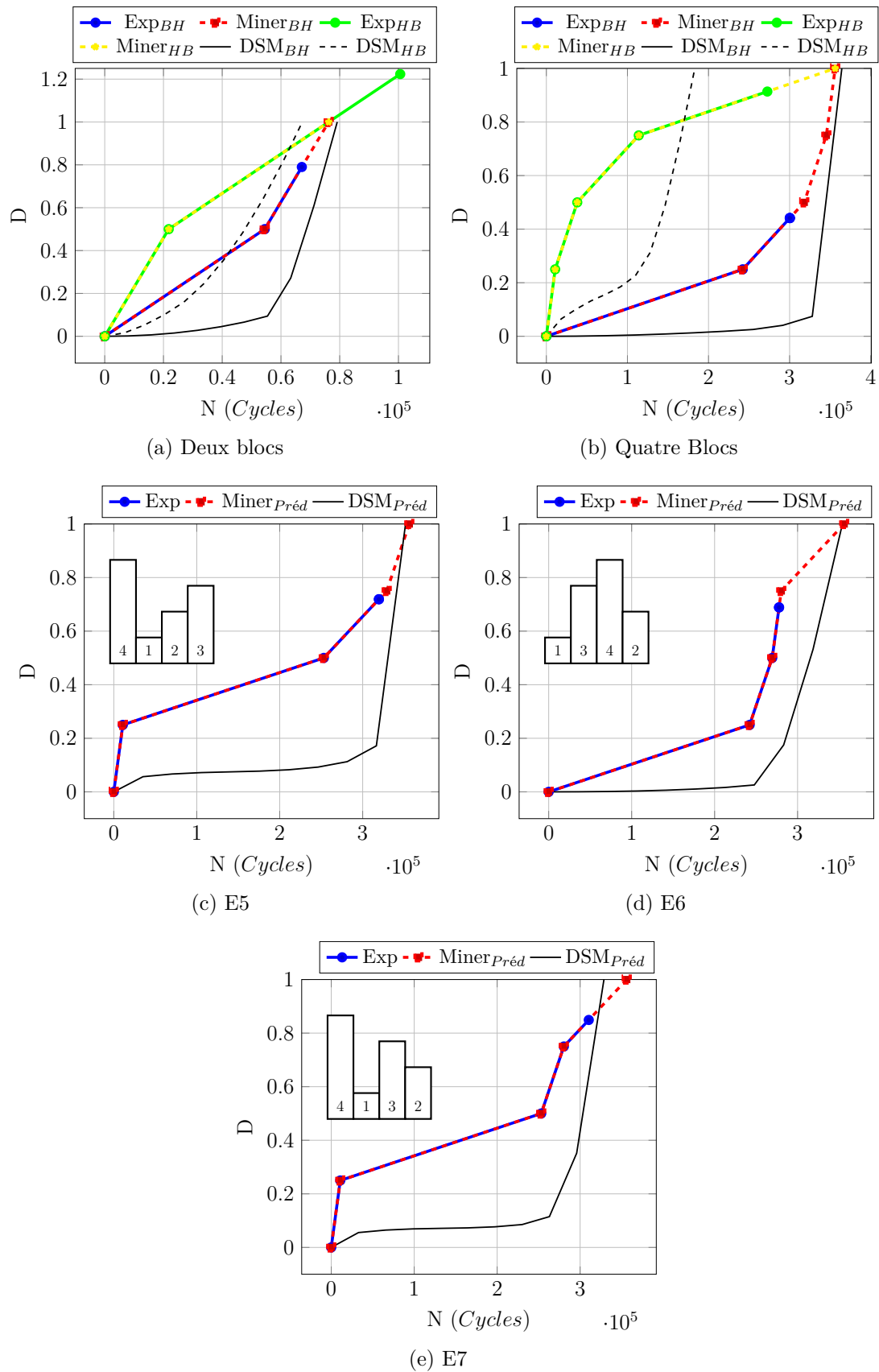


FIGURE 4.32: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles.

#### 4.6.4 Couplage du modèle *DSM* avec les critères multiaxiaux

Dans cette partie, nous proposons une loi de *DSM* couplée avec les différents critères de fatigue multiaxiale utilisés dans le chapitre 4.5. En remplaçant la contrainte appliquée  $\sigma_i$  par la valeur du paramètre associé  $P_{\sigma_i}$ , la contrainte endommagée  $\sigma_{ed}$  par la valeur du paramètre endommagé associée  $P_{\sigma_{ed}}$  et la contrainte ultime  $\sigma_u$  par la valeur du paramètre ultime  $P_{\sigma_u}$ . L'équation 1.32 devient :

$$D_i = \frac{P_{\sigma_{ed}} - P_{\sigma_i}}{P_{\sigma_u} - P_{\sigma_i}} \quad (4.43)$$

La difficulté réside dans la détermination de la valeur du paramètre ultime  $P_{\sigma_u}$ . Par hypothèse nous avons pris pour  $N = 1$ , correspond à l'application d'un cycle qui conduit à la rupture. La valeur du paramètre ultime vaut alors :  $P_{\sigma_u}(1) = A \cdot (1)^B = A$

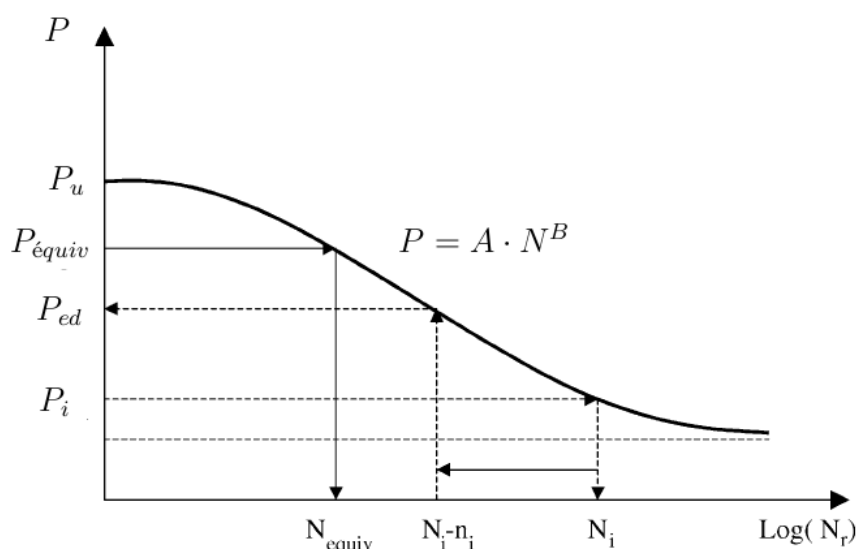


FIGURE 4.33: Couplage du modèle *DSM* avec un critère multiaxial.

Dans les figures qui suivent 4.34, 4.35, 4.36 et 4.37 nous présentons l'évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles en utilisant les courbes de fatigue uniaxiale obtenues avec les différents paramètres abordés dans le paragraphe 4.5.

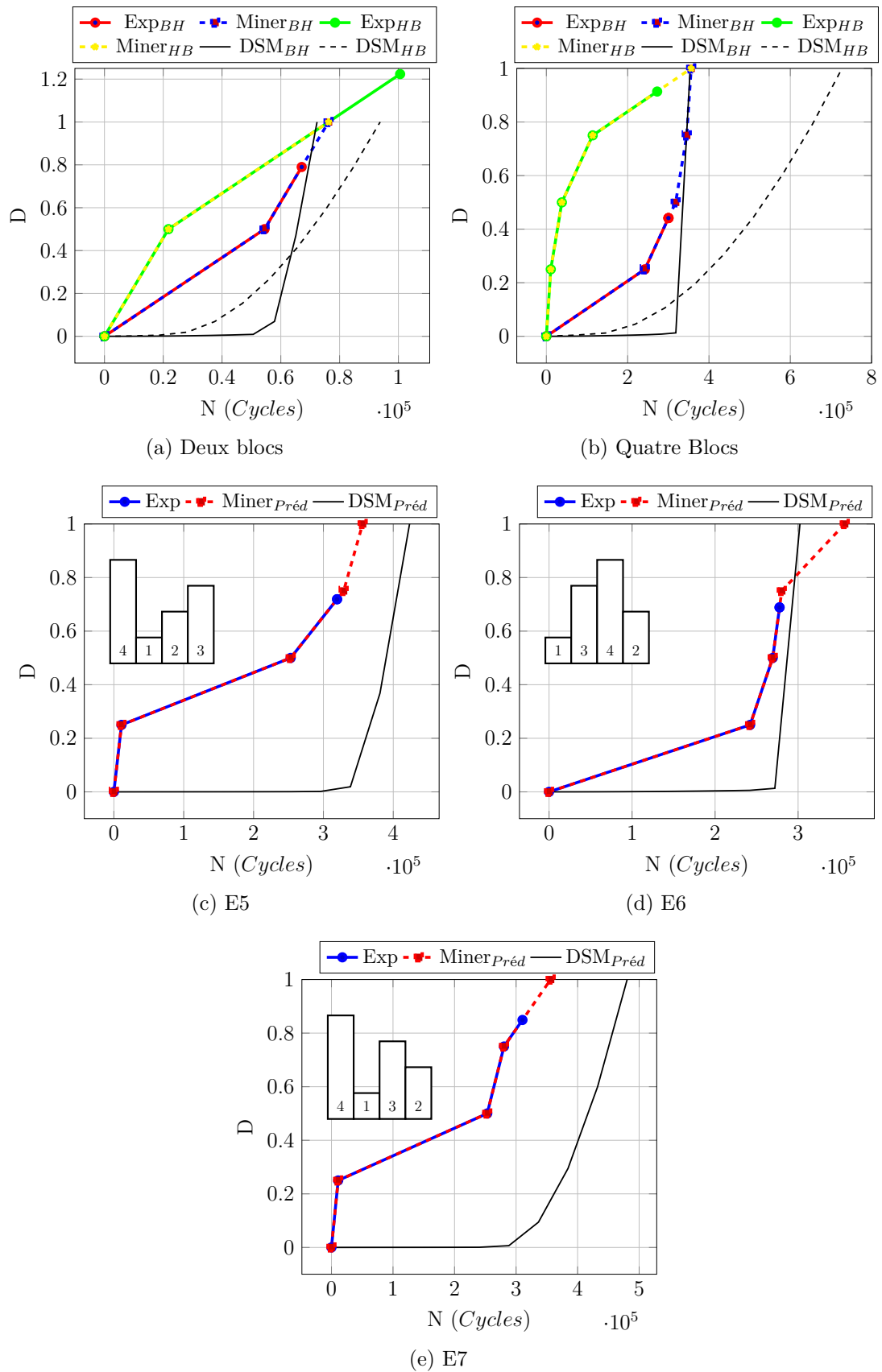


FIGURE 4.34: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : SWT.

