



Etude de l'influence des conditions environnementales sur le comportement en fretting, fatigue et fretting-fatigue des câbles du génie civil

Virginie Perier

► To cite this version:

Virginie Perier. Etude de l'influence des conditions environnementales sur le comportement en fretting, fatigue et fretting-fatigue des câbles du génie civil. Matériaux. ECOLE CENTRALE DE LYON, 2010. Français. NNT : . tel-00969179

HAL Id: tel-00969179

<https://theses.hal.science/tel-00969179>

Submitted on 2 Apr 2014

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

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

Numéro d'ordre

THÈSE

Présentée devant

L'ÉCOLE CENTRALE DE LYON

pour obtenir le grade de Docteur

École doctorale : Matériaux de Lyon

par

Virginie PÉRIER

Ingénieur TPE

Etude de l'influence des conditions environnementales sur
le comportement en fretting, fatigue et fretting-fatigue
des câbles du génie civil

soutenance prévue le 2 septembre 2010

Composition du jury

Rapporteurs	Philippe Pilvin	Professeur, UBS, Lorient
	Stefano Mischler	Professeur, EPFL, Lausanne
Examineurs	Bernard Normand	Professeur, INSA, Lyon
Conseillers Scientifiques	Lamine Dieng	Chargé de recherche, LCPC, Nantes
	Laurent Gaillet	Chargé de recherche, LCPC, Nantes
Directeur de thèse	Siegfried Fouvry	Directeur de recherche CNRS, ECL, Lyon

Remerciements

Je remercie vivement Messieurs Christian Tessier et Bertrand Philippot pour m'avoir accueillie dans la division MACOA (Métaux, Armatures et Câbles pour Ouvrages d'Art) du LCPC (Laboratoire Central des Ponts et Chaussées) et pour m'avoir permis de réaliser ma thèse dans de bonnes conditions.

J'aimerais remercier Monsieur Siegfried Fouvry du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes de l'Ecole Centrale de Lyon pour avoir accepté de diriger cette thèse et pour l'autonomie qu'il m'a laissée dans l'accomplissement de ce travail de recherche.

Mes remerciements vont également à Lamine Dieng et Laurent Gaillet, mes conseillers d'études au LCPC, qui ont encadré ce travail et qui m'ont apporté leur aide et leur soutien tout au long de ma thèse. Un grand merci à Lamine pour s'être intéressé à mon travail, pour avoir eu la patience de répondre à mes questions, pour m'avoir orientée, guidée et aidée jusqu'à la fin de la thèse. Un grand merci à Laurent pour ses conseils et pour l'intérêt qu'il a porté à mon travail.

Je remercie Monsieur Stefano Mischler, Professeur à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, et Monsieur Philippe Pilvin, Professeur à l'Université de Bretagne Sud, pour avoir accepté d'être rapporteurs de ce travail. Je remercie également Monsieur Bernard Normand, Professeur à l'INSA (Institut National des Sciences Appliquées) de Lyon pour avoir accepté d'être membre du jury de cette thèse.

Je tiens également à remercier l'ensemble des membres de l'équipe MACOA qui m'a permis de réaliser cette thèse dans une bonne ambiance.

Je souhaite remercier plus particulièrement Jean-François David pour son aide quotidienne, son implication, sa motivation permanente dans la mise au point et la réalisation des essais de fretting-fatigue et fretting-fatigue-corrosion, et sa persévérance malgré de nombreux problèmes techniques.

Je souhaite remercier plus particulièrement Michel Grasset qui m'a beaucoup appris en ce qui concerne les observations métallographiques et leur interprétation, et qui a su

relever les défis avec succès.

Merci à Richard Michel et Daniel Bruhat pour leur aide dans l'utilisation de l'émission acoustique et pour leur investissement dans la recherche de solutions face aux problèmes techniques.

Merci à Angélique Guilloux et Jérôme Demoncheaux pour leur aide dans la réalisation d'essais de traction et de fatigue.

Merci également à Julien Le Mouel, Jean-Marc Paul, Olivier Nédélec, Christelle Herbin, Stéphane Lerat, Philippe Tedeschi pour s'être intéressés à mon travail, pour m'avoir apporté leur aide et leur soutien au cours de discussions ou au cours de montage d'essais.

Je remercie Olivier Priou, Cédric Chartier et Arnaud Pacitti qui ont contribué à ce travail de recherche au cours de stages de Master Recherche.

Je tiens également à remercier la Fretting Team (Jean, Caroline, Jessica, Jean-Michel, Julien, Svetlana et tous les autres) de l'Ecole Centrale Lyon pour leur accueil sympathique et pour leurs explications sur les phénomènes de fretting et de fretting-fatigue. Je remercie plus particulièrement Svetlana qui m'a expliqué le fonctionnement de la machine de fretting, Jean-Michel Vernet pour l'aide qu'il m'a apportée en réalisant des essais de fretting de longue durée, et Julien pour son aide notamment lors de problèmes techniques.

Je remercie sincèrement Marianne Perrin, une amie qui m'a supportée pendant ces quelques années et qui a eu la patience d'écouter le récit des difficultés rencontrées au cours de ma thèse.

Mes remerciements vont également à ma famille : je remercie mes parents, Daniel et Cécile, qui m'ont toujours soutenue et encouragée à faire des études, je remercie vivement mon frère, Cédric, qui a toujours su m'encourager, me motiver et qui a toujours cru en moi.

Je souhaite également remercier MM. Malassoma, Mesbah, Lamarque, Branque de l'ENTPE qui m'ont encouragée à faire un master recherche et à poursuivre en thèse.

Table des matières

Remerciements	iii
Table des matières	vii
Table des figures	xiv
Liste des tableaux	xv
Introduction générale	1
1 Bibliographie	5
1.1 Généralités sur les ouvrages d'art comportant des câbles	5
1.1.1 Les ponts en béton précontraint	6
1.1.2 Les ponts suspendus	7
1.1.3 Les ponts à haubans	8
1.1.4 Présentation des câbles	9
1.1.5 Pathologies des câbles et moyens de protection	12
1.2 Mécanismes de fatigue, de fretting et de fretting-fatigue appliqués aux câbles de haubanage ou de suspension	13
1.2.1 La fatigue des métaux	13
1.2.2 La fissuration des métaux	14
1.2.3 Le fretting	18
1.2.4 Le fretting-fatigue	23
1.2.5 La fatigue et le fretting-fatigue des câbles d'acier tréfilé	26
1.3 Mécanismes de corrosion appliqués aux câbles de haubanage ou de suspension	28
1.3.1 La corrosion généralisée	29
1.3.2 La corrosion localisée	30
1.3.3 Corrosion assistée mécaniquement	31
1.4 Mécanismes d'interaction entre les sollicitations mécaniques (fretting, fatigue) et un environnement corrosif	35
2 Matériaux et techniques expérimentales	39
2.1 Matériau étudié	39
2.2 Machines d'essais	41
2.2.1 Principe des essais de fretting	41

2.2.2	Banc de fretting-fatigue	43
2.2.3	Machine de traction/fatigue	50
2.3	Méthodes de contrôle non destructif	51
2.3.1	Emission acoustique	51
2.3.2	Ultrasons	53
2.3.3	Magnétoscopie	53
2.4	Méthodes d'observation métallographique	54
3	Influence d'une solution aqueuse sur le comportement en fretting d'un fil d'acier tréfilé	57
3.1	Influence d'une solution aqueuse sur les régimes de glissement	57
3.1.1	Régimes de glissement pour un contact sec	58
3.1.2	Régimes de glissement pour un contact immergé dans l'eau	62
3.1.3	Synthèse sur les régimes de glissement	64
3.2	Etude de la fissuration des fils d'acier tréfilés sous chargement de fretting	66
3.2.1	Fissuration pour le cas d'un contact sec	66
3.2.2	Fissuration pour le cas d'un contact immergé dans l'eau	72
3.2.3	Synthèse et analyse sur la fissuration en fretting	79
3.3	Modélisation numérique du contact entre deux fils d'acier tréfilé	83
3.3.1	Définition du modèle	83
3.3.2	Etat de contrainte	85
3.3.3	Fissuration	85
4	Comportement en fretting-fatigue d'un fil d'acier tréfilé dans un environnement corrosif	91
4.1	Comportement en fatigue et en fretting-fatigue des fils d'acier tréfilé	91
4.2	Influence d'une solution sur le comportement en fretting-fatigue	96
4.3	Influence d'une solution sur la phase de propagation des fissures	99
4.3.1	Durées de vie des éprouvettes	100
4.3.2	Fissuration	102
4.3.3	Synthèse et discussion	111
5	Propagation de fissure dans un fil d'acier tréfilé présentant un défaut de surface	115
5.1	Propagation de fissure dans un fil entaillé	115
5.1.1	Etude expérimentale	116
5.1.2	Etude numérique	120
5.1.3	Comparaison des résultats	123
5.2	Propagation d'une fissure dans un fil d'acier tréfilé comportant un défaut localisé de corrosion	123
5.2.1	Mise en place d'un protocole de formation d'un défaut localisé de corrosion	124
5.2.2	Essais de fatigue	128
5.2.3	Mise en parallèle défaut de corrosion / entailles d'électroérosion	128

Conclusion générale	131
Références bibliographiques	133

Table des figures

1	Exemples d'ouvrages d'art : (a) Viaduc de Millau (Pont à haubans); (b) Pont de Tancarville (Pont suspendu)	1
2	Principe du tréfilage	2
3	Contact entre fils et éléments de l'ouvrage : (a) Contact entre un monotoron et un collier (Pont de Chateauneuf-sur-Loire); (b) Selle de déviation (Pont d'Ancenis)	3
1.1	Exemple de pont en béton précontraint : le pont de l'Île de Ré	6
1.2	Représentation schématique d'un pont suspendu [1]	7
1.3	Représentation schématique d'un pont à haubans [1]	8
1.4	Filière de tréfilage [19]	9
1.5	Types de câbles [21, 22] : (a) Monotoron multicouche à pas croisés; (b) Câble à torons parallèles	10
1.6	Schémas d'un câble clos	10
1.7	Types d'ancrage de câbles [4, 22] : (a) Ancrage à clavette; (b) Ancrage par culot	11
1.8	(a) Contact linéique; (b) Contact ponctuel	12
1.9	Représentation schématique d'une courbe de Wöhler	14
1.10	Modes d'ouvertures de fissures [26]	15
1.11	Représentation schématique de la vitesse de propagation d'une fissure [25]	16
1.12	Principe de la méthode des débattements variables	21
1.13	Critères de glissement [52]	21
1.14	Carte de sollicitations locales et carte de réponse du matériau [54]	22
1.15	Représentation schématique des différentes phases de la propagation d'une fissure de fretting-fatigue [61]	24
1.16	Prédiction de l'amorçage de fissure en fretting-fatigue à l'aide du critère de Dang Van [64]	24
1.17	Analogie entre les contraintes en bordure de contact et en fond d'entaille [62]	25
1.18	Schématisation du processus conduisant à la rupture des éprouvettes de fretting-fatigue [74]	25
1.19	Concept de carte de fretting-fatigue [75]	26
1.20	Rupture de fils à la sortie d'un ancrage d'un câble de haubanage [5]	26
1.21	Carte d'endommagement en fretting-fatigue des fils d'acier tréfilé [11]	27

1.22 Durées de vie en fretting-fatigue pour des contacts entre fils clairs, galvanisés et lubrifiés [12, 76]	28
1.23 Schéma de la corrosion métallique [77]	29
1.24 Corrosion généralisée d'un câble de pont suspendu [78]	30
1.25 Schématisation d'une piqure de corrosion [79]	30
1.26 Schématisation d'une fissure de corrosion sous contrainte [80]	31
1.27 Ruptures de fils des couches internes d'un toron [80]	32
1.28 Représentation schématique des effets d'un environnement inerte ou agressif sur la propagation de fissure en fatigue	33
1.29 Modèle de dissolution/repassivation du film d'oxyde [25]	34
1.30 Courbe de polarisation	34
1.31 Comparaison des durées de vie d'un alliage de titane, non grenailé et grenailé, soumis à du fretting-fatigue dans l'air et dans l'eau de mer synthétique [91]	36
1.32 Courbes de Wöhler pour des fils d'acier soumis à du fretting-fatigue dans l'air, dans l'eau de mer et dans l'eau de mer avec une protection cathodique de -850 mV/ESC [92]	37
1.33 Endommagement d'un toron multicouche par fretting-fatigue et corrosion [80]	37
1.34 Fissure amorcée par fatigue de contact et propagée en fatigue/corrosion [87]	38
2.1 Courbes de traction d'un fil d'acier tréfilé et d'un toron	40
2.2 Microstructure de l'acier tréfilé	41
2.3 Représentation schématique du dispositif expérimental de fretting	42
2.4 Dispositif expérimental de fretting	42
2.5 Zoom sur les échantillons en contact	43
2.6 Dispositif d'essais de fretting-fatigue	44
2.7 Dispositif d'essai : Banc de fretting-fatigue	45
2.8 Pinces mixtes acier/PTFE	45
2.9 Evolution de la force de contact avec et sans asservissement	46
2.10 Représentation schématique d'essais de fretting-fatigue-corrosion par immersion alternée	47
2.11 Forces de contact intercouche pour des monotorons 4, 6 et 8 couches [5]	49
2.12 Trace de contact de fretting-fatigue en glissement partiel	50
2.13 Essais de fatigue suivis par émission acoustique	51
2.14 Principe de l'émission acoustique et principales caractéristiques d'une salve d'émission acoustique	52
2.15 Schématisation des différentes sources d'émission acoustique lors de la sollicitation en fatigue d'une pièce fissurée [107]	52
2.16 Principe du contrôle par ultrasons [111]	54
2.17 Principe du contrôle par magnétoscopie [112]	55

3.1	Bûche de frottement d'un essai de fretting à débattement variable - Contact sec	58
3.2	Evolution des ratios Q^*/F_N et E_d/E_t au cours d'un essai à débattement variable	59
3.3	Trace de contact de fretting après un essai à débattement variable . . .	60
3.4	Effet de bords entraînant des pics aux extrémités des cycles de fretting [56]	60
3.5	Formation de "bourrelets" sur les bords du contact [37]	61
3.6	Vitesses de balayage de deux essais : une "rapide" en fin d'essai et une "normale"	61
3.7	Evolution du rapport Q^*/F_N au cours d'essais à débattement variable réalisés avec des vitesses de balayage différentes	61
3.8	Cycles de fretting d'essais à débattement variable en régime de glissement total	62
3.9	Bûche de frottement d'un essai de fretting à débattement variable - Contact immergé dans l'eau	63
3.10	Evolution des ratios Q^*/F_N et E_d/E_t au cours d'un essai à débattement variable	63
3.11	Etude comparative des conditions d'essais	64
3.12	Influence de la solution aqueuse sur le rapport Q^*/F_N à la transition et sur le coefficient de frottement	64
3.13	Influence de la solution aqueuse sur le débattement à la transition et sur les régimes de glissement partiel et mixte	65
3.14	Bûche de frottement pour un contact sec - $\delta^* = 20 \mu m$	67
3.15	Observations au MEB des traces de contact des essais de fretting - Contact sec	68
3.16	Cartographies Fe-O des traces de contact des essais de fretting - Contact sec	69
3.17	Evolution du critère énergétique A au cours des essais à 2 millions de cycles	71
3.18	Partie supérieure du contact - $\delta^* = 15 \mu m$ - 2 000 000 cycles	71
3.19	Fissure de fretting - $\delta = 20 \mu m$ - 350 000 cycles	72
3.20	Bûche de frottement pour un contact immergé dans l'eau - $\delta^* = 20 \mu m$	73
3.21	Bûche de frottement pour un contact immergé dans l'eau - $\delta^* = 10 \mu m$	74
3.22	Observations au MEB des traces de contact des essais de fretting - Contact immergé dans l'eau	75
3.23	Cartographies Fe-O des traces de contact des essais de fretting - Contact immergé dans l'eau	76
3.24	Partie supérieure du contact - $\delta^* = 15 \mu m$ - 200 000 cycles	77
3.25	Coupe longitudinale d'une trace de contact - $\delta^* = 20 \mu m$ - 2 000 000 cycles - Contact immergé dans l'eau	78
3.26	Fissure de fretting - $\delta^* = 15 \mu m$ - 200 000 cycles - Contact immergé dans l'eau	78

3.27	Comparaison des dimensions des traces de contact à 2 000 000 cycles	79
3.28	Comparaison de l'évolution des ratios Q^*/F_N pour des contacts secs et immergés dans l'eau - Débattements de 5 et 20 μm	80
3.29	Comparaison de l'évolution des ratios Q^*/F_N pour des contacts secs et immergés dans l'eau - Débattements de 10 et 15 μm	81
3.30	Boucles de frottement du cycle 1 500 000 d'essais de fretting à débatte- ment imposé de 20 μm	82
3.31	Evolution de l'énergie dissipée cumulée au cours d'essais de fretting pour un débattement imposé de 20 μm	83
3.32	Maillage du modèle éléments finis	84
3.33	Comparaison de la pression normale calculée par le modèle et par la théorie de Hertz	85
3.34	Stabilisation de la déformation plastique	86
3.35	Visualisation en plan du critère de Crossland	87
3.36	Représentation 3D du critère de Crossland	87
3.37	Critère de Crossland pour des coefficients de frottement à la transition - $\delta^* = 5\mu m$	88
3.38	Critère de Crossland pour des coefficients de frottement à la transition - $\delta^* = 10\mu m$	88
3.39	Schématisation du critère de Crossland pour des contacts dans l'air et dans l'eau	89
4.1	Courbes de Wöhler en fatigue et en fretting-fatigue pour des fils d'acier tréfilé pour une contrainte statique de 600 MPa	92
4.2	Représentation de Basquin et de Stromeyer	94
4.3	Faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fatigue	95
4.4	Faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fretting-fatigue	95
4.5	Amplitudes des salves d'émission acoustique détectées au cours d'un essai de fretting-fatigue en fonction de leur position entre deux capteurs (après filtrage des événements ayant une énergie inférieure à 4)	95
4.6	Energie cumulée et nombre de salves en émission acoustique détectées au cours d'un essai de fretting-fatigue en fonction du temps (après filtrage des événements ayant une énergie inférieure à 4)	96
4.7	Faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fretting-fatigue avec im- mersion alternée dans une solution de chlorure de sodium	97
4.8	Comparaison des durées de vie en fretting-fatigue pour un contact sec et pour un contact immergé dans une solution de chlorure de sodium	97
4.9	Buche de frottement d'un essai de fretting-fatigue	98
4.10	Détection de fissures de fretting-fatigue par ultrasons	99
4.11	Faciès de rupture de l'éprouvette comportant les fissures détectées par ultrasons	100
4.12	Comparaison des durées de vie - Amorçage d'une fissure par 350 000 cycles de fretting-fatigue puis propagation en fatigue ou fatigue-corrosion	101

4.13	Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue	103
4.14	Observation au MEB d'une amorce de fissure par fretting-fatigue	103
4.15	Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans de l'eau distillée	104
4.16	Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans une solution de chlorure de sodium (35 g/l)	104
4.17	Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (100 g/l)	105
4.18	Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l)	105
4.19	Observation à la loupe binoculaire d'une fissure amorcée par fretting-fatigue	106
4.20	Observation à la loupe binoculaire d'une fissure amorcée par fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans de l'eau distillée	107
4.21	Observation à la loupe binoculaire d'une fissure amorcée par fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de chlorure de sodium (35 g/l - 50°C)	107
4.22	Observation au MEB d'une fissure amorcée par fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l - 50°C)	108
4.23	Coupe longitudinale d'une fissure de fretting-fatigue	109
4.24	Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans l'eau distillée	109
4.25	Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de chlorure de sodium (35 g/l - 50°C)	110
4.26	Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l - 50°C)	110
4.27	Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l - 50°C) - Zoom de la figure 4.26	111
4.28	Schématisation des courbes de Wöhler en fatigue, en fretting-fatigue dans l'air et de l'hypothèse concernant la courbe de Wöhler en fretting-fatigue dans une solution de NaCl	113
5.1	Entaille par électro-érosion	116
5.2	Résultats des essais de fatigue sur fils entaillés	117
5.3	Schéma d'une entaille et notations utilisées	117

5.4	Vitesse de propagation des fissures et identification des paramètres de la loi de Paris	118
5.5	Identification des paramètres de la loi de Paris	119
5.6	Géométrie, maillage et conditions aux limites du modèle 2D	120
5.7	Géométrie, maillage et conditions aux limites du modèle 3D	121
5.8	Niveaux de contraintes en fond d'entaille obtenus à l'aide des modèles 2D et 3D	121
5.9	Vitesse de propagation des fissures	123
5.10	Schéma de principe du montage de corrosion	124
5.11	Courbes de polarisation	125
5.12	Exemples de défauts de corrosion obtenus en appliquant le protocole sur deux fils d'acier tréfilé	127
5.13	Schéma présentant les principales notations utilisées	127
5.14	Observations du faciès de rupture au microscope à balayage électronique. La flèche indique une ligne de marquage provoquée par une décharge en cours d'essai.	128
5.15	Schéma présentant la géométrie des défauts obtenus par électroérosion – à gauche – et par corrosion – à droite.	129

Liste des tableaux

2.1	Composition chimique (principaux éléments d'addition) des fils d'acier tréfilé	39
2.2	Caractéristiques mécaniques des torons et fils	40
3.1	Vitesse de balayage pour les essais à débattement variable	58
3.2	Caractéristiques du modèle	84
4.1	Caractéristiques des courbes de Wöhler et limites d'endurance	92
4.2	Caractéristiques des représentations de Basquin et Stromeyer	93
5.1	Analyse de Tafel des courbes de polarisation	125
5.2	Valeurs moyennes des caractéristiques géométriques des fils traités. . . .	127

Introduction générale

Dans le domaine du Génie Civil, les câbles métalliques sont installés dans de nombreux ouvrages [1, 2] (figure 1) comme les ponts en béton précontraint, les ponts suspendus, les ponts à haubans ou les téléphériques. Ce sont des éléments de structure essentiels qui sont soumis à des chargements variables liés aux sollicitations mécaniques, thermiques et environnementales. Ils constituent un patrimoine important et sont des éléments structurants d'un réseau (routier, ferroviaire, etc.) qui nécessitent une surveillance et un entretien périodique régulier et dont la fermeture totale peut entraîner des gênes conséquentes sur le plan économique et social.



(a)
©Eiffage/Foster&partners/D.Jamme



(b) ©P. Boulén

FIGURE 1 – Exemples d'ouvrages d'art : (a) Viaduc de Millau (Pont à haubans) ;
(b) Pont de Tancarville (Pont suspendu)

La fonction principale des câbles dans un ouvrage d'art est de transmettre les efforts de traction du tablier vers les piles d'appuis (ponts suspendus et ponts à haubans) ou de mettre en compression le béton (précontrainte). Selon leur utilisation, les câbles peuvent être exposés à des niveaux de contraintes mécaniques variables dans des environnements plus ou moins agressifs.

Ces câbles sont constitués de fils d'acier tréfilé qui ont une très haute résistance en traction et une teneur en carbone proche de l'eutectoïde [3]. Le tréfilage est un processus de transformation de fils qui consiste à améliorer les caractéristiques mécaniques des fils machines par écrouissage en réduisant leurs diamètres lors de passage dans des filières (figure 2).

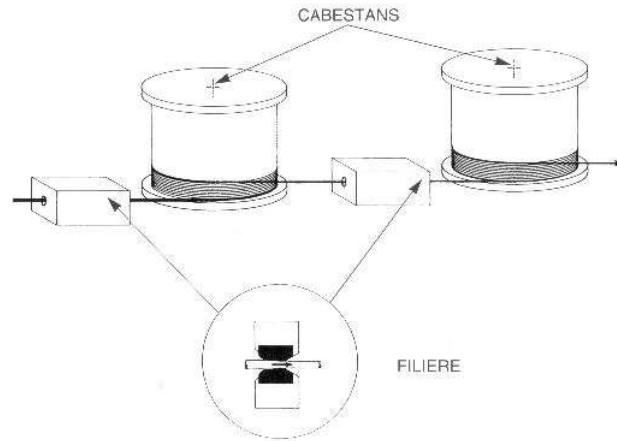


FIGURE 2 – Principe du tréfilage

Dans cette étude, on s'intéresse à l'utilisation particulière des câbles de haubannage ou de ponts suspendus qui sont tendus, en service, à une charge moyenne voisine de 30 % de la charge de rupture garantie, soumis à des petites déformations cycliques au sens de la mécanique et travaillant dans le domaine proche de la limite d'endurance infinie.

Du fait de leur processus de fabrication (tréfilage), les câbles d'ouvrages d'art possèdent une haute limite élastique et peuvent supporter de fortes charges axiales. Etant constitués de plusieurs fils, ils peuvent continuer à reprendre les charges malgré la rupture d'un ou plusieurs fils. En effet, dans un monotoron multicouche, un fil rompu a la capacité de se réancrer par frottement et de continuer à reprendre sa charge [4]. De plus, leur souplesse en flexion permet de les stocker sur des bobines, ce qui facilite leur transport ainsi que leur mise en oeuvre sur ouvrages.

Néanmoins, cette configuration des câbles qui présente de nombreux avantages a aussi quelques inconvénients, puisque la pénétration de l'eau ou sa stagnation dans des points bas entraînent des phénomènes de corrosion. De plus, les charges dynamiques (trafic, vent) créent des actions de flexion à proximité des zones d'ancrage [5]. Ces actions entraînent des mouvements relatifs de petites amplitudes entre les pièces en contact, donc des phénomènes de fretting. Associés à la fatigue, on parle de fretting-fatigue.

Ces deux principales pathologies que sont la corrosion et le fretting-fatigue peuvent entraîner des ruptures de fils constitutifs [6].

Les conditions de sollicitations complexes des fils (forces de contact, frottements,

etc.) peuvent ainsi les amener dans le domaine de fatigue à durée de vie finie ou près de ce domaine. Le comportement en fatigue est donc lié aux effets des contacts entre fils d'un même toron ou de deux torons adjacents, ou encore entre fils et éléments fixes de l'ouvrage (ancrage, collier (figure 3(a)), selle de déviation (figure 3(b)), etc.) [7]. Pour les câbles de haubanage, ou les câbles de ponts suspendus, les travaux de Brevet [3, 8, 9, 10] et Siegert [5] ont montré que ces phénomènes de fretting-fatigue sont directement liés à la flexion du câble qui entraîne des mouvements oscillatoires et des frottements avec petits débattements au niveau des contacts.



FIGURE 3 – Contact entre fils et éléments de l'ouvrage : (a) Contact entre un monotoron et un collier (Pont de Chateauneuf-sur-Loire) ; (b) Selle de déviation (Pont d'Ancenis)

Des études ont été menées sur le fretting-fatigue des câbles d'acier tréfilé [5, 11, 12] afin de reproduire en laboratoire les conditions de sollicitation des câbles de haubanage ou de ponts suspendus.

Les phénomènes d'endommagement par corrosion sont quant à eux liés à l'environnement de l'ouvrage [6]. En effet, les ouvrages d'art comportant des câbles sont des ouvrages qui permettent de franchir de grands obstacles (estuaire, vallée, etc.), ils se situent donc généralement dans des environnements agressifs (environnement marin, pollution, pluie acide, sels de déverglaçage, etc.). Par ailleurs, les ouvrages anciens ne bénéficiaient pas de tous les moyens de protection que l'on emploie aujourd'hui (galvanisation, lubrification, gaines, etc.) et sont donc plus sensibles à leur environnement, plus particulièrement au niveau des points de rétention d'eau qui se trouvent en général dans les parties basses des câbles (près des ancrages) et qui peuvent donc entraîner la corrosion des fils d'acier tréfilé.

La corrosion de l'acier tréfilé a été étudiée précédemment [13, 14] mais dans des conditions qui visent à reproduire les sollicitations des câbles dans un ouvrage en béton précontraint. Les niveaux de charges sont donc beaucoup plus élevés que ceux appliqués dans le cas des haubans ou des ponts suspendus (70 à 80 % contre 30 à 40 %).

Dans les haubans ou les câbles de ponts suspendus, ces deux modes de dégradation, que sont le fretting-fatigue et la corrosion, peuvent s'activer sur de mêmes sections de fils, notamment près des ancrages ou des zones d'appuis où la flexion et les risques de corrosion sont plus importants. On peut alors se demander si des effets synergiques vont conduire à une rupture plus rapide des fils. La compréhension de cette éventuelle interaction est importante puisqu'elle peut permettre une meilleure gestion du patrimoine d'ouvrages d'art ainsi qu'une prévision des durées de vie restantes d'ouvrages présentant des désordres de fretting-fatigue et de corrosion.

Le chapitre 1 synthétise l'état de l'art des différents sujets abordés. Il présente tout d'abord des généralités sur les ouvrages d'art comportant des câbles ainsi que sur les câbles. Ensuite les phénomènes de dégradations sont décrits et plus particulièrement la corrosion et le fretting-fatigue.

Le chapitre 2 présente les méthodes et techniques expérimentales utilisées au cours de cette thèse. Il s'agit des moyens d'essais : machine de traction / fatigue, machine de fretting, banc de fretting-fatigue, ainsi que des méthodes de contrôle non destructif comme l'émission acoustique, les ultrasons, la magnétoscopie, et des méthodes d'observation métallographique.

Le chapitre 3 est consacré à l'étude du comportement en fretting d'un fil d'acier tréfilé dans le cas d'un contact sec et d'un contact immergé dans l'eau. L'objectif de ce chapitre est d'observer l'influence d'une solution aqueuse (simulée ici par de l'eau) sur les conditions de contact (force tangentielle, coefficient de frottement) de deux fils d'acier tréfilé.

Le chapitre 4 est dédié à l'étude du comportement en fretting-fatigue d'un fil d'acier tréfilé. Dans ce chapitre, nous verrons notamment l'influence d'une solution de chlorure de sodium sur ce comportement ainsi que l'influence de plusieurs solutions corrosives sur la propagation de fissures amorcées en fretting-fatigue.

Le chapitre 5 porte sur la propagation de fissures amorcées sur des défauts de surface. Ces défauts de surface ont pour objectif de simuler un défaut lié à la corrosion ou au mécanisme de fretting-fatigue.

Chapitre 1

Bibliographie

Ce premier chapitre est une synthèse bibliographique des différentes notions abordées dans ce travail de thèse. Après quelques généralités sur les ouvrages d'art, une description des câbles, de leur processus de fabrication et de leur causes de dégradation sera présentée. Nous décrirons, ensuite, les phénomènes de fatigue, de fretting, de fretting-fatigue et de corrosion dans les métaux et plus particulièrement dans les câbles pour ouvrages d'art.

1.1 Généralités sur les ouvrages d'art comportant des câbles

Les ouvrages d'art sont des éléments structurants des réseaux routiers, ferroviaires, etc. qui facilitent les communications et les échanges entre différentes parties d'un territoire. Ils sont essentiels au développement des pays, des régions, et mettent en avant les compétences techniques et architecturales d'un pays.

Dans le domaine du Génie Civil, le terme ouvrage d'art regroupe plusieurs types de construction qui permettent de franchir un ou plusieurs obstacles (rivière, fleuve, autoroute, voie ferrée, vallée, etc.), par exemple on peut citer les ponts, les viaducs, les tunnels, les murs de soutènement de grandes dimensions ...

Dans le cadre de ce travail, nous nous sommes plus particulièrement intéressés aux ponts et viaducs. Ces ouvrages peuvent être classés de deux manières différentes : selon le matériau principal de construction ou selon la structure de l'ouvrage. En effet, du point de vue des matériaux, on distingue les ponts en maçonnerie, en béton armé, en béton précontraint, les ponts métalliques, les ponts mixtes (souvent béton/acier), les ponts en bois ... Du point de vue de la structure, on distingue entre autres les ponts dalles, les

ponts en arc, les ponts à béquille, les ponts à poutres, les ponts suspendus, les ponts à haubans ... Le choix d'un type de pont dépend notamment de la portée déterminante, c'est-à-dire de la plus grande distance à franchir entre deux appuis, ainsi que de la qualité du terrain. Des critères architecturaux, environnementaux, économiques et esthétiques sont également pris en compte.

Les ouvrages d'art comportant des câbles métalliques sont construits pour franchir des obstacles de grandes voire très grandes portées. Il s'agit des ponts en béton précontraint, des ponts suspendus et des ponts à haubans. Les ponts à haubans et les ponts suspendus sont les structures les plus adaptées pour franchir de très grandes portées (plusieurs centaines de mètres) puisque ce sont des structures souples capables de se déformer et de reporter les efforts vers les appuis donc vers le sol [1].

1.1.1 Les ponts en béton précontraint

Le béton précontraint est une technique inventée par Eugène Freyssinet. En effet, ce dernier eût l'idée de tendre des aciers dans le béton afin que le béton ne travaille qu'en compression. En octobre 1928, E. Freyssinet dépose son premier brevet de procédé de précontrainte, ce brevet porte sur l'ancrage par adhérence qui est à l'origine de la précontrainte par pré-tension. On distingue deux méthodes de précontrainte : la précontrainte par pré-tension et la précontrainte par post-tension [15].

Dans le cas de la pré-tension, les câbles sont préalablement tendus, le béton est ensuite coulé directement au contact des câbles. Après durcissement du béton, la tension des câbles est relâchée, les câbles se raccourcissent alors et, par adhérence, permettent de comprimer le béton. Cette technique, très utilisée en bâtiment, est assez peu utilisée en génie civil puisqu'elle est limitée en longueur (environ 30 m).



FIGURE 1.1 – Exemple de pont en béton précontraint : le pont de l'Ile de Ré

Dans le génie civil, la précontrainte par post-tension est privilégiée. Cette technique consiste à tendre des câbles ou des barres après le durcissement du béton. En général, des gaines ont été placées dans le béton afin d'y loger les câbles. Cette technique de précontrainte permet de réaliser des ouvrages de grande portée (figure 1.1).

1.1.2 Les ponts suspendus

Les ponts suspendus sont des ponts dont les éléments porteurs principaux sont des câbles auxquels les réactions du tablier sont transmises par des suspentes [1, 16].

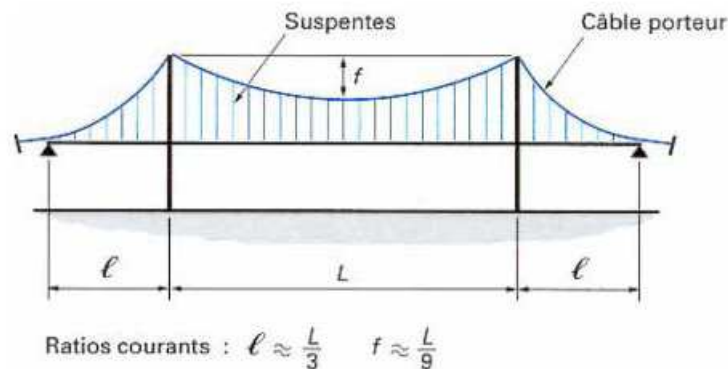


FIGURE 1.2 – Représentation schématique d'un pont suspendu [1]

Les premiers ponts suspendus ont été réalisés en Angleterre et aux Etats-Unis et la suspension était assurée par des chaînes. En France, Marc Seguin est le premier à utiliser des câbles métalliques de "faisceaux de fils de fer fins" sur le Pont de Tournon achevé en 1825 et permettant de franchir le Rhône puis sur plusieurs grands ouvrages. C'est ensuite Ferdinand Arnodin qui introduira, vers 1890, le concept de câbles d'acier constitués de torons torsadés alternativement qu'il utilisa pour la réalisation de ponts transbordeurs ainsi que pour la réparation ou la consolidation d'anciens ponts suspendus. Dans ses ouvrages, il ajouta également des haubans afin d'améliorer leur résistance et leur stabilité.

Les ponts suspendus sont composés d'un tablier, de piles et de câbles. Le tablier est suspendu grâce aux suspentes accrochées aux câbles porteurs (figure 1.2). Les câbles porteurs s'appuient sur des selles de déviation fixées en haut des pylônes, et sont généralement ancrés à des massifs d'ancrage. Ce type d'ancrage nécessite la réalisation de massifs d'ancrage imposants, notamment si le sol est peu résistant, ce qui peut entraîner des coûts supplémentaires très élevés.

En France, le plus grand pont suspendu est le pont de Tancarville construit en 1959 ayant une portée centrale de 608 m. Le record du monde est le pont Akashi Kaikyo (1998) au Japon, avec une portée centrale d'environ 1 990 m.

1.1.3 Les ponts à haubans

Les ponts à haubans sont des ponts dont les éléments porteurs sont des pylônes soutenus par des câbles obliques rectilignes appelés haubans [1].

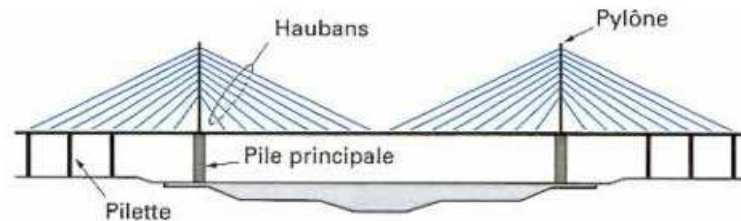


FIGURE 1.3 – Représentation schématique d'un pont à haubans [1]

La structure d'un pont à haubans est constituée d'un tablier, de pylônes, travaillant principalement en compression, et de câbles inclinés : les haubans travaillant à la traction [17] (figure 1.3).

Les ponts à haubans ont pour avantage d'éviter les coûteux ancrages des ponts suspendus. En effet, le tablier n'est pas suspendu à des câbles porteurs, mais soutenu par des nappes de câbles obliques reliés aux pylônes. Néanmoins, les ponts à haubans ont de moins grandes portées que les ponts suspendus puisque les pylônes doivent être élevés et sont donc plus fragiles et plus sensibles aux vibrations induites par le vent et la circulation.

Les premiers ponts à haubans datent du 19^{ème} siècle mais des effondrements ont freiné leur développement pendant près d'un siècle. Malgré quelques réalisations isolées, les ponts à haubans ont vraiment pris leur essor à partir des années 1950. En France, Albert Caquot conçut le premier pont à haubans à tablier en béton, le pont de Donzère-Mondragon réalisé en 1952 [17].

En France, un pont à haubans remarquable est le Viaduc de Millau, inauguré en 2004, avec le tablier suspendu le plus long au monde (2460 mètres), 7 pylônes dont le plus haut pylône au monde (343 mètres) et le tablier le plus haut (270 mètres), sa plus grande portée est de 342 mètres. Le pont de Normandie, inauguré en 1995, a la troisième portée la plus longue avec 856 mètres, le record étant détenu par le pont de Sutong (1088 mètres - 2008) en Chine.

1.1.4 Présentation des câbles

Les fils d'acier tréfilé

Les fils constitutifs des câbles d'ouvrages d'art sont obtenus par tréfilage de fils machines de diamètre voisin de 10 mm préalablement obtenus par laminage à chaud [7]. Il s'agit d'un procédé de mise en forme à froid des métaux qui permet de réduire la section d'un fil, par déformation plastique, en le tirant au travers d'une ou plusieurs filière(s) sous l'action d'une force de traction et en présence d'un lubrifiant [18, 19] (figure 1.4).

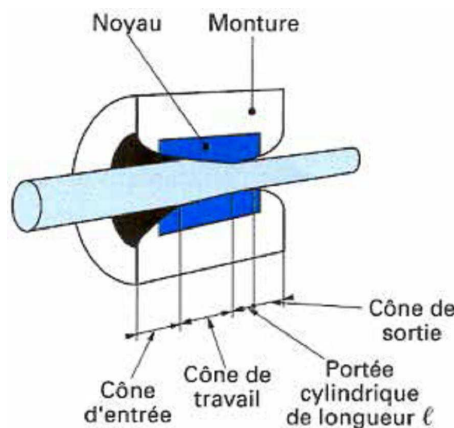


FIGURE 1.4 – Filière de tréfilage [19]

Les fils pour câbles d'ouvrages d'art ont un diamètre usuellement compris entre 3 et 6 mm. Pendant une opération de tréfilage, la réduction de section de l'acier est effectuée progressivement, par passage du fil à travers des filières de diamètres décroissants jusqu'à obtenir le diamètre de fil et les caractéristiques mécaniques souhaitées [20]. Les déformations plastiques hétérogènes imposées lors du tréfilage engendrent, par le retour élastique du matériau en sortie des filières, des contraintes résiduelles. Ces contraintes sont de traction en surface et de compression en coeur [20]. Le tréfilage augmente la résistance mécanique des fils par écrouissage et orientation des grains, et donne au matériau une structure perlitique fortement anisotrope [7].

Certains fils pour câbles sont obtenus par une autre technique qui consiste en un second laminage à chaud suivi d'une trempe (refroidissement rapide) [20].

Les câbles utilisés dans le génie civil

Les câbles métalliques utilisés dans le génie civil se présentent sous diverses formes mais ont tous pour élément de base le fil d'acier tréfilé. Les câbles sont donc des assem-

blages de plusieurs fils d'acier tréfilé soit enroulés les uns sur les autres (câbles toronnés), soit juxtaposés en parallèle.

On distingue deux types de torons : les torons ordinaires et les torons à fils parallèles [7, 21]. Les premiers sont formés d'une âme (fil central) et de couches successives comportant des fils de même diamètre mais en nombres différents. Chacune de ces couches est enroulée avec un pas de toronnage différent. Lorsqu'on passe d'une couche à une autre, on ajoute 6 fils. Lorsqu'il n'y a qu'une seule couche de fils enroulés autour de l'âme, le câble est appelé monotoron monocouche, sinon, on parle de monotoron multicouches (figure 1.5(a)).

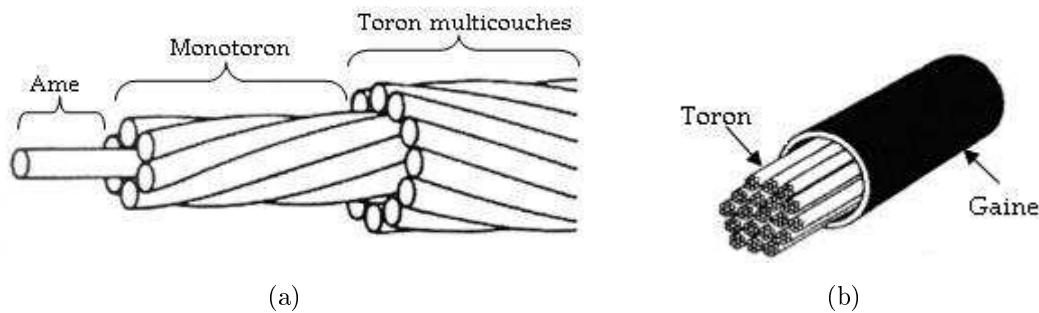


FIGURE 1.5 – Types de câbles [21, 22] : (a) Monotoron multicouche à pas croisés ; (b) Câble à torons parallèles

Le monotoron-monocouche est donc la géométrie la plus simple du câble toronné. Il est composé d'un fil central (l'âme du toron) autour duquel six autres fils viennent s'enrouler en forme d'hélice. Le toron couramment utilisé aujourd'hui en précontrainte ou pour les haubans est le toron T15.7, c'est-à-dire un toron comportant 7 fils de section 150 mm^2 .

Les câbles monotorons multicouches sont utilisés pour les câbles porteurs des ponts suspendus et pour certains ponts à haubans. Certains d'entre eux sont clos (figure 1.6), c'est-à-dire que les couches externes sont constituées de fils en forme de Z ce qui avait pour but de protéger le câble contre les entrées d'eau.

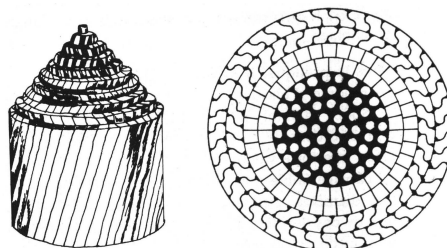


FIGURE 1.6 – Schémas d'un câble clos

Les câbles à torons parallèles sont constitués d'un ensemble de torons tendus en parallèle (figure 1.5(b)). Ces câbles sont entourés d'une gaine soit métallique pour la

précontrainte intérieure soit en polyéthylène haute densité (PEHD) pour la précontrainte extérieure.

Les câbles à torons parallèles sont utilisés pour la précontrainte ainsi que pour les ponts à haubans plus récents.

Les ancrages des câbles

Les câbles monotorons sont ancrés par culottage (figure 1.7(b)). Les culots d'ancrage sont des pièces en acier moulé ou mécano-soudé comportant un logement tronconique. Pour réaliser l'ancrage, les extrémités des fils du monotoron sont détournés, épanouis et recourbés afin de former un chignon. Les fils sont alors positionnés dans une douille qui est ensuite remplie d'un métal liquide (zinc, alliage métallique) ou de résine [4, 17, 23].

Les câbles à torons parallèles sont généralement ancrés par un système à clavettes [4, 15] (figure 1.7(a)). L'ancrage comporte une plaque d'ancrage percée de trous coniques. Les torons sont ancrés individuellement, chacun est enfilé dans un trou de la plaque pour ensuite être coincé par des clavettes. Les clavettes, de forme extérieure conique, possèdent, sur leur diamètre intérieur, des dents qui leur permettent d'obtenir une adhérence suffisante avec les torons.

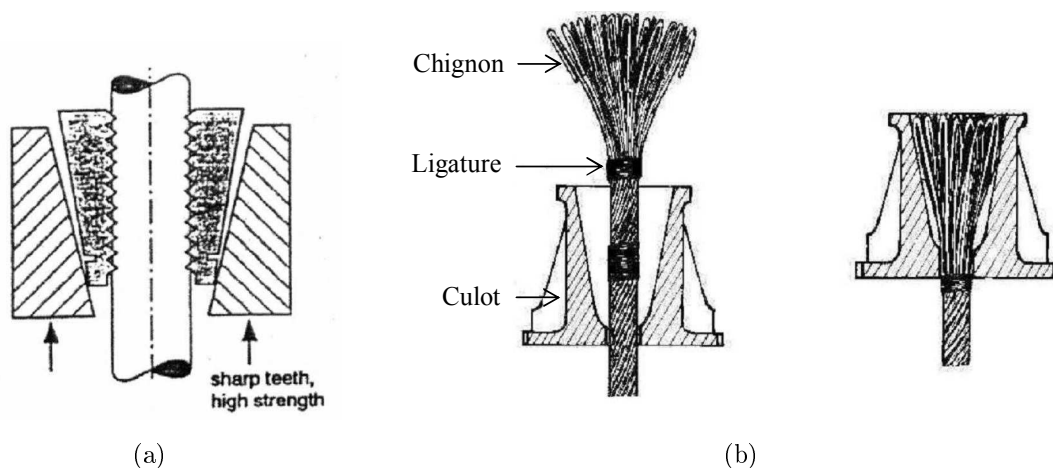


FIGURE 1.7 – Types d'ancrage de câbles [4, 22] : (a) Ancrage à clavette ; (b) Ancrage par culot

Les contacts au sein d'un câble et entre le câble et les pièces fixes

La description des câbles montre qu'il existe différents types de contacts dans et sur les câbles d'ouvrages d'art [8] :

- Contacts entre fils d'un même toron,
- Contacts entre fils de deux torons adjacents,
- Contacts entre fils externes et pièces d'appui (déviateurs),
- Contacts entre fils externes et éléments de liaison (colliers),
- Contacts entre fils externes et pièces d'ancrages (cône, trompette, clavette, etc.).

Parmi ces contacts, on peut distinguer les contacts linéiques et les contacts ponctuels (figure 1.8), ces derniers étant généralement plus nocifs dans le comportement en fatigue du câble puisque les efforts appliqués sont concentrés sur de petites zones, de forme elliptique dans le cas d'un contact entre 2 fils de 2 couches adjacentes d'un monotoron à pas croisés.

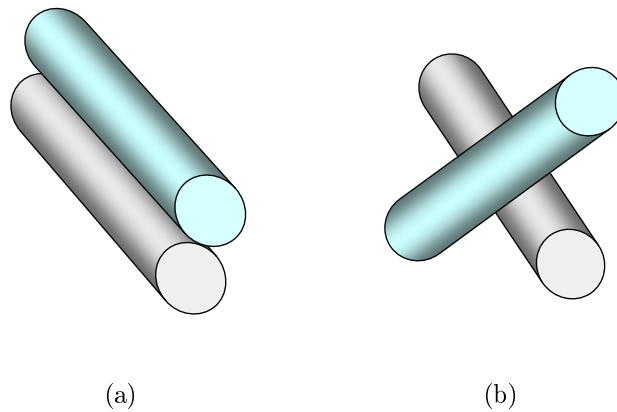


FIGURE 1.8 – (a) Contact linéique; (b) Contact ponctuel

1.1.5 Pathologies des câbles et moyens de protection

Les câbles de ponts suspendus ou de ponts haubannés peuvent au cours du temps subir des dégradations liées à leurs conditions de service, à leur environnement, etc. Les deux principales causes d'endommagement de ces câbles sont le fretting-fatigue et la corrosion [7, 17, 24].

Le fretting-fatigue est une sollicitation de fatigue de contact avec petits débattements. Dans les câbles, sous une sollicitation de fatigue (trafic, vent, etc.), il peut se produire des petits déplacements entre les fils en contact, et donc des phénomènes de frottement entre les fils constitutifs du câble. Ces endommagements par fretting-fatigue peuvent également être observés au niveau des contacts entre les fils du câble et les pièces fixes de l'ouvrage (ancrage, collier, selle de déviation).

La corrosion est un phénomène d'oxydation d'un métal sous l'action d'un environnement agressif. Les ouvrages d'art comportant des câbles sont soumis aux conditions climatiques (pluie, neige), à l'environnement dans lequel ils se trouvent qui peut être un

environnement marin, industriel, etc. ainsi qu'aux éventuels sels de déverglaçage répandus lors des périodes hivernales. Toutes ces conditions créent un environnement corrosif pour l'ouvrage et plus particulièrement pour les câbles, notamment si des infiltrations se produisent ou si de l'eau additionnée d'éventuels agents agressifs stagne au niveau des points bas.

Au cours du temps, différents systèmes de protection anti-corrosion ont été développés et mis en oeuvre sur ouvrages. On peut citer la galvanisation, les gaines PEHD, la lubrification, la peinture, etc.

Néanmoins, les câbles les plus anciens ne sont pas pourvus de toutes ces protections, de plus, ces dernières peuvent également s'endommager au cours du temps à cause de l'environnement, des sollicitations, du vieillissement ou du vandalisme.

1.2 Mécanismes de fatigue, de fretting et de fretting-fatigue appliqués aux câbles de haubanage ou de suspension

1.2.1 La fatigue des métaux

La fatigue est une cause d'endommagement qui peut affecter de nombreux matériaux et entraîner la rupture de pièces mécaniques pourtant utilisées dans un domaine de fonctionnement normal. Elle résulte de l'action cyclique de contraintes ou déformations variables dans le temps. Le processus d'endommagement par fatigue se décompose en trois étapes principales : l'amorçage de fissures, la propagation de fissures et la rupture finale. La durée de vie est généralement mesurée par le nombre de cycles à rupture N [25]. Ces durées de vie sont souvent représentées sous la forme de courbes d'endurance (figure 1.9) aussi appelées courbes de Wöhler ou courbes S-N (Stress-Number of cycles). On peut distinguer trois domaines sur ce type de diagramme [25] :

- une zone de fatigue oligocyclique, sous forte contrainte, où la rupture survient après un très petit nombre d'alternances et est précédée d'une déformation plastique notable.
- une zone de fatigue (ou d'endurance limitée), où la rupture est atteinte après un nombre de cycles qui croît quand la contrainte décroît.
- une zone d'endurance illimitée ou zone de sécurité, sous faible contrainte, pour laquelle la rupture ne se produit pas avant un nombre élevé de cycles.

Le domaine de fatigue oligocyclique correspond à des contraintes élevées supérieures à la limite d'élasticité du matériau. Le nombre de cycles à rupture est généralement

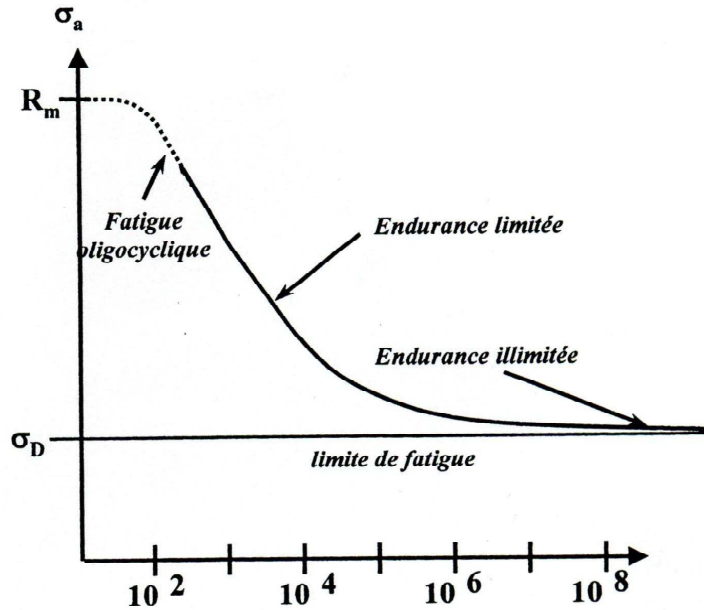


FIGURE 1.9 – Représentation schématique d'une courbe de Wöhler

inférieur à 10^4 ou 10^5 .

1.2.2 La fissuration des métaux

La fissuration peut être étudiée par la mécanique linéaire de la rupture qui est fondée sur l'analyse du champ des contraintes en petites déformations. Il existe trois modes de sollicitations ou de rupture différents (figure 1.10) : le mode I, mode d'ouverture de fissure qui correspond à la plus faible énergie nécessaire à la rupture ; le mode II où le déplacement des lèvres de la fissure est parallèle au plan de propagation et normal au front de fissure et le mode III où le déplacement des lèvres de la fissure est parallèle au plan de propagation et parallèle au front de fissure. Nous pouvons considérer deux phases dans le chargement d'une pièce fissurée ; soit la fissure s'ouvre sans changement de la géométrie de la surface ou alors la fissure progresse soit dans le plan soit dans une autre direction.

Une fissure peut être considérée comme un défaut plan dont les lèvres sont parallèles et séparées l'une de l'autre par une épaisseur nulle et se rejoignent sur une ligne appelée front de fissure. En théorie, lorsqu'un solide élastique est sollicité en mode I, la contrainte en tout point du front de fissure est infinie, cependant pour un point M très proche d'un point O se situant sur le front de fissure nous avons la contrainte suivante :

$$\sigma_{ij}(M) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (1.1)$$

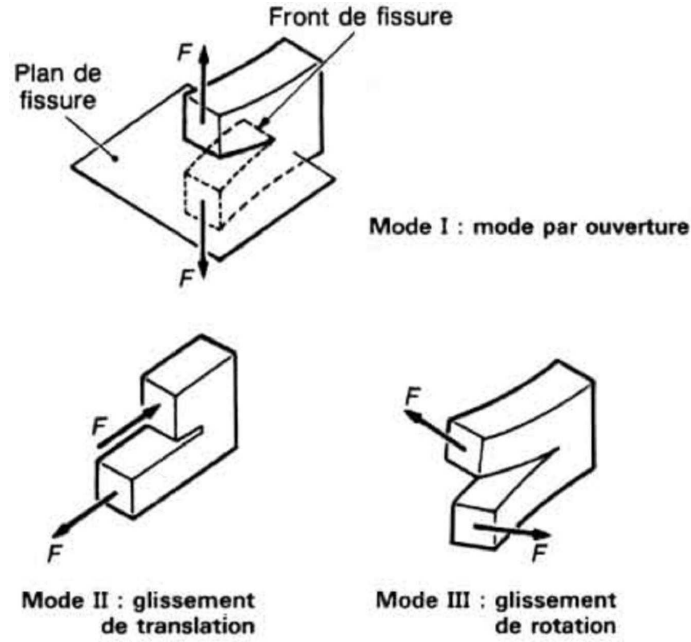


FIGURE 1.10 – Modes d'ouvertures de fissures [26]

où r et θ sont les coordonnées polaires du point M , K le facteur d'intensité de contrainte et f une fonction trigonométrique dépendant de θ .

Ces relations dépendent donc de la position du point étudié et du coefficient K appelé facteur d'intensité de contrainte ou ténacité s'exprimant en $MPa\sqrt{m}$. K est équivalent à K_I lorsque la sollicitation se produit en mode I. Dans le cas général, le facteur d'intensité de contrainte s'exprime :

$$K = \beta \sigma_{\infty} \sqrt{\Pi a} \quad (1.2)$$

où β est un facteur correcteur sans dimension qui dépend des caractéristiques du problème, σ_{∞} représente la contrainte nominale appliquée et a la profondeur de la fissure.

Une fissure se propage si le facteur d'intensité de contrainte K , en un point du front de fissure, atteint ou dépasse une valeur critique K_C . Cette valeur peut être atteinte seulement en certains points du front de fissure, d'où le changement de forme de fissure. Pour une sollicitation en mode I, la valeur critique K_{IC} est appelée ténacité à la rupture par fissuration ou ténacité critique. Pour beaucoup de matériaux, comme les métaux, K_{IC} ne dépend pas de la géométrie du solide à condition que celui-ci soit assez épais. Le critère K_{IC} correspond à une rupture dite fragile, dans le sens où la zone plastique en fond de fissure est négligée. Il est possible qu'une fissure se propage même si K_I n'atteint pas K_{IC} dans le cas où le matériau évolue en fond de fissure sous l'action de diverses sollicitations (chimiques, mécaniques).

En 1963, Paris [27] a montré que la vitesse de propagation des fissures soumises à des chargements cycliques pouvait être caractérisée par l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ (équation 1.3). Les valeurs de K_{max} et K_{min} sont les valeurs du facteur d'intensité de contrainte calculées au maximum et au minimum du cycle respectivement pour une même valeur de la longueur a .

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (1.3)$$

Les différents régimes de propagation peuvent être visualisés sur la figure 1.11 où la vitesse de propagation mesurée da/dN est reportée en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK déterminée à partir de l'amplitude de chargement et de la longueur de fissure.

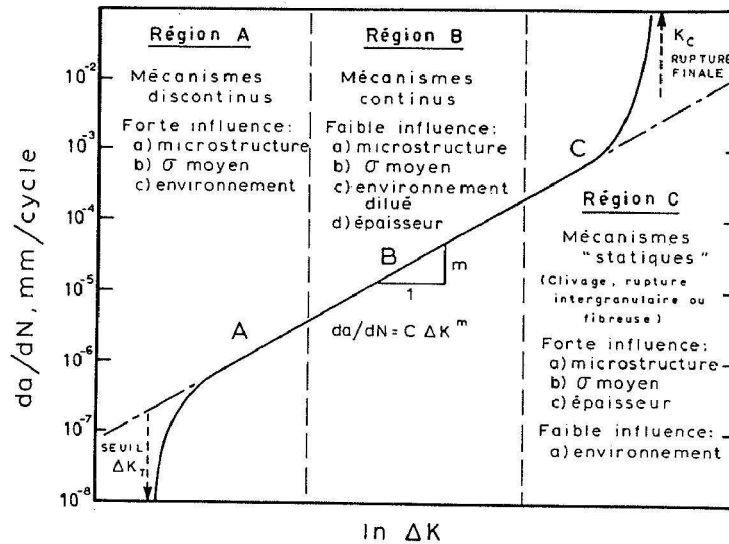


FIGURE 1.11 – Représentation schématique de la vitesse de propagation d'une fissure [25]

La loi de Paris correspond à la partie linéaire de la courbe (Région B). De nombreux auteurs ont proposé des lois modifiées pour prendre en compte des paramètres tels que le rapport de charge, le seuil de fissuration, etc. Certaines de ces lois de propagation sont décrites dans [25, 28].

On peut notamment citer les travaux d'Elber [29] qui ont montré que le rôle de la fermeture doit être pris en compte pour décrire le comportement d'une fissure de fatigue. Ce phénomène consiste en la remise en contact des lèvres de la fissure lorsque la charge cyclique devient faible. La partie du cycle de chargement au cours de laquelle la fissure est fermée est considérée comme inopérante pour le mécanisme de propagation (cf. Fig.I-13). L'effet de fermeture est attribué à trois effets distincts :

- La déformation résiduelle dans le sillage plastique de la fissure

- La rugosité des faciès de rupture
- L'oxydation des surfaces de rupture

Elber a donc proposé de définir une valeur effective du chargement avec une amplitude effective du facteur d'intensité de contrainte $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv}$. Une correction de l'équation de Paris est alors introduite :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{eff})^m \quad (1.4)$$

Des critères de fatigue ont été développés par de nombreux auteurs afin de prédire la durée de vie d'éléments soumis à un chargement de fatigue uniaxial et multiaxial. Les critères de fatigue donnent un seuil qui sépare l'état non fissuré d'une pièce de son état fissuré sous un chargement de fatigue. De nombreuses études bibliographiques recensent les différents critères [30, 31, 32, 33, 34]. Ces critères peuvent être classés de plusieurs manières. Par exemple, Banvillet [31] classe les critères selon leur approche en contraintes, en déformations ou énergétique. Delahay [32] groupe les critères selon des approches locales à des échelles macroscopiques et mésoscopiques, ou volumiques. L'approche volumique permet de prévoir les effets, sur la limite de fatigue, des différents types de chargements (traction, flexion rotative, flexion plane) et de prendre en compte la répartition des contraintes dans la pièce. Néanmoins, même si elle est moins précise, l'approche ponctuelle est plus facilement applicable [32]. Weber [30] suggère quant à lui une classification selon une approche empirique, une approche de type "plan critique" ou une approche globale. Jabbado [34] a distingué les critères développés pour des chargements de fatigue uniaxiaux ou multiaxiaux avec des chargements à amplitude constante ou variable.

Parmi les critères de fatigue multiaxiaux, on peut notamment citer les critères de Dang Van [35], de Papadopoulos, de Crossland [36], etc.

Le critère de Crossland [36] considère que le plan d'amorçage d'une fissure de fatigue est le plan octaédral, c'est-à-dire la facette orientée par la normale inclinée également sur les trois axes du repère principal des contraintes au point considéré. Une influence de la pression hydrostatique ayant été constatée, ce critère prend en compte celle-ci en utilisant la contrainte hydrostatique maximale sur un cycle de chargement Ph_{max} . Ce critère se définit par une inéquation liant l'amplitude du cisaillement équivalent $\Delta\tau_a$ et le maximum de la pression hydrostatique sur un cycle Ph_{max} :

$$\Delta\tau_a + a \cdot Ph_{max} \leq b \quad (1.5)$$

Où a et b sont des caractéristiques du matériau qui peuvent être identifiées à partir de limites d'endurance expérimentales en torsion alternée (t) et en flexion alternée (f) :

$$\begin{cases} a = 3 \left(\frac{t}{f} - \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \\ b = t \end{cases} \quad (1.6)$$

Ph représente la partie hydrostatique du tenseur des contraintes $\Sigma(t)$ et vaut :

$$Ph(t) = \frac{1}{3} tr(\Sigma(t)) \quad (1.7)$$

L'amplitude de la cission octaédrique équivalente $\Delta\tau_a$ fait appel au second invariant de la partie déviatorique du tenseur des contraintes J_2 et vaut :

$$\Delta\tau_a = \frac{1}{2} \max_{t_1 \in T} \left\{ \max_{t_2 \in T} \left[\frac{1}{2} (S(t_2) - S(t_1)) : (S(t_2) - S(t_1)) \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (1.8)$$

J_2 s'écrivant :

$$J_2(t) = \frac{1}{2} S(t) : S(t) \quad (1.9)$$

où S est la partie déviatorique du tenseur des contraintes :

$$S(t) = \Sigma(t) - Ph(t) \quad (1.10)$$

Ce critère n'est applicable que pour $a > 0$ (soit $f/t < \sqrt{3}$) puisqu'une contrainte hydrostatique négative a un effet bénéfique sur la tenue en fatigue. Ce critère peut alors s'écrire :

$$\begin{cases} \Delta\tau_a + a \cdot Ph_{max} \leq b & \text{pour } Ph_{max} \geq 0 \\ \Delta\tau_a \leq b & \text{pour } Ph_{max} < 0 \end{cases} \quad (1.11)$$

Le risque de fissuration peut alors être quantifié à partir de l'expression suivante :

$$d = \frac{\Delta\tau_a}{b - a \cdot Ph_{max}} \quad (1.12)$$

Si d est supérieur ou égale à 1, il existe un risque de fissuration, et si d reste inférieur à 1, il n'y a pas de risque de fissuration.

Ce critère, initialement développé pour des études de fatigue, a également été utilisé par plusieurs auteurs pour des applications en fretting et en fretting-fatigue [37, 38, 39].

1.2.3 Le fretting

Le fretting désigne le frottement entre deux corps en contact soumis à des déplacements relatifs de très faible amplitude (souvent de quelques micromètres à quelques centaines de micromètres).

Mécanique du contact

Les problèmes de contact ont été abordés par différents auteurs (Hertz, Mindlin, etc.), les solutions et théories associées à ces problèmes sont explicitées dans l'ouvrage de K.L. Johnson [40]. La théorie de Hertz permet, sous certaines hypothèses, de calculer la taille du contact et la répartition des contraintes en surface. Ces hypothèses sont :

- Les surfaces sont continues et non conformes,
- Les déformations sont petites,
- Les corps sont élastiques, isotropes, homogènes et semi-infinis,
- L'action du contact est purement normale,
- Le contact est réalisé sans frottement.

Les contacts les plus étudiés sont les contacts sphère/plan [41, 42, 43, 44, 45, 46] et cylindre/plan [47, 37, 48, 49, 50]. Néanmoins, le contact sphère/plan est par sa réponse équivalent à un contact entre deux cylindres croisés à 90°. La surface de contact pour un contact sphère/plan ou cylindres croisés à 90° est un cercle de rayon a donné par :

$$a = \left(\frac{3F_N R}{4E^*} \right)^{1/3} \quad (1.13)$$

avec F_N la force normale de contact, R le rayon du cylindre, et E^* le module d'élasticité équivalent :

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (1.14)$$

La pression à une distance r du centre de la surface de contact s'écrit :

$$p(r) = p_0 \sqrt{1 - \frac{r^2}{a^2}} \quad (1.15)$$

avec p_0 la pression maximale :

$$p_0 = \frac{3P}{2\pi a^2} \quad (1.16)$$

Mindlin a adapté la théorie de Hertz à un contact en glissement partiel.

Considérant le principe d'Ammonton, pour un contact sphère/plan constitué d'un même matériau, la contrainte tangentielle s'écrit :

$$q(r) = \frac{3\mu F_N}{2\pi a^2} \sqrt{1 - \frac{r^2}{a^2}} \quad (1.17)$$

où μ est le coefficient de frottement du matériau.

D'après le critère de Von Mises, le point de première plastification remonte vers la surface lorsque le coefficient de frottement augmente. Il apparaît en surface lorsque le coefficient de frottement est supérieur à 0,3.

Conditions de glissement et régimes de glissement

Le fretting se produit lorsque deux surfaces en contact sont soumises à des déplacements relatifs de faible amplitude. Il est caractérisé par les conditions de glissement et les régimes de glissement. La condition de glissement correspond à l'analyse d'un cycle de fretting, c'est-à-dire à l'analyse de la boucle de frottement d'un cycle (courbe force tangentielle en fonction du déplacement). Il existe deux conditions de glissement :

- La condition de glissement partiel qui se traduit par des boucles de frottement de forme elliptique. Pour ce type de régime, la trace de contact comporte une zone centrale d'adhérence entourée d'une zone périphérique de glissement.
- La condition de glissement total qui se traduit par des boucles de frottement de forme trapézoïdale. Dans ce cas, l'endommagement de la surface de contact se traduit par de l'usure.

Les régimes de glissement intègrent l'évolution dans le temps de la condition de glissement. On distingue trois régimes de glissement :

- Le régime de glissement partiel pour lequel on a toujours une condition de glissement partiel.
- Le régime de glissement mixte pour lequel la condition de glissement évolue alternativement entre glissement partiel et glissement mixte.
- Le régime de glissement total pour lequel une condition de glissement total est observée à chaque cycle. En régime de glissement total stabilisé, l'amplitude de la force tangentielle est indépendante du déplacement, et le coefficient de frottement correspond alors au rapport entre l'amplitude de la force tangentielle Q^* et la force normale F_N .

Les régimes de glissement dépendent de la force normale appliquée ainsi que du débattement et sont en général reportés sur une carte de fretting [51, 52].

Ces régimes de glissement peuvent être approximés pour un matériau en effectuant des essais à débattement variable. En effet, au cours d'un essai à débattement variable, le rapport de l'amplitude de la force tangentielle sur la force normale (figure 1.12) augmente quasi linéairement au cours de la phase de glissement partiel, atteint un maximum au cours de la phase de régime mixte qui est plus chaotique puisque les valeurs sont très dispersées, et se stabilise au cours de la phase de glissement total à une valeur qui correspond au coefficient de frottement.

Afin de déterminer quantitativement la transition entre le glissement partiel et le glissement total, Fouvry [52, 53] a proposé trois critères de transition (figure 1.13) :

- Un critère énergétique prenant en compte le ratio entre l'énergie dissipée E_d au cours du cycle et l'énergie totale E_t (aire du rectangle contenant la boucle elliptique).

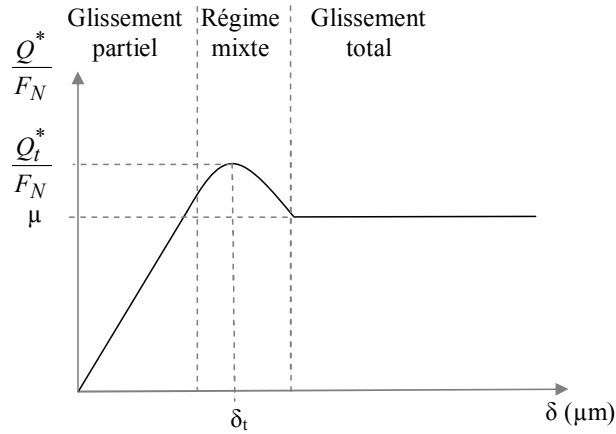


FIGURE 1.12 – Principe de la méthode des débattements variables

- Un critère d'ouverture prenant en compte un ratio entre l'ouverture du cycle δ_g et l'amplitude du débattement δ_0 .
- Un second critère énergétique qui ne dépend pas du montage contrairement aux deux critères précédents, il correspond au rapport entre l'énergie dissipée E_d et l'équivalent d'une énergie associée à l'ouverture du cycle $E_{dg} = 4 \cdot \delta_g \cdot Q^*$.

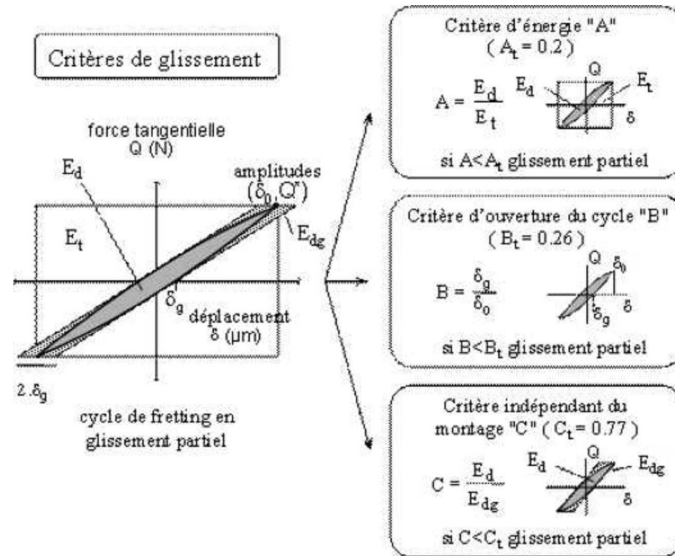


FIGURE 1.13 – Critères de glissement [52]

Un essai à débattement variable permet donc de déterminer différents paramètres :

- Le coefficient de frottement du matériau μ qui correspond au rapport entre l'amplitude de la force tangentielle Q^* et la force normale F_N pour un régime de glissement total stabilisé.
- L'amplitude maximale de la force tangentielle Q_t^* (aussi appelée force tangentielle de transition) ainsi que l'amplitude de débattement correspondant δ_t .

Le principe de la méthode du débattement variable est d'augmenter progressivement l'amplitude du débattement et d'enregistrer les cycles de fretting pour un effort normal donné. L'augmentation de l'amplitude du débattement se fait par paliers suffisamment longs pour que la forme du cycle se stabilise. Cette méthode développée par Voisin en 1992 a été complétée et reprise par de nombreux auteurs : Fouvry [54], Kubiak [55], Elleuch [56], Proudhon [57], etc.

Endommagements liés aux sollicitations de fretting

Aux cartes de fretting en sollicitation, des cartes de fretting en terme de réponse du matériau sont associées (figure 1.14). La carte en sollicitation distingue les régimes de glissement en fonction de la force normale et de l'amplitude de déplacement appliquées. La carte de réponse renseigne sur les endommagements observés selon la force normale et l'amplitude de déplacement appliquées.

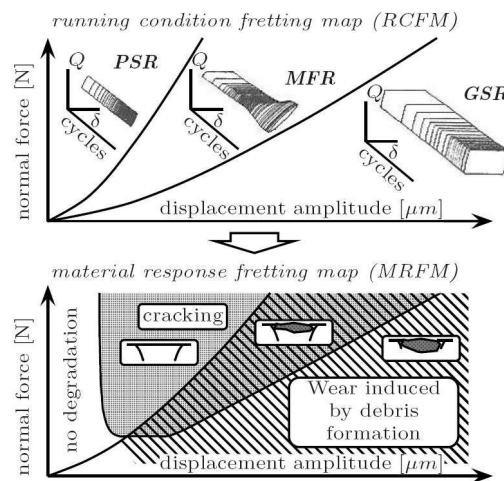


FIGURE 1.14 – Carte de sollicitations locales et carte de réponse du matériau [54]

Un régime de glissement partiel entraîne principalement un endommagement du matériau par fissuration. Cette fissuration peut être étudiée au cours d'essais à débattement fixe. Ils permettent de déterminer des seuils de fissuration ainsi que le nombre de cycles au-delà duquel les fissures arrêtent de se propager.

Reybet Degat [58] a constaté que, dans le cas d'alliages d'aluminium, l'ajout d'une contrainte statique entraîne une accélération de la fissuration, en particulier de la propagation de la fissure.

Un régime de glissement total entraîne majoritairement l'usure du matériau due à la formation de débris. Un régime de glissement mixte combine les deux formes d'endommagement : fissuration et usure.

Dans le cas des câbles de ponts haubanés ou suspendus, la forme d'endommagement la plus préoccupante est la fissuration puisque les fissures amorcées en fretting, peuvent ensuite se propager sous la charge de fatigue et mener à la rupture de fils.

1.2.4 Le fretting-fatigue

Le fretting-fatigue associe un chargement de fatigue et un contact avec petits déplacements relatifs entre les pièces. L'association du fretting à un chargement de fatigue peut conduire à une réduction très importante des durées de vie observées en fatigue seule. De nombreuses études ont été menées sur les problèmes de fretting-fatigue. En effet, ce phénomène est présent dans différents domaines, notamment l'aéronautique, le transport ferroviaire, l'industrie minière, le domaine médical, électrique, etc. Par exemple, Kubiak [39] a étudié le fretting-fatigue entre les essieux et les roues de wagons de trains. Proudhon [59] a étudié le fretting-fatigue d'un alliage d'aluminium utilisé dans les structures aéronautiques.

En général, le fretting accélère l'amorçage des fissures qui se propagent ensuite sous l'influence du chargement de fatigue. Un phénomène de multi-fissuration est souvent observé. On distingue alors les fissures courtes de quelques dizaines de microns et les fissures longues qui se propagent.

L'endommagement par fretting-fatigue comporte quatre étapes (figure 1.15) [39, 60] :

- une phase d'amorçage : qui correspond à l'initiation des premières microfissures au sein du matériau,
- une phase de propagation dans le domaine des fissures courtes : la propagation dans les premiers grains est alors très influencée par la microstructure,
- une phase de propagation dans le régime des fissures longues : les fissures vont croître de façon stable au fur et à mesure des cycles imposés,
- une phase de rupture brutale lorsque les fissures ont atteint une taille critique qui provoque la rupture de la pièce.

De nombreuses études sont consacrées à la prédiction du comportement en fretting-fatigue [62]. Certains auteurs utilisent des critères de fatigue multiaxiaux. Cependant, en fretting-fatigue, le contact peut entraîner des gradients de contrainte très importants [63]. Cela crée un effet d'échelle qu'il faut prendre en compte pour prédire l'amorçage des fissures [37, 38]. Par exemple, Petiot et al. [64] ont appliqué le critère de Dang Van : sur la figure 1.16, on peut voir qu'il y a un risque d'amorçage de fissure en régime de glissement mixte. Szolwinski et Farris ont adapté le critère de Smith-Watson-Topper (SWT) pour prendre en compte l'effet de la contrainte moyenne [65]. Alfredsson et Cadario comparent les critères de Findley, McDiarmid, Fatemi-Socie, Dang Van et SWT, pour leur étude, le critère de Findley donne les meilleures prédictions [43, 46].

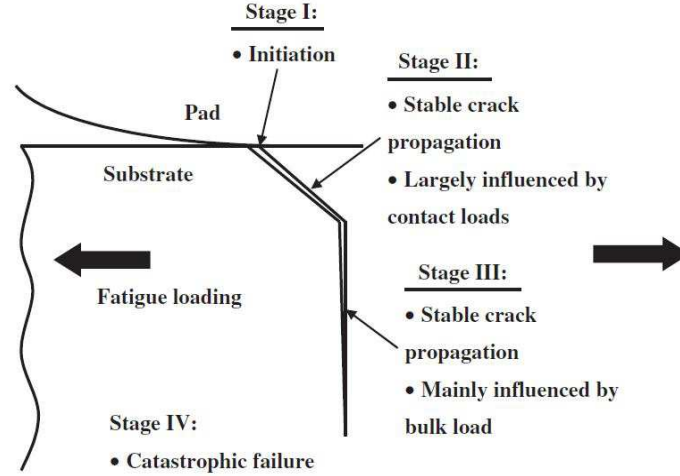


FIGURE 1.15 – Représentation schématique des différentes phases de la propagation d'une fissure de fretting-fatigue [61]

On peut également citer Araujo et Nowell [66], Proudhon et al. [59], etc.

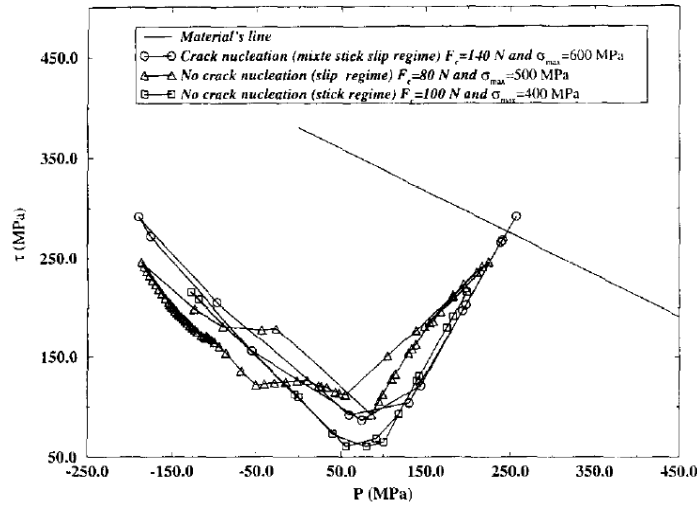


FIGURE 1.16 – Prédiction de l'amorçage de fissure en fretting-fatigue à l'aide du critère de Dang Van [64]

Pour prédire l'amorçage des fissures, des méthodes s'appuyant sur la mécanique de la rupture ont été développées. Certains auteurs considèrent le fretting comme un effet d'entaille [67, 68, 69] : le chargement de fretting est alors assimilé à une discontinuité de contrainte comme pour une éprouvette de fatigue entaillée (figure 1.17). D'autres méthodes utilisent l'analogie contact - entaille/fissure [61, 70, 71, 72] ou l'approche asymptotique [73].

La propagation des fissures dans le domaine des fissures courtes a également fait l'objet de différentes études. Le diagramme de Kitagawa-Takahashi représente la frontière entre le domaine des fissures courtes qui s'arrêtent et le domaine des fissures longues.

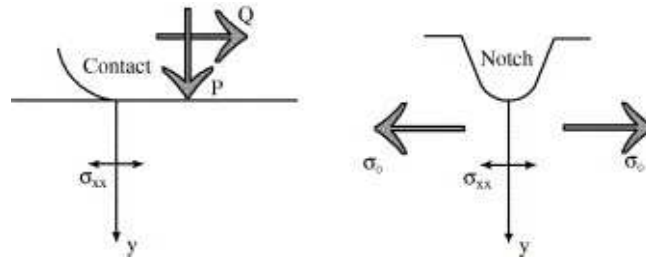


FIGURE 1.17 – Analogie entre les contraintes en bordure de contact et en fond d'entaille [62]

Les fissures longues se propagent jusqu'à rupture de l'éprouvette et peuvent être décrites à l'aide d'une loi de type Paris.

Bleuzen [74] résume les différentes étapes de fissuration transposées aux courbes de Wöhler en fonction des conditions de sollicitation de fretting-fatigue et de la durée de l'essai (figure 1.18).

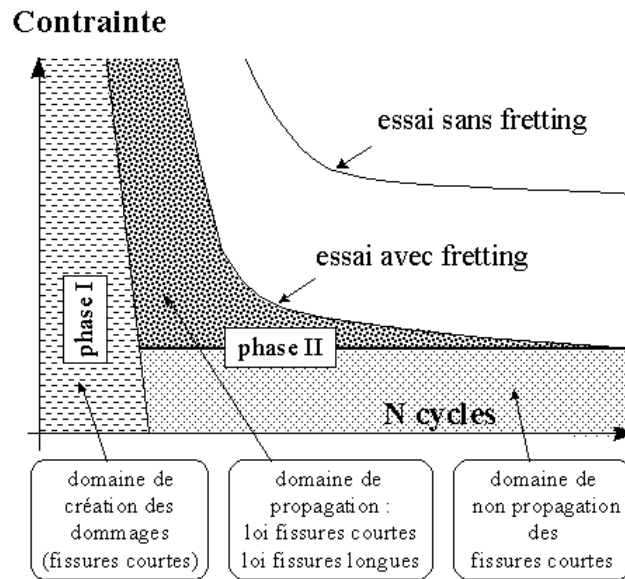


FIGURE 1.18 – Schématisation du processus conduisant à la rupture des éprouvettes de fretting-fatigue [74]

Kubiak [39] et Fouvry [75] ont développé un concept de carte de fretting-fatigue (figure 1.19). Cette carte permet de délimiter trois domaines d'endommagement : le domaine de rupture, le domaine d'amorçage avec arrêt de la propagation des fissures et le domaine de non amorçage de fissure. Ces endommagements sont reportés sur la carte en fonction du chargement de fretting en ordonnée et du chargement de fatigue en abscisse. Les zones d'endommagement sont délimitées par les frontières d'amorçage de fissure et d'arrêt de fissure.