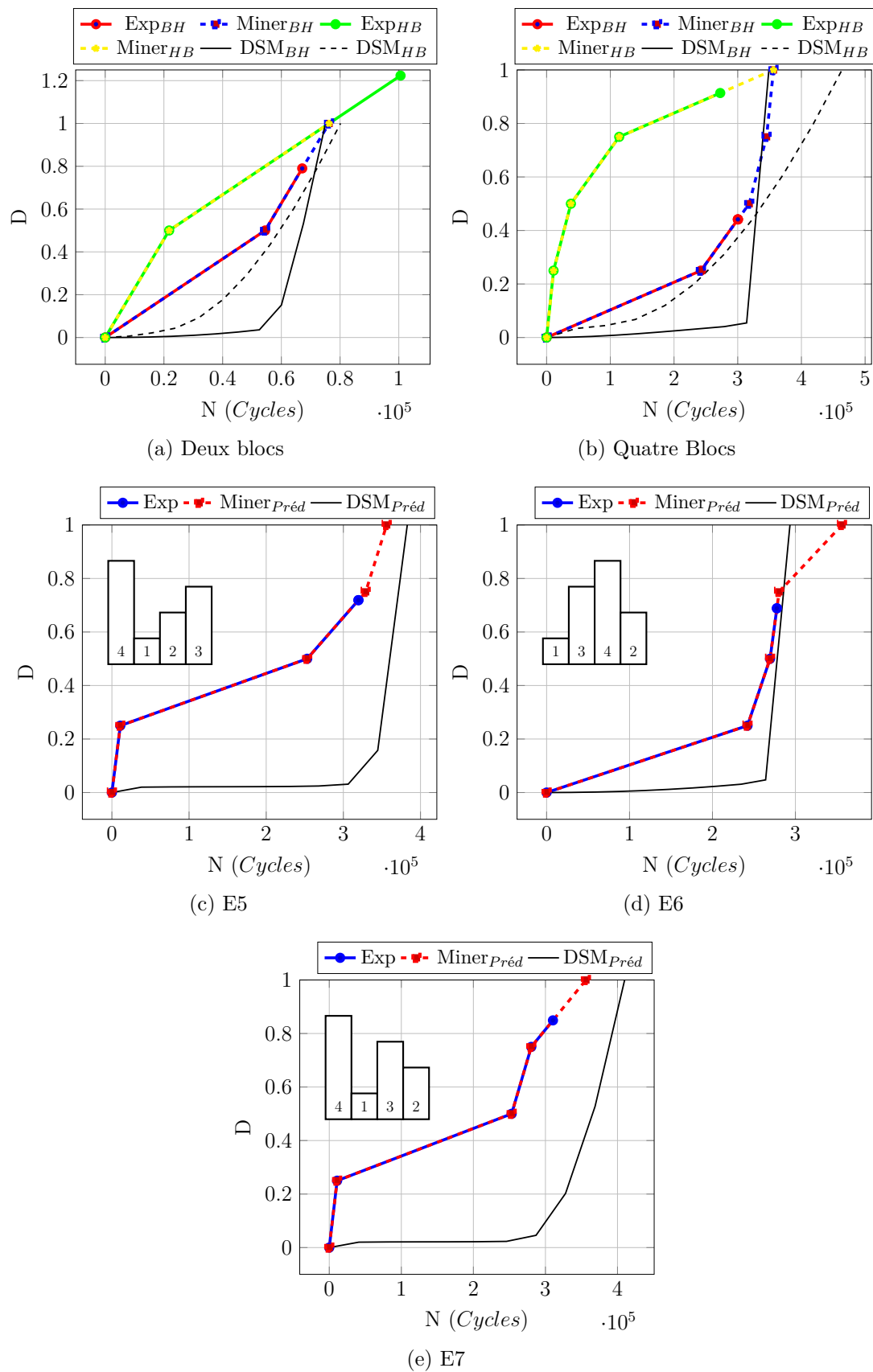


FIGURE 4.35: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : SSR.

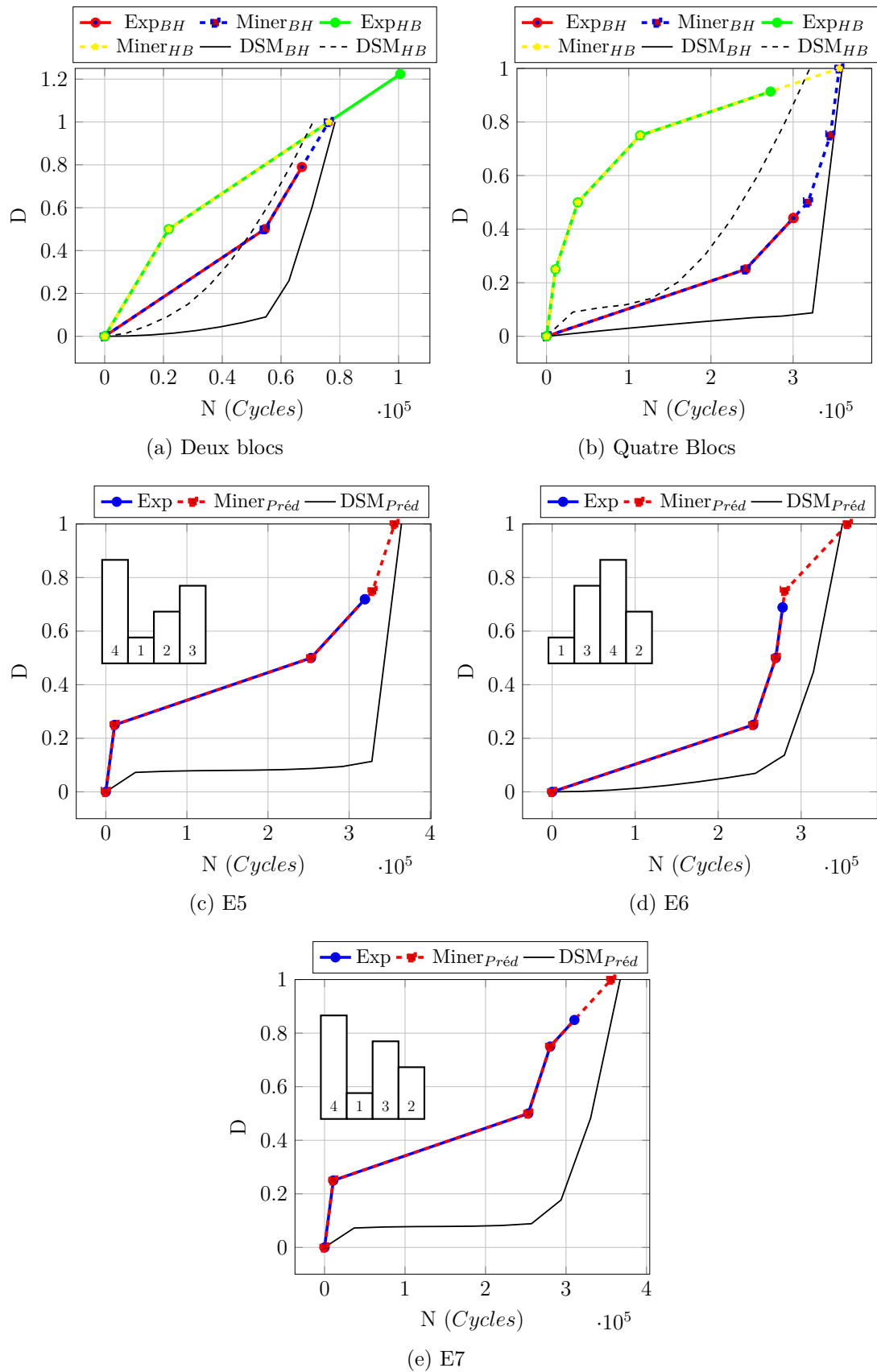


FIGURE 4.36: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles : MSSR.



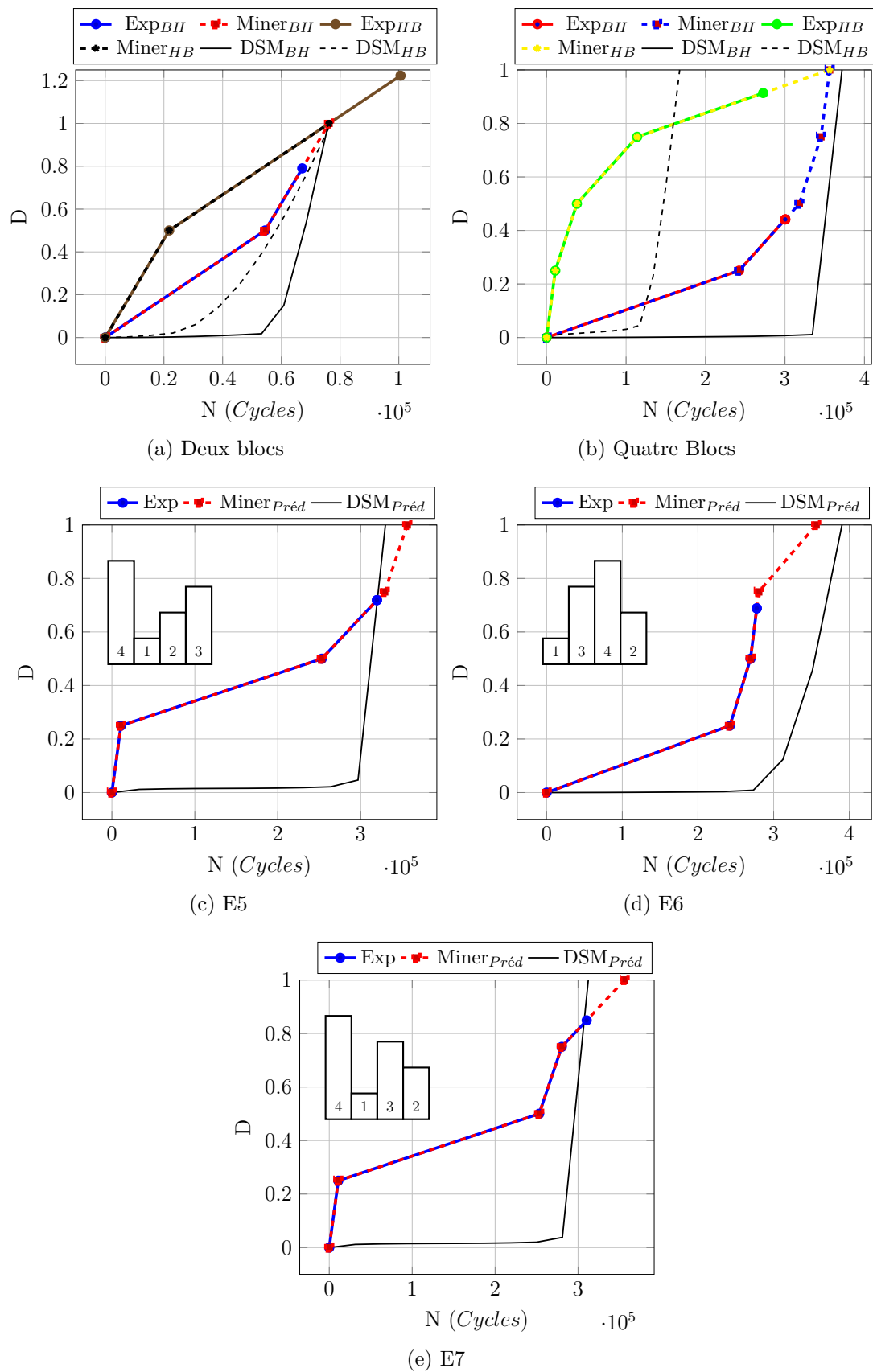


FIGURE 4.37: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles :  $\Delta$ CED.

Durant la totalité de la durée de vie des éprouvettes et pour différents types de chargement (haut-bas, bas-haut et aléatoire), l'évolution de l'endommagement déterminé par la loi *DSM* et *DSM* modifiée est en dessous de celle obtenue par *Miner*. Cette différence provient de la non linéarité et de la prise en compte de l'histoire du chargement par la loi *DSM*.