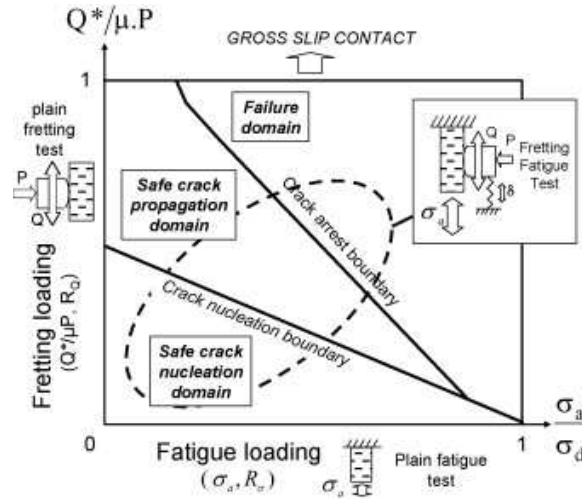


FIGURE 1.19 – Concept de carte de fretting-fatigue [75]

1.2.5 La fatigue et le fretting-fatigue des câbles d'acier tréfilé

Les câbles d'acier tréfilé sont soumis à des charges de fatigue liées au trafic et au vent, et à des charges de fretting-fatigue au niveau des contacts internes au câble ou entre le câble et les pièces fixes de l'ouvrage. Ces phénomènes de fretting-fatigue au sein des câbles de haubanage et de suspension ont été rencontrés lors d'expertises. On peut notamment citer le cas du Pont de St-Nazaire sur lequel des fils des câbles s'étaient rompus près d'un ancrage (figure 1.20), les ruptures ayant pour origine le fretting-fatigue.

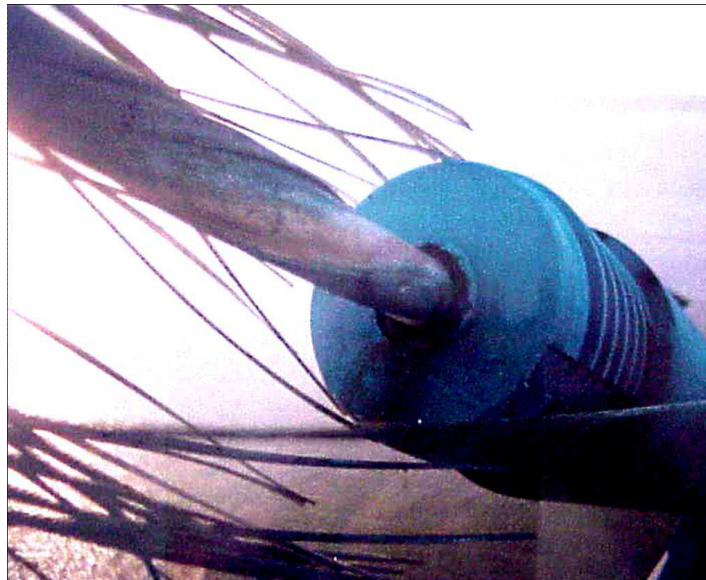


FIGURE 1.20 – Rupture de fils à la sortie d'un ancrage d'un câble de haubanage [5]

Les travaux de Siegert [5] ont alors montré que les ruptures de fils en couches externes sont liées aux conditions de sollicitation des torons multicouches près de leurs ancrages :

ils sont sollicités en flexion, ce qui entraîne des conditions de fretting-fatigue au niveau des contacts entre les fils des différentes couches du toron.

Un dispositif expérimental de fretting-fatigue a été développé afin de reproduire de manière simplifiée ces conditions de sollicitation. En effet, ce dispositif reproduit le contact entre deux fils alors qu'à l'échelle du toron multicouche, on peut avoir des contacts entre des dizaines voire des centaines de fils.

Ce dispositif a été utilisé pour tester les fils clairs en fretting-fatigue, et l'influence de différents paramètres comme la force de contact, l'amplitude de déplacement, la lubrification, la galvanisation, etc. [5, 11, 12, 76].

L'étude de l'influence des paramètres (force normale et amplitude de débattement) a permis de dresser une carte d'endommagement en fretting-fatigue qui distingue les régimes de glissement, les conditions de fissuration et les conditions d'usure (figure 1.21).

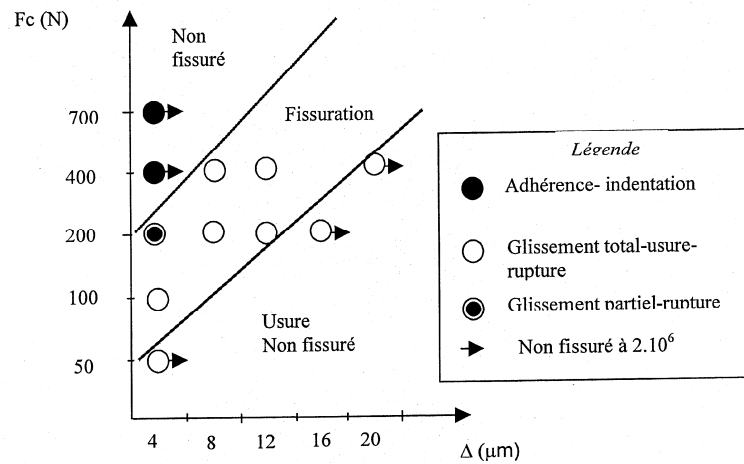


FIGURE 1.21 – Carte d'endommagement en fretting-fatigue des fils d'acier tréfilé [11]

Les moyens de protection tels que la lubrification et la galvanisation ont initialement été développés pour lutter contre la corrosion. Siegert [11] et Urvoy [12] ont montré que ces moyens de protection sont également bénéfiques sur le comportement en fretting-fatigue des fils d'acier tréfilé (figure 1.22). En effet, la limite d'endurance en fretting-fatigue des fils clairs est d'environ 100 MPa, elle augmente à environ 170 MPa pour des fils galvanisés et à plus de 200 MPa pour des fils lubrifiés.

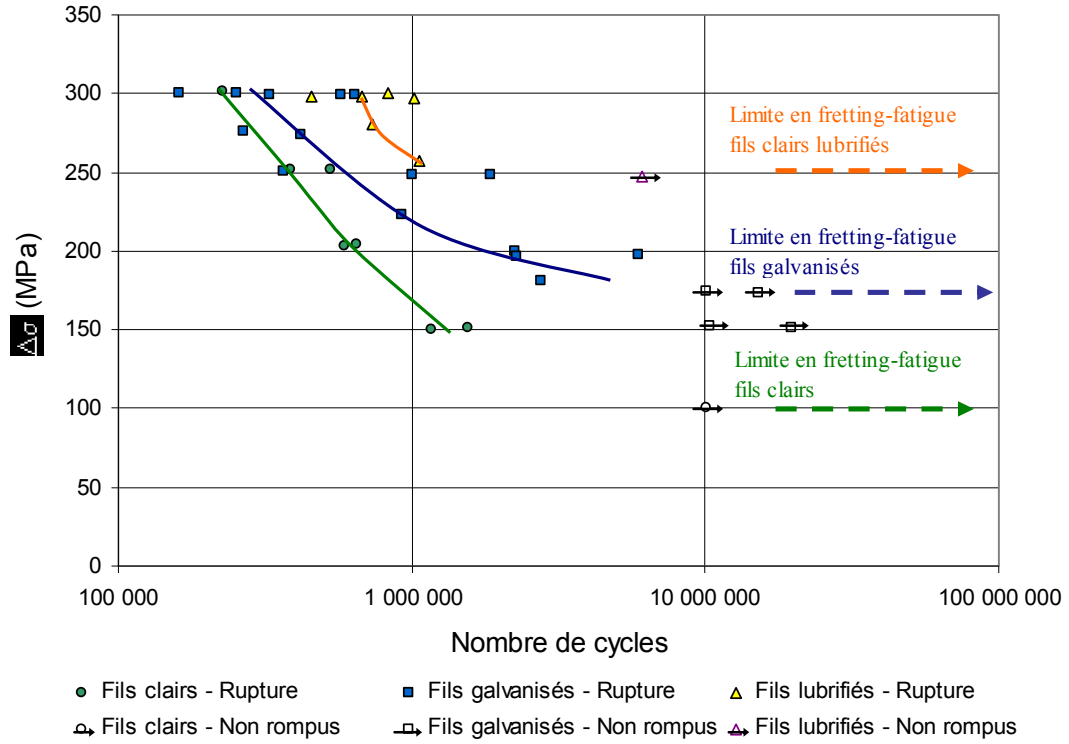


FIGURE 1.22 – Durées de vie en fretting-fatigue pour des contacts entre fils clairs, galvanisés et lubrifiés [12, 76]

1.3 Mécanismes de corrosion appliqués aux câbles de haubanage ou de suspension

Les phénomènes de corrosion résultent de l'oxydation d'un matériau due à des réactions chimiques ou électrochimiques avec son environnement. Dans ce paragraphe, nous allons présenter différentes formes de corrosion observées sur des câbles. On distingue deux types de corrosion : la corrosion généralisée ou uniforme qui affecte toute la surface du matériau, et la corrosion localisée qui regroupe plusieurs formes de corrosion.

Un matériau métallique plongé dans une solution aqueuse tend à se dissoudre. Les atomes en surface du métal ont tendance soit à quitter le solide (dissolution), soit à attirer les atomes du liquide [77]. Les réactions élémentaires sont schématisées sur la figure 1.23.

La réaction de dissolution correspond à une oxydation anodique du métal M :



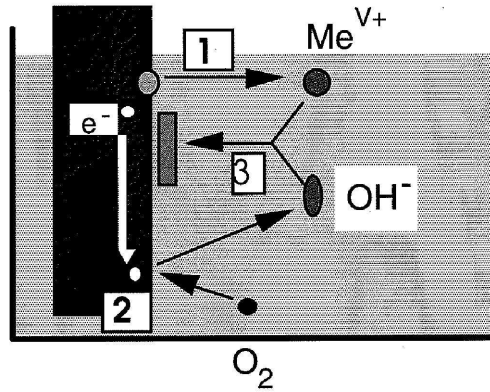
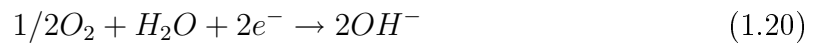
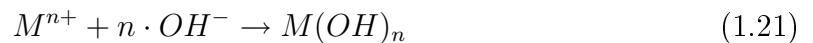


FIGURE 1.23 – Schéma de la corrosion métallique [77]

La dissolution du métal entraîne la libération d'électrons libres qui doivent alors être éliminés pour assurer l'équilibre électrique. Deux réactions cathodiques (ou de réduction) sont possibles :



Les produits des deux demi-réactions (1.18) et (1.20) peuvent parfois réagir et donner un précipité selon la réaction :



Où $M(OH)_n$ est un hydroxyde qui recouvre la surface métallique. Cette réaction est alors appelée réaction de recouvrement ou de passivation.

Les anions présents dans la solution (Cl^- , SO_4^{2-} , OH^- , etc.) peuvent également réagir pour former des sels ou des hydroxydes sous forme d'un dépôt de produits de corrosion appelé communément «rouille» [77].

1.3.1 La corrosion généralisée

La corrosion généralisée est la forme de corrosion la plus courante, elle se caractérise par un processus électrochimique de dissolution du métal, sous forme de cations, qui

se produit uniformément sur toute la surface considérée. Les aciers non alliés utilisés pour les câbles ont une sensibilité "ordinaire" à la corrosion par dissolution, c'est-à-dire qu'une perte de section plus ou moins homogène peut affecter tout ou partie des fils et entraîner une perte de résistance à la rupture du câble [78] (figure 1.24).

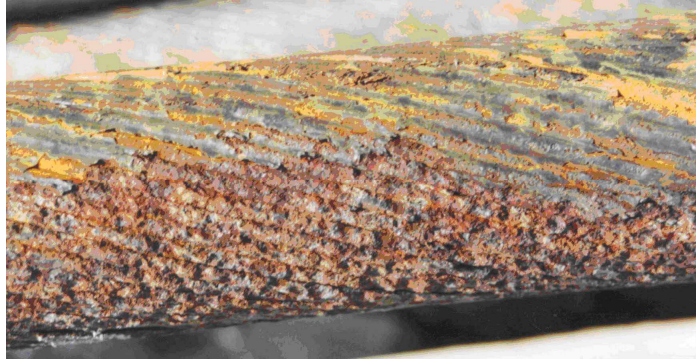


FIGURE 1.24 – Corrosion généralisée d'un câble de pont suspendu [78]

Dans le cas des câbles d'ouvrages d'art, la corrosion généralisée se manifeste par une perte de matière plus ou moins bien répartie sur la surface (aspect rugueux), et aussi par une diminution de l'étanchéité de la couche de fils atteinte, due à la perte de section et à un gonflement du câble lorsque les couches internes sont corrodées.

1.3.2 La corrosion localisée

Dans le cas de la corrosion localisée, les zones cathodiques et anodiques sont physiquement séparées et la dissolution des fils prend des formes localisées variables (piqûres, corrosion caverneuse, etc.), qui diminuent la charge et la déformation à la rupture des fils et favorisent la fissuration par fatigue, et éventuellement la fissuration sous contrainte. Cette corrosion rompt donc localement le film passif formé à la surface du métal.

La corrosion par piquûres (figure 1.25) résulte de l'attaque des chlorures sur les aciers et se manifeste par la formation de perforations de petites dimensions mais qui peuvent se prolonger sur des profondeurs relativement importantes et affecter la résistance mécanique de l'acier.

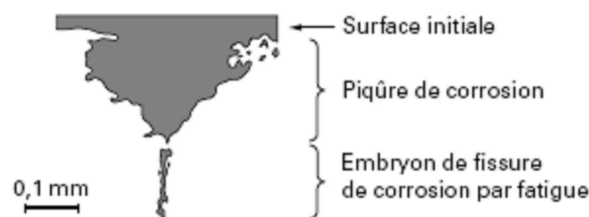


FIGURE 1.25 – Schématisation d'une piquûre de corrosion [79]

1.3.3 Corrosion assistée mécaniquement

La corrosion sous contrainte résulte de l'action conjuguée d'une contrainte mécanique constante au cours du temps et d'un milieu agressif vis-à-vis du matériau, chacun de ces facteurs pris séparément n'étant pas susceptible à lui seul d'endommager la structure. Au-delà d'un certain seuil de contrainte, elle se traduit par l'apparition de fissures inter ou transgranulaires dont la direction générale de propagation est généralement perpendiculaire à la plus grande contrainte, et peut mener à la rupture brutale du matériau sans perte apparente de section.

Lorsque les sollicitations mécaniques sont cycliques, on parle de fatigue-corrosion. Ce type de corrosion concerne, en génie civil, des éléments comme les câbles de ponts à haubans qui sont au contact d'une forte humidité et dont les sollicitations mécaniques (vent, trafic, etc.) fluctuent beaucoup [77].

Le mécanisme local de formation et progression de la fissure est schématisé sur la figure 1.26. Sous la couche de produit de corrosion couvrant un défaut (piqûre, crevasse, etc.), le milieu confiné (pauvre en oxygène) s'enrichit en cations H^+ dont une partie diffuse dans le métal et se concentre dans les zones de forte contrainte. Lorsque les contraintes supplémentaires locales apportées par ces atomes d'hydrogène conduisent à une contrainte globale égale à la contrainte de rupture, une rupture se produit (fissure) qui s'arrête dans une zone où la concentration en hydrogène est plus faible. Le phénomène se reproduit en fond de fissure laquelle progresse alors par petites étapes jusqu'à ce que la valeur critique de la «complaisance» du métal soit atteinte, moment où la rupture instantanée de la section restante de métal se produit [80].

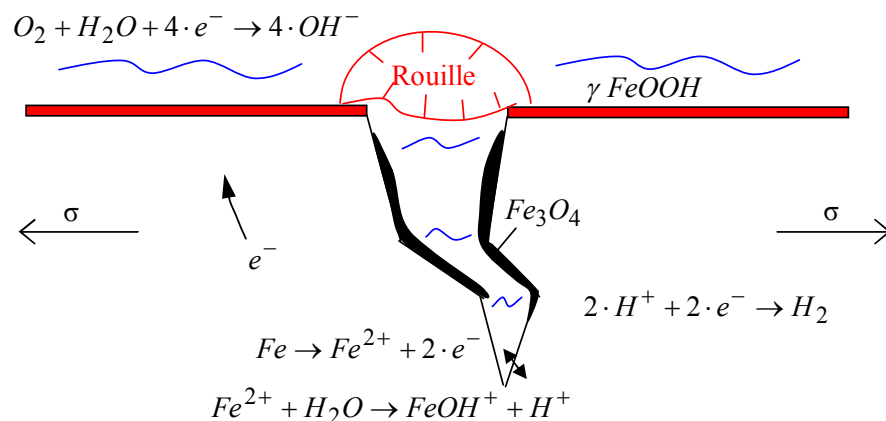


FIGURE 1.26 – Schématisation d'une fissure de corrosion sous contrainte [80]

Ce mécanisme de dégradation est propre aux aciers à haute résistance, famille dont font partie les aciers utilisés pour la fabrication des fils constitutifs des câbles de haubannage. En effet, l'état de déformation des aciers qui permet d'obtenir des limites d'élas-



FIGURE 1.27 – Ruptures de fils des couches internes d'un toron [80]

tacité et des contraintes à la rupture élevées s'accompagne d'une sensibilité réelle au phénomène de fissuration par corrosion en présence de contrainte dépassant un seuil voisin de 40 à 50 % de la contrainte de rupture.

La partie courante des câbles ne devrait donc pas être affectée par ce phénomène en dehors des hétérogénéités métallurgiques locales et spécifiques. Ce type de défaut peut exister au regard de la longueur de fil utilisé sur un même câble (plusieurs kilomètres voire de dizaines de kilomètres). Mais, par contre, les parties des câbles situées près des ancrages ou au contact de pièces mécaniques massives, ou les zones de contact entre fils de couches successives, sont soumises à des contraintes de traction supérieures à la contrainte moyenne de traction dans le câble. On peut alors dépasser localement le seuil de corrosion sous contrainte et observer des ruptures sans perte de section. Le type de défaut qui peut le mieux être rattaché à ce mécanisme est la rupture de fils des couches internes d'un toron multicouche dans les zones de gonflement (corrosion interne du câble avec appauvrissement en oxygène) (figure 1.27).

La fatigue-corrosion résulte de l'action simultanée d'une contrainte cyclique et d'un environnement corrosif. L'influence de l'environnement corrosif peut avoir différentes formes selon sa nature, le matériau étudié, la fréquence, les niveaux de contraintes, etc. (figure 1.28).

Pour rendre compte de la fissuration par fatigue sous environnement aqueux, dans le domaine de propagation stable de la fissure, plusieurs mécanismes sont proposés ; ces mécanismes s'inspirent de ceux invoqués généralement en corrosion sous contrainte statique [79], les deux principaux types de mécanismes sont le modèle de dissolution anodique et le modèle de fragilisation par l'hydrogène [25, 79].

Dans le cas de mécanismes de dissolution anodique (figure 1.29), l'accélération de la fissuration s'explique par la quantité de métal dissoute en fond de fissure. La nocivité

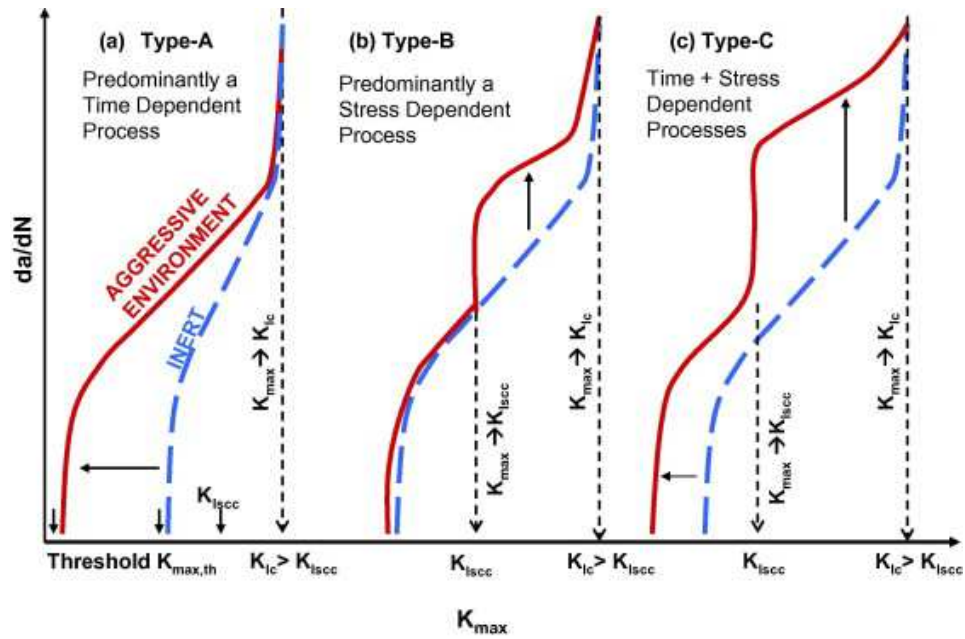


FIGURE 1.28 – Représentation schématique des effets d'un environnement inerte ou agressif sur la propagation de fissure en fatigue

spécifique d'un environnement donné, résulterait de la différence d'activité électrochimique entre la zone anodique située en tête de fissure et la zone cathodique constituée par les parois de la fissure et les surfaces externes de l'éprouvette [79]. Ce modèle suppose que le métal est dans le domaine de passivité, c'est-à-dire que sa surface est recouverte d'un film protecteur. La fréquence de sollicitation intervient en contrôlant la vitesse d'apparition du métal « actif » au cours de l'ouverture de la fissure (rupture du film passif). Quand elle diminue, la propagation est généralement plus rapide car le temps de dissolution est plus important. L'effet de l'abaissement de la fréquence est cependant limité :

- dans le cas d'un métal à l'état actif par l'émoussement possible du fond de la fissure et l'action de coin des produits de corrosion insolubles réduisant l'ouverture de la fissure ;
- dans le cas où le métal se repassive rapidement en fond de fissure ; il y a alors compétition entre la vitesse de repassivation et la vitesse de dissolution.

Dans le cas de la fragilisation par l'hydrogène [79], la réaction cathodique qui accompagne la dissolution anodique en fond de défaut provoque un dégagement d'hydrogène (équation 1.19) qui s'adsorbe sur le métal. La fragilisation met en jeu la diffusion d'une partie des atomes adsorbés sur les surfaces qui apparaissent à chaque cycle de sollicitation. Ces atomes se concentrent devant le défaut dans des zones de forte concentration des contraintes, réduisant localement la cohésion interatomique. Lorsque la teneur en hydrogène atteint un seuil critique, la ductilité du métal diminue et une fissure se crée et peut croître par petits sauts successifs correspondant chaque fois à la rupture d'un volume fragilisé.

La rupture par corrosion fissurante sous contrainte ou fatigue-corrosion survient lorsque le facteur d'intensité de contrainte atteint la valeur critique qui est la ténacité du matériau [77].

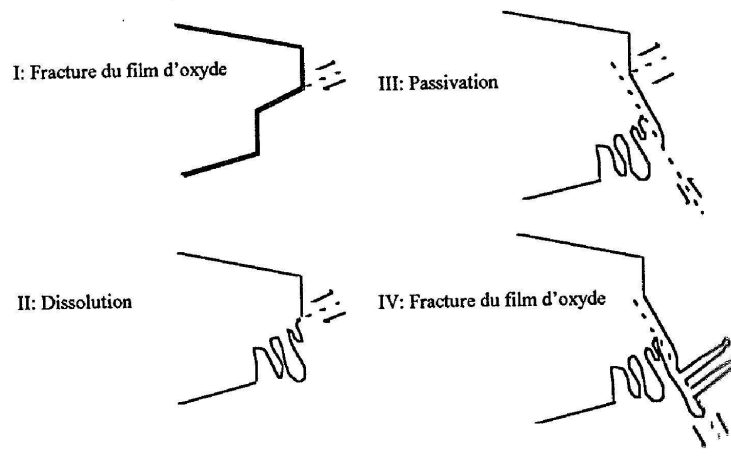


FIGURE 1.29 – Modèle de dissolution/repassivation du film d'oxyde [25]

La tribocorrosion est une forme de corrosion, ce terme désigne le processus conduisant à l'endommagement (fissuration, écaillage) et à l'usure de la surface d'un matériau métallique sous les effets conjugués d'une sollicitation mécanique de contact (frottement, impact) et de la corrosion par un milieu environnant [81]. L'étude des phénomènes de tribocorrosion fait appel à des méthodes électrochimiques [82, 83, 84]. Par exemple, Mischler et al. ont étudié l'influence d'un film passif sur la dégradation d'un acier [85].

La corrosion est classiquement étudiée à l'aide de méthodes électrochimiques. Par exemple, un balayage en potentiel permet d'obtenir des courbes courant-potentiel $i = f(E)$, appelées courbes de polarisation (figure 1.30) qui renseignent sur les zones d'activité des différents modes de corrosion.

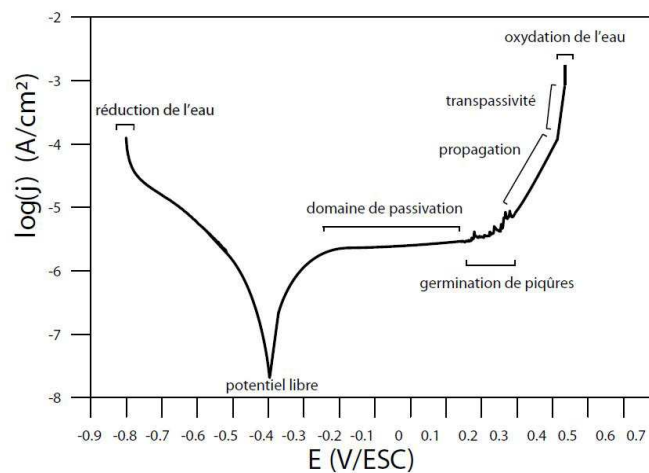


FIGURE 1.30 – Courbe de polarisation

Les câbles pour ponts haubannés ou suspendus ont des niveaux de charges prévus

lors de la conception ouvrage inférieurs à 45 % de leur contrainte à rupture garantie. Malgré cela, ils peuvent être sensibles à la corrosion sous contrainte ou à la fatigue-corrosion puisque localement, à cause des contacts interfilaires, les niveaux de contrainte peuvent dépasser le seuil de corrosion sous contrainte qui est d'environ 50 % de la charge à rupture.

Des expertises sur ouvrages réels ont mis en évidence que les câbles de haubanage ou de suspension peuvent être sujets à la corrosion [86, 87, 88, 89]. L'expertise d'un câble rompu dans un culot d'ancrage d'un pont suspendu a montré que la corrosion sous contrainte est à l'origine de l'amorçage et propagation de fissures et que la corrosion est la principale cause de rupture des fils [89]. L'expertise des fils Z rompus a également mis en évidence de la corrosion fissurante sous contrainte.

1.4 Mécanismes d'interaction entre les sollicitations mécaniques (fretting, fatigue) et un environnement corrosif

Les paragraphes précédents ont mis en évidence que les câbles sont soumis à deux principales causes de dégradation : le fretting-fatigue et la corrosion.

On peut alors se demander comment vont se comporter les fils constitutifs d'un câble sous l'effet combiné du fretting-fatigue et de la corrosion, s'il y a une synergie entre les deux phénomènes, etc.

Cette interaction fretting-fatigue et corrosion a été très peu étudiée et présente assez peu de références bibliographiques.

Lietch et al. [90] ont étudié le comportement en fretting-fatigue d'un alliage de titane dans un milieu d'eau de mer synthétique. Cette étude a été conduite en régime de glissement partiel dans l'air et dans l'eau de mer. Ils ont constaté que l'eau de mer réduit les durées de vie pour des niveaux de contraintes élevés tandis qu'elle a tendance à augmenter légèrement les durées de vie pour des niveaux de contraintes plus faibles (figure 1.31). Lee et al. [91] ont complété l'étude de ce matériau en comparant son comportement en fretting-fatigue dans l'air et dans l'eau de mer synthétique lorsqu'il est grenailé. Le grenailage améliore la durée de vie du matériau, et l'eau de mer réduit cette dernière quelle que soit le niveau de contrainte appliquée.

Takeuchi et al. [92] ont étudié la propagation de fissure en fretting-fatigue-corrosion dans des fils d'acier tréfilé de 1,5 mm de diamètre l'air et dans l'eau de mer. Ils ont constaté que l'eau de mer réduit considérablement les durées de vie pour des faibles

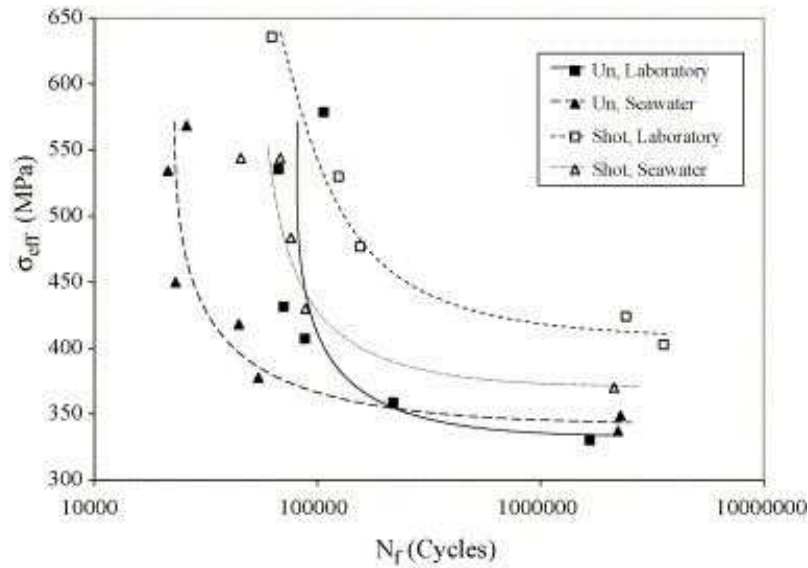


FIGURE 1.31 – Comparaison des durées de vie d'un alliage de titane, non grenailé et grenailé, soumis à du fretting-fatigue dans l'air et dans l'eau de mer synthétique [91]

variations de contraintes, mais qu'elle a tendance à augmenter les durées de vie pour des contraintes plus élevées (figure 1.32). Ils ont également montré que la protection cathodique améliore la résistance au fretting-fatigue dans l'eau de mer quel que soit les niveaux de contraintes.

Sur ouvrages d'art, des expertises de câbles ont montré qu'il est probable qu'il y ait une interaction entre fretting-fatigue et corrosion. En effet, la photographie de la figure 1.33 donne un exemple de toron multicouche dont les fils se sont rompus progressivement de l'extérieur vers l'intérieur par fatigue de contact à l'encastrement dans une douille d'ancrage. Brevet [80] précise que la corrosion affectant les fils a accéléré le processus à coeur, d'autant plus que le produit de protection a été brûlé lors de la réalisation du culot d'ancrage au zinc fondu. En effet, les expertises des câbles du pont d'Aquitaine à Bordeaux [88] ont révélé des fissures qui ne présentent ni les caractéristiques de fissures de fatigue pure ni celles de corrosion fissurante sous contrainte. Il a donc été conclu que ces fissures résultaient de la conjugaison des deux phénomènes, associée aux contraintes variables de frottement en surface des fils pour l'amorçage, puis de la synergie corrosion/contrainte variable pour la propagation des fissures (figure 1.34).

Souhaitant reproduire les conditions de sollicitation des câbles (mécaniques et chimiques) afin de simuler en laboratoire les éventuels effets synergétiques entre le fretting-fatigue et la corrosion, quelques questions nous ont interpellés : quelle est le type de corrosion rencontrée sur ouvrages (corrosion généralisée, par piqûres, sous contrainte, etc.), y a-t-il simultanéité des actions de la corrosion et du fretting-fatigue ou ces phénomènes sont-ils successifs ou alternatifs, etc. En effet, on peut se demander si les causes d'endommagement agissent simultanément sur les phases d'amorçage et de propagation de fissures ou si l'un est prépondérant sur l'autre selon la phase étudiée.

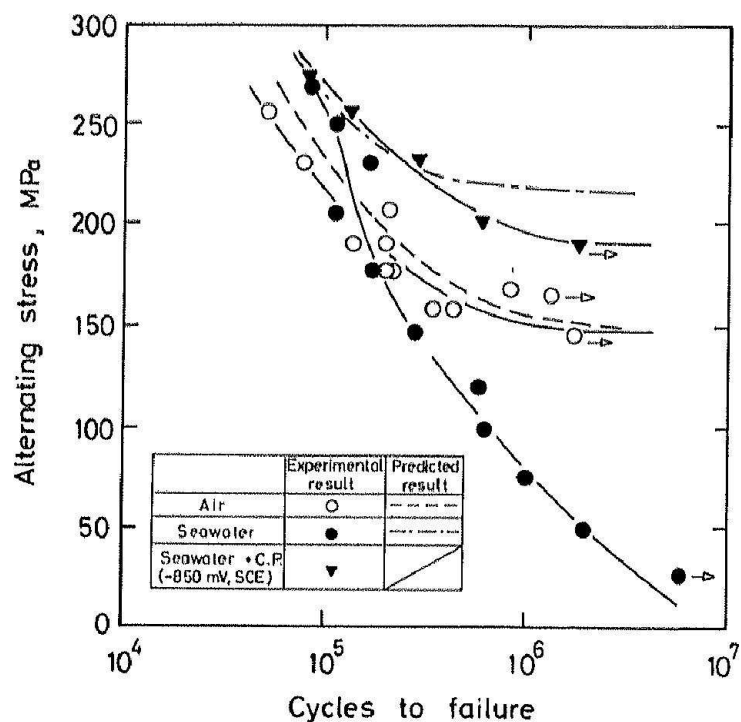


FIGURE 1.32 – Courbes de Wöhler pour des fils d'acier soumis à du fretting-fatigue dans l'air, dans l'eau de mer et dans l'eau de mer avec une protection cathodique de -850 mV/ESC [92]



Figure 9 :

- Ancrage tablier vue de dessous :
- 1^{ère} couche enlevée.
 - 2^{ème} couche galvanisée avec fils rompus.
 - 3^{ème} couche de fils Z oxydés avec fils rompus enlevés.
 - 4^{ème} couche de fils ronds oxydés et quelques fils rompus visibles.
 - A droite présence de graisse de protection noire.
 - Le trait au feutre noir marque la section au droit de la sortie de la douille d'ancrage.

FIGURE 1.33 – Endommagement d'un toron multicouche par fretting-fatigue et corrosion [80]



FIGURE 1.34 – Fissure amorcée par fatigue de contact et propagée en fatigue/corrosion [87]

Pour essayer de répondre à ces questions, nous avons adopté une démarche qui a visé à découpler les phénomènes : une étude du comportement en fretting pour un contact entre deux fils d'acier tréfilé dans l'air et dans l'eau a été menée, ainsi qu'une étude du comportement en fretting-fatigue dans l'air et dans une solution de chlorure de sodium et une étude sur l'influence d'une solution sur la phase de propagation des fissures. Dans les chapitres qui suivent, nous allons décrire le matériau et les dispositifs expérimentaux utilisés puis nous présenterons les résultats obtenus notamment en terme de fretting et de fretting-fatigue dans l'air ou dans une solution.

Chapitre 2

Matériaux et techniques expérimentales

Un des objectifs de cette étude est de comprendre le comportement en service des câbles d'ouvrages d'art (haubans, suspentes, etc.), constitués de fils d'acier tréfilé. Dans ce chapitre, le matériau utilisé pour les essais expérimentaux est présenté. On décrit également les moyens expérimentaux utilisés au cours de cette thèse ainsi que les méthodes d'observation et de contrôle non destructif.

2.1 Matériau étudié

L'élément unitaire d'un câble de génie civil est un fil généralement de faible section en acier tréfilé. Le fil central d'un toron T15.7 est un fil cylindrique ayant un diamètre d'environ 5,4 mm. Il est constitué d'un acier faiblement allié (tableau 2.1) comportant une forte teneur en carbone (environ 0,8%). Il est obtenu par tréfilage à froid. Ce procédé consiste à passer le fil machine dans des filières de tailles décroissantes jusqu'à l'obtention du diamètre et de la résistance en traction recherchés. En effet, la réduction de section par tréfilage provoque un écrouissage du métal et lui confère alors une haute résistance à la traction.

TABLEAU 2.1 – Composition chimique (principaux éléments d'addition) des fils d'acier tréfilé

C (Carbone)	Mn (Manganèse)	Si (Silicium)	S (Soufre)	P (Phosphore)
0.8 %	0.52 %	0.23 %	0.018 %	0.017 %

Les caractéristiques mécaniques d'un fil d'acier tréfilé (fil central d'un toron T15.7)

et d'un toron T15.7 obtenues par des essais de traction (figure 2.1) sont résumées dans le tableau 2.2. Pour le fil d'acier tréfilé, la résistance à la traction est d'environ 2000 MPa pour un allongement d'environ 5,5 %, la limite élastique est de 1750 MPa et le module élastique est légèrement supérieur à 200 000 MPa. Pour le toron T15.7, les caractéristiques sont un peu plus faibles à cause des frottements interfilaires : la résistance à la traction est d'environ 1900 MPa pour un allongement d'environ 5,2 %, la limite élastique est d'environ 1500 MPa et le module d'Young est légèrement supérieur à 190 000 MPa.

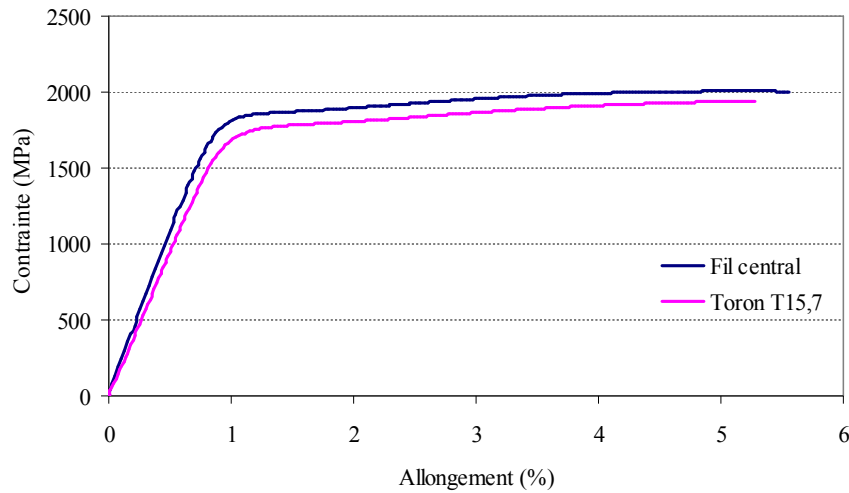


FIGURE 2.1 – Courbes de traction d'un fil d'acier tréfilé et d'un toron

TABLEAU 2.2 – Caractéristiques mécaniques des torons et fils

	E (MPa)	σ_R (MPa)	$\sigma_{Rp0.02}$ (MPa)	$\epsilon(\%)$
Fil	202 000	2020	1750	5.5 %
Toron	193 000	1940	1480	5.2 %

La microstructure de cet acier est constituée de grains de perlite allongés dans le sens du tréfilage. Les grains de perlite sont quant à eux constitués de lamelles alternées de ferrite et de cémentite qui se déforment de manière irréversible lors du tréfilage (figure 2.2).

Cette microstructure des fils tréfilés entraîne une anisotropie du matériau qui a été mise en évidence par des mesures de dureté réalisées sur des échantillons cubiques d'acier tréfilé [10].

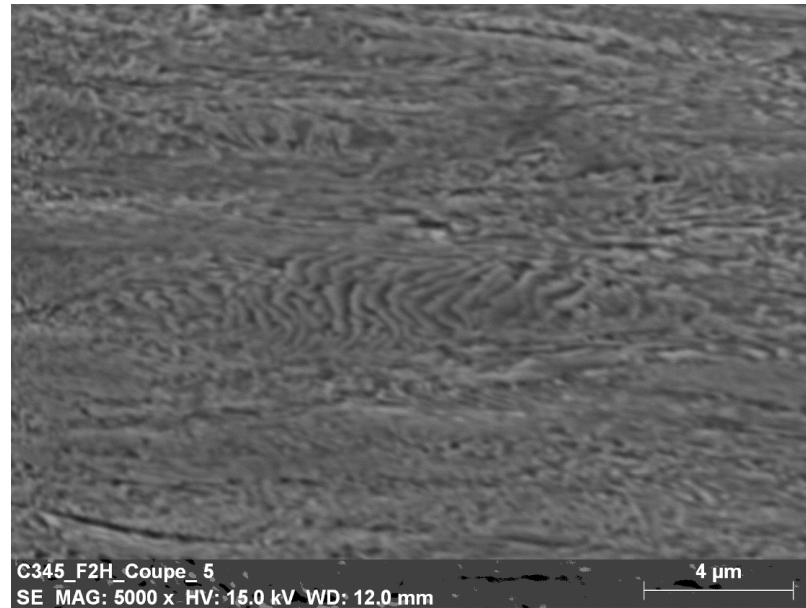


FIGURE 2.2 – Microstructure de l'acier tréfilé

2.2 Machines d'essais

Au cours de cette thèse, différents types d'essais ont été réalisés : des essais de fretting, des essais de fretting-fatigue couplés ou non à de la corrosion, des essais de fatigue et des essais de traction. Ces essais ont nécessité l'utilisation de plusieurs machines d'essais et dispositifs expérimentaux qui sont décrits dans les paragraphes qui suivent.