#### 4.6.5 Résultat de prédiction de durée de vie avec la loi *DSM* et *Miner*

La prédiction des durées de vie totale avec les deux lois d'endommagement en utilisant la courbe de fatigue SN est donnée par la figure 4.38. La figure montre que les résultats obtenus se situent dans la bande de dispersion limitée par une ligne discontinue d'une valeur de  $2 \times N$ .

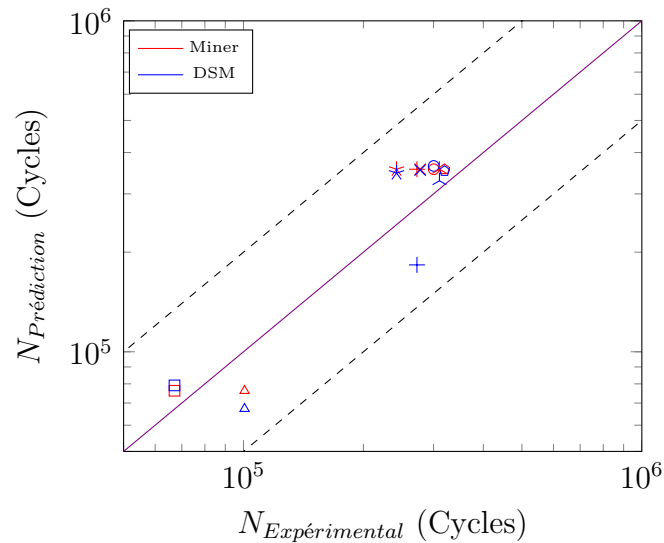


FIGURE 4.38: Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux sur la base de la courbe de référence en fatigue uniaxiale

Les figures 4.39 et 4.40 donnent la prédiction des durées de vie totale en utilisant un couplage des deux lois d'endommagement avec les critères de la fatigue multiaxiale. Ces derniers ont été calculés aussi par couplage avec la méthode volumétrique comme mentionné dans le paragraphe 4.5

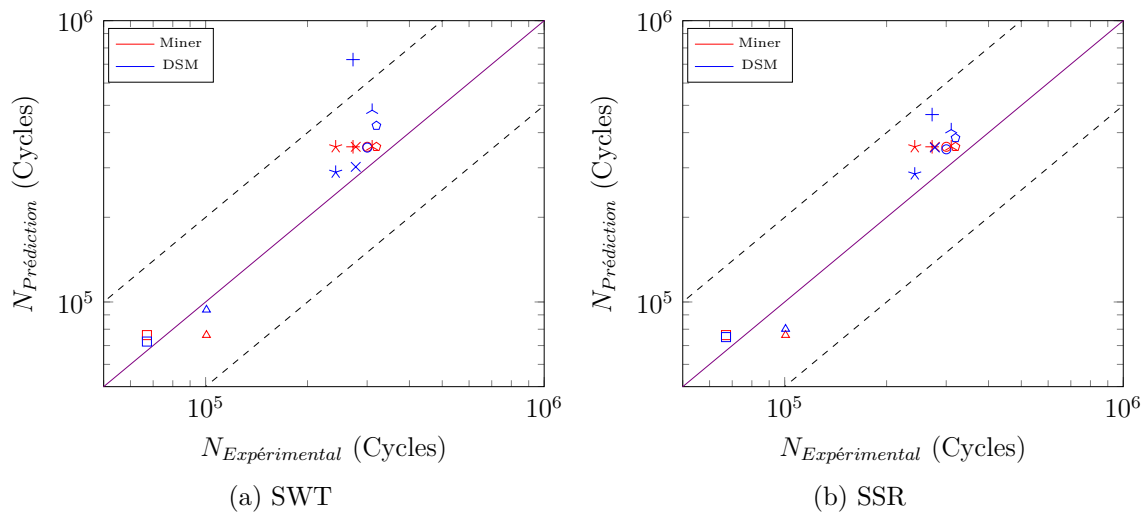


FIGURE 4.39: Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux avec utilisation des critères SWT et SSR

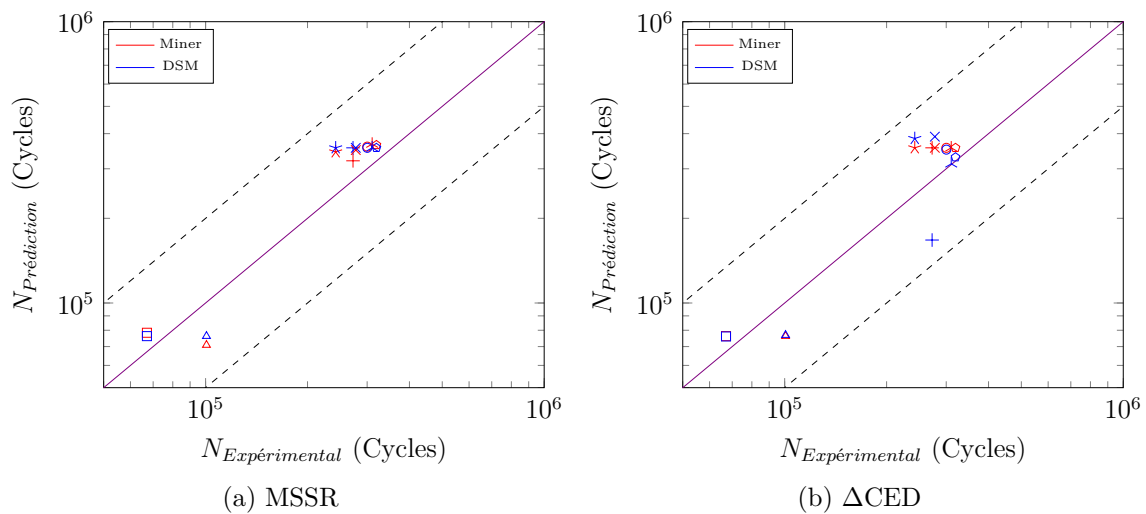


FIGURE 4.40: Comparaison entre les durées de vie en fretting fatigue prédites et les résultats expérimentaux avec utilisation des critères MSSR et  $\Delta$ CED

### 4.6.6 Précision de la prédiction

La figure 4.41 présente une comparaison entre les différents modèles en termes d'erreur relative de prédiction  $ERP$  (équation 4.42) pour les chargements par

blocs, croissant, décroissant et aléatoire.

L'analyse des résultats obtenus pour les sept séries d'essais étudiées indique que les écarts (*ERP*) enregistrés entre les prévisions des lois d'endommagement et les résultats expérimentaux étaient variables selon le type de chargement appliqué.

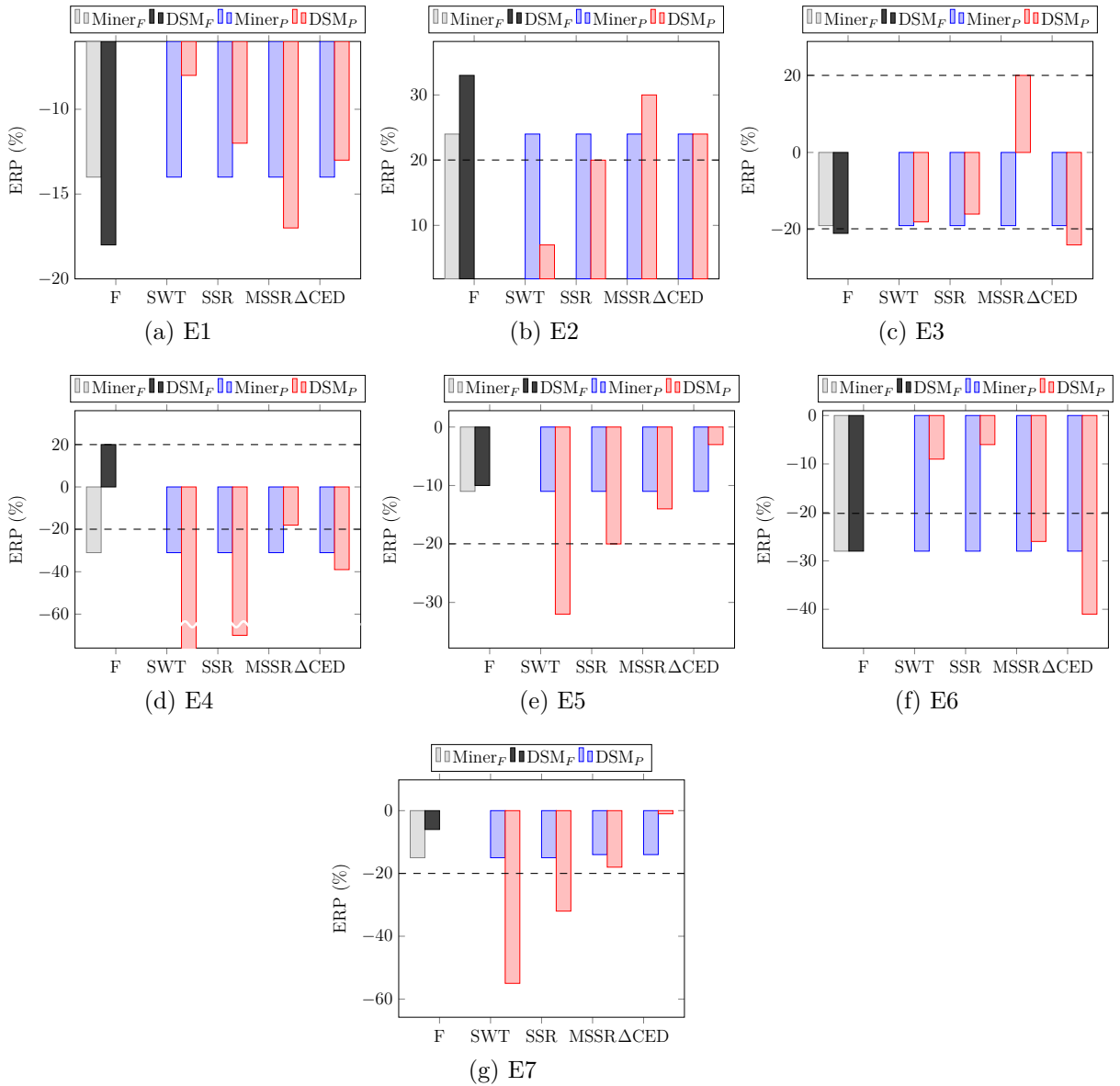


FIGURE 4.41: Erreurs relatives de prévision de durée de vie totale.

Dans la configuration bas-haut avec deux blocs (E1) et quatre blocs (E3),

les estimations sont satisfaisantes que ce soit avec la courbe de référence de fatigue uniaxiale où avec couplage des critères multiaxiaux. L'erreur reste dans la fourchette  $\pm 20\%$ .

Dans le cas haut-bas avec deux blocs (E2), les estimations données par le couplage avec les paramètres SWT et SSR sont satisfaisantes par contre les autres estimations donnent une erreur supérieure 20%. Par contre, pour le cas de quatre blocs (E4), les estimations issues du couplage avec les paramètres MSSR et  $\Delta$ CED sont satisfaisantes. Celles obtenues par couplage avec SWT et SSR sont très supérieures à la marge tolérée.

Dans le cas des blocs aléatoires, les estimations issues de la courbe de fatigue uniaxiale où celles obtenues par couplage restent dans une marge acceptable.