2.2.1 Principe des essais de fretting

Principe des essais de fretting

L'essai de fretting consiste à mettre en contact deux échantillons, et à soumettre l'un d'eux à un déplacement, créant ainsi un petit débattement relatif entre les deux échantillons en contact. Le dispositif expérimental utilisé au Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Centrale de Lyon est schématisé sur la figure 2.3, et représenté sur la photographie de la figure 2.4.

Au cours d'un essai, l'échantillon supérieur est mis en mouvement grâce à un pot vibrant tandis que l'échantillon inférieur reste fixe (contre-corps). Le contrôle du déplacement de l'échantillon supérieur est assuré grâce à un capteur laser de déplacement. L'application d'un effort normal maintient les deux échantillons en contact. Au niveau de l'échantillon fixe, un capteur de force permet de mesurer la force tangentielle au cours de l'essai. Les données d'entrée et de sortie de l'essai sont donc le débattement

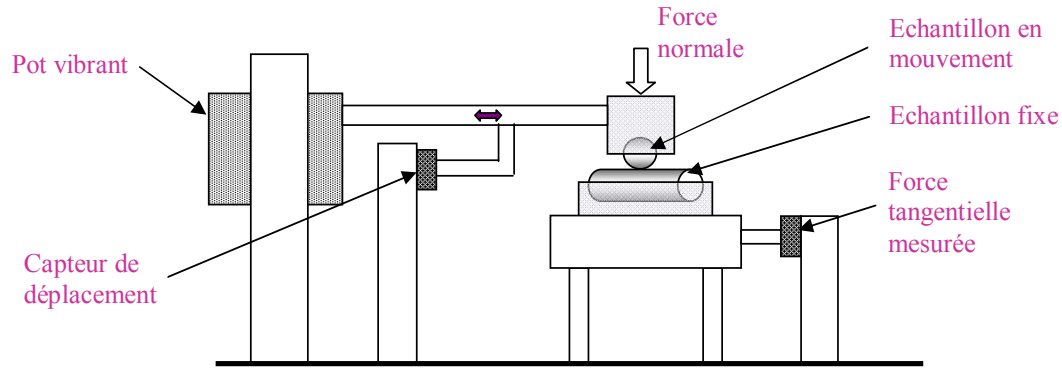


FIGURE 2.3 – Représentation schématique du dispositif expérimental de fretting

(δ) imposé, l'effort normal (F_N) appliqué, la force tangentielle mesurée (Q) et le nombre de cycles.

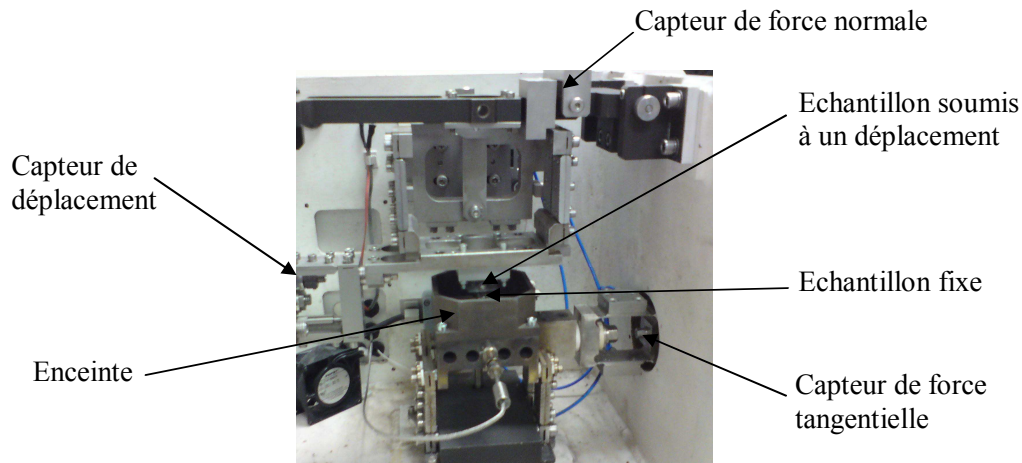


FIGURE 2.4 – Dispositif expérimental de fretting

Dans le cadre de cette étude, les corps en contact sont des échantillons issus d'un même fil d'acier tréfilé. Ils sont donc constitués du même matériau et ont les mêmes caractéristiques mécaniques. Ces échantillons sont cylindriques avec un diamètre de 5,4 mm. La configuration du contact est donc un contact cylindre/cylindre croisé à 90°.

Paramètres des essais de fretting

La préparation des échantillons d'acier tréfilé consiste à les polir jusqu'au grade 400 puis à les dégraisser à l'acétone. Ces échantillons sont ensuite mis en contact avec une force normale F_N de 200 N. L'échantillon supérieur est alors soumis à un débattement cyclique sinusoïdal (d'amplitude fixe ou variable) à une fréquence de 10 Hz pendant un nombre de cycles N donné. Les essais de fretting ont été réalisés dans deux milieux :

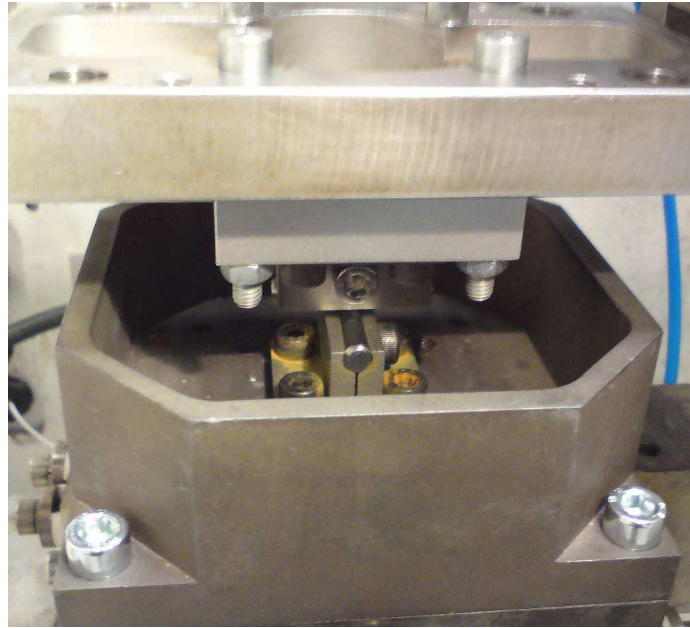


FIGURE 2.5 – Zoom sur les échantillons en contact

- L'air ambiant (température ambiante, humidité relative ambiante),
- Un milieu aqueux (eau).

Au cours d'un essai, l'évolution des cycles de force tangentielle est enregistrée ainsi que le déplacement réel de l'échantillon supérieur et l'énergie dissipée E_d au cours des cycles.

2.2.2 Banc de fretting-fatigue

Principe des essais de fretting-fatigue

Le dispositif d'essais de fretting-fatigue (figures 2.6 et 2.7) mis en place pour reproduire les conditions de sollicitations des fils de haubans est constitué d'un fil d'acier tréfilé que l'on soumet à un chargement de fatigue en traction ondulée avec une contrainte moyenne σ_0 , et une amplitude de variation de contraintes $\Delta\sigma$. Ce fil est également soumis à du fretting, c'est-à-dire à des actions de contact avec petits débattements qui sont reproduites à l'aide de deux paires de patins maintenus dans une pince perpendiculairement au fil. Ces patins sont issus du même fil que l'échantillon soumis à l'essai. Ils sont fixés de façon rigide à une distance L sur une paire de supports qui permet d'appliquer et de maintenir constante la force de contact F_c entre le fil et les patins.

Si l'on suppose le système patin-support parfaitement rigide, étant donnée la symétrie du montage, l'amplitude de déplacement relatif δ entre un patin et le fil testé

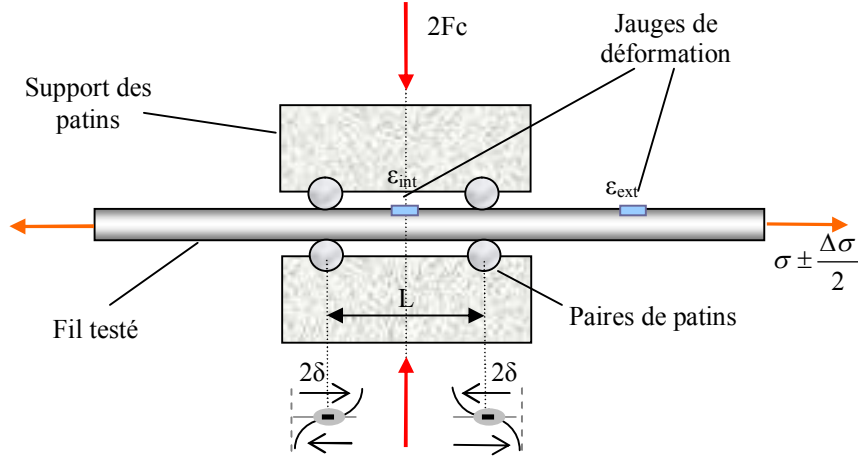


FIGURE 2.6 – Dispositif d'essais de fretting-fatigue

s'exprime par la relation suivante [12] :

$$\delta = \frac{\Delta\sigma \cdot L}{4 \cdot E} \quad (2.1)$$

Où $\Delta\sigma$ est la variation de contrainte de traction, L est la distance entre les patins et E désigne le module d'élasticité du fil.

L'amplitude de la force tangentielle Q^* peut, quant à elle, être calculée à partir du déplacement relatif entre les deux jauges placées à l'intérieur et à l'extérieur de la pince [12] :

$$Q^* = \frac{EA}{2} \cdot (\epsilon_{ext} - \epsilon_{int}) \quad (2.2)$$

où E désigne le module d'Young du fil de section A et ϵ_{int} et ϵ_{ext} sont les déformations axiales du fil mesurées à l'aide de jauges de déformation, collées respectivement entre les deux paires de patins et à l'extérieur de la pince (cf figure 2.6).

Ce dispositif ne permet pas de découpler le fretting de la fatigue. En effet, une modification du chargement de fatigue va entraîner une modification du chargement en fretting. Néanmoins, tant que l'on reste en glissement partiel, la force tangentielle de contact est proportionnelle au chargement de fatigue.

La pince de fretting

La pince de fretting-fatigue a été initialement conçue afin d'étudier le comportement en fretting-fatigue d'un fil d'acier tréfilé [5, 12]. Ce comportement a été testé pour deux types de fils : fils clairs et fils galvanisés (revêtement de zinc) ainsi que dans différents milieux environnants : milieu ambiant, milieu lubrifiant (graisse ou bain d'huile). Dif-



FIGURE 2.7 – Dispositif d'essai : Banc de fretting-fatigue

férents types de pinces ont été conçus en aluminium avec des distances entre patins comprises entre 20 et 100 mm et des angles de 30° ou 90° .

Néanmoins, souhaitant réaliser des essais dans un milieu corrosif, l'élaboration d'une nouvelle pince a donc été nécessaire. Cette nouvelle pince (figure 2.8(a)) comporte deux matériaux : de l'acier 35 NCD 16 pour sa rigidité et protégé grâce à un vernis, et du polytétrafluoroéthylène (PTFE) pour son inertie vis-à-vis de la corrosion.



(a) Sans soufflet à air



(b) Avec soufflet à air

FIGURE 2.8 – Pinces mixtes acier/PTFE

Une seconde évolution, au cours de la thèse, a consisté à asservir la force de contact. Il a été constaté que la force de contact diminuait fortement lorsque le montage de fretting-fatigue était immergé dans une solution aqueuse. La force de contact a donc été asservie

en ajoutant un soufflet à air relié à un contrôleur pneumatique et une électrovanne afin de maintenir une pression constante sur le capteur de force. Ce soufflet a donc été ajouté entre le capteur de force et la plaque supérieure de la pince (figure 2.8(b)). Cet asservissement a permis de réduire considérablement les variations de la force de contact comme le montre la figure 2.9.

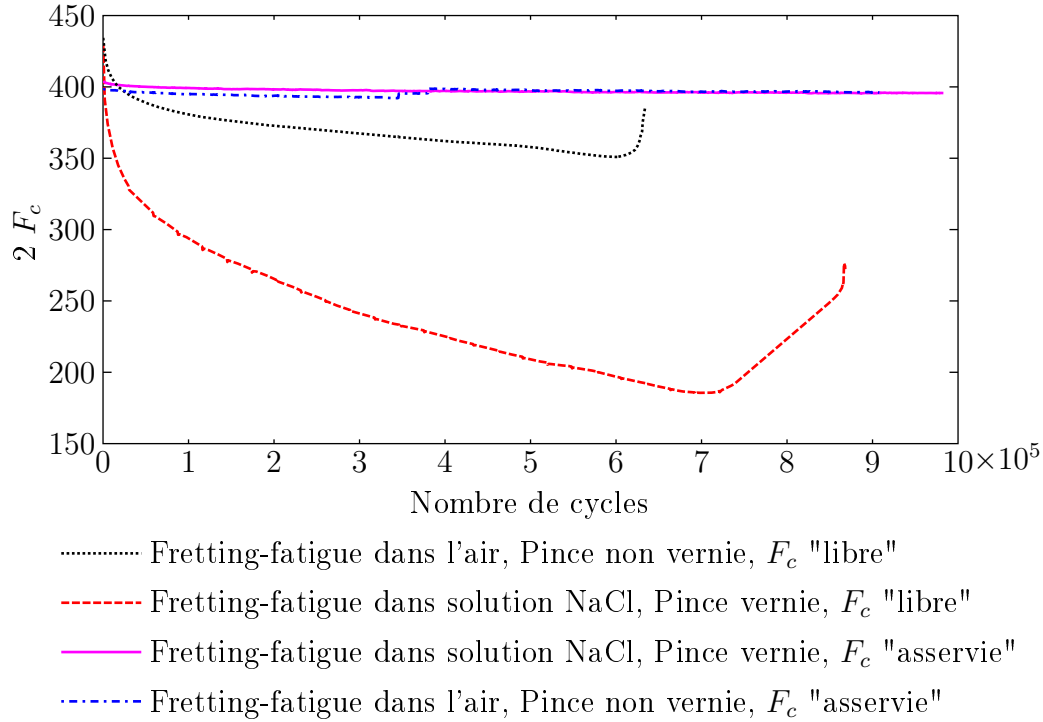


FIGURE 2.9 – Evolution de la force de contact avec et sans asservissement

Enfin, un second capteur a été ajouté entre la plaque inférieure et la partie inférieure de la pince afin d'améliorer la symétrie du montage et d'obtenir des traces de contacts plus reproductibles.

Le banc de fretting-fatigue et la corrosion

L'objectif de cette thèse étant de simuler le comportement réel d'un câble sous environnement corrosif et d'évaluer la synergie entre le fretting-fatigue et la corrosion, des procédés de corrosion ont été choisis et mis en place pour réaliser des essais expérimentaux.

Trois procédés de corrosion ont été envisagés :

- Corrosion par immersion continue [93] : cette méthode consiste à immerger le fil et la pince en continu dans la solution, ce qui ne permet pas d'être vraiment représentatif des ruptures observés sur ouvrages d'art qui se situent plutôt à la limite entre zone immergée et zone émergée.

- Corrosion par immersion alternée [94, 95] : cette méthode consiste à faire des immersions alternées du fil et de la pince, c'est-à-dire des cycles d'immersion/séchage, cette possibilité se rapproche des cas réels. De plus, cette solution est également justifiée par la norme NF EN ISO 11130 [94] qui stipule que ce type d'essai permet de simuler les effets corrosifs de projections d'eau de mer, ou des sels de déverglaçage ou encore des environnements salins acides, etc., et que ces essais sont plus sévères que des essais en immersion continue.
- Corrosion par brouillard salin [96, 97] : cette méthode se rapproche également des cas réels mais elle est plus compliquée à reproduire en laboratoire et à maîtriser (salinité du brouillard).

Parmi ces trois méthodes, les deux premières ont été retenues et mises en oeuvre. Des cellules de corrosion ont donc été ajoutées. Pour des essais de fretting-fatigue et corrosion simultanés, une cellule de corrosion a été ajoutée pour le cas de la corrosion par immersion continue, cette cellule contient la solution et la pince de fretting; alors que, dans le cas de la corrosion par immersion alternée, deux cellules et une pompe ont été ajoutées : une cellule est positionnée sur le fil et contient la pince de fretting et la solution lors des périodes d'immersion, l'autre cellule sert de réservoir pendant les périodes de séchage (figure 2.10).

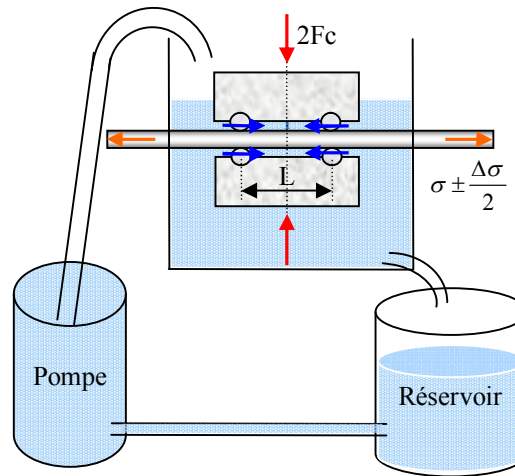


FIGURE 2.10 – Représentation schématique d'essais de fretting-fatigue-corrosion par immersion alternée

Deux types de solutions corrosives ont été utilisées pour les essais de fretting-fatigue en environnement corrosif. Les ouvrages d'art comportant des câbles sont souvent soumis à des environnements agressifs puisqu'ils se situent généralement en bords de mer ou dans des zones escarpées où les conditions climatiques peuvent être rigoureuses et nécessiter l'utilisation de sels de déverglaçage. Afin de simuler ces environnements, une solution de chlorure de sodium ($NaCl$) à une concentration de 35 g/l a été retenue. Cette solution a l'avantage d'être simple et d'avoir été utilisée dans différentes études de corrosion pour simuler un environnement agressif [98, 99, 100, 101, 102, 103] comme par exemple le milieu marin [104, 105].

Une solution de thiocyanate d'ammonium (NH_4SCN) a également été utilisée dans l'étude de la fatigue-corrosion après une phase d'amorçage de fissure en fretting-fatigue. Cette solution permet d'accélérer les phénomènes de corrosion, plus exactement elle entraîne la fragilisation par hydrogène du matériau étudié. Ces phénomènes peuvent être rencontrés sur ouvrages d'art lorsque l'eau pénètre au sein du câble et crée des zones confinées (cellules occluses). La norme NF EN ISO 15630-3 [106] recommande l'utilisation d'une solution de thiocyanate d'ammonium concentrée à 250 g/l pour les essais de corrosion sous contrainte des armatures de précontrainte. Cette solution bien qu'éloignée des solutions rencontrées sur ouvrages d'art permet de caractériser la sensibilité à la fragilisation par l'hydrogène des aciers.

Paramètres des essais

Pour étudier l'interaction entre le fretting-fatigue et la corrosion, différents types d'essais peuvent être envisagés :

- Des essais de fretting-fatigue pendant lesquels l'éprouvette testée est simultanément soumise à un environnement corrosif.
- Des essais de fretting-fatigue sur fils pré-corrodés.
- Des essais de fatigue-corrosion sur des fils sur lesquels une ou plusieurs fissures ont été amorcées en fretting-fatigue.

Ces trois types d'essais permettent d'observer l'influence mutuelle entre le fretting-fatigue et la corrosion.

Les essais comportent donc des paramètres mécaniques et chimiques.

Les paramètres mécaniques sont la contrainte moyenne, l'amplitude de la contrainte, la fréquence de sollicitation en fatigue, la force normale de contact F_N et la distance entre les patins.

Dans les conditions de services des ouvrages d'art, les câbles de haubanage ou de suspension sont tendus à une contrainte moyenne d'environ 30% de la contrainte à la rupture garantie (1860 MPa). Pour être représentatif de cette traction moyenne, la contrainte moyenne appliquée sur éprouvettes testées en laboratoire est de 600 MPa.

Les forces de contact inter-couches ont été calculées pour une traction exercée sur le toron égale à 30% de la charge de rupture, pour des monotorons multicouches de 4, 6 et 8 couches (figure 2.11) [5]. Elles se situent entre 100 N et 4600 N. Les ruptures de fils sont souvent observées sur les couches externes des torons (1 ou 2 couches en général).

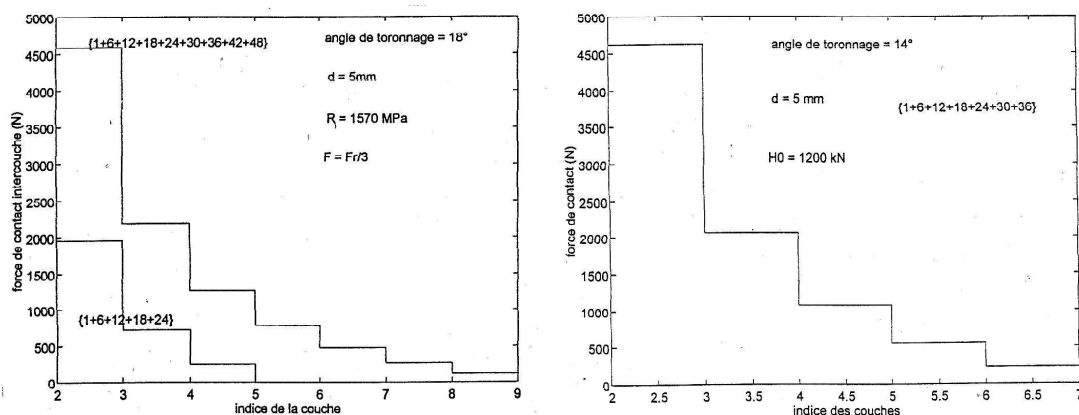


FIGURE 2.11 – Forces de contact intercouche pour des monotorons 4, 6 et 8 couches [5]

Etant donnés ces résultats de force de contact intercouche au sein d'un monotoron multicouche, nous avons choisi d'appliquer une force de contact de 200 N identique pour tous les essais de fretting-fatigue.

La distance entre les patins permet de modifier l'amplitude de débattement relatif. Une étude exploratoire [11] a mis en évidence l'influence de la force normale de contact et de l'amplitude du déplacement relatif sur la réponse en fretting-fatigue de l'acier tréfilé (figure 1.21).

La carte de réponse de la figure 1.21 montre que le régime de glissement partiel est obtenu pour une force normale de contact de 200 N et une amplitude de déplacement relatif de $4 \mu\text{m}$. Ce déplacement relatif peut être obtenu avec une distance entre patins de 20 mm et une variation de contrainte de fatigue de 150 MPa.

Il a donc été choisi d'utiliser un support permettant d'avoir une distance entre les patins de 20 mm.

Néanmoins, afin de suivre les recommandations de la commission interministérielle de la précontrainte [24], l'amplitude crête-à-crête de la contrainte de fatigue a été augmentée à 200 MPa, ce qui correspond à une amplitude de déplacement relatif théorique de $5 \mu\text{m}$, l'observation des traces de contact montre que le régime de glissement reste en glissement partiel (figure 2.12). En effet, la trace de contact comporte bien deux zones : une zone centrale d'adhérence et une zone périphérique de glissement.

Les paramètres chimiques des essais sont le mode de corrosion, le type de solution corrosive, sa concentration, sa température. Les deux premiers paramètres ont déjà été abordés précédemment et les deux autres seront traités dans les chapitres suivants.



FIGURE 2.12 – Trace de contact de fretting-fatigue en glissement partiel

2.2.3 Machine de traction/fatigue

Des essais de traction ont été réalisés afin de caractériser le matériau ou d'obtenir les caractéristiques résiduelles d'une éprouvette préalablement endommagée. Ces essais ont été effectués sur une machine hydraulique Instron 8503 de 250 kN avec pilotage et acquisition grâce au logiciel Série IX (figure 2.13).

Des essais de fatigue sur éprouvettes saines et sur éprouvettes entaillées (figure 2.13) ont également été réalisés sur cette machine. La gamme de fréquence est comprise entre 0,5 et 20 Hz. Les paramètres des essais de fatigue sont la contrainte moyenne, la variation de contrainte et la fréquence.

Pour les essais de fatigue sur éprouvettes saines, le pilotage de la machine est assuré par un asservissement en force, avec une contrainte moyenne de 600 MPa correspondant à $0,3 \cdot F_{Rg}$, une variation de contrainte comprise entre 600 et 1100 MPa et une fréquence comprise entre 7 et 10 Hz.

Pour les essais de fatigue sur éprouvettes entaillées, le pilotage de la machine est également assuré par un asservissement en force, avec une contrainte moyenne de 600 MPa, une variation de contrainte comprise entre 200 et 400 MPa et une fréquence comprise entre 7,5 et 10 Hz.



FIGURE 2.13 – Essais de fatigue suivis par émission acoustique

2.3 Méthodes de contrôle non destructif

Différentes méthodes de contrôle non destructif (émission acoustique, ultrasons, magnétoscopie) ont été utilisées afin de suivre l'endommagement du matériau, notamment la propagation de fissure ou simplement afin de détecter la présence de fissures.

2.3.1 Emission acoustique

Les essais de fretting-fatigue ont été suivis par émission acoustique afin de détecter la fissuration et de suivre son évolution jusqu'à rupture de l'éprouvette testée. Cette méthode a également été utilisée pour suivre les essais de fatigue sur fils entaillés (figure 2.13).

L'émission acoustique est une méthode de contrôle non destructif qui consiste à détecter des signaux acoustiques émis par les phénomènes d'endommagement du matériau étudié. Les ondes générées par un endommagement se propagent dans le matériau et sont détectées à la surface grâce à des capteurs piézoélectriques qui transforment l'onde mécanique en signal électrique [107]. Les signaux sont transmis à une chaîne d'acquisition qui enregistre les données sous la forme de salves d'émission acoustique. Les principaux paramètres d'une salve d'émission acoustique (figure 2.14) sont : l'am-

plitude maximale, le temps de montée, la durée de la salve, le nombre de coups ou nombre d'alternances, l'énergie.

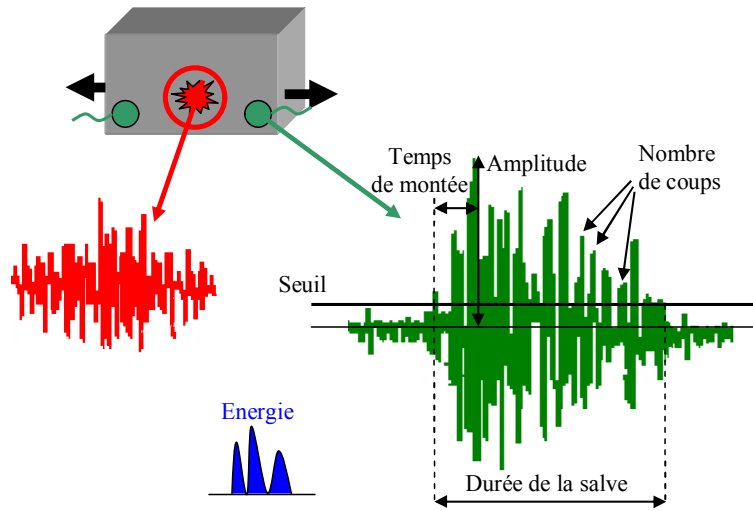


FIGURE 2.14 – Principe de l'émission acoustique et principales caractéristiques d'une salve d'émission acoustique

La fissuration d'un matériau peut entraîner différentes sources d'émission acoustique (figure 2.15) : des sources primaires comme l'avancement élastique de la fissure, les décohésions et ruptures d'inclusions ou l'extension de la zone plastique ; et des sources secondaires comme le frottement des faces de la fissure ou la rupture fragile de produits de corrosion qui recouvrent les lèvres de la fissure [107].

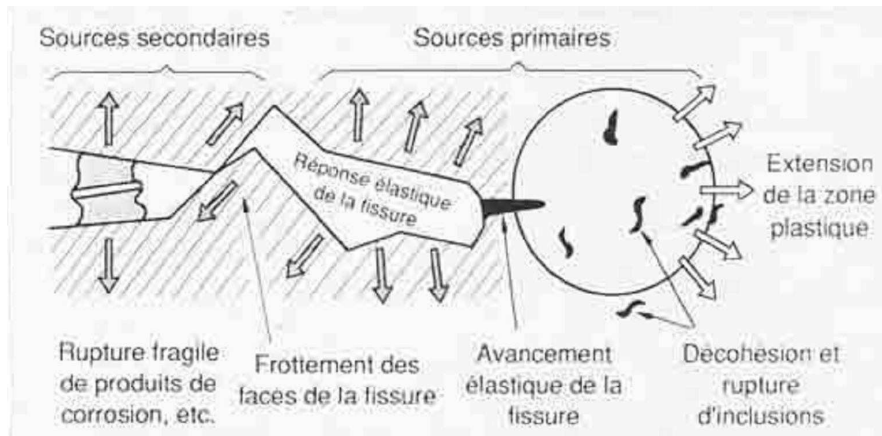


FIGURE 2.15 – Schématisation des différentes sources d'émission acoustique lors de la sollicitation en fatigue d'une pièce fissurée [107]

Les capteurs choisis pour cette étude sont des capteurs de type Micro 80. Ces capteurs, retenus pour leur petite taille (diamètre de 10 mm et hauteur de 12 mm), sont collés sur le fil testé. Ces capteurs présentent une bonne sensibilité pour des fréquences

comprises entre 175 kHz et 1 MHz avec un pic de résonance à 300 kHz. Ils sont reliés à des pré-amplificateurs (gain de 40 dB), eux-mêmes connectés à la chaîne d'acquisition par un câble coaxial.

Selon les essais, un, deux ou quatre capteurs ont été collés sur les éprouvettes. La configuration avec deux capteurs permet de localiser les signaux d'émission acoustique, et celle avec quatre capteurs permet en plus de filtrer le bruit de la machine d'essais en ayant deux capteurs de garde. Les chaînes utilisées au cours de cette thèse sont des chaînes PCI-2 comportant 2 ou 4 voies équipées du logiciel AE Win [108]. Ces chaînes permettent d'acquérir et de visualiser en temps réel les données.

Plusieurs études ont déjà été menées sur le suivi ou la détection par émission acoustique d'endommagement dans les câbles d'ouvrages d'art. Un système de surveillance des câbles par émission acoustique a été développé au LCPC et permet de détecter les ruptures de fils au sein du câble. La détection par émission acoustique de fils rompus dans les ancrages a été étudiée en laboratoire : un fil rompu dans un monotoron soumis à une flexion dynamique génère des émissions acoustiques qui sont dues au frottement par glissement sur sa longueur de réancrage [4]. Le suivi de la corrosion des câbles de précontrainte par émission acoustique fait également l'objet d'études en laboratoire [13, 14].

2.3.2 Ultrasons

Les contrôles non destructifs par ultrasons ont été effectués à l'aide d'un appareil Krautkrämer USM 25 ayant une bande passante de 0,5 à 20 MHz et une gamme distance maximale de 10 m (acier) [109]. Cette méthode a permis notamment de détecter des fissures de fretting-fatigue dans un fil d'acier tréfilé. Pour cela, un palpeur, équipé d'un transducteur piézoélectrique et d'un sabot donnant au faisceau un angle de 70°, est déplacé sur l'éprouvette. Ce palpeur est à la fois émetteur et récepteur. Il émet une onde ultrasonore qui se propage dans l'éprouvette. La transmission des ondes entre le palpeur et la surface de l'éprouvette est assurée grâce à un couplant (en général une graisse). Toute discontinuité du milieu sondé entraîne la réflexion d'une partie de l'onde ultrasonore. La mesure de l'intervalle de temps séparant le signal d'entrée et de retour permet d'en déduire la position du défaut [110]. Ce principe est schématisé sur la figure 2.16.

2.3.3 Magnétoscopie

La magnétoscopie est également une méthode de contrôle non destructif qui permet de détecter des défauts débouchants ou sous la surface. L'éprouvette est soumise à un

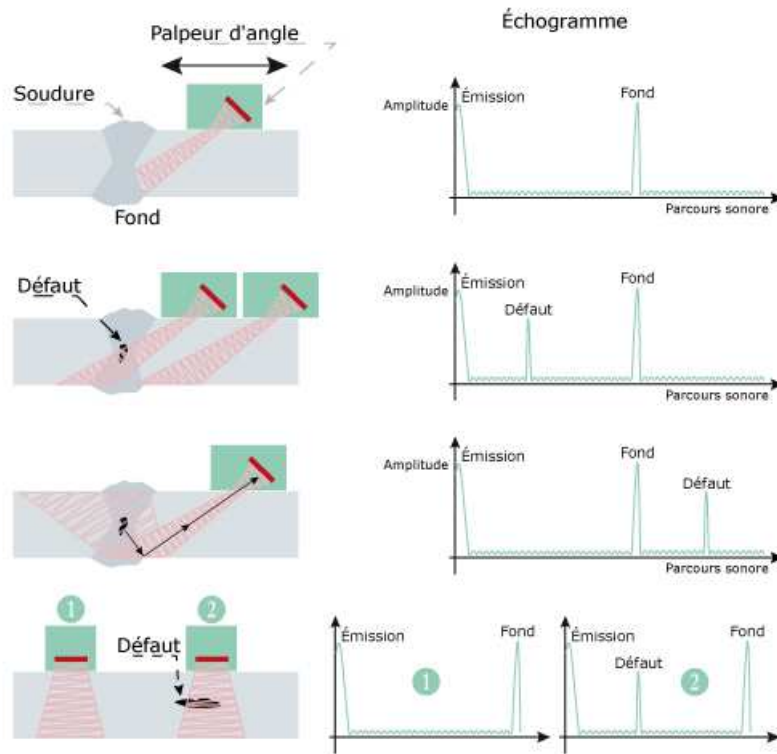


FIGURE 2.16 – Principe du contrôle par ultrasons [111]

champ magnétique perpendiculaire à la direction présumée des fissures. Les fissures entraînent une déviation du champ. L'utilisation de révélateur magnétique (poudre ferromagnétique associée à un traceur fluorescent) met alors en évidence les défauts par aimantation de la poudre au niveau des défauts (figure 2.17).

2.4 Méthodes d'observation métallographique

Le matériel d'observation métallographique (loupe binoculaire, microscope optique et microscope électronique à balayage) disponible au laboratoire a permis d'observer les faciès de rupture ainsi que les endommagements des éprouvettes (corrosion, fissures, etc.).

En première approche, la loupe binoculaire (Nikon SMZ-U) est utilisée pour observer les échantillons. Son grossissement est compris entre 4 et 38. Pour une observation à grossissement plus important, un microscope optique inversé ou un microscope électronique à balayage (MEB) peuvent être utilisés.

Le microscope optique (Reichert-Jung MeF3) a notamment été utilisé afin d'observer des échantillons polis et plus particulièrement des coupes longitudinales d'éprouvettes

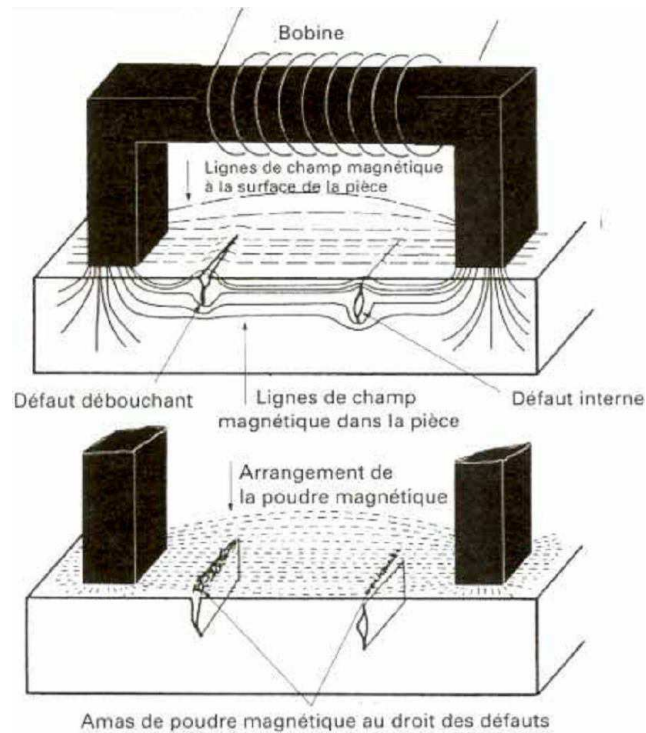


FIGURE 2.17 – Principe du contrôle par magnétoscopie [112]

présentant des fissures. Le grossissement optique de ce microscope est compris entre 16 et 1000. Une caméra numérique Leica peut être montée sur la loupe binoculaire ou le microscope afin d'acquérir des images des observations.

Pour une observation plus fine, le microscope électronique à balayage est utilisé. Il s'agit d'un MEB Hitachi S570 équipé d'une sonde de microanalyse EDS Bruker AXS avec pastille électronique. Cette sonde permet de réaliser des analyses élémentaires, c'est-à-dire de détecter les éléments présents, ainsi que d'obtenir des cartographies des éléments chimiques présents sur la surface de l'échantillon observé.

Afin d'observer la propagation de fissures dans des échantillons non rompus, une préparation est nécessaire. Les échantillons sont enrobés dans une résine. L'ensemble est ensuite poli à l'aide d'une polisseuse avec des niveaux de grains décroissants. Ce polissage permet alors de révéler la propagation des fissures au sein de l'éprouvette qui peut être observée au microscope optique ou au MEB.

Chapitre 3

Influence d'une solution aqueuse sur le comportement en fretting d'un fil d'acier tréfilé

L'étude du comportement en fretting d'un fil d'acier tréfilé a été menée pour un contact dans le milieu ambiant ainsi que pour un contact immergé dans une solution aqueuse. Cette étude permet de voir l'influence du milieu aqueux sur les régimes de glissement d'un contact entre deux fils d'acier tréfilé ainsi que sur l'amorçage et la propagation des fissures en régime de glissement partiel.

3.1 Influence d'une solution aqueuse sur les régimes de glissement

Les phénomènes d'endommagement sont liés aux régimes de glissement. En effet, un régime de glissement partiel entraînera principalement l'amorçage et la propagation de fissures tandis qu'un régime de glissement total provoquera majoritairement de l'usure. La détermination des régimes de glissement est obtenue grâce à des essais de fretting à débattement variable. Ces régimes ont été déterminés pour les deux milieux et sont comparés dans ce chapitre.

Paramètres des essais à débattement variable

Les essais à débattement variable sont réalisés à une fréquence de 10 Hz avec une force normale de 200 N et une vitesse de balayage en débattement qui est détaillée dans le tableau 3.1.

TABLEAU 3.1 – Vitesse de balayage pour les essais à débattement variable

Débattement	5 à 15 μm	15 à 35 μm	35 à 50 μm	50 à 100 μm
Vitesse de balayage	1 μm /1000 cycles	0,5 μm /1000 cycles	1 μm /1000 cycles	1 μm /500 cycles

Différentes vitesses de balayage ont été utilisées afin d'avoir une précision plus fine dans la zone de transition.

3.1.1 Régimes de glissement pour un contact sec

La méthode des débattements variables consiste à augmenter progressivement le débattement et à suivre l'évolution de la force tangentielle. L'évolution des boucles de frottement permet de voir les différents régimes qui se succèdent. La figure 3.1 représente une bûche de frottement d'un essai à débattement variable, c'est-à-dire que la force tangentielle est représentée en fonction du débattement et du nombre de cycles. On voit que les trois régimes de glissement se succèdent : glissement partiel, glissement mixte puis glissement total. Lors de la réalisation des essais, il a été constaté que le régime de glissement mixte s'étend d'environ 27,5 à 31 μm .

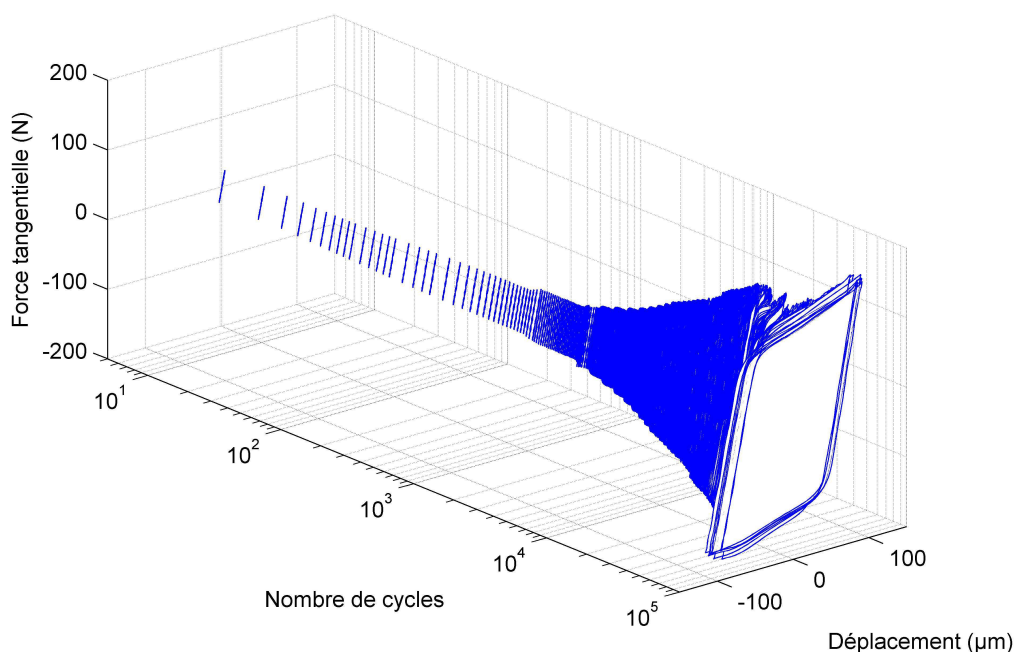


FIGURE 3.1 – Bûche de frottement d'un essai de fretting à débattement variable - Contact sec

Afin de déterminer la transition de glissement, les rapports entre l'amplitude de la

force tangentielle et la force normale Q^*/F_N , et entre l'énergie dissipée et l'énergie totale E_d/E_t ont été représentés en fonction du débattement pour un essai à débattement variable (figure 3.2). Cette transition correspond au maximum de Q^*/F_N ainsi qu'à la discontinuité de E_d/E_t . Elle est donc observée pour un débattement d'environ $27,5 \mu m$ pour une valeur de Q^*/F_N d'environ 0,82.