## 4.7 Conclusion

Dans cette partie, nous avons mené une étude comparative pour évaluer la performance de nombreux critères de fatigue multiaxiale : SWT, SSR, MSSR, HMSSR, SMSSR, CED et  $\Delta$ CED. Leur application au cas de fretting fatigue induit une sous-estimation de la durée de vie. Ceci est dû aux forts gradients de contraintes présents au niveau du contact. Pour prendre en compte le gradient de contraintes, une technique de calcul de la moyenne est adoptée et couplée aux paramètres multiaxiaux. Cette approche semble capable de prédire le risque d'amorçage de fissure. Néanmoins, le volume critique  $V_c$  utilisé varie en fonction du critère utilisé et dépend des chargements appliqués. Les résultats obtenus ne permettent pas de proposer une corrélation de la taille du volume d'élaboration avec la microstructure du matériau.

Pour le chargement par blocs, nous avons appliqué une loi d'endommagement dite *DSM* en parallèle avec la loi de *Miner* pour prédire la durée de vie en cumul d'endommagement. Nous l'avons adapté en introduisant les différents paramètres multiaxiaux utilisés pour le cas des chargements d'amplitudes constantes. Les estimations obtenues sont assez satisfaisantes et restent dans une marge acceptable en fatigue. Lors de l'étude par chargement variable ou par blocs il faudrait tenir compte des évolutions des conditions tribologiques notamment les tailles de la zone d'adhésion et de glissement qui sont dépendantes des chargements cycliques appliqués.



## Conclusion Générale

Les travaux présentés dans cette étude se sont focalisés sur la problématique du fretting fatigue d'un contact acier/aluminium. L'objectif essentiel était la prédiction de la durée de vie sous ce type de sollicitation en utilisant certains critères de fatigue multiaxiale. Ce sujet dont la complexité est accentuée, comparativement à la fatigue multiaxiale, par les influences couplées de nombreux paramètres, a fait l'objet de nombreuses études dans la littérature.

Pour ce faire, Il a d'abord été nécessaire de concevoir et réaliser un dispositif expérimental original. Nous avons opté pour un système mono-contact cylindre-plan, la flexion induite ayant été neutralisée par une butée (roulement sans frottement). Le dispositif ainsi conçu a été adapté sur un banc de fatigue multiaxial permettant à la fois de piloter l'effort normal maintenu constant et le chargement cyclique axial imposé. Un système de double dynamomètre permet la mesure de l'effort tangentiel en cours de cyclage.

Nous avons ensuite réalisé des essais de fretting fatigue sur un alliage d'aluminium de la série 6000, largement utilisé dans le domaine des transports. Ces essais ont été conduits pour différents chargements et différents rapports de charge. En parallèle, des essais de fatigue uniaxiale pour les mêmes conditions de chargement, nous ont permis d'obtenir la courbe de référence, qui confirme que le chargement de fretting fatigue provoque, à chargement cyclique équivalent, une réduction de la durée de vie. Cette durée de vie est estimée correspondre au nombre de cycles provoquant l'apparition d'une fissure macroscopique d'environ 1 mm de longueur.

Afin d'appliquer les critères multiaxiaux de fatigue, il est nécessaire d'estimer

les quantités mécaniques au niveau du contact. Pour ce faire, un modèle E. F. du contact pion-éprouvette a été formalisé en utilisant le code commercial ABAQUS, en prenant soin d'optimiser le maillage dans la zone de contact. Ce maillage optimal a été validé, sous hypothèse purement élastique, en comparant les solutions numériques aux solutions analytiques pour ce type de contact. Les simulations de fretting fatigue ont été réalisées en imposant comme conditions de chargement et aux limites celles utilisées dans les essais. Dans ce cas, nous avons supposé un comportement élastoplastique pour l'éprouvette et purement élastique pour le pion.

Nous avons retenu quelques critères de la littérature dont les principaux sont : SWT, SSR, MSSR et le CED. Ce dernier, à notre connaissance, n'avait jamais été mis en œuvre pour l'étude de la fatigue multiaxiale des matériaux métalliques. Pour chaque paramètre, nous avons d'abord établi la courbe de référence en fatigue uniaxiale en estimant l'évolution du paramètre considéré en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Nous avons ensuite calculé ces paramètres en fretting fatigue à partir des résultats numériques issus des simulations E.F. Dans un premier temps, ce paramètre a été calculé en surface et ponctuellement au point matériel le plus sollicité. Quelque soit le paramètre considéré, nous avons obtenu des estimations fortement conservatives que nous avons, comme dans la littérature, imputé aux gradients intenses régnant dans la zone de contact. Pour corriger ces effets, une méthode consistant à utiliser des champs moyens dans un volume de référence donné a été adoptée. L'introduction de cette technique permet d'améliorer sensiblement les estimations. Cependant, il n'a pas été possible de trouver un lien entre la taille de ce volume et la microstructure, sa valeur optimale dépendant du paramètre considéré et du chargement. De manière globale, tous les critères étudiés représentent les tendances observées expérimentalement de manière assez satisfaisante. Néanmoins, pour les chargements faibles, un écart significatif est observé pour certains d'entre eux. Le paramètre CED, quant à lui, donnent des estimations que l'on peut qualifier de prometteuses.

Afin d'appréhender les chargements aléatoires que l'on observe réellement sur les structures, une première approche considérant des chargements par blocs a été proposée. Celle-ci nécessite, en plus du critère, de faire le choix d'une loi de cumul d'endommagement. Nous avons réalisé une étude comparative entre une loi linéaire (Miner) et une loi non linéaire basée sur le concept de « la contrainte endommagée » (DSM). Cette première tentative a conduit à des résultats satisfaisants, quelque soit le critère utilisé.



A l'issue de ce travail, il nous semble important de poursuivre les efforts de recherche en caractérisant de manière plus fine les aspects tribologiques du contact, comme l'évolution des zones d'adhésion et de glissement, en particulier pour les chargements aléatoires.

Un autre élément essentiel qu'il est important d'étudier est cette notion de volume de référence qui nécessite d'être mieux cerné et relié à la physique du matériau. Des approches de type micromécanique mais aussi des approches d'homogénéisation numérique pourraient nous éclairer.

Un autre aspect que nous avons négligé dans ce travail concerne le couplage thermomécanique et la dissipation induite. Le frottement au niveau du contact doit engendrer des augmentations de température locale qui ne sont pas sans effet sur les mécanismes d'amorçage.

Un approfondissement des connaissances sur les mécanismes d'amorçage en lien avec la physique du contact pourraient permettre d'améliorer les outils de prédiction en fretting-fatigue.

---

# Bibliographie

- [1] Schütz WALTER. « A history of fatigue. » In : *Engineering Fracture Mechanics* 54.2 (1996), 263—300.
- [2] S. SURESH. *Fatigue of Materials*. Sous la dir. de Cambridge university PRESS. The Edinburgh Building. Cambridge CB2 2RU, UK : publisher, 1998.
- [3] C. PARIS P. et F. ERDOGAN. « A critical analysis of crack propagation laws. » In : *Transactions of the ASME*. 85 (1963), 528—535.
- [4] Jaap SCHIJVE. *Fatigue of Structures and Materials*. Sous la dir. de Kluwer Academic PUBLISHERS. 2001.
- [5] R. IRWIN G. « Plastic zone near a crack and fracture toughness ». In : *Proceedings of the 7th Sagamore Ordnance Materials Conference*. T. 144. New York, Syracuse University, 1960, p. 63—78.
- [6] S. PEARSON. « Initiation of fatigue cracks in commercial aluminium alloys and the subsequent propagation of very short cracks. » In : *Engineering Fracture Mechanics* 7.2 (1975), 335—240.
- [7] A. J. MCEVILY. « On the growth of small/short fatigue cracks. » In : *JSM International Journal* 32 (1989), 181—191.
- [8] S. SURESH et O. RITCHIE. « Propagation of short fatigue cracks. » In : *International Metals Reviews* 29.6 (1982), p. 445—475.

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [9] A. LANKFORD. « The influence of microstructure on the growth of short fatigue cracks. » In : *Fatigue Fracture Engineering Material Structure* 8.2 (1985), 161—175.
- [10] J. L. ROBERT. « Contribution à l'étude de la fatigue multiaxiale sous sollicitations périodiques ou aléatoires ». Thèse de doct. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1992.
- [11] you BONG-RYUL et lee SOON-BOK. « A critical review on multiaxial fatigue assesments of metals ». In : *International Journal of Fatigue* 18 (1996), p. 235–244.
- [12] J. GOUGH H. et V. POLLARD H. « The strength of metals under combined alternating stresses ». In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*. T. 131. 3. 1935, p. 1–103.
- [13] B. LEE S. « Evaluation of Theories on Multiaxial Fatigue with Discriminating Specimens ». Thèse de doct. Stanford University, Stanford, 1980.
- [14] B. LEE S. In : *Biaxial and Multiaxial Fatigue*. Mechanical Engineering Publication, London, 1989, p. 621.
- [15] H. ZENNER, A. SIMBÜRGER et L. JIPING. « On the fatigue limit of ductile metals under complex multiaxial loading ». In : *International journal of fatigue* 22 (2000), p. 137–145.
- [16] L. MCDIARMID D. « A general criterion of fatigue failure under multiaxial stress ». In : *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. 14.4 (1991), p. 429–453.
- [17] K. DANG Van. *Sur la résistance à la fatigue des métaux*. Rapp. tech. Sciences et techniques de l'armement, 1973, p. 641–722.
- [18] K. DANG Van, A. LE DOUARON et P. LIEURADE H. « Multiaxial fatigue limit : a new approach ». In : *International conference on fracture and damage mechanics* (1984), p. 1879–1885.

## BIBLIOGRAPHIE

- [19] K. DANG Van, B. GRIVEAU et O. MESSAGE. « On a new multiaxial fatigue criterion : theory and application ». In : *Biaxial and multiaxial fatigue*. Sous la dir. de M.W. BROWN et K.J. MILLER. London : mechanical engineering publications, 1989, p. 479–496.
- [20] N. FINDLEY W. « Fatigue of Metals Under Combinations of Stresses ». In : *Transactions, ASME*. T. 79. 1957, p. 1337–1348.
- [21] N. SMITH K., P. WATSON et H. TOPPER T. « A stress–strain function for the fatigue of metals ». In : *Journal of materials JLSMA* 15 (1970), p. 767–778.
- [22] A FATEMI et D. SOCIE. « A critical plane approach to multiaxial fatigue ». In : *Fatigue and fracture of engineering materials and structures* 11 (1988), p. 149–165.
- [23] G. SINES. *Failure of materials under combined repeated stresses with superimposed static stress*. Rapp. tech. Washington : institution, nov. 1955, p. 69.
- [24] B. CROSSLAND. « Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel ». In : *Proceedings of the international conference on fatigue of metals, Institution of mechanical engineers*. 1956, p. 138–149.
- [25] V. PAPADOPOULOS I. « Long life fatigue under multiaxial loading ». In : *International Journal of Fatigue* 23 (2001), p. 839–849.
- [26] A. MINER M. « Cumulative damage in fatigue. » In : *Journal of Applied Mechanics*. 12 (1945), 159—164.
- [27] J. LEMAITRE et al. « Mécanique des matériaux ». In : sous la dir. de DUNOD.
- [28] G. MESMACQUE et al. « Sequential law in multiaxial fatigue a new damage indicator. » In : *International Journal of Fatigue* 27.4 (2005), 461—467.

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [29] M. EDEN E., N. ROSE W. et L. CUNNINGHAM F. « The endurance of metals ». In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*. T. 4. 1911, p. 839–974.
- [30] A. TOMLINSON G. « The rusting of steel surfaces in contact ». In : *Proceedings of the royal Society*. T. 115. 1927, p. 472–483.
- [31] J. WARLOW-DAVIES E. « Fretting corrosion and fatigue strength : brief results of preliminary experiments ». In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*. T. 146. 1941, p. 32–39.
- [32] J. MCDOWELL O. « Fretting corrosion tendencies of several combinations of materia ». In : *Symposium on fretting corrosion*. T. 144. 1953, p. 24–39.
- [33] C. CATTANEO. « Sul contatto di due corpi elastici : distribuzione locale degli storzi ». In : *Rendiconti dell Accademia dei Lincei*. T. 27. 1938, p. 343–348, 343–348.
- [34] D. MINDLIN R. « Compliance of elastic bodies in contact ». In : *Journal of Applied Mechanics* 163 (1949), p. 259–268.
- [35] L JOHNSON K. *Contact mechanics*. Cambridge University Press, 1985.
- [36] B. WATERHOUSE R. « A historical introduction to fretting fatigue ». In : *Standardisation of fretting fatigue test methods and equipment*. T. 1159. 1992, p. 8–9.
- [37] S. FOUVRY, C. PAULIN et T. LISKIEWICZ. « Application of an energy wear approach to quantify fretting contact durability : Introduction of a wear energy capacity concept. » In : *Tribology International* 40 (2007), p. 1428–1440.
- [38] N. MAOUCHE. « Modélisation des phénomènes d’endommagement dus aux contacts à faible amplitude de débattement. » Thèse de doct. Ecole Centrale des Ponts et Chaussées, 1997.
- [39] K. ELLEUCH, S. FOUVRY et Ph. KAPSA. « Fretting maps for anodised aluminium alloys. » In : *Thin Solid Films* 426 (2003), p. 271–280.

## BIBLIOGRAPHIE

- [40] P. BLANCHARD. « Usure induite en petits débattements : transformation tribologique superficielle d'alliages de titane. » Thèse de doct. Ecole Centrale de Lyon, 1991.
- [41] S. FOUVRY, K. PHILIPPE et V. LÉO. « Fretting-Wear and Fretting-Fatigue : Relation Through a Mapping Concept ». In : *Fretting fatigue : Current Technology and Practices*. Sous la dir. de W. DAVID Hoepfner, Chandrskaran V. et B. CHARLES Elliot III. U.S.A : ASTM, 2000, p. 49–64.
- [42] S. FOUVRY, P. KAPSA et L. VINCENT. « Quantification of fretting damage. » In : *Wear* 200 (1996), p. 186–205.
- [43] J. DELACROIX. « Etude des mécanismes de fissuration en fatigue et/ou fretting d'alliages Al-Cu-Li. » Thèse de doct. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2011.
- [44] J. LEMAITRE et al. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 2009.
- [45] Henry PROUDHON. « Identification des mécanismes de fissuration dans un alliage d'aluminium sollicité en fretting et en fatigue ». Thèse de doct. École Centrale de Lyon, 2005.
- [46] A. FADAG H., S. MALL et K. JAIN V. « A finite element analysis of fretting fatigue crack growth behavior in Ti-6Al-4V. » In : *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008), p. 1384–1399.
- [47] S. KINYON, K. PHILIPPE et V. LÉO. « Spectrum load effects on the fretting behavior of Ti-6Al-4V ». In : *Fretting fatigue : Current Technology and Practices*. Sous la dir. de W. DAVID Hoepfner, Chandrskaran V. et B. CHARLES Elliot III. U.S.A : ASTM, 2000, p. 282–292.
- [48] K. RAMAKRISHNA NAIDU N. et S. GANESH SUNDARA RAMAN. « Effect of contact pressure on fretting fatigue behaviour of Al-Mg-Si alloy AA6061. » In : *International Journal of Fatigue* 27 (2005), p. 283–291.
- [49] O. JIN et S. MALL. « Shear force effects on fretting fatigue behavior of Ti-6Al-4V ». In : *Metallurgical and Materials Transactions A* 35 (2004), p. 131–138.

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [50] L. HYUKJAE et S. MALL. « Fretting behavior of shot peened Ti-6Al-4V under slip controlled mode ». In : *Wear* 260 (2006), p. 642–651.
- [51] D. LYKINS C., S. MALL et V. JAIN. « A shear stress-based parameter for fretting fatigue crack initiation ». In : *Fatigue and fracture of engineering materials and structures* 24 (2001), p. 461–473.
- [52] A. HILLS D. et Nowell D. « Mechanics of fretting fatigue ». In : *Solid mechanics and its applications*. Sous la dir. de SPRINGER. Dordrecht/-Boston/London : Kluwer Academic Publishers, 1994.
- [53] A. HILLS D. et Nowell D. « What Features are Needed in a Fretting Fatigue Test ? » In : *Tribology International*. 42 (2009), p. 1316–1323.
- [54] R. ZHOU Z. et al. « Fundamental Investigations of Electrical Conductor Fretting Fatigue ». In : *Tribology International* 29 (1996), p. 221–232.
- [55] V. PÉRIER et al. « Fretting Fatigue Behaviour of Bridge Engineering Cables in a Solution of Sodium Chloride ». In : *Wear* 267 (2009), p. 308–314.
- [56] K. NISHIOKA et K. HIRAKAWA. « Fundamental investigations of fretting-fatigue. Part 2 ». In : *Japan society mechanical engineering*. 12 (1969), p. 692–697.
- [57] D. LYKINS C., S. MALL et V. JAIN. « An evaluation of parameters for predicting fretting fatigue crack initiation ». In : *International journal of fatigue* 22 (2000), p. 703–716.
- [58] Krzysztof KUBIAK. « Quantification de la fissuration d'un contact soumis à des sollicitations complexes en fretting-wear et fretting-fatigue ». Thèse de doct. École Centrale de Lyon, 2006.
- [59] C. RUIZ, P. H. B. BODDINGTON et K. C. CHEN. « An investigation of fatigue and fretting in a dovetail joint ». In : *Experimental mechanics* 24 (1984), p. 208–217.
- [60] P. SZOLWINSKI M. et N. FARRIS T. « Mechanics of fretting fatigue crack formation ». In : *Wear* 198 (1996), p. 93–107.

## BIBLIOGRAPHIE



- [61] P. SZOLWINSKI M. et N. FARRIS T. « Observation, analysis and prediction of fretting fatigue in 2024-T351 aluminum alloy ». In : *Wear* 221 (1998), p. 24–530.
- [62] J. FELLOWS L., D. NOWELL et D. A. HILLS. « On the initiation of fretting fatigue cracks ». In : *Wear* 205 (1997), p. 120–129.
- [63] T. MURA. « A theory of fatigue crack initiation in solids. » In : *Journal of Applied Mechanics*. 57.1 (1990), 1–6.
- [64] D. LYKINS C., S. MALL et K. JAIN V. « Combined experimental–numerical investigation of fretting fatigue crack initiation ». In : *International journal of fatigue* 23 (2001), p. 703–711.
- [65] A. NAMJOSHI S. et al. « Fretting fatigue crack initiation mechanism in Ti–6Al–4V ». In : *Fatigue and fracture of engineering materials and structures* 25 (2002), p. 955–964.
- [66] T. HATTORI, M. NAKAMURA et T. WATANABE. « A new approach to the prediction of the fretting fatigue life that considers the shifting of the contact edge by wear ». In : *Fretting fatigue : Current Technology and Practices*. Sous la dir. de W. DAVID Hoepfner, Chandrskaran V. et B. CHARLES Elliot III. U.S.A : ASTM, 2000, p. 19–30.
- [67] T. HATTORI, T. KIEN V. et M. YAMASHITA. « Fretting fatigue life estimations based on fretting mechanisms ». In : *Tribology International*. 44 (2011), 1389–1393.
- [68] S. FOUVRY, P. DUÓ et Ph. PERRUCHAUT. « A quantitative approach of Ti–6Al–4V fretting damage : friction, wear and crack nucleation. » In : *Wear* 257 (2004), 916–929.
- [69] S. FOUVRY, K. PHILIPPE et V. LÉO. « A multiaxial fatigue analysis of fretting contact taking into account the size effect ». In : *Fretting fatigue : Current Technology and Practices*. Sous la dir. de W. DAVID Hoepfner, Chandrskaran V. et B. CHARLES Elliot III. U.S.A : ASTM, 2000, p. 167–182.

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [70] S. FOUVRY et al. « Identification of the characteristic length scale for fatigue cracking in fretting contacts ». In : *Journal de Physique IV* 08 (1998), p. 159–166.
- [71] S. NABOULSI et S. MALL. « Fretting fatigue crack initiation behavior using process volume approach and finite element analysis ». In : *Tribology International* 36 (2003), p. 121–131.
- [72] A. ARAÚJO J. et D. NOWELL. « The effect of rapidly varying contact stress fields on fretting fatigue ». In : *International Journal of Fatigue* 24 (2002), p. 763–775.
- [73] D. SWALLA et W. NEW R. « Characterization of fretting fatigue process volume using finite element analysis ». In : *Fretting Fatigue : Advances in Basic Understanding and Applications*. Sous la dir. de W. DAVID Hoepfner, Chandrskaran V. et B. CHARLES Elliot III. U.S.A : ASTM, 2003, p. 89–107.
- [74] A. NAMJOSHI S. et al. « Effects of process variables on fretting fatigue crack initiation in Ti-6Al-4V ». In : *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. 37.6 (2002), p. 535–547.
- [75] K. SHIN. « Prediction of fretting fatigue behavior under elastic-plastic conditions ». In : *Journal for Mechanical Science and Technology* 23 (2009), p. 2714–2721.
- [76] G. QYLAFKU et al. « On the fatigue failure and life prediction for notched specimens ». In : *Materials Science* 34 (1998), p. 604–618.
- [77] S. ROSSINO L. et al. « Issues on the mean stress effect in fretting fatigue of a 7050-T7451 Al alloy posed by new experimental data ». In : *International Journal of Fatigue* 31 (2009), p. 2041–2048.
- [78] L. SUSMEL. « A unifying approach to estimate the high-cycle fatigue strength of notched components subjected to both uniaxial and multi-axial cyclic loadings ». In : *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 27 (2004), p. 391–411.

## BIBLIOGRAPHIE

- [79] A. ARAÚJO J. et al. « On the use of the Theory of Critical Distances and the Modified Wöhler Curve Method to estimate fretting fatigue strength of cylindrical contacts ». In : *International Journal of Fatigue* 29 (2007), p. 95–107.
- [80] R. HOJJATI-TALEMI et M. ABDEL WAHAB. « Fretting fatigue crack initiation lifetime predictor tool : Using damage mechanics approach ». In : *Tribology International*. 60 (2013), 176—186.
- [81] ASTM E8. « Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials ». In : *American Society for Testing and Materials*. Sous la dir. d'American Society for TESTING et MATERIALS. T. 3.01.
- [82] Jean MERIAUX. « Etude expérimentale et modélisation de l'endommagement d'un contact aube/disque de soufflante soumis à des chargements de fretting fatigue ». Thèse de doct. Ecole Centrale de Lyon, 2010.
- [83] H. HERTZ. « Ueber die Beruehrung fester elastischer Koerper ». In : *Journal fuer die reine und angewandte Mathematik* 92 (1882), p. 156–171.
- [84] H. WANG R., K. JAIN V. et S. MALL. « A non-uniform friction distribution model for partial slip fretting contact ». In : *Wear* 262 (2007), p. 607–616.
- [85] K. WALKER. « The effect of stress relation during crack propagation and fatigue for 2024-Y3 and 7075-T6 aluminum ». In : *subcommittee E-9V Winter Meeting*. 1969, p. 1337–1348.
- [86] Ayoub A. et al. « A continuum damage model for the high-cycle fatigue life prediction of styrene-butadiene rubber under multiaxial loading. » In : *International Journal of Solids and Structures* 48 (2011), 2458—2466.
- [87] Ayoub A. et al. « Fatigue life prediction of rubber-like materials under multiaxial loading using a continuum damage mechanics approach : Effects of two-blocks loading and R ratio. » In : *Mechanics of Materials* 52 (2012), 87—246.