La courbe Q^*/F_N en fonction du déplacement permet également de déterminer le coefficient de frottement, qui correspond à la valeur de ce ratio en régime de glissement total stabilisé. Cependant, sur la figure 3.2, on peut constater qu'après la transition, le rapport Q^*/F_N repart à la hausse. On n'observe donc pas de stabilisation du rapport Q^*/F_N après la transition. Cette hausse peut être expliquée par la formation d'une usure très importante des échantillons observée à la fin de l'essai (figure 3.3). En effet, les débris observés peuvent modifier les conditions de frottement, notamment la force tangentielle. Néanmoins, après la transition, les valeurs de Q^*/F_N font une chute importante et sont relativement stables pour des déplacements compris entre 30 et $40 \mu m$. Cette valeur qui correspond au minimum du rapport Q^*/F_N après la transition a été prise comme étant égale au coefficient de frottement d'un contact entre deux fils d'acier tréfilé. La moyenne obtenue pour le coefficient de frottement μ dans le cas d'un contact sec est de 0,58.

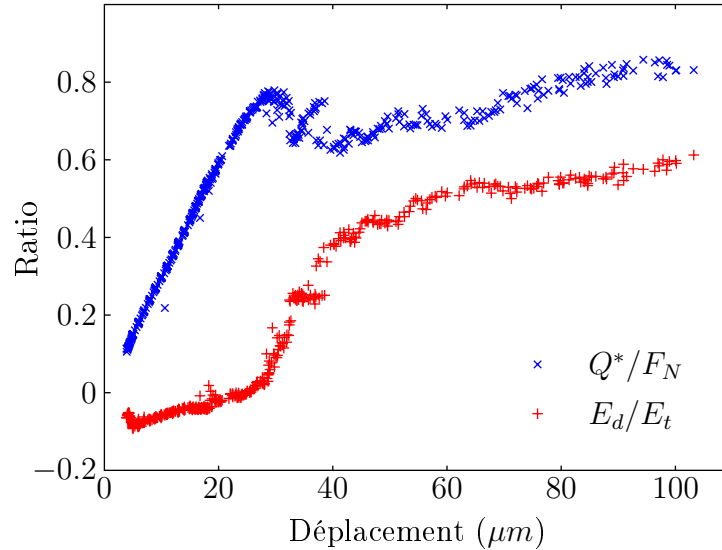


FIGURE 3.2 – Evolution des ratios Q^*/F_N et E_d/E_t au cours d'un essai à débattement variable

Plusieurs hypothèses peuvent expliquer la hausse du coefficient de frottement après la transition :

- Lorsque l'usure progresse, des bourrelets se forment sur les bords du contact et induisent des interactions avec les surfaces [37].
- Les débris créent un troisième corps entre les éléments en contact, ce qui modifie les conditions de contact.
- Le coefficient de frottement dépend de la vitesse de glissement : $\mu = f(\dot{\delta})$.

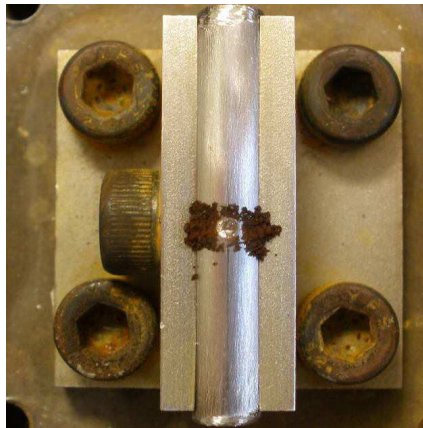


FIGURE 3.3 – Trace de contact de fretting après un essai à débattement variable

Elleuch [56] calcule un coefficient de frottement moyen (incluant l'énergie du cycle et son ouverture) afin de s'affranchir de l'effet de l'usure qui entraîne la formation de bourrelets sur les bords du contact ce qui se traduit par l'apparition de pics au bout de certains cycles (figures 3.4 et 3.5).

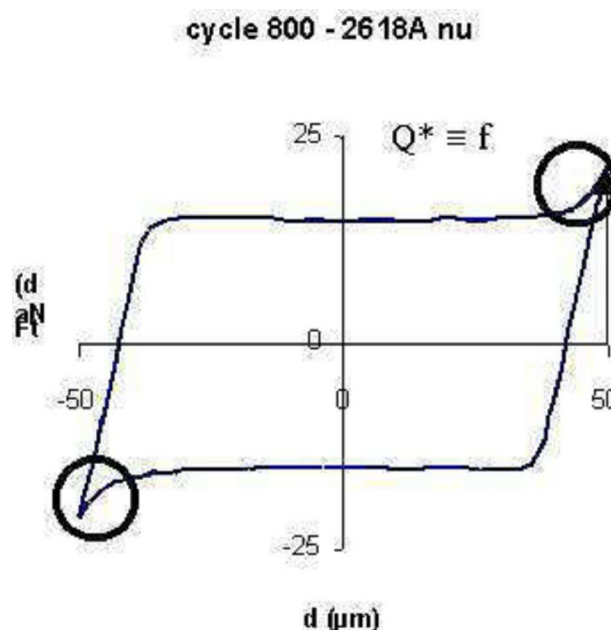


FIGURE 3.4 – Effet de bords entraînant des pics aux extrémités des cycles de fretting [56]

Un essai à débattement variable avec une vitesse de balayage plus rapide a été réalisé (figure 3.6). A la fin de cet essai, peu de débris d'usure ont été observés au niveau des contacts. Pour cet essai, la courbe obtenue pour le rapport Q^*/F_N montre une stabilisation à une valeur égale au coefficient de frottement (figure 3.7), ce qui valide l'hypothèse faite précédemment pour déterminer le coefficient de frottement.

De plus, l'observation des cycles de fretting (figure 3.8) montre que dans le cas des essais avec une vitesse de balayage "normale", des pics se forment aux extrémités tandis

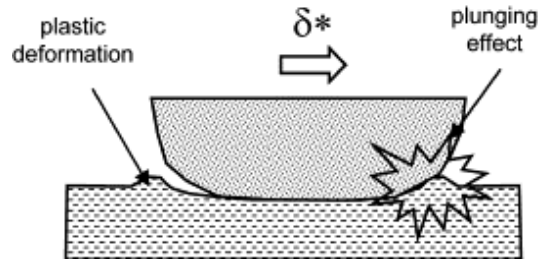


FIGURE 3.5 – Formation de "bourrelets" sur les bords du contact [37]

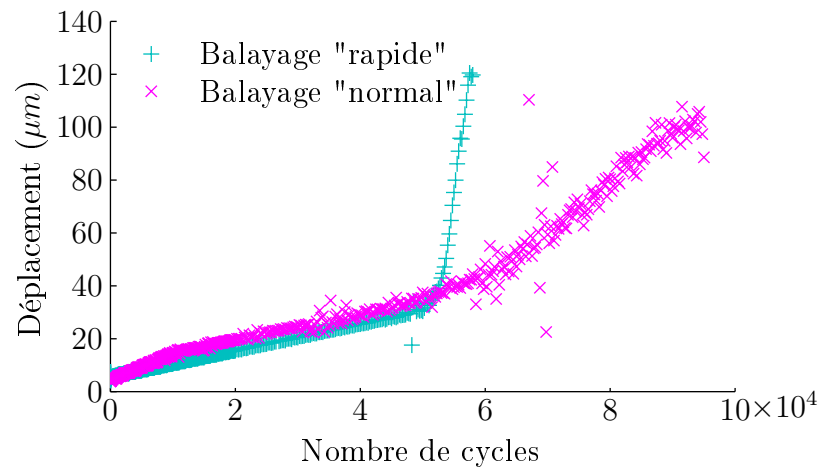


FIGURE 3.6 – Vitesses de balayage de deux essais : une "rapide" en fin d'essai et une "normale"

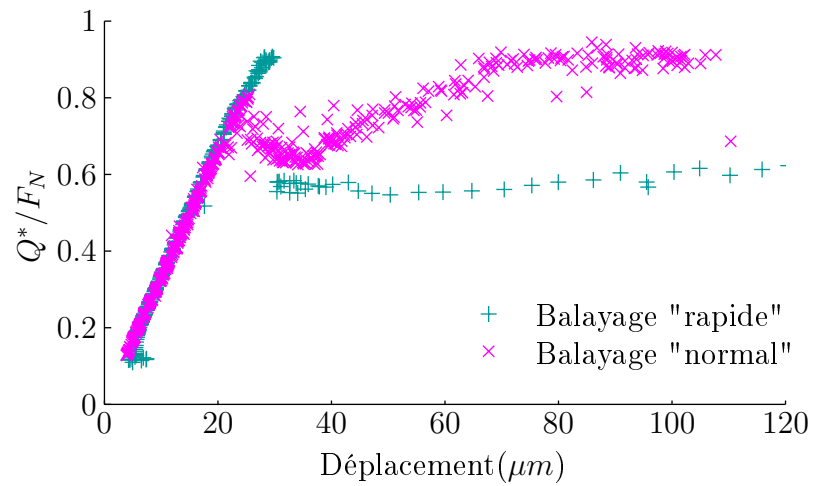


FIGURE 3.7 – Evolution du rapport Q^*/F_N au cours d'essais à débattement variable réalisés avec des vitesses de balayage différentes

que ces pics sont absents dans le cas de l'essai avec une vitesse de balayage "rapide". Cette observation est donc en accord avec l'explication de Elleuch [56], puisque dans le premier cas, on observe une usure très importante à la fin de l'essai (figure 3.3) et dans le second cas, l'usure était plus faible.

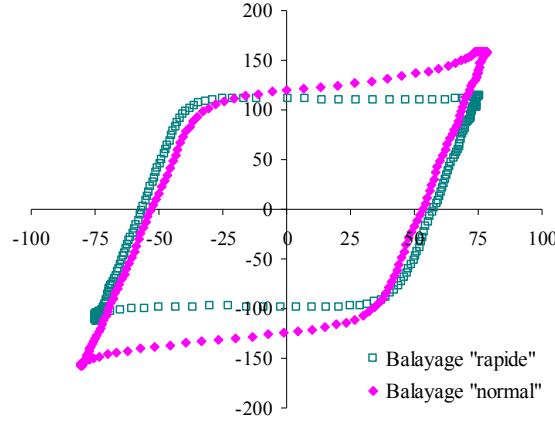


FIGURE 3.8 – Cycles de fretting d'essais à débattement variable en régime de glissement total

Ne nous intéressant qu'à une seule valeur de la force normale, nous n'avons pas cherché à tracer une carte de sollicitation locale qui aurait permis de visualiser les transitions entre les régimes de glissement pour différentes valeurs de la force normale. Nous avons donc déterminé des transitions pour une seule valeur de force normale.

3.1.2 Régimes de glissement pour un contact immergé dans l'eau

Les régimes de glissement ont également été déterminés pour un contact immergé dans l'eau. Une bûche de frottement obtenue grâce à un essai à débattement variable pour un contact immergé dans l'eau est représentée sur la figure 3.9. On distingue également les trois régimes de glissement (partiel, mixte puis total).

La détermination de la transition s'est faite à l'aide du rapport Q^*/F_N et du critère énergétique E_d/E_t (figure 3.10). Pour un contact immergé dans l'eau, la transition a lieu pour un déplacement d'environ $22,3 \mu m$ pour un rapport Q^*/F_N d'environ 0,65.

Pour les essais avec contact immergé dans l'eau, le rapport Q^*/F_N se stabilise après la transition, en régime de glissement total, pour donner un coefficient de frottement moyen de 0,37.

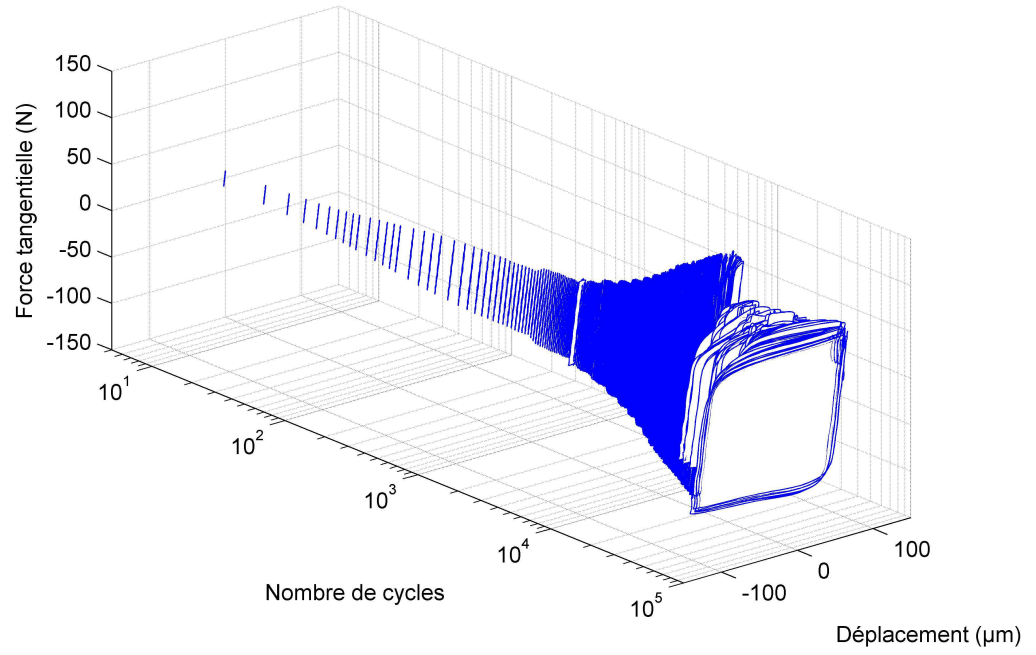


FIGURE 3.9 – Bûche de frottement d'un essai de fretting à débattement variable - Contact immergé dans l'eau

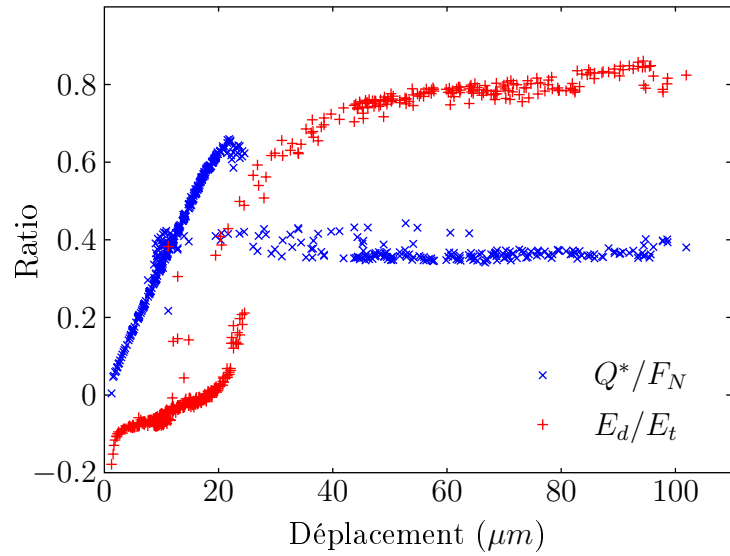


FIGURE 3.10 – Evolution des ratios Q^*/F_N et E_d/E_t au cours d'un essai à débattement variable

3.1.3 Synthèse sur les régimes de glissement

L'immersion des contacts dans l'eau a une influence significative sur le comportement en fretting de l'acier tréfilé. En effet, elle entraîne une baisse importante du coefficient du frottement, du rapport Q^*/F_N à la transition entre régime de glissement partiel et glissement total et du déplacement à la transition, ainsi qu'une augmentation de la durée du régime de glissement mixte (figure 3.11).

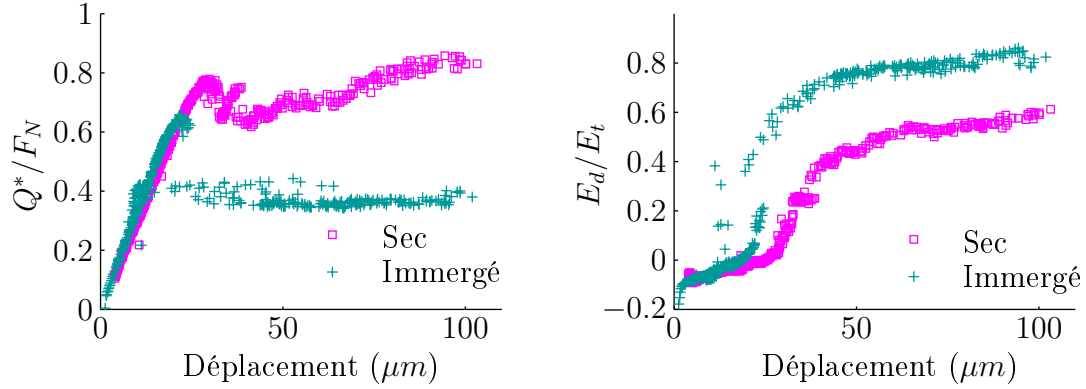


FIGURE 3.11 – Etude comparative des conditions d'essais

La force tangentielle à la transition diminue d'environ 20 % entre un contact sec et un contact immergé dans l'eau. Le coefficient de frottement est réduit d'environ 35 % (figure 3.12). Cela signifie qu'en régime de glissement total, l'eau a un effet lubrifiant en réduisant le frottement entre les corps en contact.

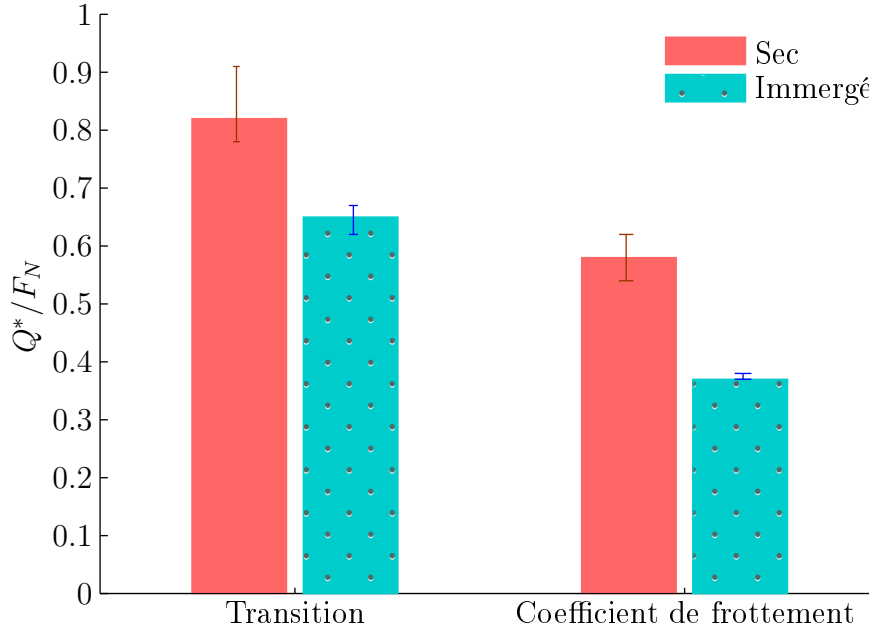


FIGURE 3.12 – Influence de la solution aqueuse sur le rapport Q^*/F_N à la transition et sur le coefficient de frottement

Le débattement à la transition est également réduit d'environ 20 %, ce résultat est

en accord avec la théorie de Mindlin-Deresiewicz (reprise dans [40, 38]) selon laquelle le débattement à la transition et le coefficient de frottement sont proportionnels. Dans le cas d'un contact sphère-plan, cette proportionnalité s'écrit [38] :

$$\delta_t = \frac{K_1 \mu F_N}{a} \quad (3.1)$$

avec

$$K_1 = \frac{3}{16} \left(\frac{2 - \nu_1}{G_1} + \frac{2 - \nu_2}{G_2} \right) \quad (3.2)$$

ν_1, ν_2 étant les coefficients de Poisson des deux corps en contact, G_1, G_2 leurs modules de cisaillement et a le rayon de contact de Hertz.

Le régime de glissement partiel est donc plus court pour des contacts immergés. Par contre, on observe une augmentation très importante de la durée de glissement mixte (figure 3.13).

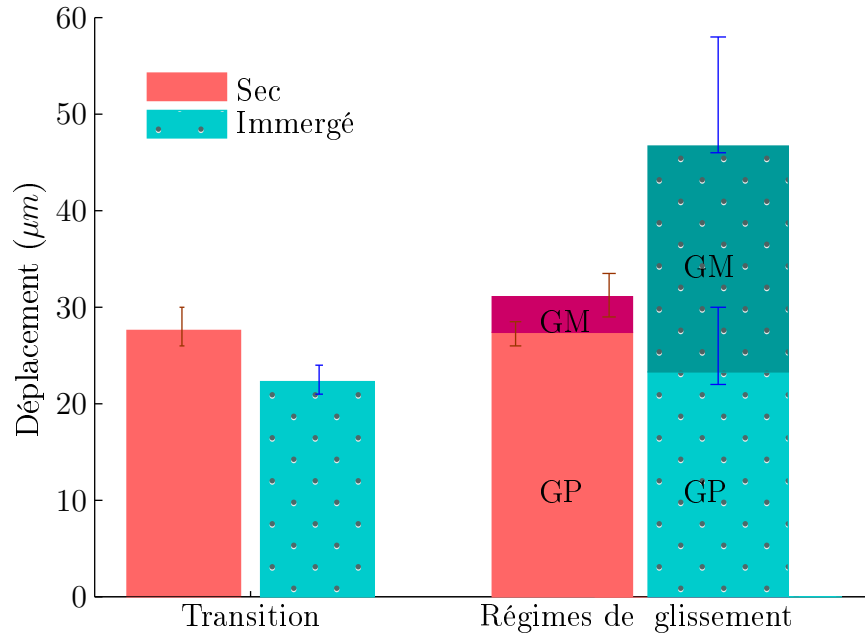


FIGURE 3.13 – Influence de la solution aqueuse sur le débattement à la transition et sur les régimes de glissement partiel et mixte

L'eau a donc une influence sur les régimes de glissement. En régime de glissement total, la valeur du coefficient est considérablement réduite. Le régime de glissement mixte couvre une gamme de débattement bien plus étendue. Le régime de glissement partiel s'en trouve quelque peu réduit avec une transition anticipée. Néanmoins, sur la figure 3.11(a) où les évolutions du rapport Q^*/F_N peuvent être comparées pour un contact sec et pour un contact immergé, on constate que dans la première phase de l'essai, les deux courbes se superposent quasiment. Pour des débattements inférieurs à $20 \mu m$, le comportement de l'acier tréfilé soumis à du fretting ne semble donc pas être influencé par une immersion du contact dans l'eau.

L'effet lubrifiant de l'eau peut avoir différentes causes. En effet, Wu et al. [113] rapportent que Lancaster a identifié trois causes possibles de la réduction du coefficient de frottement entre des matériaux métalliques et céramiques immergés dans l'eau :

- Les molécules adsorbées peuvent entraîner un régime de lubrification limite.
- Le retrait continu des couches de réaction par le glissement peut créer des surfaces très lisses, qui sont capables d'entrer dans un régime de lubrification hydrodynamique grâce à la condensation de l'eau présente dans l'air ambiant.
- Des réactions secondaires de particules d'oxydes ayant adsorbées de l'humidité peuvent conduire à la formation d'une couche de surface jouant le rôle de lubrifiant solide.

L'identification des conditions de glissement et notamment des transitions va permettre d'étudier les mécanismes de fissuration au sein des fils d'acier tréfilé sous chargement de fretting.

3.2 Etude de la fissuration des fils d'acier tréfilés sous chargement de fretting

Les chargements de fretting peuvent amorcer des fissures ou entraîner l'usure du matériau. Dans le cas des câbles d'ouvrages d'art, l'amorçage de fissures par fretting peut être problématique, puisque, couplé à un chargement de fatigue, il peut provoquer la rupture de fils constitutifs d'un câble. C'est pourquoi les phénomènes de fissuration, prépondérants en régime de glissement partiel, ont été étudiés. Cette étude a été menée pour des contacts secs et des contacts immergés dans l'eau afin de voir si l'immersion dans une solution aqueuse peut modifier les conditions de fissuration. En effet, les ouvrages d'art se trouvent généralement dans des environnements agressifs, et des solutions aqueuses peuvent s'infiltrer au sein du câble à cause d'éventuels défauts d'étanchéité. Ces infiltrations peuvent alors entraîner des modifications au niveau des contacts entre les fils constitutifs du câble.

3.2.1 Fissuration pour le cas d'un contact sec

Le régime de glissement partiel peut entraîner l'amorçage et la propagation de fissure. Dans la première partie de ce chapitre, nous avons vu que, pour un contact sec, le glissement partiel est observé pour des déplacements imposés inférieurs à $27,5 \mu m$. L'étude a donc été réalisée avec des déplacements de 5, 10, 15 et $20 \mu m$ pour des nombres de cycles de 100 000, 200 000, 350 000 et 2 000 000. Le régime de glissement peut être vérifié notamment en observant les traces de contact ainsi que la bûche de frottement

enregistrée au cours de l'essai. La bûche de frottement de la figure 3.14 montre qu'au début de l'essai, le glissement est total, et qu'après quelques milliers de cycles, le régime se stabilise en glissement partiel.

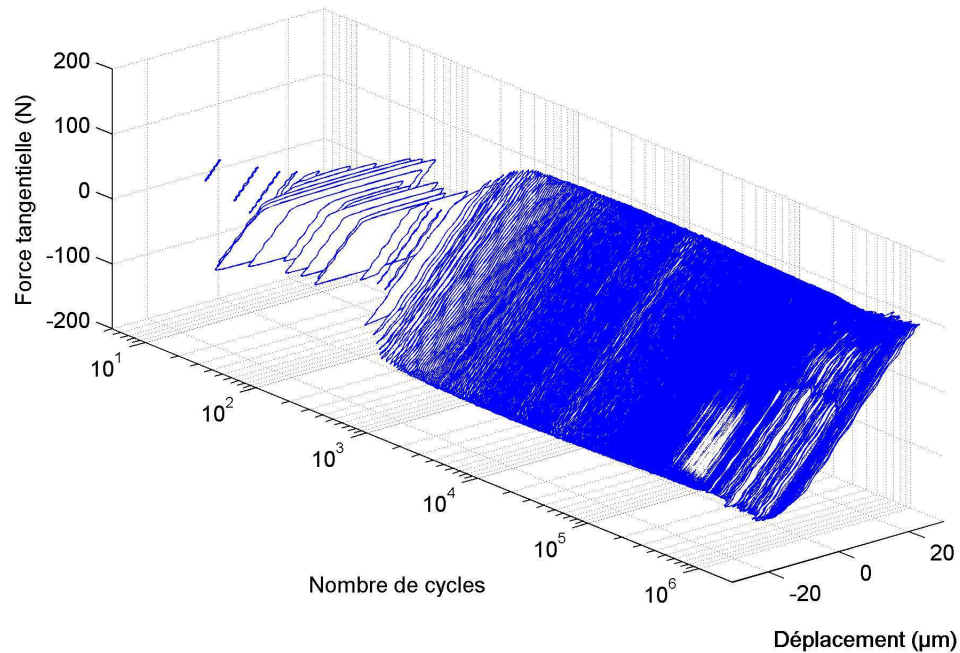


FIGURE 3.14 – Bûche de frottement pour un contact sec - $\delta^* = 20 \mu m$

Traces de contact

Pour chaque essai, les traces de contact ont été observées (figure 3.15) et mesurées. On constate logiquement, que pour des contacts secs, les dimensions des traces de contact augmentent avec le débattement et avec le nombre de cycles. Des cartographies des éléments fer et oxygène ont également été réalisées afin de mettre en évidence la présence d'oxydes sur la trace de contact (figure 3.16). Sur les images MEB et sur les cartographies, on peut distinguer deux zones dans la trace de contact : une zone centrale qui paraît assez peu usée, constituée majoritairement de fer, il s'agit de la zone de collage ; et une zone périphérique qui est plus usée et constituée d'une couche d'oxydes, il s'agit de la zone de glissement. On constate que la zone de glissement croît avec le déplacement imposé et avec le nombre de cycles effectués.

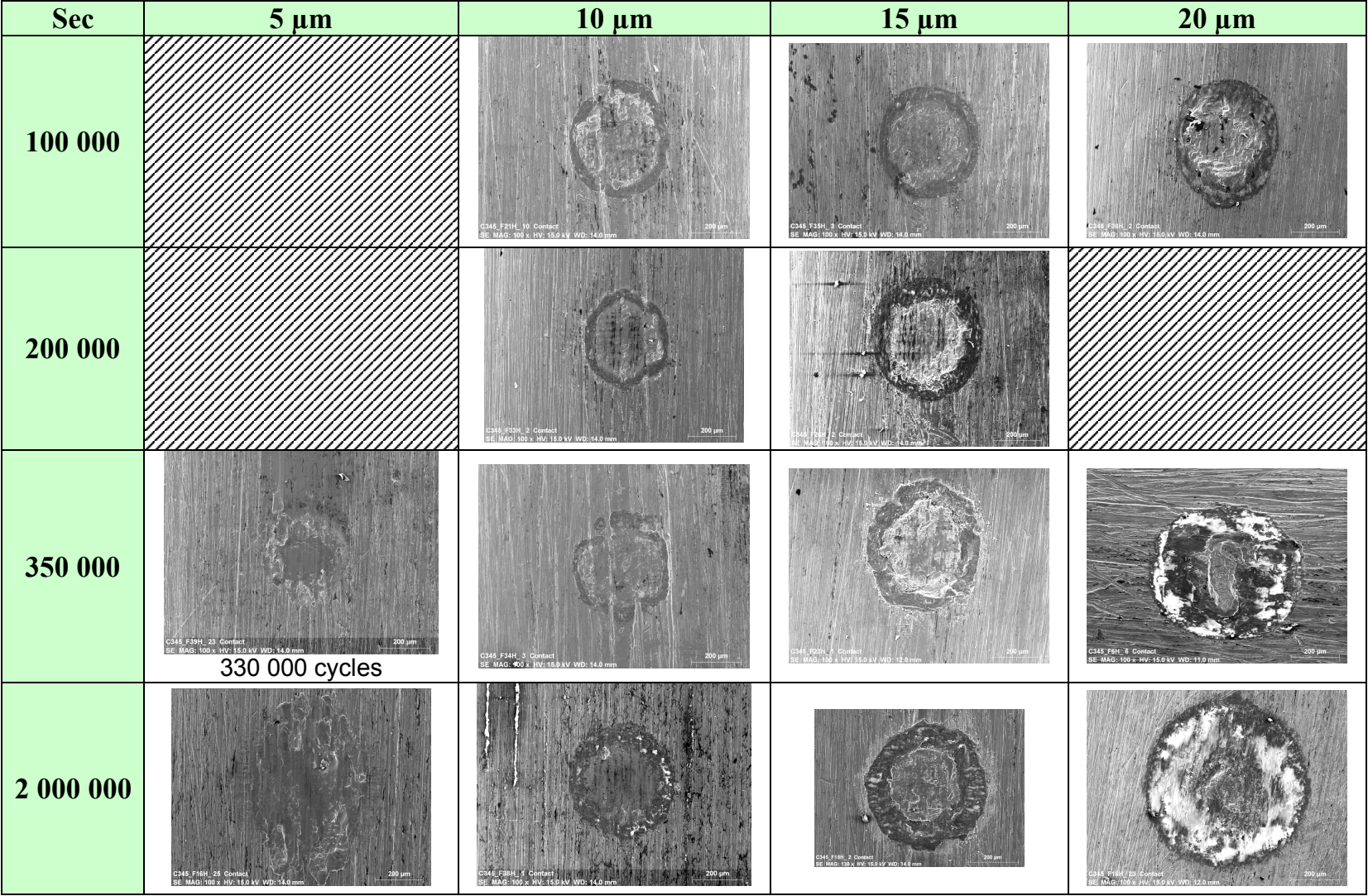


FIGURE 3.15 – Observations au MEB des traces de contact des essais de fretting - Contact sec

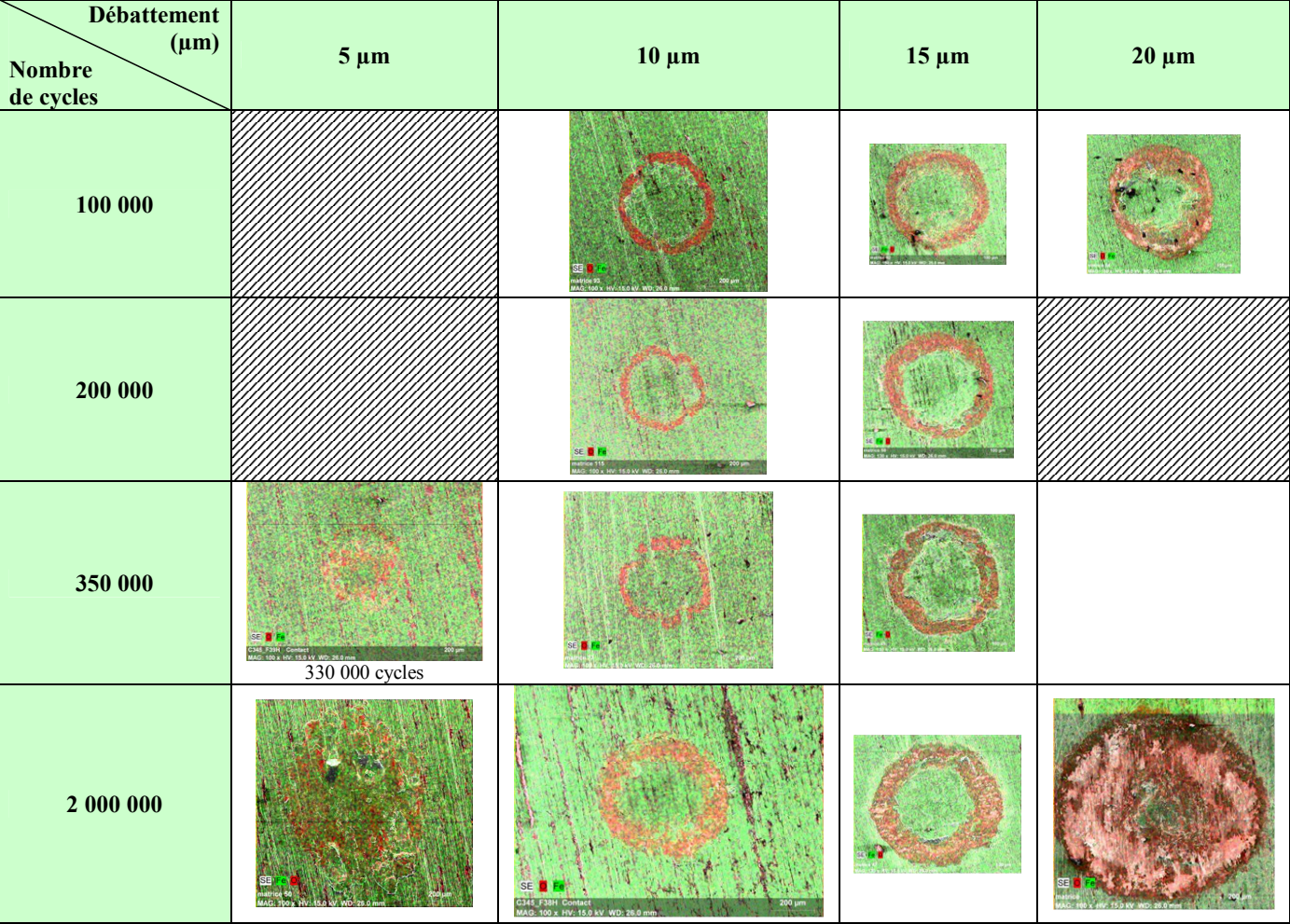


FIGURE 3.16 – Cartographies Fe-O des traces de contact des essais de fretting - Contact sec

Pour des débattements de $20\ \mu m$ et pour les essais longs (2 millions de cycles), on observe une extension importante de l'aire de contact. Deux hypothèses peuvent être émises pour expliquer cette augmentation :

- Le contact bascule en régime de glissement mixte voire en régime de glissement total, ce qui aurait pour effet d'accroître l'usure et donc l'aire de contact.
- Au cours de l'essai, une fissure s'amorce et se propage, ce qui aurait pour effet de réduire la raideur du contact et donc d'augmenter l'aire de contact alors que le contact est toujours en glissement partiel.

Le critère énergétique $A = \frac{E_d}{E_t}$ a été analysé au cours des essais. Fouvry et al. [53] ont montré que lorsque ce critère est inférieur à $A_t = 0,2$, le contact est en glissement partiel, et lorsque ce critère est supérieur à $A_t = 0,2$, le contact est en glissement total. Sur la figure 3.17, on constate qu'au début des essais pour lesquels l'amplitude de débattement est de 10, 15 ou $20\ \mu m$, la valeur de A_t est dépassée pendant quelques centaines de cycles. Cependant, cette remarque étant valable pour tous les essais, la différence d'aire de contact n'est probablement pas due à la phase initiale des essais. Par contre, si on observe l'évolution du critère énergétique à la fin de l'essai " $\delta^* = 20\ \mu m$ - 2 000 000 de cycles" (figure 3.17), on voit que le critère a tendance à osciller et est parfois très proche de la valeur de A_t toutefois sans la dépasser, le régime de glissement reste donc du glissement partiel même à la fin de l'essai, ce que l'on peut également constater sur la figure 3.14.

La seconde hypothèse semble donc plus probable pour expliquer l'augmentation de l'aire de contact pour les essais de longues durées. En effet, Elleuch et al. [114] ont constaté une évolution de la raideur du contact au cours des essais de fretting : cette raideur augmente au début de l'essai puis elle diminue lorsqu'une fissure progresse. La discontinuité apparaît lorsque la fissure dépasse le premier joint de grain.

Certaines observations au MEB permettent d'identifier des fissures dans la zone de glissement de la trace de contact (figure 3.18).

Néanmoins, les fissures sont assez difficiles à distinguer dans la zone de glissement à cause de la présence d'oxydes qui peuvent entraîner de petites différences de niveau et donc éventuellement ressembler à des fissures lors de l'observation au MEB. Une observation plus précise des fissures a donc été réalisée à partir de coupes longitudinales des échantillons.

Coupe longitudinale des échantillons

Les observations des fissures sont effectuées sur les coupes longitudinales des échantillons obtenues par polissage. Ces coupes permettent de voir la propagation et le chemi-

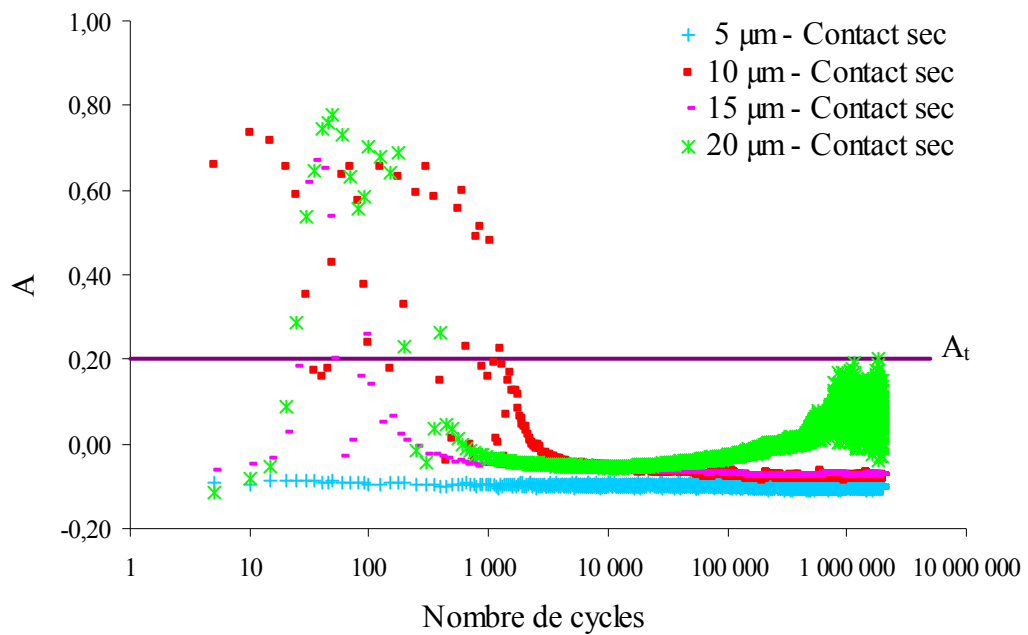


FIGURE 3.17 – Evolution du critère énergétique A au cours des essais à 2 millions de cycles

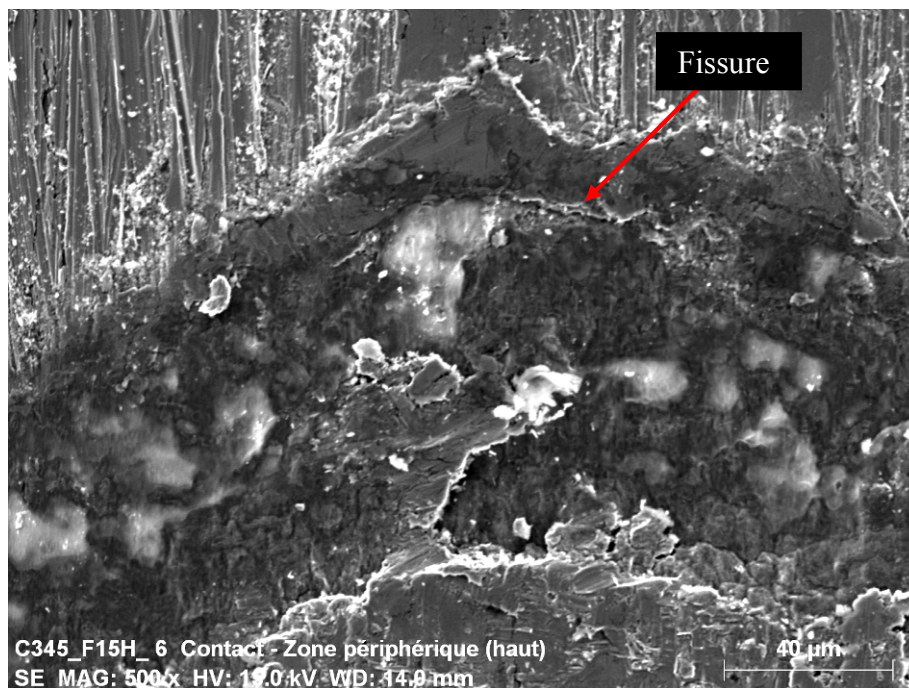


FIGURE 3.18 – Partie supérieure du contact - $\delta^* = 15 \mu\text{m}$ - 2 000 000 cycles

nement des fissures au sein du matériau. Néanmoins, ces coupes effectuées par polissage manuel manquent probablement d'une précision qui aurait été nécessaire étant données les faibles dimensions des traces de contact. En effet, avec des dimensions comprises entre 400 et 500 μm , il n'est pas facile de polir les échantillons et d'arrêter le polissage juste au milieu de la trace de contact afin d'observer la longueur maximale des fissures. Néanmoins, des fissures ont pu être observées et la longueur maximale observée est de 130 μm obtenue pour un essai ayant une amplitude de débattement de 20 μm (figure 3.19).