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [88] Zine A., N. BENSEDDIQ et M. NAÏT ABDELAZIZ. « Rubber fatigue life under multiaxial loading : Numerical and experimental investigations. » In : *International Journal of Fatigue* 33 (2011), 1360—1368.
- [89] Zine A. et al. « Prediction of rubber fatigue life under multiaxial loading. » In : *Fatigue Fracture Engineering Material Structure* 29 (2006), 267—278.
- [90] V. MARS W. et A. FATEMI. « Multiaxial Fatigue of Rubber, Part II : Experimental Observations and Life Predictions ». In : *Journal of Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. 28 (2005), p. 523–538.
- [91] Kimtangar NGARGUEUEDJIM. « Contribution à l'étude des lois d'endommagement en fatigue ». Thèse de doct. INSA de Lyon, 2003.
- [92] S. GARCIA et al. « Fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminum alloys subjected to block loading. » In : *International Journal of Fatigue* 27.4 (2005), 1347—1353.
- [93] C. BATHIAS et A. PINEAU. « Fatigue des matériaux et des structures ». In : *Mécanique et Ingénierie des Matériaux*. Sous la dir. de LAVOISIER. T. 1.
- [94] I. MUSKHELISHVILI N. *Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity*. Noordhoff, 1953.

## BIBLIOGRAPHIE

## Quelques étapes et évènements majeurs dans l'histoire de la fatigue [93]

**1842** accident de chemin de fer à Meudon.

**1858** 1<sup>re</sup> publication de *Wöhler*.

**1860-1870** expérience de *Wöhler* sur des essieux et entaillés. Essais en flexion et en torsion - Étude de l'effet d'une contrainte moyenne.

**1881** étude de *Bauschinger* à l'origine de la fatigue oligocyclique.

**1910** loi de *Basquin*.

**1913** distribution des contraintes au voisinage des entailles (*Inglis*).

**1920** bilan d'énergie pour la propagation d'une fissure (*Griffith*).

**1930** facteur de concentration de contrainte et endurance en fatigue (*Peterson*).

**1937** concept de *Neuber* pour les entailles.

**1939** approche statistique de la fatigue. Loi de *Weibull*.

**1945** concept de *Miner* pour le cumul du dommage de fatigue.

**1953-1954** fatigue oligocyclique. Loi de *Manson-Coffin*.

**1954** accidents des avions *Comet*.

**1956** introduction du concept de force d'extension d'une fissure (*Irwin*).

**1960** machines servohydrauliques.

**1961** loi de *Paris* pour la propagation des fissures.

**1968** introduction du concept de facteur d'intensité des contraintes effectif (*Elbert*).

**1988** accident d'*Aloha B 737*.

**1989** accident *DC 10 Sioux City*.

**1996** accident *Pensacola*.

**1998** accident du chemin de fer *ICE. Eschede*.

**2006** accident *Los Angeles B 767*.

# Annexe **B**

## Mécanique du contact

Afin de comprendre l'effet des conditions des chargements appliqués aux problèmes de fretting fatigue, il est nécessaire de déterminer les contraintes et les déformations au niveau de la surface de contact. *Hills et Nowell* [52] ont introduit une solution analytique de l'état de contrainte dans la surface de contact pour le cas de fretting. La solution analytique est divisée en trois catégories : (i) résolution du problème plan sans condition de contact ; (ii) résolution du problème de *Hertz* ; (iii) résolution de la distribution de la traction tangentielle dans la zone de glissement.

### B.0.1 Problème plan

On considère un demi-plan soumis à un effort normal  $P$  et tangentiel  $Q$  (figure B.1). Les formules des contraintes et des déformations sont obtenue avec l'insertion de la fonction d'*Airy* dans l'équation biharmonique et l'utilisation de la loi de *Hook* :

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= \frac{-2}{\pi r}(P\cos\theta - Q\sin\theta) \\ \sigma_{\theta\theta} &= \tau_{r\theta} = 0\end{aligned}\tag{B.1}$$

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{rr} &= \frac{1}{8\mu}(\sigma_{rr}(1+k) + \sigma_{\theta\theta}(k-3)) \\
\varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{8\mu}(\sigma_{\theta\theta}(1+k) + \sigma_{rr}(k-3)) \\
\gamma_{r\theta} &= \frac{\tau_{r\theta}}{\mu}
\end{aligned}
\tag{B.2}$$

avec  $k = 3 - 4\nu$  pour les conditions de déformation plane.

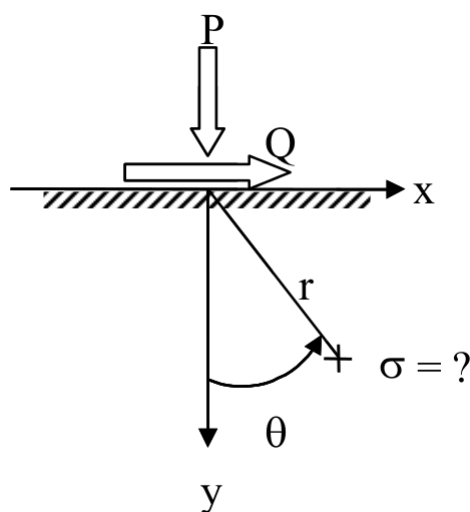


FIGURE B.1: Un demi-plan sous l'effet de l'effort normal  $P$  et l'effort tangentiel  $Q$ .

On considère deux corps (1) et (2) en contact soumis à un effort normal  $P$  et un effort tangentiel  $Q$  (figure B.1). La composition du déplacement relative dans la direction  $y$  s'écrit :  $h(x) = v_1 - v_2$  et dans direction  $x$  :  $g(x) = u_1 - u_2$ . Pour les conditions de déformation plane et les corps de même matériau, on a :

$$\begin{aligned}
\frac{1}{A} \frac{\partial h}{\partial x} &= \frac{1}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{p(\xi)}{x - \xi} \\
\frac{1}{A} \frac{\partial g}{\partial x} &= \frac{1}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{q(\xi)}{x - \xi}
\end{aligned}
\tag{B.3}$$



avec  $A = 4(1 - \frac{\nu^2}{E})$  et la pression normale  $p(x)$  est donnée par la formule suivante :

$$p(x) = -\frac{w(x)}{A\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{h'(\xi)d\xi}{w(\xi)(\xi - x)} + Cw(x) \quad (\text{B.4})$$

avec  $h' = \frac{\partial h}{\partial x}$  et  $w(x) = \sqrt{a^2 - x^2}$ .

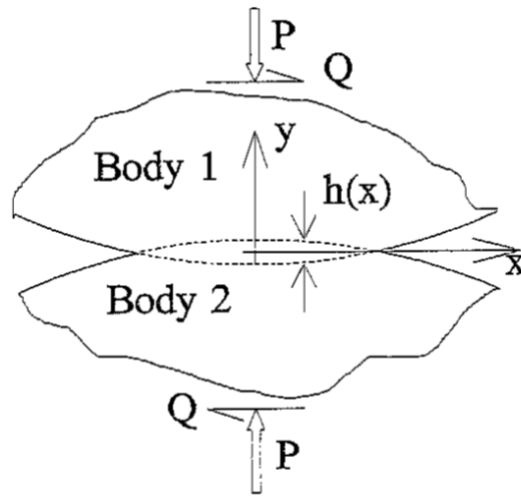


FIGURE B.2: Deux corps élastiques sous l'effet de l'effort normal  $P$  et l'effort tangentiel  $Q$ .

### B.0.2 Problème de *Hertz*

La solution de la pression de *Hertz*  $p(x)$  est obtenue en intégrant l'équation B.4. Considérons deux corps de formes circulaires avec deux rayons  $R_1$  et  $R_2$  (figure B.3). Les deux corps peut être considérer comme demi-plan et la composante de déplacement relatif local au point de contact peut être dérivée par une équation parabolique :

$$h' = \frac{dh}{dx} = -kx \quad (\text{B.5})$$

avec  $k = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$

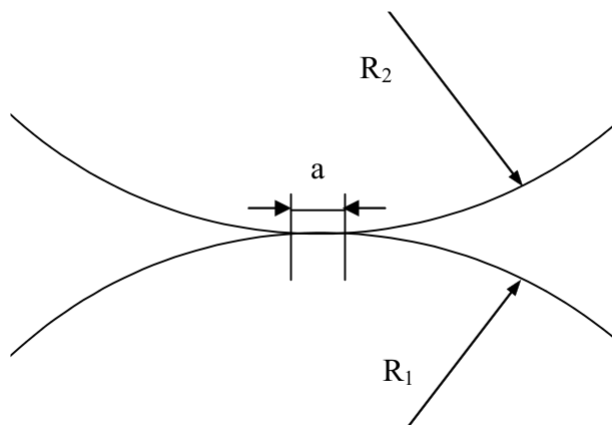


FIGURE B.3: Rayons  $R_1$  et  $R_2$  et la largeur du contact  $a$ .

Pour un contact circulaire, la valeur de la pression est nulle aux deux extrémités du contact. L'équation B.4 devient :

$$p(x) = -\frac{k}{A} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (\text{B.6})$$

La force normale totale est donnée par :

$$p(x) = \int_{-a}^{+a} p(\xi) d\xi = \frac{\pi k a^2}{2A} \quad (\text{B.7})$$

La largeur du contact est donnée par l'équation suivante :

$$p(x) = \sqrt{\frac{2PA}{\pi k}} \quad (\text{B.8})$$

et la distribution de la pression de *Hertz* :

$$p(x) = -p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \quad (\text{B.9})$$

avec  $p_0 = \frac{2P}{\pi a}$  est la valeur maximale de la pression de *Hertz*.

L'état de contraintes en surface de contact et loin de la surface de contact est déduit en corrélant le potentiel de *Muskhelishvili* [94] avec les conditions de glissement  $q(x) = -\mu p(x)$  l'équation de la pression de *Hertz*.

Au sein de la zone de contact on :

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{xx}^n}{p_0} &= \frac{\sigma_{yy}^n}{p_0} = \frac{\tau_{xy}^t}{\mu p_0} = -\frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{a} \\ \frac{\sigma_{xx}^t}{p_0} &= -2\frac{x}{a} \\ \frac{\sigma_{yy}^t}{\mu p_0} &= \frac{\tau_{xy}^n}{p_0} = 0 \\ \frac{\sigma_{zz}^n}{\mu p_0} &= -2\nu \frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{a} \\ \frac{\sigma_{zz}^t}{\mu p_0} &= -2\nu \frac{x}{a} \end{aligned} \quad (\text{B.10})$$

A l'extérieur de la zone de contact :

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{yy}^t}{\mu p_0} &= \frac{\sigma_{xy}^t}{p_0} = 0 \\ \frac{\sigma_{xx}^t}{\mu p_0} &= -2\frac{x}{a} + 2\frac{\sqrt{x^2 - a^2}}{a} \text{sgn}(x) \\ \frac{\sigma_{zz}^t}{\mu p_0} &= -2\nu \left[ x + \frac{\sqrt{x^2 - a^2}}{a} \text{sgn}(x) \right] \end{aligned} \quad (\text{B.11})$$

### B.0.3 Contact entre deux cylindres en glissement partiel

La traction tangentielle  $q(x)$  est dérivée de la l'équation B.3 avec l'utilisation de la formule  $\int_{-a}^a q(x)dx = Q$  :

$$q(x) = \frac{Q}{\pi\sqrt{a^2 - x^2}} \quad (\text{B.12})$$

En outre, quand la valeur l'effort tangentiel  $Q$  est différent de zéro, la quantité de  $q(x)$  tend vers l'infini lorsque  $x$  tend vers  $\pm a$ . Cela signifie que le glissement se produit quelle que soit la valeur du coefficient de frottement est à ce point. Si la force tangentielle appliquée augmente d'une façon monotone lorsque  $Q < \mu P$ , les zones de glissement et d'adhésion qui se forment (figure B.4).

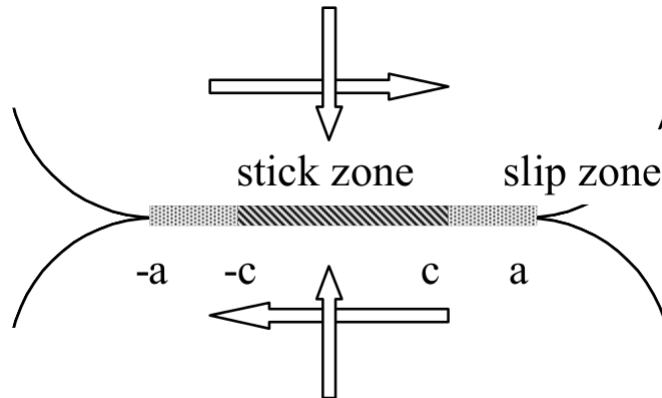


FIGURE B.4: Régions d'adhésion et de glissement pour un contact entre deux cylindres.

Dans la zone de glissement  $q(x) = \mu p(x) = \mu p_0 \sqrt{1 - (\frac{x}{a})^2}$ . La traction tangentielle entre  $-a < x < +a$  est exprimée comme suit :

$$q(x) = \mu p(x) = \mu p_0 \sqrt{1 - (\frac{x}{a})^2} + q'(x) \quad (\text{B.13})$$

avec  $q'(x) = \mu p(x) = -\mu p_0 \frac{c}{a} \sqrt{1 - t^2}$ ,  $-1 < t < 1$ .

En outre, compte tenu de la relation de  $q(x)$  et de  $Q$ , l'équation de force de cisaillement peut être générée sans difficulté.

$$Q = \frac{\mu p_0 \pi}{2a} (a^2 - c^2) \quad (\text{B.14})$$

Les contraintes de surfaces peuvent être exprimées avec la théorie de Mindlin, en supposant un contact élastique en déformations planes. La traction de surface peut être considérée comme une superposition de trois distributions :

- une distribution de la pression normale d'une valeur maximale  $-p_0$  agissant entre  $\pm a$  ;
- une distribution de la traction tangentielle d'une valeur maximale  $\mu p_0$  agissant entre  $\pm a$  ;
- une deuxième distribution de la traction tangentielle d'une valeur maximale  $-\mu p_0 (\frac{a}{c})$  agissant entre  $\pm c$  ;

Par exemple, on peut calculer les composants de la contrainte  $\sigma_{xx}(x, y)$  dans un point  $(x, y)$  après la superposition des trois distributions [52] :

$$\sigma_{xx}(x, y) = p_0 \left( \frac{\sigma_{xx}^n(\frac{x}{a}, \frac{y}{a})}{p_0} \right) + \mu p_0 \left( \frac{\sigma_{xx}^t(\frac{x}{a}, \frac{y}{a})}{\mu p_0} \right) - \mu p_0 \frac{c}{a} \left( \frac{\sigma_{xx}^t(\frac{x}{c}, \frac{y}{c})}{\mu p_0} \right) \quad (\text{B.15})$$



# Annexe C

## Résultats en cumul d'endommagement

Dans cette partie nous représentons les résultats de prédiction de durée de vie en fretting fatigue par les lois d'endommagement *Miner*, *DSM* couplée avec les critères de fatigue multiaxiale SWT, SSR, MSSR et  $\Delta$ CED.

### C.0.4 Loi *DSM* modifiée avec la contrainte de fretting fatigue globale

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner		DSM	
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$D_i$
E1	225	108937	54469	54469	0,562	54469	0,562	54469	0,126
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,79	<b>73888</b>	1	<b>73754</b>	1
E2	250	43580	21790	21790	0,491	21790	0,491	21790	0,129
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,224	<b>71084</b>	1	<b>61594</b>	1
E3	175	968856	242214	242214	0,389	242214	0,389	242214	0,0046
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,44	318058	0,716	318058	0,130
	225	108937	27234	/	/	345292	0,997	345292	0,317
	250	43580	10895	/	/	<b>345417</b>	1	<b>351528</b>	1
E4	250	43580	10895	10895	0,246	10895	0,246	10895	0,052
	225	108937	27234	108937	0,527	38129	0,527	38129	0,133
	200	303376	75844	113973	0,854	113973	0,854	113973	0,657
	175	968856	242214	<b>272545</b>	0,914	<b>204956</b>	1	<b>115842</b>	1
E5	250	43580	10895	10895	0,246	10895	0,246	10895	0,052
	175	968856	242214	253109	0,634	253109	0,634	253109	0,172
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,921	328953	0,961	328953	0,209
	225	108937	27234	/	/	<b>332682</b>	1	<b>336786</b>	1
E6	175	968856	242214	242214	0,389	242214	0,389	242214	0,046
	225	108937	27234	269448	0,76	269448	0,76	269448	0,122
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,855	280343	0,915	280343	0,252
	200	303376	75844	/	/	<b>299944</b>	1	<b>311424</b>	1
E7	250	43580	10895	10895	0,246	10895	0,246	10895	0,052
	175	968856	242214	253109	0,634	253109	0,634	253109	0,172
	225	108937	27234	280343	0,915	280343	0,915	280343	0,531
	200	303376	75844	<b>310412</b>	1,045	<b>299944</b>	1	<b>284083</b>	1

TABLE C.1: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs :  $FF = A \cdot N^B$ .



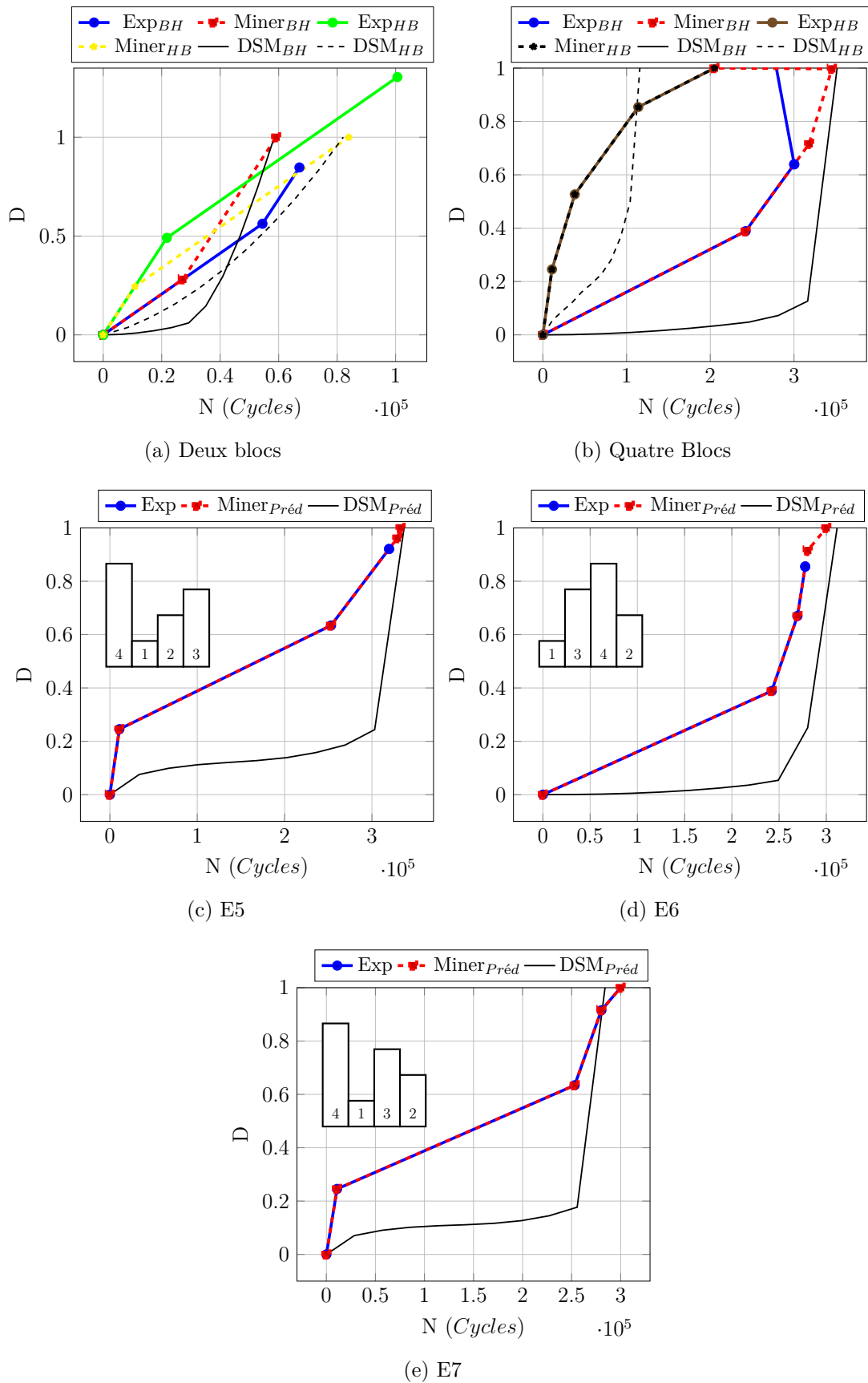


FIGURE C.1: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles :  $\sigma_{FF} = A \cdot N^B$ .

### C.0.5 Loi *DSM* modifiée avec la contrainte de fretting fatigue globale $\sigma_u$

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner		DSM	
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$D_i$
E1	225	108937	54469	54469	0,562	54469	0,562	54469	0,032
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,847	<b>73888</b>	1	<b>75928</b>	1
E2	250	43580	21790	21790	0,491	21790	0,491	21790	0,029
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,305	<b>71084</b>	1	<b>66694</b>	1
E3	175	968856	242214	242214	0,389	242214	0,389	242214	0,014
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,639	318058	0,716	318058	0,038
	225	108937	27234	/	/	345292	0,997	345292	0,099
	250	43580	10895	/	/	<b>345417</b>	1	<b>350954</b>	1
E4	250	43580	10895	10895	0,246	10895	0,246	10895	0,052
	225	108937	27234	108937	0,527	38129	0,527	38129	0,031
	200	303376	75844	113973	0,854	113973	0,854	113973	0,103
	175	968856	242214	<b>272545</b>	1,108	<b>204956</b>	1	<b>141694</b>	1
E5	250	43580	10895	10895	0,246	10895	0,246	10895	0,012
	175	968856	242214	253109	0,634	253109	0,634	253109	0,04
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,921	328953	0,961	<b>325357</b>	1
	225	108937	27234	/	/	<b>332682</b>	1	/	/
E6	175	968856	242214	242214	0,389	242214	0,389	242214	0,046
	225	108937	27234	2694	0,76	269448	0,76	269448	0,122
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,855	280343	0,915	280343	0,252
	200	303376	75844	/	/	<b>299944</b>	1	<b>312292</b>	1
E7	250	43580	10895	10895	0,246	10895	0,246	10895	0,012
	175	968856	242214	253109	0,634	253109	0,634	253109	0,04
	225	108937	27234	280343	0,915	280343	0,915	280343	0,109
	200	303376	75844	<b>310412</b>	1,045	<b>299944</b>	1	<b>293777</b>	1

TABLE C.2: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs :  $FF = A \cdot N^B$  et  $\sigma_u$ .