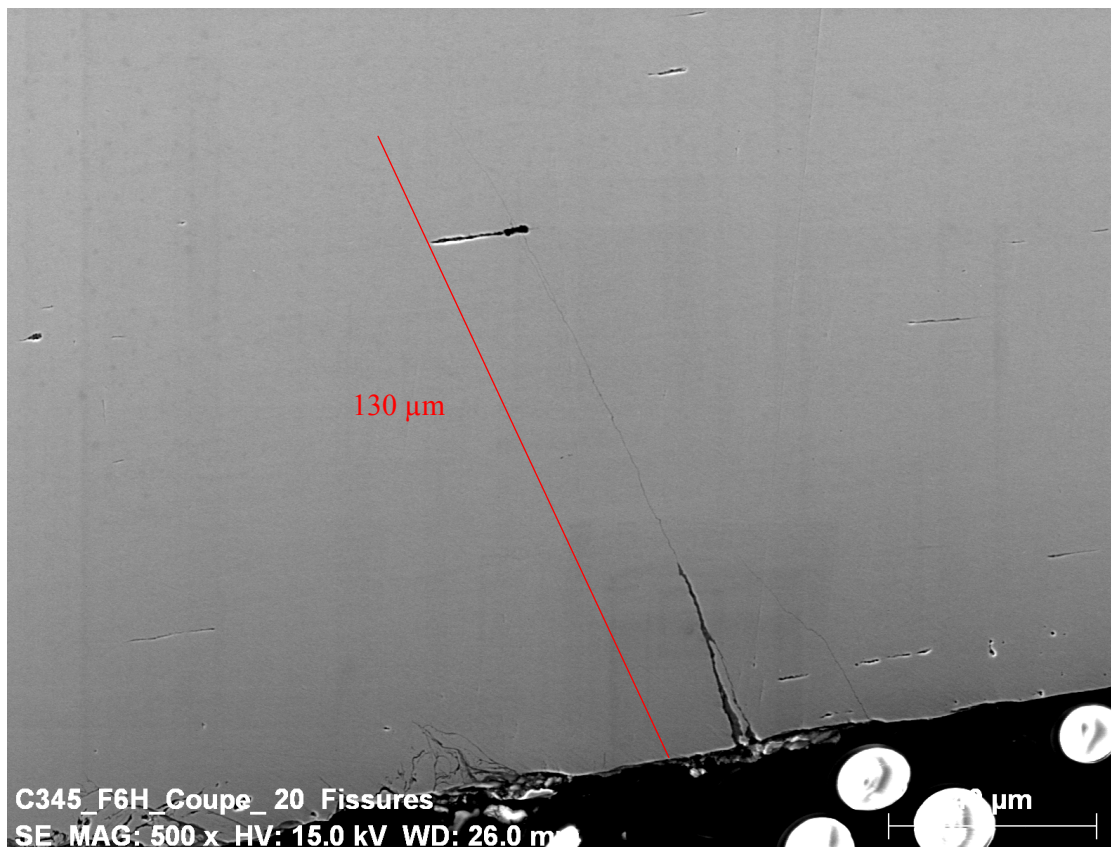


FIGURE 3.19 – Fissure de fretting - $\delta = 20 \mu m$ - 350 000 cycles

On constate que la longueur des fissures augmente avec le débattement.

3.2.2 Fissuration pour le cas d'un contact immergé dans l'eau

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons vu que pour un contact immergé dans l'eau, la transition a lieu pour un déplacement d'environ 22 μm , et que pour des déplacements inférieurs à 20 μm , l'eau ne semble pas avoir beaucoup d'influence sur la force tangentielle. Néanmoins, en réalisant des essais avec des débattements imposés de 15 ou 20 μm , nous avons constaté qu'après un nombre de cycles de l'ordre de quelques dizaines de milliers, un régime de glissement mixte apparaît et dure jusqu'à la fin de

l'essai (figure 3.20). Les essais à débattement variable ne permettent donc pas de rendre compte précisément des régimes de glissement pour un contact immergé dans un milieu liquide.

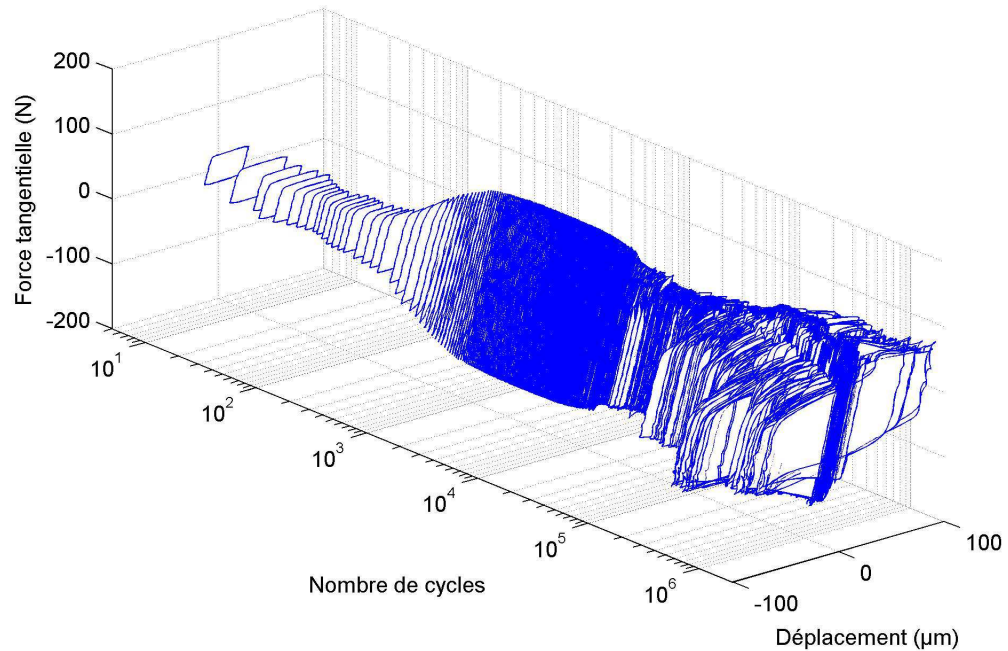


FIGURE 3.20 – Bûche de frottement pour un contact immergé dans l'eau - $\delta^* = 20 \mu m$

Toutefois, pour des débattements de 5 et 10 μm , le contact est en régime de glissement partiel pendant toute la durée de l'essai (figure 3.21).

Traces de contact

Pour les débattements de 5 et 10 μm , les contacts immergés dans l'eau présentent des traces comportant deux zones. Néanmoins ces zones sont plus difficiles à distinguer du fait de la présence d'oxydes sur une très grande partie de la surface (figure 3.23).

Pour les débattements de 15 et 20 μm , les traces de contacts ne semblent pas présenter deux zones distinctes, cela peut s'expliquer par le fait que le régime n'est plus en glissement partiel. Cette modification de régime entraîne également une augmentation importante des dimensions des traces de contact, notamment dans le sens du déplacement (figure 3.22). Cette augmentation est due à l'usure des surfaces qui est plus importante pour des glissements mixte ou total.

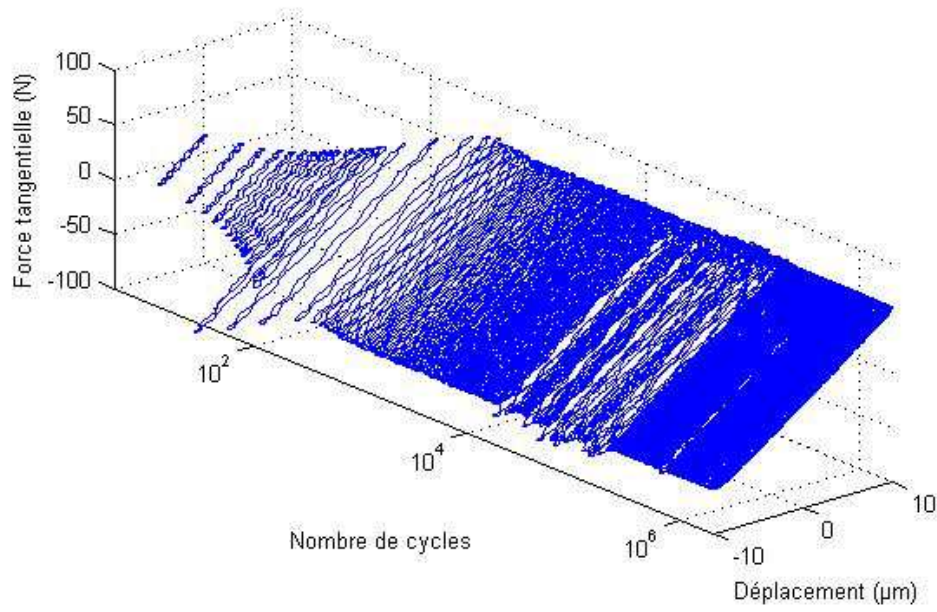


FIGURE 3.21 – Bûche de frottement pour un contact immergé dans l'eau - $\delta^* = 10 \mu\text{m}$

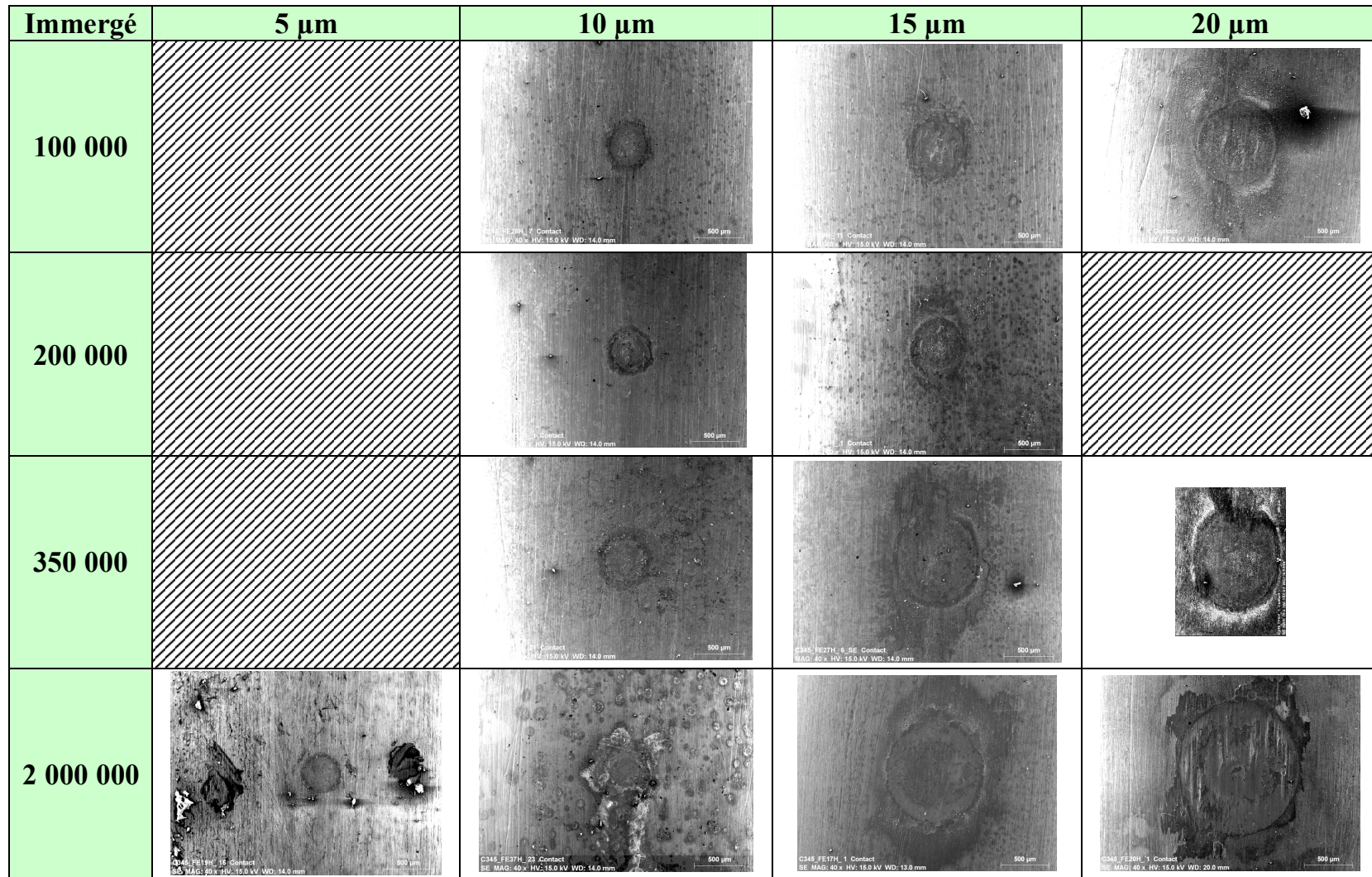


FIGURE 3.22 – Observations au MEB des traces de contact des essais de fretting - Contact immergé dans l'eau

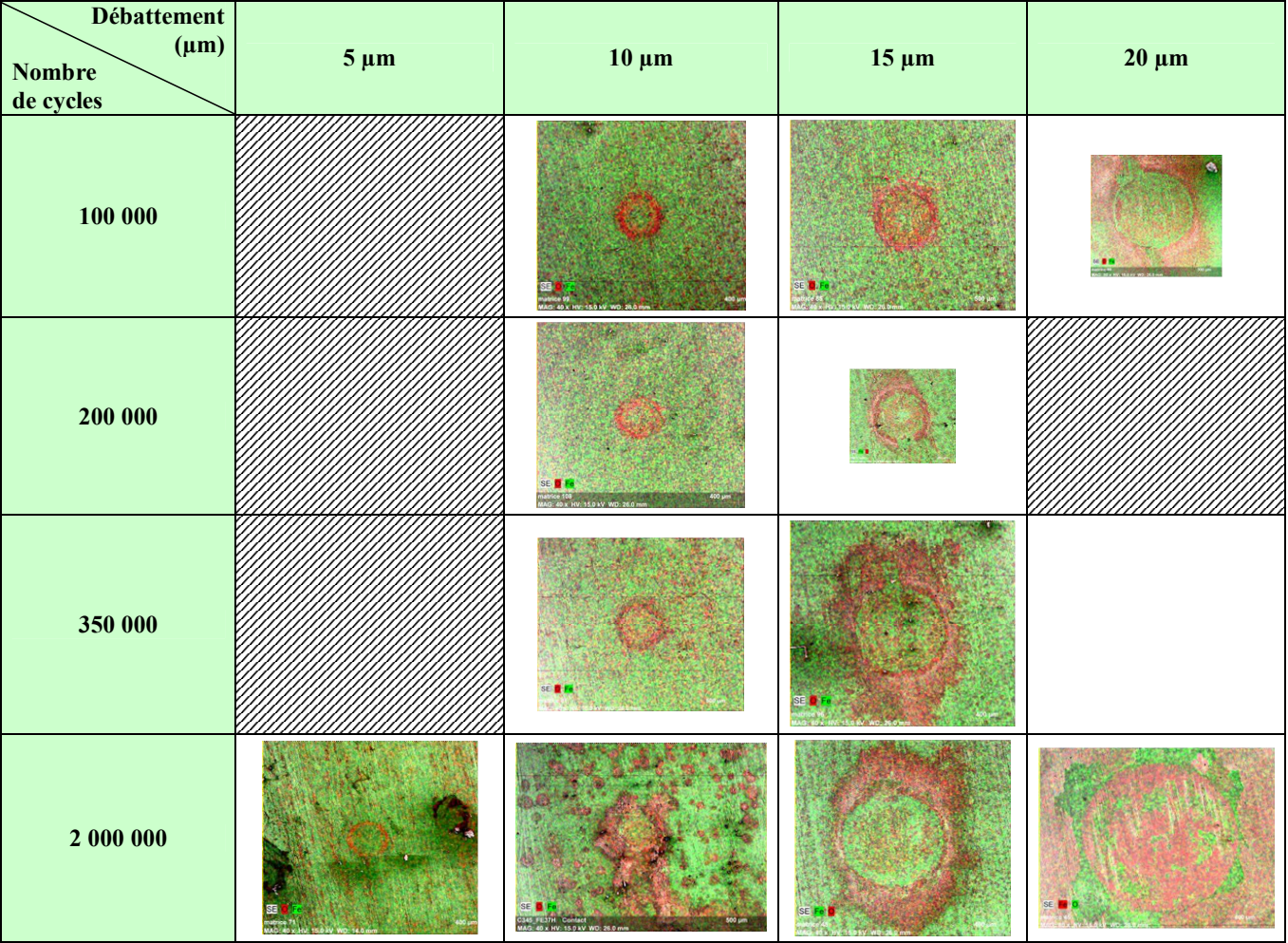


FIGURE 3.23 – Cartographies Fe-O des traces de contact des essais de fretting - Contact immergé dans l'eau

Sur certaines traces de contact, on peut distinguer des fissures (figure 3.24) mais ce n'est pas le cas pour toutes les traces de contact.



FIGURE 3.24 – Partie supérieure du contact - $\delta^* = 15 \mu m$ - 200 000 cycles

Coupe longitudinale des échantillons

Les fissures ont également été observées sur les coupes longitudinales des échantillons hauts. Des fissures ont été observées pour tous les nombres de cycles testés pour les débattements de 5 et 10 μm , par contre pour les débattements de 15 μm , aucune fissure n'a été observée à 350 000 cycles et pour les débattements de 20 μm , aucune fissure n'a été observée (figure 3.25). Cette absence de fissure peut s'expliquer par le fait que pour les débattements de 20 μm , le régime est majoritairement du glissement mixte, donc avec des alternances de cycles de glissement partiel et de glissement total, ce qui entraîne un accroissement de la zone de contact et donc une réduction de la pression. Par ailleurs, l'usure, en éliminant le matériau de surface a tendance à éliminer les fissures amorcées. On assiste alors à un processus compétitif entre l'usure et la fissuration. Pour les contacts immergés dans l'eau, la longueur de fissure maximale de 83 μm (figure 3.26) a été observée pour un débattement de 15 μm et 200 000 cycles.

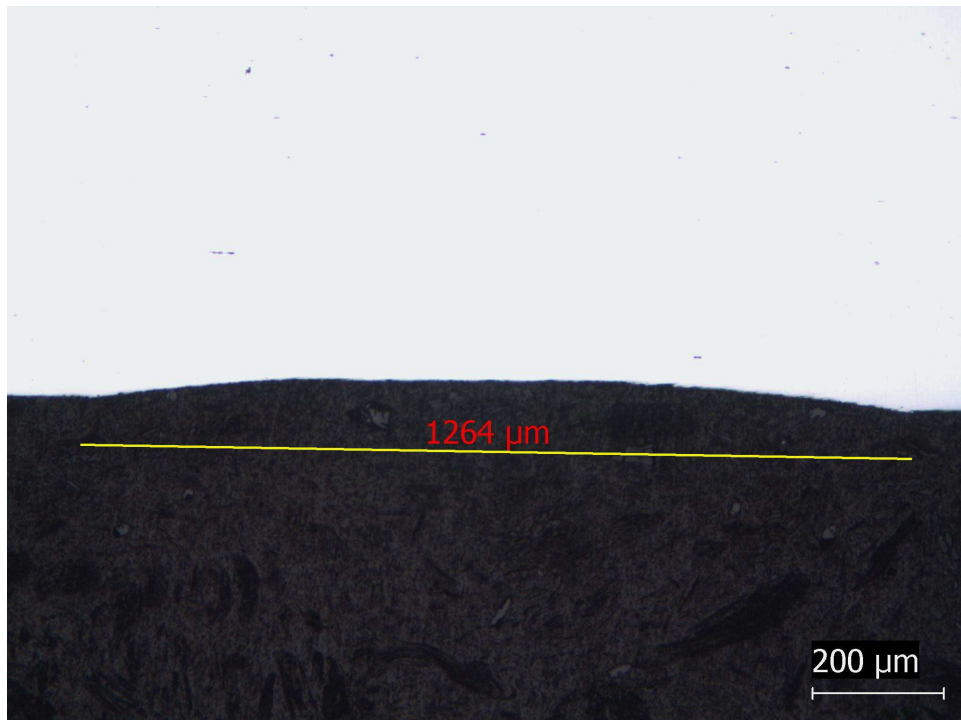


FIGURE 3.25 – Coupe longitudinale d'une trace de contact - $\delta^* = 20 \mu\text{m}$ - 2 000 000 cycles - Contact immergé dans l'eau

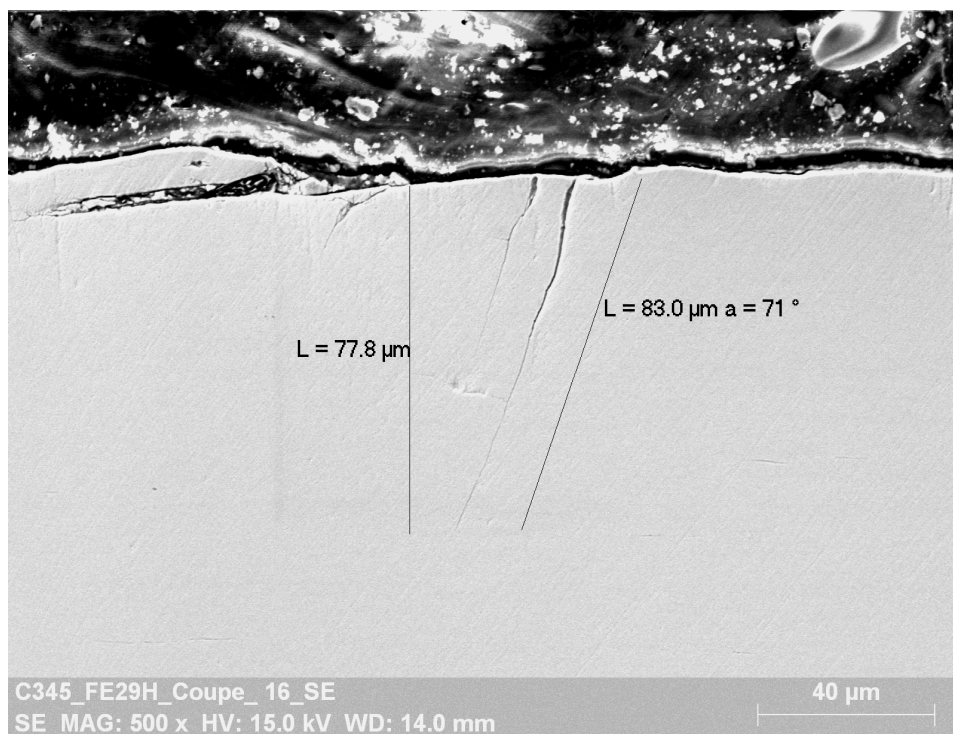


FIGURE 3.26 – Fissure de fretting - $\delta^* = 15 \mu\text{m}$ - 200 000 cycles - Contact immergé dans l'eau

3.2.3 Synthèse et analyse sur la fissuration en fretting

L'analyse de l'ensemble de ces résultats expérimentaux nous apportent des enseignements importants. En effet, des fissures ont été amorcées aussi bien pour des contacts secs que pour des contacts immergés dans l'eau. Néanmoins, quelques différences peuvent être soulignées. Les dimensions des traces de contact après un essai à 2 millions de cycles sont comparées sur la figure 3.27 et montrent que pour des débattements de 15 et 20 μm , les traces de contact sont bien plus grandes dans le cas immergé que dans le cas sec.

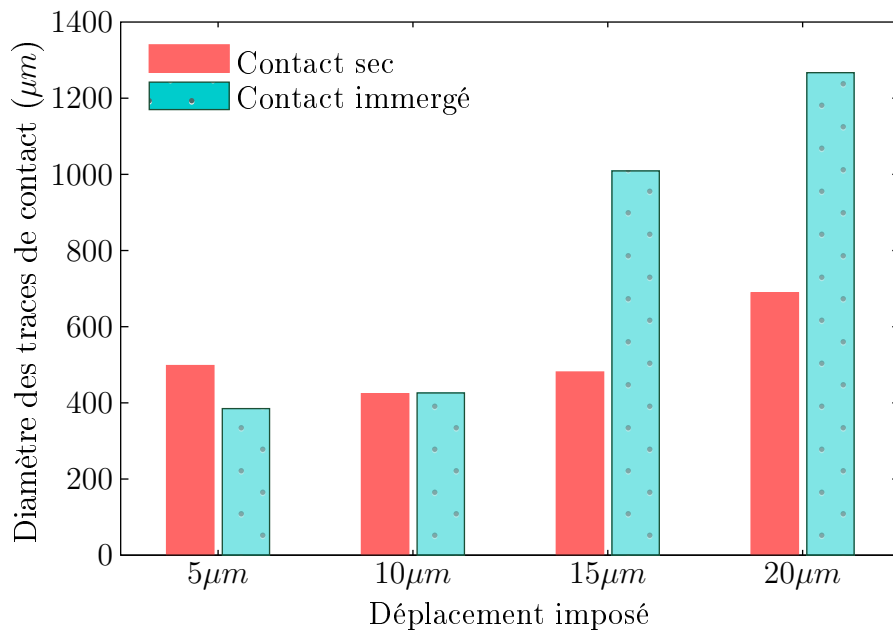


FIGURE 3.27 – Comparaison des dimensions des traces de contact à 2 000 000 cycles

La force tangentielle évolue de manière identique que le contact soit sec ou immergé dans l'eau pour des débattements de 5 et 10 μm . Par contre, pour un débattement de 15 μm , le contact passe en glissement mixte et la valeur moyenne de la force tangentielle est plus faible pour le contact immergé dans l'eau. On observe le même comportement pour un débattement de 20 μm avec une variation de la force tangentielle plus importante (figures 3.28 et 3.29).

Les essais à débattement variable n'avaient donc pas permis de bien identifier les différents régimes de glissement. Cela peut s'expliquer par le fait que la réponse du matériau dépend notamment de l'historique de chargement. Cette dépendance a également été constatée par Elleuch [56]. En effet, Elleuch a montré que la méthode des débattements variables a tendance à entraîner une extension du domaine de régime de glissement partiel au détriment du régime de glissement total. Le basculement en glissement mixte ou total peut être lié à un effet de "fatigue" de l'interface.

En ce qui concerne la fissuration, pour des débattements de 20 μm , aucune fissure

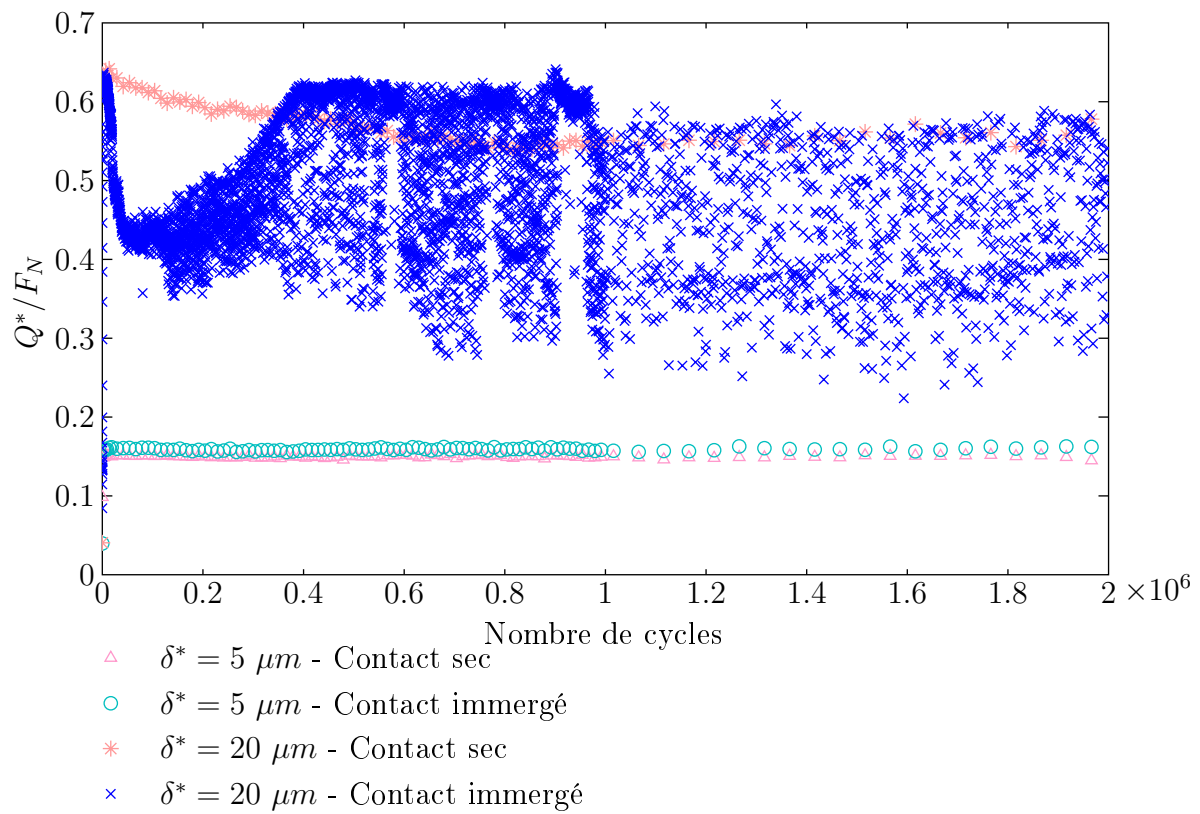


FIGURE 3.28 – Comparaison de l'évolution des ratios Q^*/F_N pour des contacts secs et immergés dans l'eau - Débattements de 5 et 20 μm

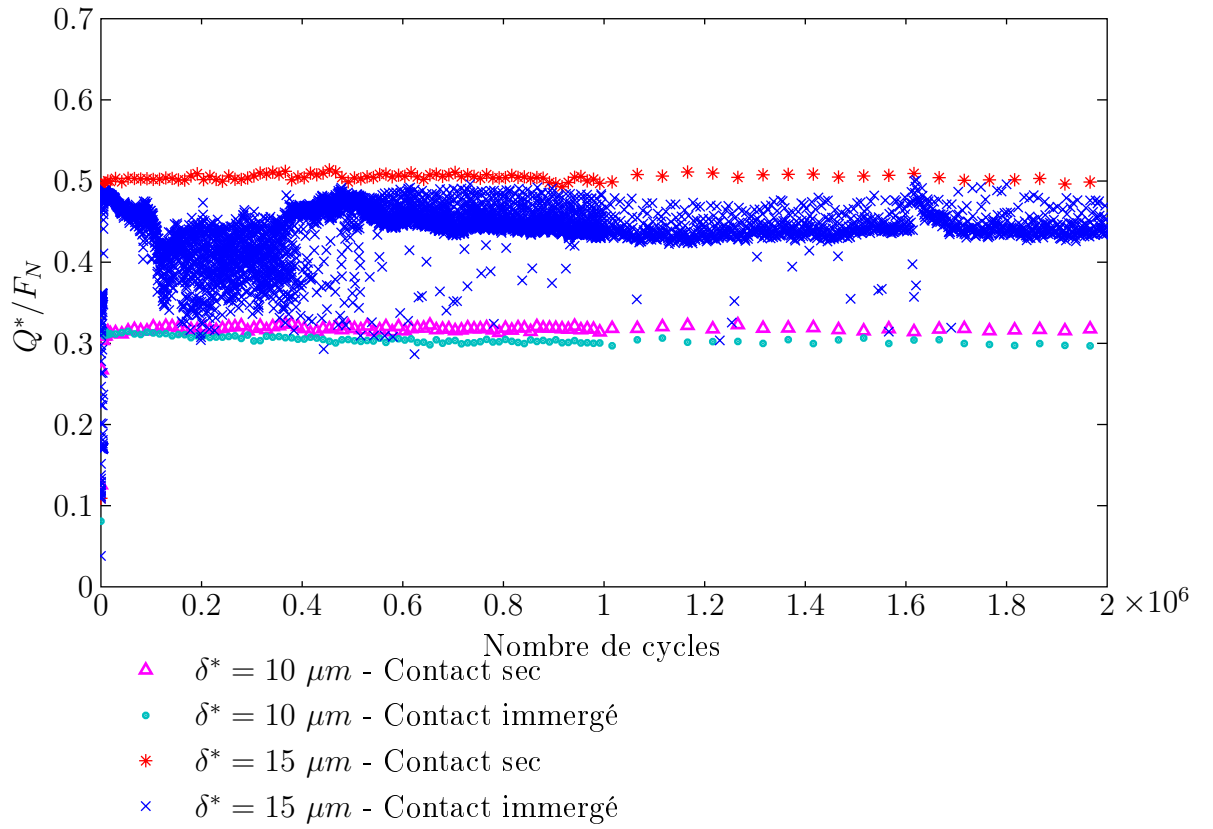


FIGURE 3.29 – Comparaison de l'évolution des ratios Q^*/F_N pour des contacts secs et immergés dans l'eau - Débattements de 10 et 15 μm

n'a été observée pour des contacts immergés dans l'eau alors que pour les contacts secs, des fissures comprises entre 65 et $125\ \mu\text{m}$ ont été observées. Par contre, l'usure de la zone de contact est plus importante pour des contacts immergés. Pour des débattements de $15\ \mu\text{m}$, la même tendance est observée pour des nombres de cycles de $350\ 000$ ou $2\ 000\ 000$. Cependant, pour des nombres de cycles de $100\ 000$ ou $200\ 000$, des fissures de dimensions comparables ont été observées.

Comme l'eau diminue le coefficient de frottement, le contact bascule plus rapidement en glissement total et l'énergie dissipée E_d dans l'interface est donc plus grande (figure 3.30). L'usure étant proportionnelle à l'énergie dissipée [37, 115], elle est alors plus importante. En effet, sur la figure 3.31, on peut voir que l'énergie dissipée cumulée est bien plus élevée pour le contact immergé. Une usure plus importante dans l'eau signifie aussi une aire de contact plus élevée, et une fissuration réduite dans le cas étudié.

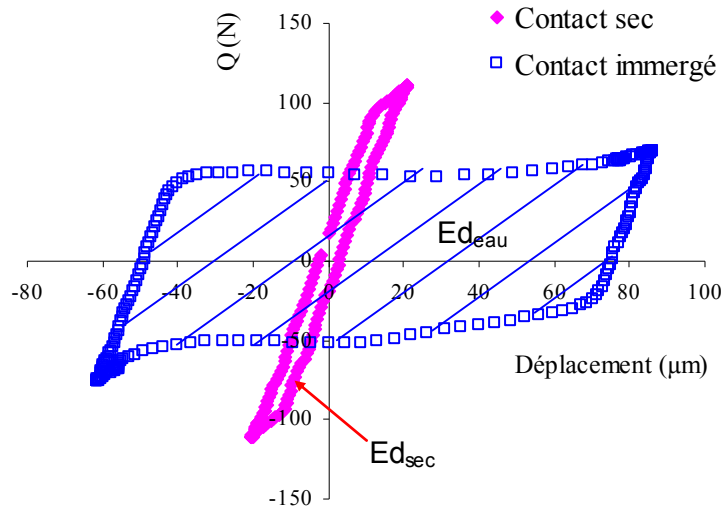


FIGURE 3.30 – Boucles de frottement du cycle 1 500 000 d'essais de fretting à débattement imposé de $20\ \mu\text{m}$

Les essais de fretting (à débattement variable et fixe) ont mis en évidence un effet lubrifiant de l'eau pour certaines conditions de contact :

- débattement supérieur à $20\ \mu\text{m}$,
- débattement supérieur à $15\ \mu\text{m}$ et nombre de cycles supérieur à $350\ 000$.

Cet effet lubrifiant d'une solution "corrosive" a été constaté par d'autres auteurs [116, 117]. Panda [116] a étudié le comportement en fretting et en fretting-corrosion (dans une solution de chlorure de sodium à 3,5 %) d'aciers pour rail. Il a constaté que le coefficient de frottement et le volume d'usure sont plus faibles pour les aciers soumis à du fretting dans la solution NaCl que dans le cas sec.

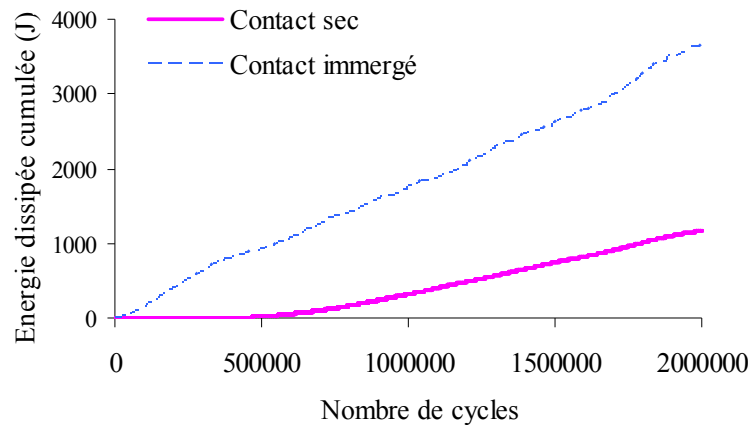


FIGURE 3.31 – Evolution de l'énergie dissipée cumulée au cours d'essais de fretting pour un débattement imposé de $20\ \mu\text{m}$

3.3 Modélisation numérique du contact entre deux fils d'acier tréfilé

Un modèle numérique en trois dimensions a été développé à l'aide du logiciel de modélisation par éléments finis MSC.Marc Mentat®. L'objectif est, d'une part, de reproduire numériquement les conditions de contact interfilaire dans le cas d'un essai de fretting simple, et d'autre part, d'évaluer les zones potentielles d'amorçage de fissure par l'utilisation d'un critère de fatigue de type Crossland [36].

3.3.1 Définition du modèle

Le modèle a consisté à représenter le contact entre deux "parties" de cylindres croisés à 90° (figure 3.32). Le maillage est plus fin au niveau de la zone de contact. Le maillage a été effectué avec des éléments hexagonaux à 8 noeuds.

Les conditions aux limites sont les suivantes :

- les déplacements du fil bas sont bloqués selon X, Y et Z,
- le déplacement du fil haut est bloqué selon Y,
- on impose un déplacement de 5 puis $10\ \mu\text{m}$ au fil haut,
- une pression de 27,4 MPa, correspondant à une force de 200 N, est appliquée sur la face supérieure du fil haut.

Le frottement est introduit par une loi de type Coulomb (stick/slip).