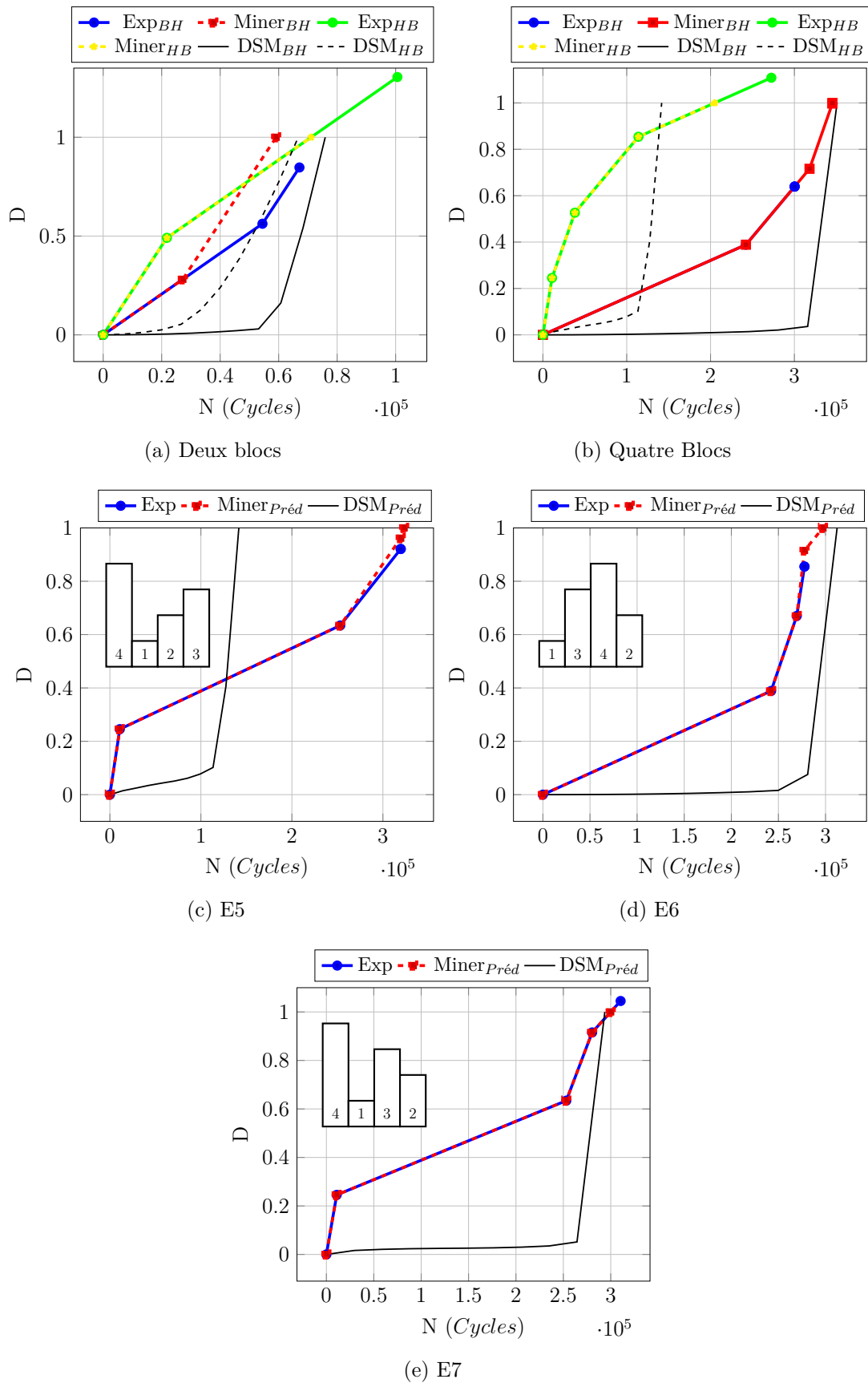


FIGURE C.2: Évolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles :  $\sigma_{FF} = A \cdot N^B$  et  $\sigma_u = A$ .

### C.0.6 Loi *DSM* modifiée avec le paramètre *SWT*

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner			DSM
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$D_i$
E1	225	108937	54469	54469	0,5	54469	0,5	54469	0,011
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,79	<b>76259</b>	1	<b>72331</b>	1
E2	250	43580	21790	21790	0,5	21790	0,5	21790	0,007
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,224	<b>76259</b>	1	<b>93808</b>	1
E3	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,006
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,44	318058	0,5	318058	0,013
	225	108937	27234	/	/	345292	0,75	345292	0,026
	250	43580	10895	/	/	<b>356187</b>	1	<b>353855</b>	1
E4	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	$3,14 \times 10^{-5}$
	225	108937	27234	108937	0,5	38129	0,5	38129	0,003
	200	303376	75844	113973	0,75	113973	0,75	113973	0,006
	175	968856	242214	<b>272545</b>	0,914	<b>356187</b>	1	<b>727222</b>	1
E5	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	$3,14 \times 10^{-5}$
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,001
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,719	328953	0,75	328953	0,004
	225	108937	27234	/	/	<b>356187</b>	1	<b>423336</b>	1
E6	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,006
	225	108937	27234	269448	0,5	269448	0,5	269448	0,011
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,689	280343	0,75	280343	0,03
	200	303376	75844	/	/	<b>356187</b>	1	<b>302227</b>	1
E7	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	$3,14 \times 10^{-5}$
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,001
	225	108937	27234	280343	0,75	280343	0,75	280343	0,004
	200	303376	75844	<b>310412</b>	0,849	<b>356187</b>	1	<b>480495</b>	1

TABLE C.3: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs :  $SWT = A \cdot N^B$ .

### C.0.7 Loi *DSM* modifiée avec le paramètre *SSR*

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner		DSM	
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$D_i$
E1	225	108937	54469	54469	0,5	54469	0,5	54469	0,039
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,79	<b>76259</b>	1	<b>75030</b>	1
E2	250	43580	21790	21790	0,5	21790	0,5	21790	0,037
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,224	<b>76259</b>	1	<b>80164</b>	1
E3	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,033
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,44	318058	0,5	318058	0,057
	225	108937	27234	/	/	345292	0,75	345292	0,127
	250	43580	10895	/	/	<b>356187</b>	1	<b>348901</b>	1
E4	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,019
	225	108937	27234	108937	0,5	38129	0,5	38129	0,031
	200	303376	75844	113973	0,75	113973	0,75	113973	0,052
	175	968856	242214	<b>272545</b>	0,914	<b>356187</b>	1	<b>463693</b>	1
E5	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,019
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,023
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,719	328953	0,75	328953	0,039
	225	108937	27234	/	/	<b>356187</b>	1	<b>382889</b>	1
E6	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,033
	225	108937	27234	269448	0,5	269448	0,5	269448	0,055
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,689	280343	0,75	280343	0,125
	200	303376	75844	/	/	<b>356187</b>	1	<b>293442</b>	1
E7	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,019
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,023
	225	108937	27234	280343	0,75	280343	0,75	280343	0,038
	200	303376	75844	<b>310412</b>	0,849	<b>356187</b>	1	<b>409904</b>	1

TABLE C.4: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs :  $SSR = A \cdot N^B$ .

### C.0.8 Loi *DSM* modifiée avec le paramètre *MSSR*

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner		DSM	
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$D_i$
E1	225	108937	54469	54469	0,5	54469	0,5	54469	0,089
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,79	<b>76259</b>	1	<b>78392</b>	1
E2	250	43580	21790	21790	0,5	21790	0,5	21790	0,094
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,224	<b>76259</b>	1	<b>70893</b>	1
E3	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,068
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,44	318058	0,5	318058	0,085
	225	108937	27234	/	/	345292	0,75	345292	0,123
	250	43580	10895	/	/	<b>356187</b>	1	<b>359639</b>	1
E4	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,068
	225	108937	27234	108937	0,5	38129	0,5	38129	0,094
	200	303376	75844	113973	0,75	113973	0,75	113973	0,128
	175	968856	242214	<b>272545</b>	0,914	<b>356187</b>	1	<b>320273</b>	1
E5	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,068
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,087
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,719	328953	0,75	328953	0,114
	225	108937	27234	/	/	<b>356187</b>	1	<b>364599</b>	1
E6	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,068
	225	108937	27234	269448	0,5	269448	0,5	269448	0,094
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,689	280343	0,75	280343	0,14
	200	303376	75844	/	/	<b>356187</b>	1	<b>349762</b>	1
E7	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,068
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,087
	225	108937	27234	280343	0,75	280343	0,75	280343	0,128
	200	303376	75844	<b>310412</b>	0,849	<b>356187</b>	1	<b>367261</b>	1

TABLE C.5: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs :  $MSSR = A \cdot N^B$ .

**C.0.9 Loi *DSM* modifiée avec le paramètre  $\Delta CED$** 

Éprouvette	$\sigma_{max}$ (MPa)	$N_i$	Expérimental			Miner		DSM	
			$n_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$\sum \beta_i$	$\sum n_i$	$D_i$
E1	225	108937	54469	54469	0,5	54469	0,5	54469	0,0188
	250	43580	21790	<b>67107</b>	0,79	<b>76259</b>	1	<b>76064</b>	1
E2	250	43580	21790	21790	0,5	21790	0,5	21790	0,0186
	225	108937	54469	<b>100602</b>	1,224	<b>76259</b>	1	<b>76883</b>	1
E3	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,004
	200	303376	75844	<b>300288</b>	0,44	318058	0,5	318058	0,009
	225	108937	27234	/	/	345292	0,75	345292	0,0143
	250	43580	10895	/	/	<b>356187</b>	1	<b>371736</b>	1
E4	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,01
	225	108937	27234	108937	0,5	38129	0,5	38129	0,015
	200	303376	75844	113973	0,75	113973	0,75	113973	0,038
	175	968856	242214	<b>272545</b>	0,914	<b>356187</b>	1	<b>167429</b>	1
E5	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,01
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	239298	0,021
	200	303376	75844	<b>319556</b>	0,719	328953	0,75	328953	0,15
	225	108937	27234	/	/	<b>356187</b>	1	<b>329769</b>	1
E6	175	968856	242214	242214	0,25	242214	0,25	242214	0,004
	225	108937	27234	269448	0,5	269448	0,5	269448	0,007
	250	43580	10895	<b>277666</b>	0,689	280343	0,75	280343	0,015
	200	303376	75844	/	/	<b>356187</b>	1	<b>390323</b>	1
E7	250	43580	10895	10895	0,25	10895	0,25	10895	0,01
	175	968856	242214	253109	0,5	253109	0,5	253109	0,02
	225	108937	27234	280343	0,75	280343	0,75	280343	0,036
	200	303376	75844	<b>310412</b>	0,849	<b>356187</b>	1	<b>312368</b>	1

TABLE C.6: Résultats d'essais de fretting fatigue en cumul par blocs :  $\Delta CED = A \cdot N^B$ .