Le modèle éléments finis a tout d'abord été comparé à la théorie de Hertz. Avec les données de l'étude, rappelées dans le tableau 3.2, la théorie de Hertz donne le rayon de

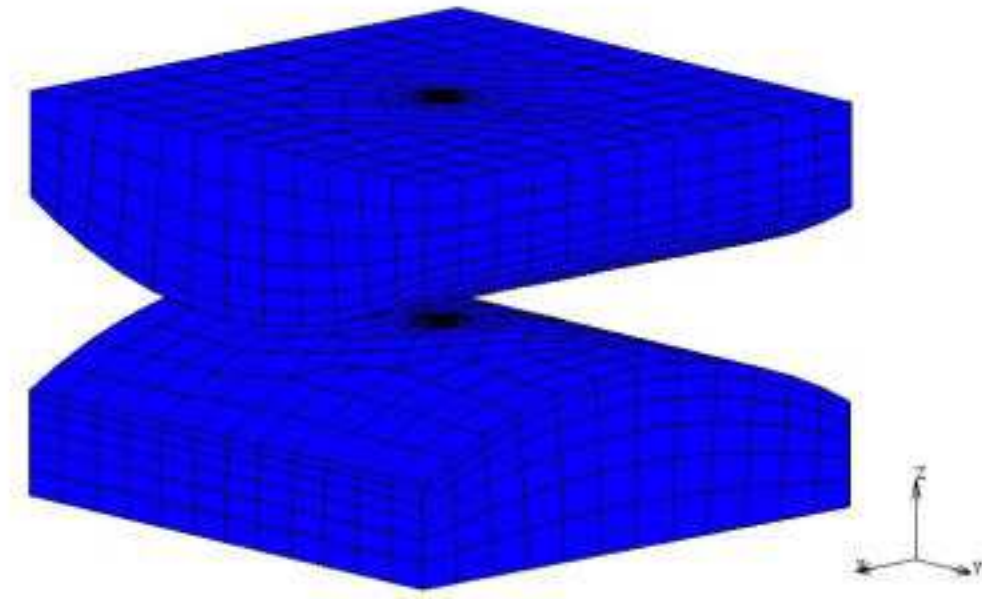


FIGURE 3.32 – Maillage du modèle éléments finis

contact et la pression maximale suivants :

$$\begin{cases} a \approx 154 \mu m \\ p_0 \approx 4029 MPa \end{cases} \quad (3.3)$$

TABLEAU 3.2 – Caractéristiques du modèle

R (mm)	E (MPa)	ν	F_N (N)
2,7	202 000	0,3	200

Les résultats du modèle élastique ont été comparés aux résultats analytiques obtenus en appliquant la théorie de Hertz. Les résultats numériques surestiment la pression normale maximale par rapport aux résultats analytiques. Cela peut s'expliquer par le fait que le maillage est relativement grossier et que, par conséquent, la surface de contact est sous-estimée par rapport à la théorie de Hertz. En effet, le modèle numérique donne un rayon de contact d'environ $145 \mu m$ (au lieu de $154 \mu m$ d'après la théorie de Hertz). En calculant analytiquement la pression normale avec un rayon de contact de $145 \mu m$, on retrouve bien les résultats numériques (figure 3.33). Par ailleurs, les différences observées proviennent également du fait que la théorie de Hertz considère des hypothèses de semi-infinité, or le modèle 3D est constitué de massifs aux dimensions finies.

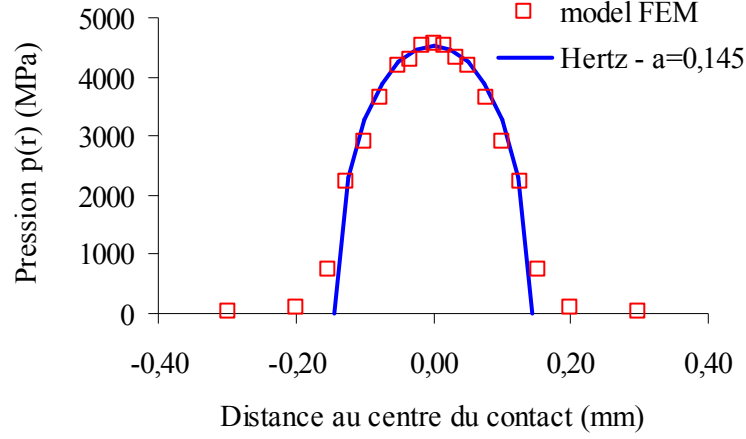


FIGURE 3.33 – Comparaison de la pression normale calculée par le modèle et par la théorie de Hertz

3.3.2 Etat de contrainte

Dans le cas d'un modèle élasto-plastique, nous nous sommes intéressés à l'état de contrainte au niveau de la surface de contact ainsi que sous cette surface.

Afin d'avoir un état de contact stabilisé, 40 cycles de fretting ont été appliqués avec un déplacement du fil supérieur de $5 \mu m$. Expérimentalement, nous avons vu que le régime de glissement obtenu pour cette valeur de déplacement est du glissement partiel. D'après Proudhon *et al.* [59], le coefficient de frottement à prendre en compte lors de la modélisation d'un contact en glissement partiel est la valeur obtenue à la transition, soit 0,82 pour un contact sec.

La stabilisation de la déformation plastique peut être observée sur la figure 3.34.

Ces résultats ont permis de calculer la pression hydrostatique maximale et la contrainte de cisaillement maximale pour chaque cycle. Le critère de Crossland a alors été calculé sous la forme suivante [38] :

$$d = \frac{\Delta\tau_a}{b - a \cdot Ph_{max}} \quad (3.4)$$

3.3.3 Fissuration

Les zones d'amorçage de fissure peuvent être identifiées à l'aide du critère de Crossland. L'application de ce critère nécessite de déterminer les paramètres a et b , qui se

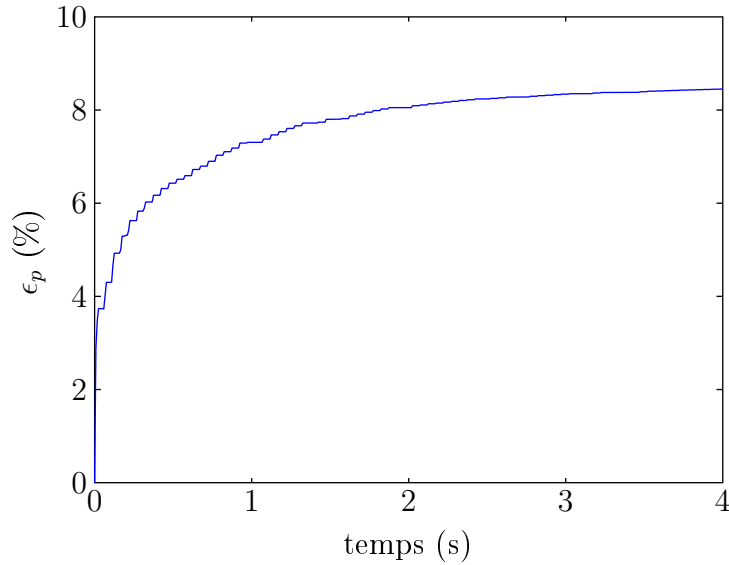


FIGURE 3.34 – Stabilisation de la déformation plastique

calculent à partir des limites d'endurance en torsion alternée et en flexion alternée. Ces deux limites n'étant pas connues pour le matériau étudié, elles ont alors été estimées à partir de la limite d'endurance en traction ondulée. La limite d'endurance en traction ondulée vaut 650 MPa pour une contrainte moyenne de 600 MPa. D'après [25], plusieurs auteurs ont montré que le rapport entre les limites d'endurance en torsion alternée et en flexion alternée varie entre 0,44 et 0,75. Nous avons choisi un rapport de 0,7 et une limite d'endurance en flexion alternée de 750 MPa, ce qui donne $a=0,368$ et $b=525$ MPa.

L'application du critère de Crossland pour un débattement de $5 \mu m$ montre que les zones potentielles d'amorçage de fissure se situent en surface, sur les bords du contact (figures 3.35, et 3.36).

Néanmoins, les valeurs obtenues pour ce critère sont qualitatives et visiblement surestimées puisque le critère est supérieur à 1 sur toute la surface de contact. Il serait intéressant de prédire plus précisément l'amorçage de fissure. Pour cela, il faudra réaliser un modèle avec un maillage plus fin, puis appliquer l'analyse de fatigue multiaxiale sur un volume représentatif, comme l'ont fait Fouvry [118], Proudhon [57], Kubiak [39], etc.

Toutefois, tout en étant qualitatif, ce critère permet de comparer les zones de fissuration pour un contact sec et pour un contact immergé dans l'eau. En effet, le coefficient de frottement pris en compte dans le modèle étant celui obtenu lors de la transition entre glissement partiel et glissement total, il est réduit à 0,65 dans le cas d'un contact immergé (au lieu de 0,82 pour un contact sec). Le critère est alors légèrement modifié (figure 3.37) mais les zones où le critère est maximal restent les mêmes.

L'application du critère pour un débattement de $10 \mu m$ montre une augmentation de

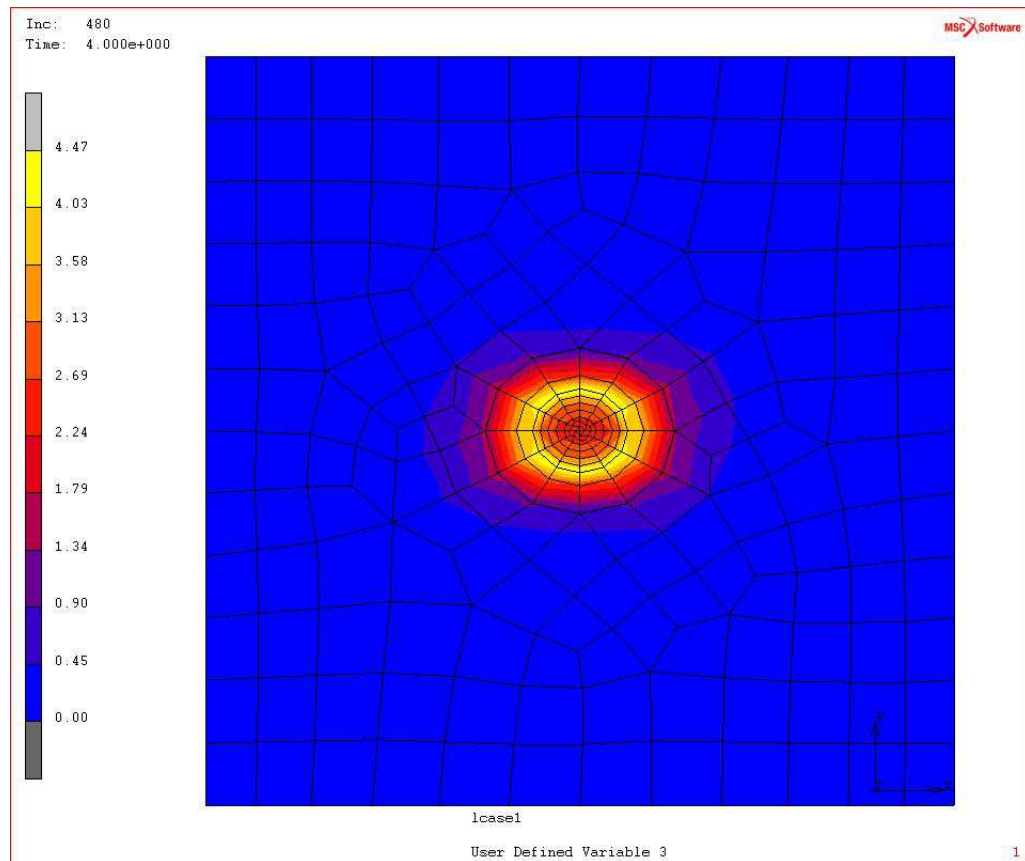


FIGURE 3.35 – Visualisation en plan du critère de Crossland

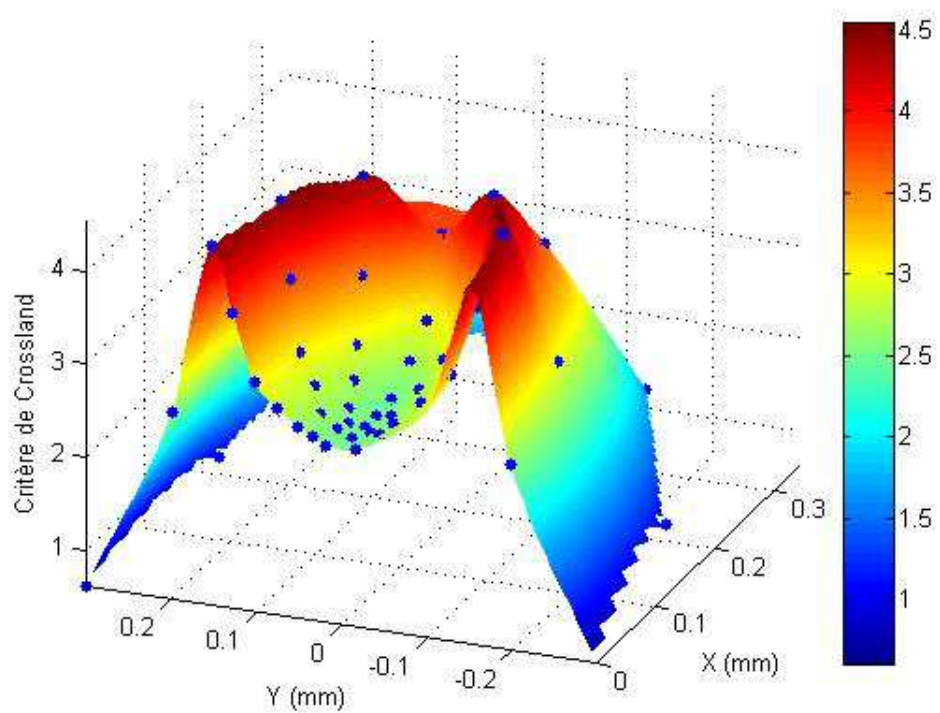


FIGURE 3.36 – Représentation 3D du critère de Crossland

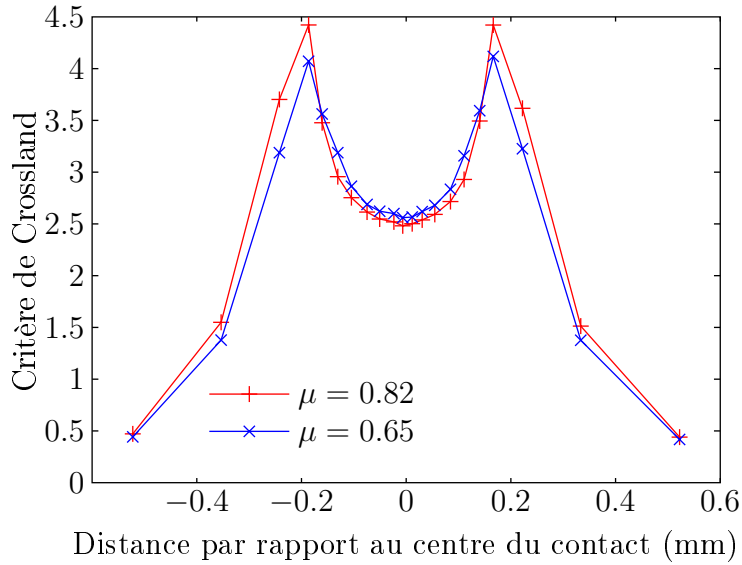


FIGURE 3.37 – Critère de Crossland pour des coefficients de frottement à la transition - $\delta^* = 5\mu m$

la valeur maximale qui est encore observée en bordure du contact (figure 3.38). L'écart entre les cas sec et immergé est plus important que précédemment.

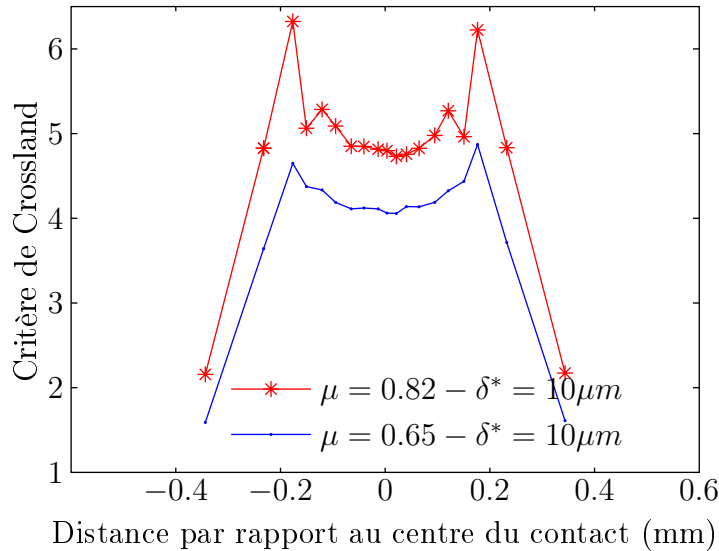


FIGURE 3.38 – Critère de Crossland pour des coefficients de frottement à la transition - $\delta^* = 10\mu m$

Le schéma de la figure 3.39 illustre une hypothèse de processus de fissuration induit par les chargements de fretting. Cette étude numérique étant qualitative, le seuil de fissuration a été fixé par rapport aux résultats expérimentaux. Des fissures ayant été observées pour un débattement de $5\mu m$, le seuil de fissuration a été placé sous la valeur correspondante. Pour le contact sec, on suppose que, tant que le contact reste en glissement partiel, l'amplitude du chargement augmente avec l'amplitude de débattement. En revanche, dès que la condition de glissement total est activée, l'usure, en diminuant la pression dans le contact diminue le risque d'amorçage. On voit donc que le contact

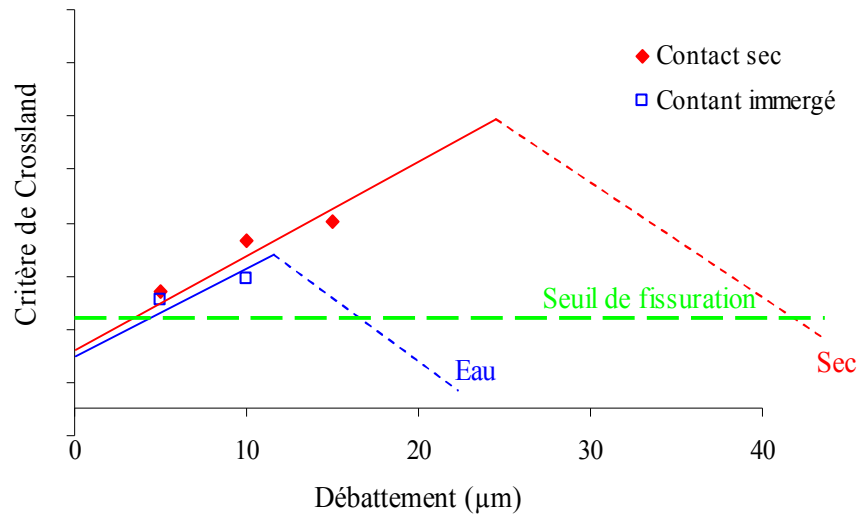


FIGURE 3.39 – Schématisation du critère de Crossland pour des contacts dans l'air et dans l'eau

engendre des niveaux de sollicitation qui active la fissuration.

En revanche le comportement en milieu aqueux est très différent. La présence de l'eau réduit considérablement le coefficient de frottement à la transition. Ainsi très rapidement, la transition en régime de glissement mixte et en régime de glissement total est activée et on observe alors une réduction des chargements et du risque d'amorçage.

On ne peut pas conclure de manière générale sur l'effet bénéfique ou nocif de l'eau sur le comportement tribologique. En effet, dans certains cas, l'amplitude des chargements ne permet pas d'atteindre le seuil d'amorçage ce qui explique pourquoi aucune fissure n'est observée alors même que la présence d'eau pourrait faciliter la fissuration et qu'une fissuration était observée en environnement ambiant. On démontre, dans ce cas, que l'effet bénéfique de l'eau vis-à-vis du comportement tribologique est supérieur à l'effet négatif potentiel associé au processus de corrosion. Cependant, dans d'autres cas, des fissures sont observées aussi bien pour un milieu aqueux que pour un milieu sec.

Nous allons étudier dans le chapitre suivant si ce comportement est vérifié pour des chargements de fretting-fatigue.

Chapitre 4

Comportement en fretting-fatigue d'un fil d'acier tréfilé dans un environnement corrosif

Les câbles d'ouvrages d'art ont une géométrie qui les rend sujet au phénomène de fretting-fatigue. L'environnement dans lequel se trouve les ouvrages d'art fait que leurs câbles sont également exposés aux phénomènes de corrosion. Ces deux mécanismes de dégradation peuvent s'activer sur une même zone de câble et donc interagir.

Dans ce chapitre, nous allons donc étudier le comportement en fatigue et en fretting-fatigue d'un fil d'acier tréfilé ainsi que l'influence d'une solution corrosive sur ces comportements.

4.1 Comportement en fatigue et en fretting-fatigue des fils d'acier tréfilé

Les comportements en fatigue et en fretting-fatigue ont été étudiés pour une contrainte moyenne de 600 MPa, qui correspond à la contrainte moyenne appliquée dans les câbles d'ouvrages d'art. Des séries d'essais de fatigue et de fretting-fatigue ont permis de tracer les courbes de Wöhler en fatigue et en fretting-fatigue d'un fil d'acier tréfilé (figure 4.1). On constate que le fretting-fatigue réduit considérablement les durées de vie des fils d'acier tréfilé. En effet, la limite d'endurance en fatigue (environ 650 MPa) est quasiment 7 fois supérieure à celle en fretting-fatigue (environ 100 MPa).

La forme des courbes S-N a été décrite par diverses expressions [25]. La plus ancienne

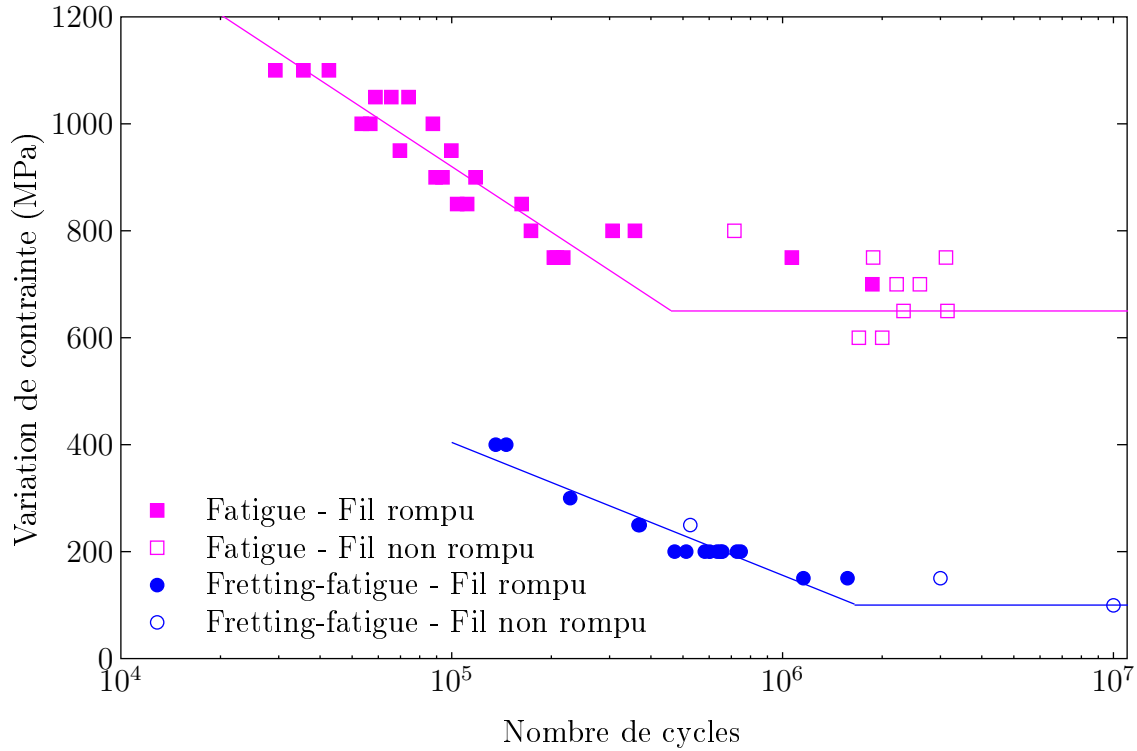


FIGURE 4.1 – Courbes de Wöhler en fatigue et en fretting-fatigue pour des fils d'acier tréfilé pour une contrainte statique de 600 MPa

est celle de Wöhler [25] :

$$\text{Log}N = a - b \cdot S \quad (4.1)$$

N étant le nombre de cycles à rupture, S l'amplitude de la contrainte appliquée, a et b deux constantes.

Dans le cas de la représentation figure 4.1, cette expression devient :

$$\Delta\sigma = A_W - B_W \cdot \text{Log}N \quad (4.2)$$

où $\Delta\sigma$ est la variation de contrainte ($= 2S$), et A et B deux constantes.

Les valeurs obtenues pour ces constantes dans le cas de la fatigue et du fretting-fatigue figurent dans le tableau 4.1.

TABLEAU 4.1 – Caractéristiques des courbes de Wöhler et limites d'endurance

	A_W	B_W	σ_D (MPa)
Fatigue	2953	407	650
Fretting-fatigue	1647	249	100

La représentation de Wöhler rend compte de la partie moyenne de la courbe (domaine d'endurance limitée) mais elle ne rend pas compte du coude et de la branche quasi horizontale de la courbe.

Basquin a pris en compte la courbure progressive raccordant les deux branches en proposant la représentation suivante [25] :

$$\text{Log}N = a - b \cdot \text{Log}S \quad (4.3)$$

Cette représentation ne permettant pas non plus de décrire le phénomène de limite de fatigue, Stromeyer a introduit la représentation suivante [25] :

$$\text{Log}N = a - b \cdot \text{Log}(S - E) \quad (4.4)$$

le paramètre E correspondant à la limite d'endurance.

Dans le cas des représentations de la figure 4.2, les équations de Basquin et Stromeyer s'écrivent respectivement :

$$\text{Log}(\Delta\sigma) = A_B - B_B \cdot \text{Log}N \quad (4.5)$$

$$\text{Log}(\Delta\sigma - \sigma_D) = A_S - B_S \cdot \text{Log}N \quad (4.6)$$

Les paramètres de ces équations sont donnés dans le tableau 4.2.

TABLEAU 4.2 – Caractéristiques des représentations de Basquin et Stromeyer

	Basquin		Stromeyer	
	A_B	B_B	A_S	B_S
Fatigue	3,87	0,181	5,2	0,560
Fretting-fatigue	4,74	0,420	6,32	0,747

On a choisi de comparer les résultats de fatigue et de fretting-fatigue à l'aide des modèles de Wöhler, Basquin et Stromeyer, même si, dans le cas du fretting-fatigue, on ne prend pas en compte le caractère multiaxial du chargement, la variation de contrainte affichée sur les figures 4.1 et 4.2 ne considère donc que le chargement de fatigue et non pas le chargement local au niveau du contact (force tangentielle). Néanmoins, ces comparaisons montrent une influence notable du fretting sur le comportement en fatigue des fils d'acier tréfilé, notamment sur la limite d'endurance et sur les coefficients des pentes dans le domaine d'endurance limitée.

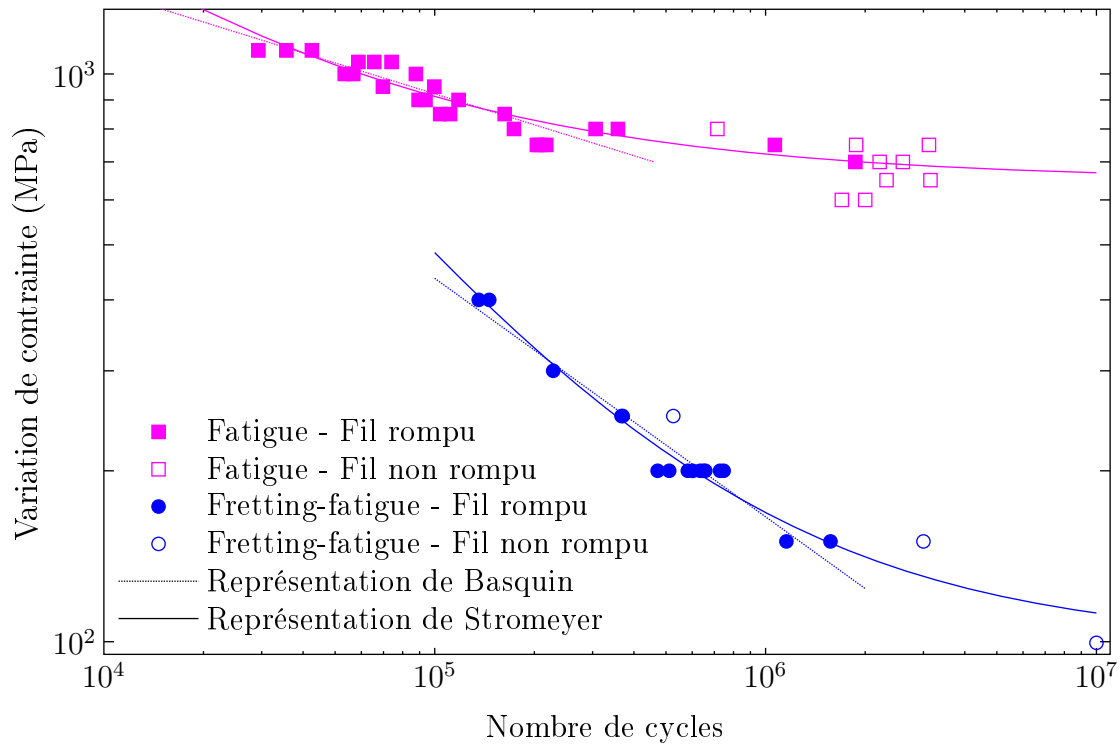


FIGURE 4.2 – Représentation de Basquin et de Stromeier

Les échantillons ayant été utilisés pour les essais de fatigue et de fretting-fatigue ont fait l'objet d'analyses métallographiques et fractographiques. Les faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fatigue et à un essai de fretting-fatigue sont visibles sur les figures 4.3 et 4.4. Dans le cas de l'essai de fatigue, la zone de propagation de la fissure est assez lisse. Pour le faciès présenté, elle mesure environ 2,4 mm, et elle est suivie d'une zone de cisaillement dû à la rupture brutale de l'éprouvette. Dans le cas de l'essai de fretting-fatigue, on distingue l'amorce de la fissure liée au chargement de fretting, la zone de propagation de la fissure sur environ 1,9 mm et la zone de rupture finale par cisaillement, ces deux dernières zones présentant un aspect similaire à celui observé en fatigue. Le fretting influence donc principalement l'amorçage de la fissure tandis que la propagation et la rupture sont principalement dues au chargement de fatigue.

Certains essais de fretting-fatigue ont été suivis par émission acoustique. Deux capteurs, collés sur le fil testé, permettent de détecter et localiser les signaux d'émission acoustique engendrés par l'endommagement du fil, et notamment par sa fissuration. Sur la figure 4.5, on peut voir que la majorité des signaux est localisée dans une même zone qui correspondait bien à la zone de rupture du fil testé. Le graphique de la figure 4.6 montre que l'activité acoustique commence aux alentours de 150 000 secondes, ce qui correspond à environ 300 000 cycles (fréquence de l'essai considéré : 2 Hz). Ensuite elle augmente progressivement jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

L'émission acoustique semble une technique prometteuse pour détecter la fissuration des fils d'acier tréfilé soumis à du fretting-fatigue, et pour suivre la propagation de ces

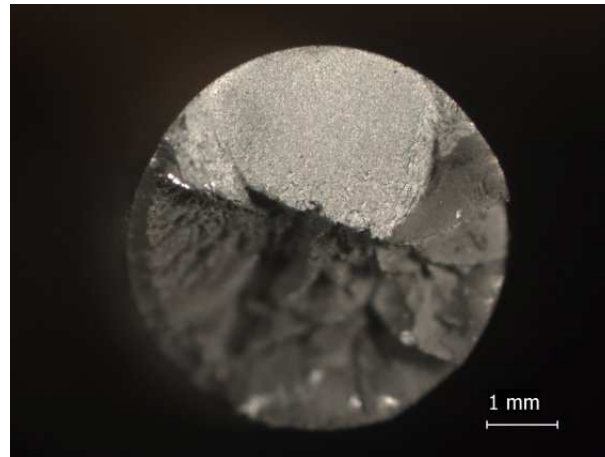


FIGURE 4.3 – Faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fatigue

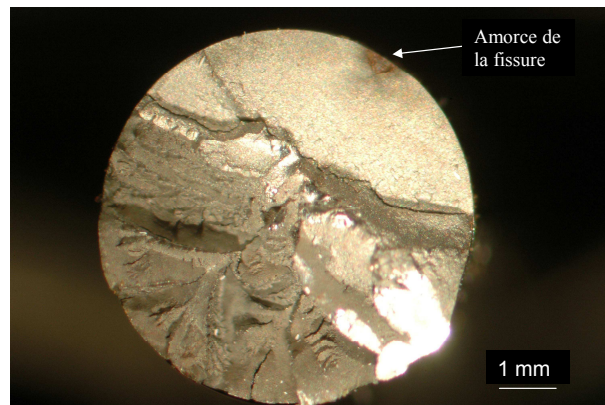


FIGURE 4.4 – Faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fretting-fatigue

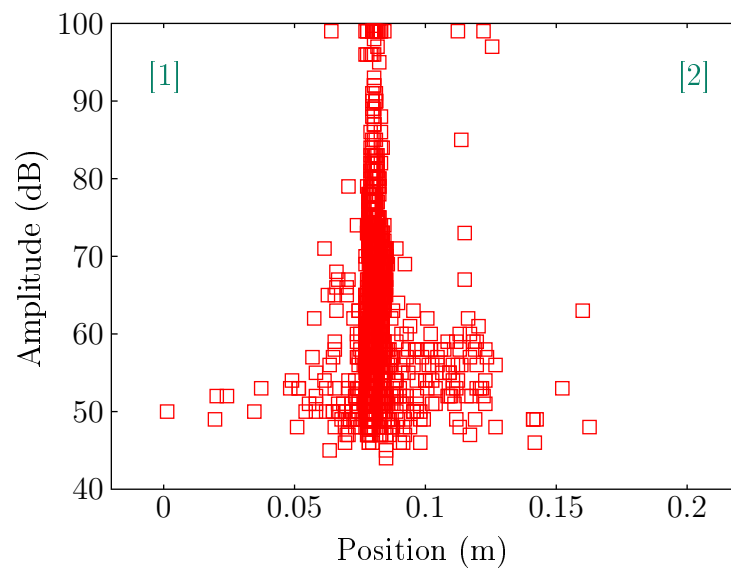


FIGURE 4.5 – Amplitudes des salves d'émission acoustique détectées au cours d'un essai de fretting-fatigue en fonction de leur position entre deux capteurs (après filtrage des événements ayant une énergie inférieure à 4)

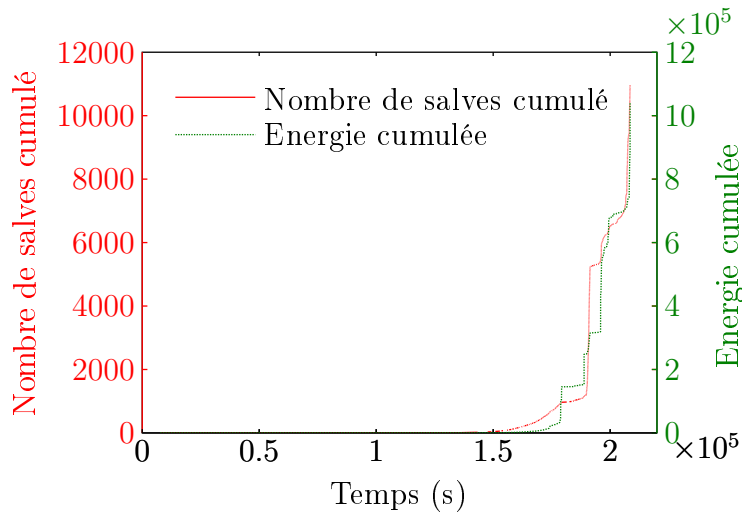


FIGURE 4.6 – *Energie cumulée et nombre de salves en émission acoustique détectées au cours d'un essai de fretting-fatigue en fonction du temps (après filtrage des événements ayant une énergie inférieure à 4)*

fissures.

Les câbles peuvent être soumis sur des mêmes zones à des problèmes de fretting-fatigue et des problèmes de corrosion. Nous avons donc cherché à voir l'influence de la corrosion sur les durées de vie obtenues en fretting-fatigue.

4.2 Influence d'une solution sur le comportement en fretting-fatigue

L'influence de la corrosion a été étudiée en réalisant des essais de fretting-fatigue en immersion alternée dans une solution de chlorure de sodium (avec une concentration de 35 g/l). Un seul niveau de variation de contrainte a été testé pour ces essais (200 MPa).

L'observation des faciès de rupture pour ce type d'essais (figure 4.7) montre qu'il y a bien des produits de corrosion. Néanmoins, une partie de ces produits de corrosion s'est formée après la rupture puisque lors de la rupture, les faciès peuvent être immergés dans la solution ou des gouttes de solution restantes dans la pince peuvent se déposer sur les faciès. L'interprétation du faciès de rupture ne permet donc pas de réellement connaître l'influence de la corrosion sur la propagation de la fissure.

Les résultats obtenus en terme de durée de vie sont reportés sur le graphique de la figure 4.8. Étonnamment, les durées de vie des éprouvettes soumises à du fretting-fatigue en milieu salin sont équivalentes voire légèrement supérieures à celles obtenues à l'air ambiant. Ce résultat a soulevé de nombreuses interrogations.

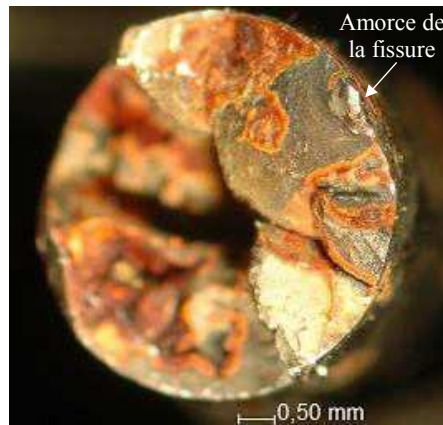


FIGURE 4.7 – Faciès de rupture d'un fil soumis à un essai de fretting-fatigue avec immersion alternée dans une solution de chlorure de sodium

Nous avons essayé de comprendre ce résultat en divisant la durée de vie d'une éprouvette en 2 étapes : une phase d'amorçage des fissures et une phase de propagation.

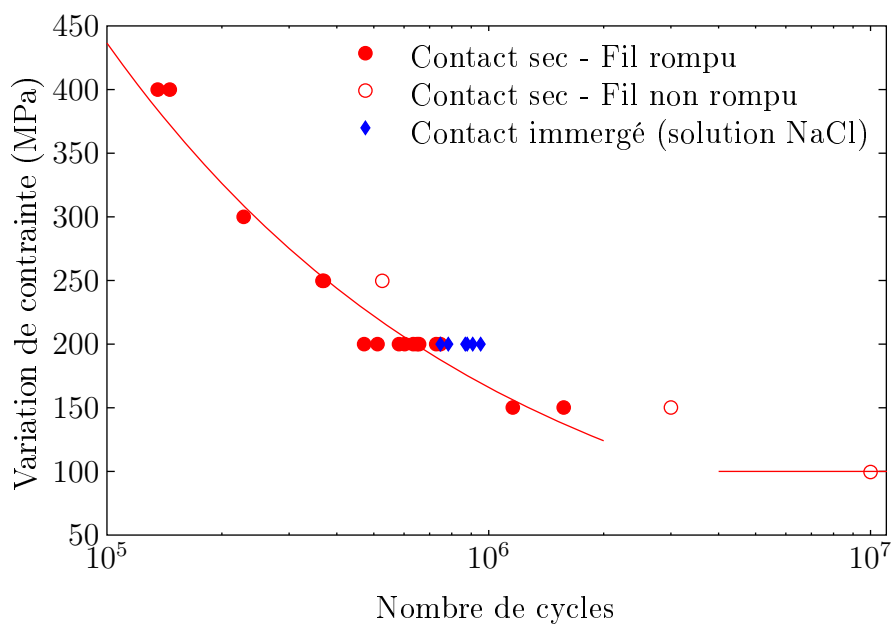


FIGURE 4.8 – Comparaison des durées de vie en fretting-fatigue pour un contact sec et pour un contact immergé dans une solution de chlorure de sodium

En ce qui concerne la phase d'amorçage des fissures, elle est principalement gouvernée par la sollicitation de fretting. L'étude présentée dans le chapitre précédent sur l'influence d'une solution aqueuse sur les conditions de contact a permis de comprendre l'influence de la solution sur la phase d'amorçage des fissures en fretting-fatigue. Rappelons les conclusions obtenues précédemment : sous une sollicitation de fretting, l'eau peut avoir un effet lubrifiant pour des débattements supérieurs à 15 μm , par contre, pour des débattements inférieurs à 15 μm , elle n'a que très peu d'influence sur les conditions de contact et notamment sur la force tangentielle.

Au cours des essais de fretting-fatigue, l'amplitude de la force tangentielle est d'environ 50 N (figure 4.9). Ce niveau de force tangentielle est obtenue en fretting seul pour un débattement compris entre 5 et 10 μm . Pour ce niveau de débattement, on a vu dans le chapitre précédent, qu'immerger le contact dans une solution aqueuse ne modifie que très peu les conditions de contact, c'est-à-dire la force tangentielle. Une première hypothèse consiste à supposer que pour des essais de fretting-fatigue, la solution aqueuse n'a que très peu d'effet sur la première partie de l'essai pendant laquelle les fissures sont amorcées.

Cependant, lorsque l'on compare les traces de contact (dimensions, aspects, etc.), on constate que les traces de fretting-fatigue ressembleraient davantage aux traces de fretting obtenues avec une amplitude de débattement de 15 μm qu'aux traces obtenues avec des débattements de 5 ou 10 μm . Une seconde hypothèse consiste donc à supposer que la solution peut avoir un effet lubrifiant sur le contact, et que le milieu liquide influence peut-être le coefficient de frottement dans la zone glissante du contact en glissement partiel, ce qui aurait un effet bénéfique sur la cinétique d'amorçage des fissures.

Afin de retenir l'une des deux hypothèses, nous nous sommes intéressés à l'influence de la solution sur la phase de propagation des fissures.

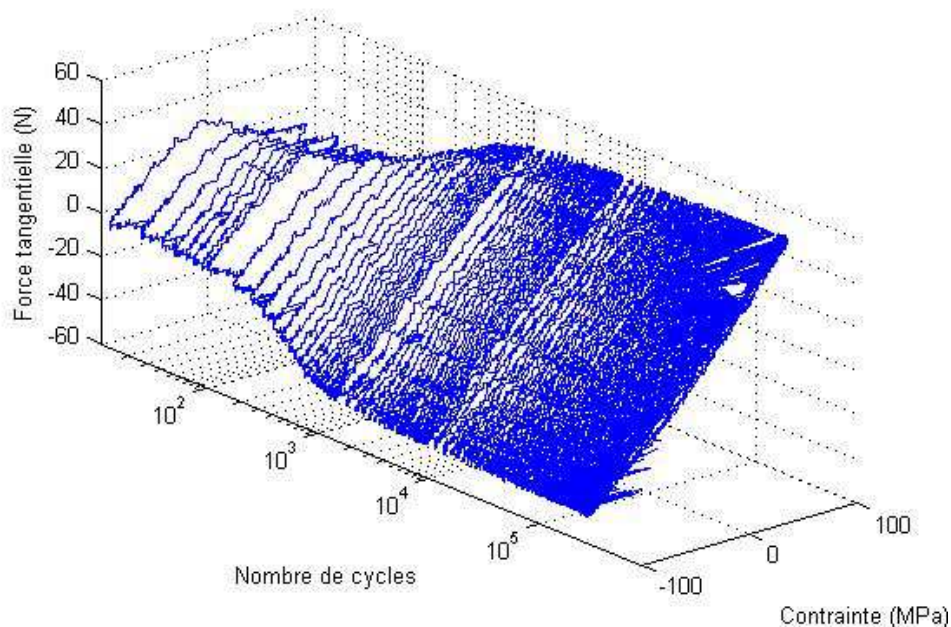


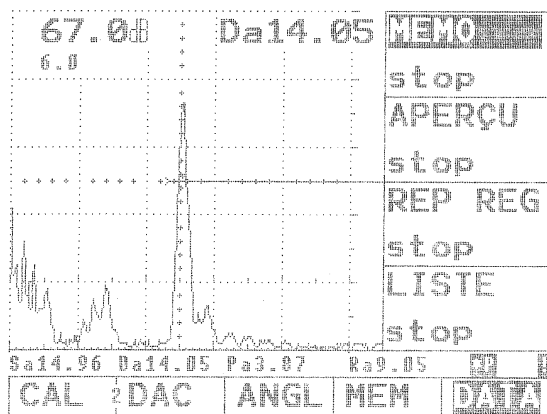
FIGURE 4.9 – Buche de frottement d'un essai de fretting-fatigue

4.3 Influence d'une solution sur la phase de propagation des fissures

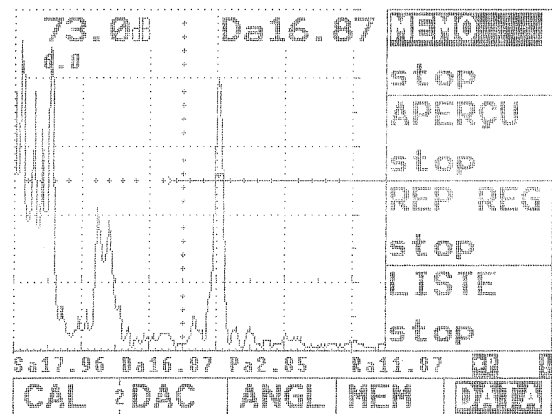
Une étude de l'influence d'une solution sur la phase de propagation des fissures a donc été mise en place. Elle a consisté à faire des essais comportant deux étapes. Une première étape permet d'amorcer des fissures en fretting-fatigue. La seconde étape a pour objectif de faire propager les fissures en fatigue-corrosion. Différentes solutions corrosives ont été testées : de l'eau distillée, une solution de chlorure de sodium (35 g/l), des solutions de thiocyanate d'ammonium avec différentes concentrations (25, 50, 100 et 250 g/l).

L'amorçage des fissures est réalisé par une valeur fixée à 350 000 cycles de fretting-fatigue. La présence de fissure est systématiquement vérifiée par un contrôle par ultrasons. Certains essais ont également été suivis par émission acoustique.

Le contrôle par ultrasons s'est avéré efficace dans la détection des fissures de fretting-fatigue comme on peut le voir sur les figures 4.10(a), 4.10(b) et 4.11. En effet, le faciès de rupture de la figure 4.11 présente deux fissures, et les ultrasons avaient bien permis de détecter ces fissures. De plus, la fissure la plus grande renvoyait un écho plus important que la seconde fissure.



(a) Contact bas



(b) Contact haut

FIGURE 4.10 – Détection de fissures de fretting-fatigue par ultrasons

Cette première phase de fretting-fatigue permet d'obtenir des fissures ayant une profondeur comprise entre 250 et 800 μm avec une moyenne sur 8 essais d'environ 530 μm . La reproductibilité de cette phase d'amorçage peut être discutée. En effet, les profondeurs des fissures obtenues présentent une dispersion relativement importante. Néanmoins, il est particulièrement difficile d'obtenir des fissures identiques sous chargement de fatigue ou de fretting-fatigue. Pour améliorer la reproductibilité des "amorces" de fissure, on pourrait envisager d'initier les fissures par fretting simple pour ensuite les

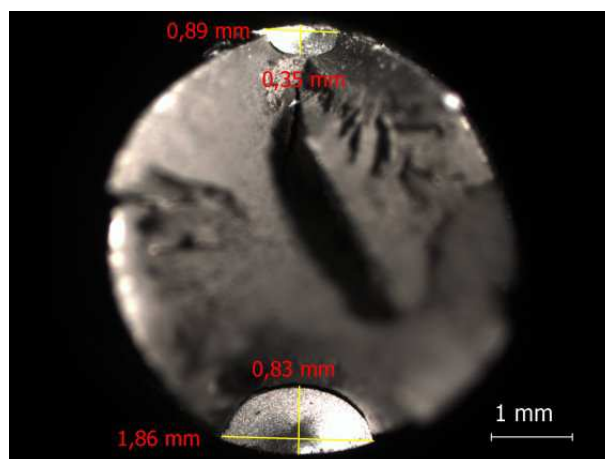


FIGURE 4.11 – Faciès de rupture de l'éprouvette comportant les fissures détectées par ultrasons

faire propager en fatigue ou fatigue-corrosion. Il n'a pas été possible d'appliquer cette méthode au cours de cette thèse.

La propagation des fissures est ensuite effectuée par fatigue-corrosion jusqu'à rupture de l'éprouvette pour la plupart des essais, néanmoins, certains essais ont été arrêtés avant rupture afin de réaliser des coupes longitudinales et d'observer le cheminement des fissures.

4.3.1 Durées de vie des éprouvettes

Les durées de vie moyennes des éprouvettes par type d'essais sont reportées sur le graphique de la figure 4.12 pour les différentes solutions testées. La phase d'amorçage des fissures (350 000 cycles) est représentée par une barre rose tandis que la phase de propagation est représentée par une barre bleue. Les traits noirs représentent les minima et maxima obtenus pour chaque type d'essais.

Pour comparer les résultats, il aurait été intéressant de mesurer la profondeur de la fissure initiale (avant l'essai de fatigue-corrosion). Cependant, suite à certains essais de fatigue-corrosion, l'observation post-mortem ne permet plus de mesurer cette profondeur puisque la corrosion a endommagé le faciès et fait disparaître la strie de fatigue.

Des essais de référence ont été réalisés dans l'air. Ces essais ont donné une durée de vie moyenne d'environ 600 000 cycles avec des dispersions relativement importantes.

Les essais en milieu salin ont donné une durée de vie moyenne d'environ 800 000 cycles.

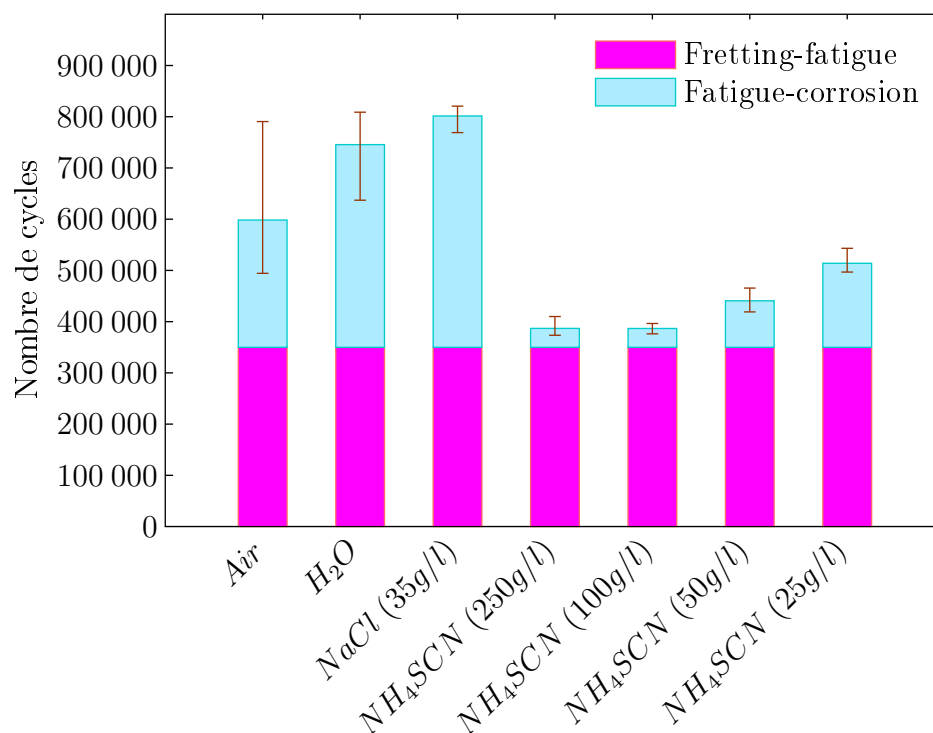


FIGURE 4.12 – Comparaison des durées de vie - Amorçage d'une fissure par 350 000 cycles de fretting-fatigue puis propagation en fatigue ou fatigue-corrosion

Les essais au thiocyanate d'ammonium ont donné des durées de vie plus faibles que dans l'air avec une réduction très importante pour des concentrations de 250 g/l et 100 g/l.

On constate donc que l'hydrogène accélère la propagation de la fissure. Par contre, la solution de chlorure de sodium aurait tendance à ralentir cette propagation. Ce constat est valable dans les conditions d'essais choisies et ne doit pas être généralisé à toutes les conditions d'essais ni à ce qui se passe sur ouvrages d'art.

Néanmoins, d'autres auteurs ont fait des constats similaires. On peut citer Pao et al. [119] qui ont constaté que pour des valeurs de ΔK relativement faible, la vitesse de propagation de fissure dans un alliage d'aluminium sollicité en fatigue peut être plus faible dans une solution de chlorure de sodium à 3,5 % que dans l'air. Ils attribuent ce constat à des produits de corrosion qui se forment sur les lèvres de la fissure et qui par le chargement de fatigue, pourrait tomber dans le fond de la fissure. Ainsi les effets de fermeture de la fissure seraient accrus à des niveaux qui peuvent atteindre 90 % de la charge de fatigue maximale, et la vitesse de propagation de la fissure serait alors réduite. Une hypothèse pour expliquer le ralentissement observé serait la présence d'oxydes sur les lèvres de la fissure qui entraînerait un effet de fermeture de fissure. On peut également citer Menan [120] qui a constaté que la vitesse de propagation des fissures d'un alliage d'aluminium en immersion continue dans une solution de chlorure de sodium à 3,5 %, dans certaines conditions, peut diminuer lorsque la fréquence diminue.

A une fréquence de 0,1 Hz, la vitesse diminue jusqu'à retrouver celle obtenue sous air pour une éprouvette S-L (prélevée dans le sens transversal) sous un rapport de charge de 0,7. Il parle alors "d'effet de fréquence négatif". Il suggère trois mécanismes pour expliquer cet effet. Une première hypothèse consiste à supposer qu'il y a un émoussement de la fissure sous l'action des ions chlorure qui favoriseraient la dissolution anodique de la pointe de fissure. Une seconde hypothèse rejoint celle de Pao et al. : un mécanisme de fermeture de fissure pourrait être dû aux débris de corrosion qui feraient un "effet coin". La troisième hypothèse est un mécanisme de passivation de la pointe de fissure : la formation d'un film passif en pointe de fissure viendrait ralentir la propagation de la fissure.

Par ailleurs, le milieu de référence choisi est l'air. Or Huneau et Mendez [121] ont montré que l'air est déjà un environnement agressif par rapport au vide, que l'air considéré comme environnement de référence ne permet pas d'évaluer correctement les effets d'autres environnements, en particulier d'identifier les espèces chimiques qui participent au processus de dégradation.

4.3.2 Fissuration

Faciès de rupture

Pour les différents essais, les faciès de rupture ont été observés. Néanmoins, lorsque l'éprouvette casse, elle peut rester immergée dans la solution et donc le faciès est recouvert par des produits de corrosion qui peuvent être postérieurs à la rupture et qui n'ont donc pas participé à la progression de la fissure. Généralement, les échantillons sont donc nettoyés par immersion dans l'éthanol ou par immersion dans un mélange acide.

Les faciès de rupture des essais de fretting-fatigue réalisés dans l'air sont relativement lisses en surface. L'amorce de la fissure et sa propagation initiale sont influencées par le chargement de fretting et se font alors avec un angle d'environ 45° par rapport à l'axe du fil, ensuite sous le chargement de fatigue, la propagation de la fissure se fait perpendiculairement au fil jusqu'à la phase de rupture brutale par cisaillement (figure 4.13).

A une échelle plus fine, on remarque que les fissures de fretting-fatigue s'amorcent en plusieurs points et forment plusieurs lunules qui se rejoignent lors de la propagation (figure 4.14).

Pour les essais dans l'eau distillée et en milieu salin, on constate que la fissure se propage tout d'abord transversalement au fil puis longitudinalement (figures 4.15 et



FIGURE 4.13 – Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue

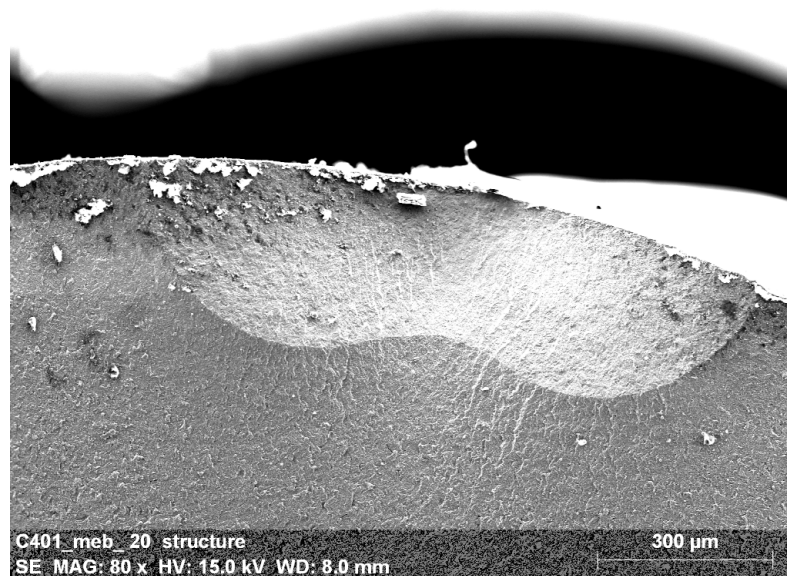


FIGURE 4.14 – Observation au MEB d'une amorce de fissure par fretting-fatigue

4.16).



FIGURE 4.15 – Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans de l'eau distillée



FIGURE 4.16 – Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans une solution de chlorure de sodium (35 g/l)

Pour les essais dans une solution de thiocyanate d'ammonium, on observe une fissure qui est transversale au fil et qui correspond à la première phase de l'essai, puis la fissure se propage de façon mixte (modes I et II) jusqu'à ce qu'il y ait rupture brutale de l'éprouvette (figures 4.17 et 4.18).

La solution corrosive a donc une influence sur les modes de propagation des fissures. En effet, la propagation de la fissure relève quasi exclusivement du mode I dans le cas de la fatigue alors que la fatigue-corrosion favorise des combinaisons des modes I et II. Cette activation de mode mixte est liée à la microstructure du matériau qui est fortement écrouie dans le sens longitudinal. Dans le cas du milieu salin, la propagation successivement transversale puis longitudinale peut être à l'origine d'une cinétique plus lente.



FIGURE 4.17 – Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (100 g/l)

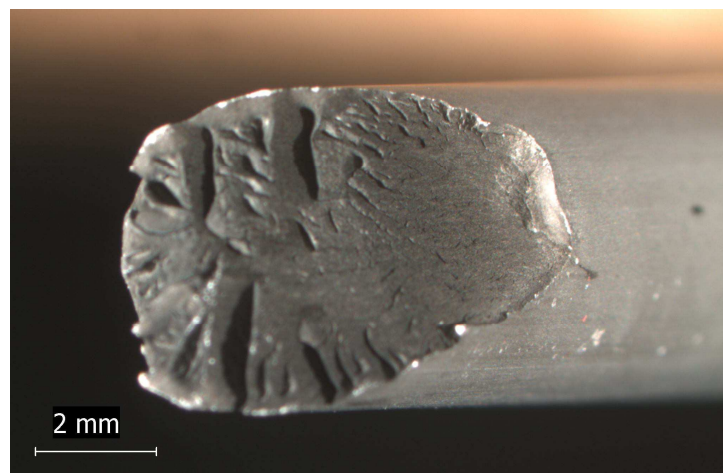


FIGURE 4.18 – Observation à la loupe binoculaire d'un faciès de rupture pour un essai de fretting-fatigue (350 000 cycles) suivi de fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l)

Par ailleurs, on peut voir que dans le cas d'une propagation dans une solution de thiocyanate d'ammonium, on se rapproche du cas réel signalé dans le chapitre bibliographique (cf figure 1.34) dans le sens où on observe une propagation de fissure due à des sollicitations en modes I et II.

Observation des fissures

Les fissures ont été observées en surface des éprouvettes afin de voir une éventuelle influence des solutions corrosives.

Dans le cas du fretting-fatigue (figure 4.19), on peut observer que la fissure s'amorce sur la bordure extérieure de la zone de glissement, qu'elle a une forme courbe à proximité immédiate de la zone de contact puis elle se propage perpendiculairement à l'axe du fil.

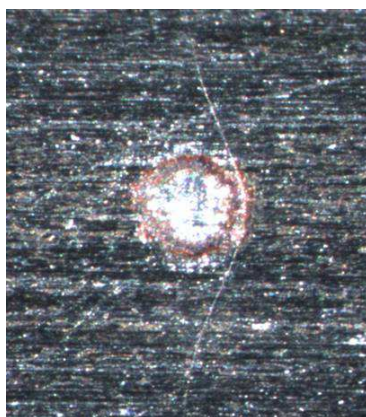


FIGURE 4.19 – Observation à la loupe binoculaire d'une fissure amorcée par fretting-fatigue

Dans le cas des propagations de fissures en fatigue-corrosion, on ne distingue plus clairement la trace de contact à cause de la corrosion ou du nettoyage nécessaire pour observer les fissures en surface du fil. Néanmoins, le cheminement de la fissure en surface est visible. L'eau distillée et la solution de chlorure de sodium semblent influencer assez peu le cheminement de la fissure en surface (figures 4.20 et 4.21) mais on peut constater qu'une corrosion plus importante s'est développée à proximité immédiate des lèvres de la fissure qui paraît un peu plus ouverte que dans le cas du fretting-fatigue seul. La solution de thiocyanate d'ammonium entraîne quant à elle des ramifications de la fissure en surface (figure 4.22).

Les solutions corrosives semblent donc avoir une influence sur le cheminement et sur l'aspect des fissures, ce qui a été vérifié à l'aide de coupes longitudinales d'échantillons.



FIGURE 4.20 – Observation à la loupe binoculaire d'une fissure amorcée par fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans de l'eau distillée



FIGURE 4.21 – Observation à la loupe binoculaire d'une fissure amorcée par fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de chlorure de sodium (35 g/l - 50°C)



FIGURE 4.22 – Observation au MEB d'une fissure amorcée par fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l - 50°C)

Coupes longitudinales

Des coupes longitudinales ont alors été réalisées afin d'observer le cheminement des fissures au sein du fil.

Les fissures de fretting-fatigue sont très fines et ont un cheminement sans ramification (figure 4.23).

Les fissures qui se sont propagées dans l'eau distillée présentent de nombreuses fissures secondaires, notamment à l'entrée de la fissure, ainsi que des ramifications (figure 4.24).

Les fissures qui se propagent dans une solution de chlorure de sodium sont également fines (figure 4.25), elles présentent des fissures secondaires mais pas de ramifications. Cette solution semble favoriser la propagation longitudinale des fissures.

Les fissures qui se propagent dans une solution de thiocyanate d'ammonium présentent de nombreuses fissures secondaires et ramifications, elles sont plus ouvertes lors des premiers stades de la propagation de la fissure mais elles restent très fines en extrémité (figures 4.26 et 4.27).

Les coupes longitudinales et l'ensemble des observations métallographiques réalisées permettent de mettre en évidence une influence notable des solutions corrosives sur le mode de propagation des fissures. Les traces de contact de fretting-fatigue font environ 450 µm de diamètre. L'amorçage des fissures a une forme conique puis la propagation devient transversale au fil sous la charge de fatigue. Contrairement aux fissures en milieu corrosif, les fissures de fretting-fatigue ne présentent que peu de ramifications et pas de

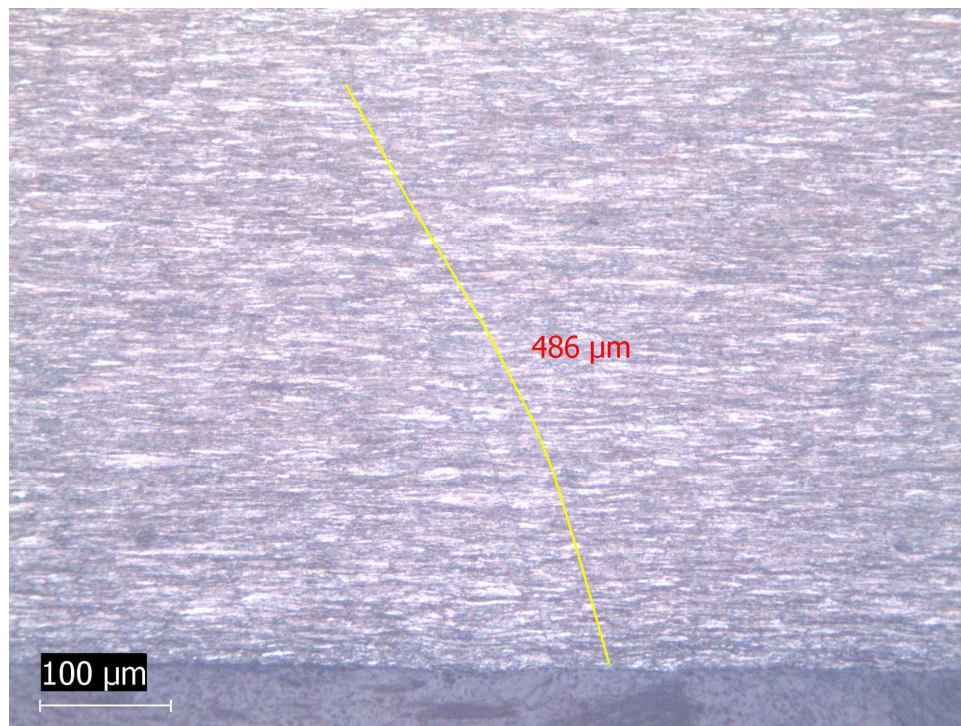


FIGURE 4.23 – Coupe longitudinale d'une fissure de fretting-fatigue

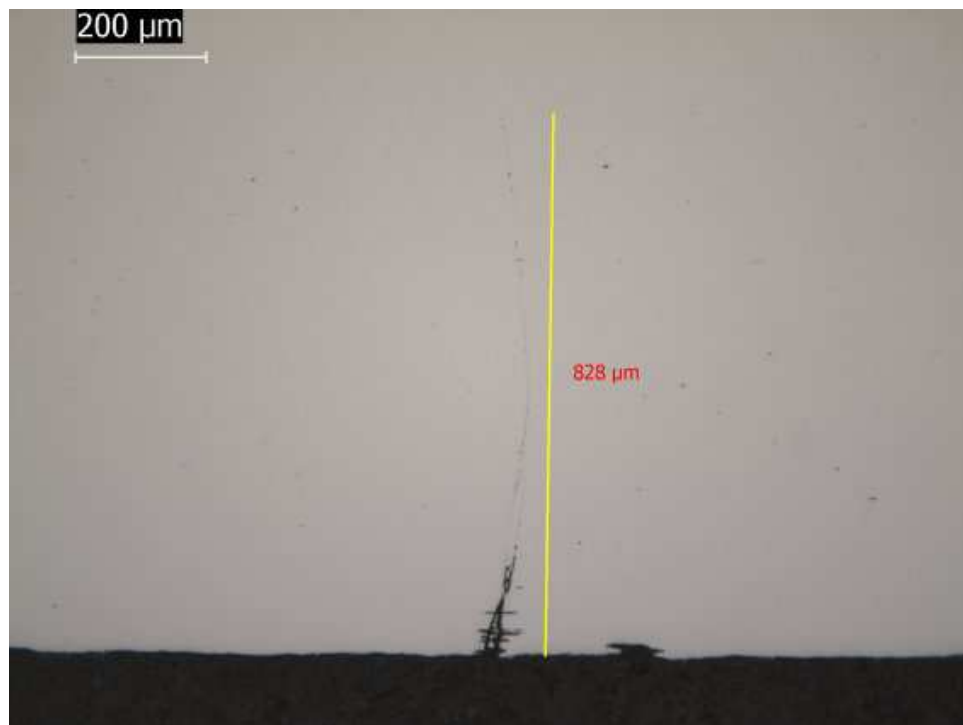


FIGURE 4.24 – Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans l'eau distillée

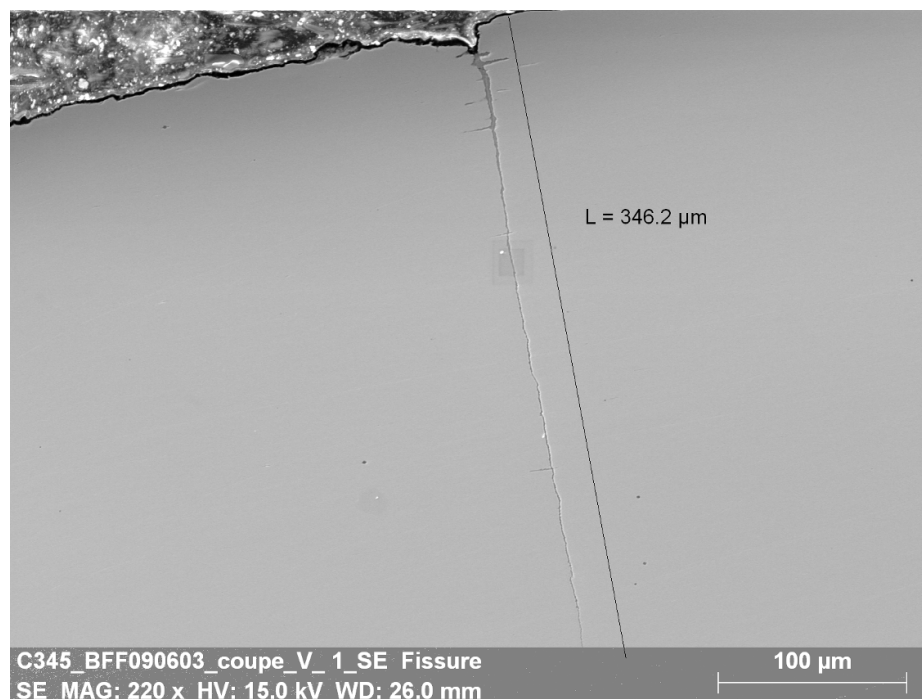


FIGURE 4.25 – Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de chlorure de sodium (35 g/l - 50°C)

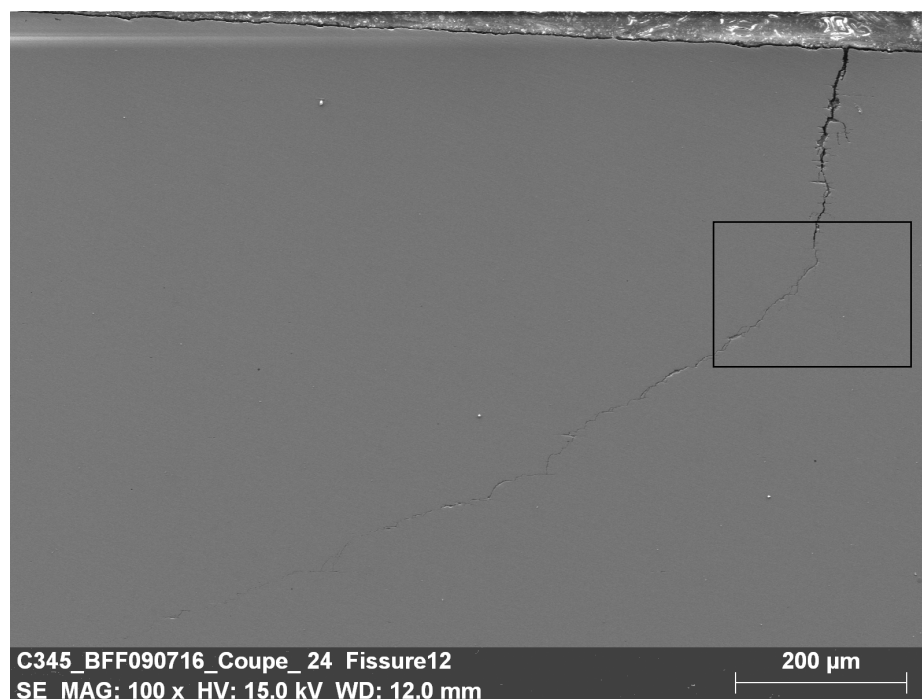


FIGURE 4.26 – Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l - 50°C)

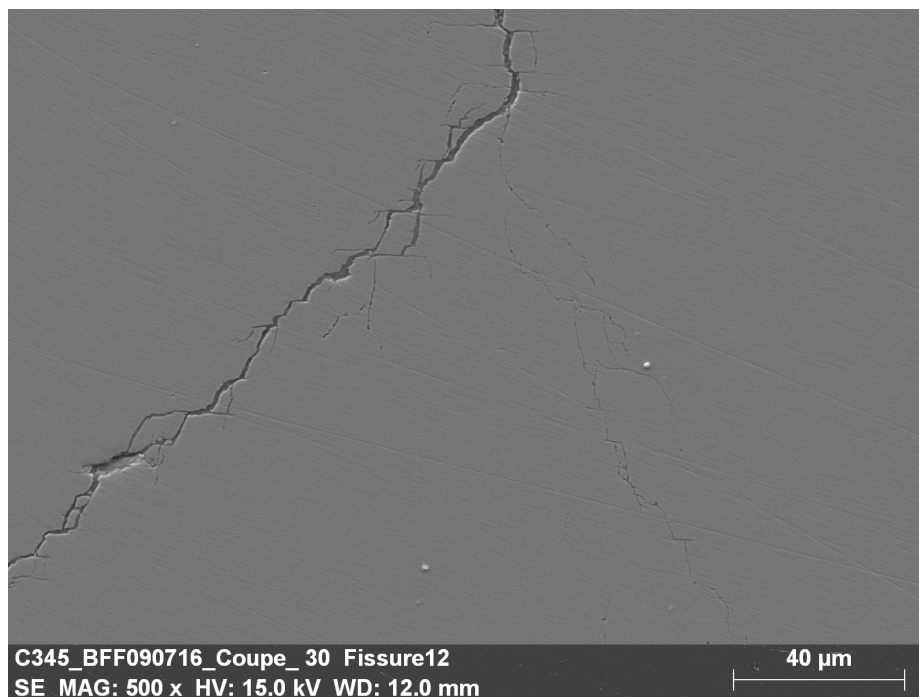


FIGURE 4.27 – Coupe longitudinale d'une fissure amorcée en fretting-fatigue et propagée en fatigue-corrosion dans une solution de thiocyanate d'ammonium (50 g/l - 50°C) - Zoom de la figure 4.26

fissures secondaires. Les échantillons ayant été immergés dans une solution corrosive ont une surface endommagée par la corrosion, ce qui rend les interprétations plus délicates. Néanmoins, on constate que les solutions corrosives influencent les modes de propagation des fissures ainsi que leur développement (fissures secondaires, ramifications).

4.3.3 Synthèse et discussion

La simultanéité entre une sollicitation de fretting-fatigue et des immersions alternées dans un milieu salin n'a pas mis en évidence d'influence significative de la corrosion sur les durées de vie des fils d'acier tréfilé. Ce résultat, bien que surprenant, a également été constaté par Takeuchi et al. [92] (cf figure 1.32). En effet, pour certains niveaux de variation de contrainte, dans un environnement salin, une augmentation des durées de vie peut être observée (par rapport à celles obtenues dans l'air).

Un écart moyen d'environ 250 000 cycles a été constaté entre les durées de vie en fretting-fatigue dans l'air et celles en immersion alternée dans une solution de chlorure de sodium. Deux hypothèses ont alors été formulées : soit la solution a un effet lubrifiant, ce qui retarderait l'amorçage des fissures ; soit la propagation de la fissure est ralentie à cause d'un émoussement de la pointe de fissure, d'un effet de fermeture de fissure ou de la passivation du fond de fissure. La première hypothèse suppose donc un effet

bénéfique de l'eau vis-à-vis du comportement tribologique de l'acier tréfilé. Dans ce cas, le chargement de fretting serait réduit, l'amorçage des fissures en fretting-fatigue et leur propagation initiale seraient alors ralentis.

Les phases d'amorçage et de propagation des fissures ont alors été dissociées, et la propagation en fatigue-corrosion de fissures amorcées en fretting-fatigue a été étudiée. Nous avons vu que les durées de vie dépendent de la solution "corrosive". En effet, l'eau distillée et la solution de chlorure de sodium ont tendance à ralentir la propagation des fissures alors qu'une solution de thiocyanate d'ammonium l'accélère. Pour toutes les solutions corrosives, la propagation des fissures est modifiée. En effet, dans l'air la propagation est transversale au fil et ne présente pas de ramification alors que dans les différentes solutions, la propagation combine des modes I et II et comporte des ramifications notamment dans les solutions de thiocyanate d'ammonium.

Un écart d'environ 200 000 cycles est constaté entre les durées de propagation dans l'air et dans la solution de chlorure de sodium : on observe donc un ralentissement de la propagation de la fissure dans un environnement salin, cependant l'écart est légèrement plus faible sur la phase de propagation que sur la durée de vie totale, il est donc probable que l'écart total résulte d'une combinaison des deux hypothèses formulées au-dessus. En effet, même si les résultats de fretting-fatigue ou de fatigue-corrosion sont connus pour leur dispersion, il se peut que l'immersion alternée du contact dans une solution saline influence à la fois la phase d'amorçage et la phase de propagation des fissures, respectivement en lubrifiant le contact et en ralentissant la propagation des fissures.

Ces résultats, valables dans les conditions d'essais choisies, notamment pour une variation de contrainte de 200 MPa, mériteraient d'être complétés par une étude couvrant une gamme de variation de contrainte plus étendue. En effet, il serait intéressant d'avoir des courbes de Wöhler pour différentes solutions corrosives et ainsi connaître les effets de chaque solution selon le niveau de variation de contrainte.

Pour la solution de chlorure de sodium, il est probable que les courbes de Wöhler en fretting-fatigue dans l'air et dans une solution de chlorure de sodium ressemblent à celles obtenues par Takeuchi et al. [92] (figure 1.32). En effet, le chargement de fretting et l'amplitude de déplacement relatif sont liés au chargement de fatigue : plus la contrainte de fatigue est élevée, plus le déplacement relatif est grand. Pour les fortes contraintes de fatigue pour lesquelles le débattement est supérieur à un débattement critique (proche du débattement de transition dans l'eau), la solution NaCl devrait réduire de façon très importante le chargement de fretting par lubrification du contact. La durée de vie en solution NaCl sera donc supérieure à la durée de vie pour un contact dans l'air. Pour les faibles contraintes de fatigue pour lesquelles le débattement est inférieur au débattement critique, le comportement en fretting sera identique à l'air et en solution NaCl, les nombres de cycles nécessaires pour amorcer une fissure seront donc égaux. Il est probable que la solution NaCl ait un effet nocif sur la propagation des fissures

et augmente donc la cinétique de propagation. La durée de vie en solution NaCl serait alors plus faible que dans l'air. Cette hypothèse est schématisée sur la figure 4.28.

En résumé, l'effet de l'environnement serait donc fonction d'une amplitude critique de fatigue σ_{A-TH} qui contrôle une amplitude critique de déplacement δ_C dans le contact :

- Si $\sigma_A > \sigma_{A-TH}$ tel que $\delta^* > \delta_C \equiv \delta_{t-NaCl}$, alors la solution NaCl a un effet positif par lubrification du contact.
- Si $\sigma_A < \sigma_{A-TH}$ tel que $\delta^* < \delta_C \equiv \delta_{t-NaCl}$, alors le comportement en fretting est identique dans l'air et dans la solution NaCl, la différence vient alors de la différence de vitesse de propagation des fissures en milieu salin.

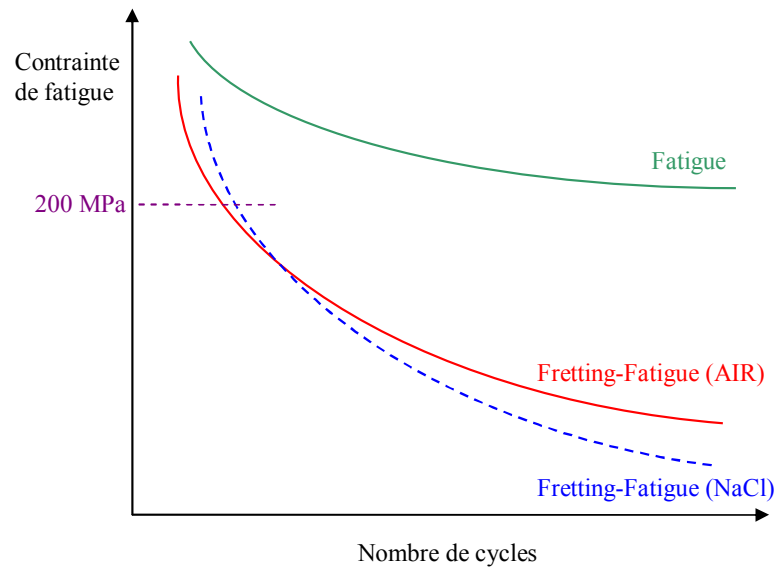


FIGURE 4.28 – Schématisation des courbes de Wöhler en fatigue, en fretting-fatigue dans l'air et de l'hypothèse concernant la courbe de Wöhler en fretting-fatigue dans une solution de NaCl

Par ailleurs, quelques interrogations peuvent être soulevées quant au comportement réel du câble sur ouvrages d'art. En effet, y a-t-il effectivement fretting-fatigue et corrosion simultanément ou ces phénomènes se développent-ils alternativement ? De plus, sur ouvrages, les contraintes ont des amplitudes de variation variables au cours du temps, on peut alors se demander quel est le rôle de l'environnement sur un comportement en fatigue d'amplitude variable.

Chapitre 5

Propagation de fissure dans un fil d'acier tréfilé présentant un défaut de surface

Dans les câbles d'ouvrages d'art, des fissures peuvent s'amorcer pour différentes raisons. Néanmoins, une fois la phase initiale d'amorçage et de fissure courte passée, la propagation de la fissure sera la même quelle que soit la cause de l'amorçage (pour un même environnement). Dans ce chapitre, nous avons donc étudié la propagation de fissures dans des fils d'acier tréfilé présentant un défaut de surface. Deux types de défaut de surface ont été réalisés. Tout d'abord, un défaut de type mécanique a été réalisé sous la forme d'entaille, et a permis d'établir une loi de propagation des fissures. Dans un second temps, un défaut de nature électrochimique a été mis au point, cependant, étant données des dispersions très importantes sur les durées de vie en fatigue, l'étude de la vitesse de propagation des fissures n'a pas été réalisée.

5.1 Propagation de fissure dans un fil entaillé

La corrosion et le fretting-fatigue pouvant être à l'origine de fissures, nous avons étudié la propagation d'une fissure dans un fil entaillé. L'entaille est un défaut de surface permettant de localiser l'amorçage des fissures ainsi qu'une simulation grossière d'un défaut naturel tel que crevasses ou piquûres. De plus, une analogie entre les niveaux de contraintes en bordure de contact soumis à du fretting-fatigue et ceux obtenus en fond d'entaille est effectuée par plusieurs auteurs [62, 67, 68, 69] (figure 1.17).

5.1.1 Etude expérimentale

Le protocole expérimental mis en place a consisté à déterminer une méthode de production d'entaille, une sollicitation adaptée et à suivre la propagation de la fissure au cours d'essais de fatigue. Les entailles ont été produites par électro-érosion. Cette méthode permet de réaliser des entailles reproductibles et faciles à mettre en oeuvre. Après des essais avec différentes dimensions d'entailles, nous avons retenu les dimensions suivantes (figure 5.1) : une ouverture de $320\ \mu\text{m}$ et une profondeur d'environ $360\ \mu\text{m}$ ($\pm 20\ \mu\text{m}$).

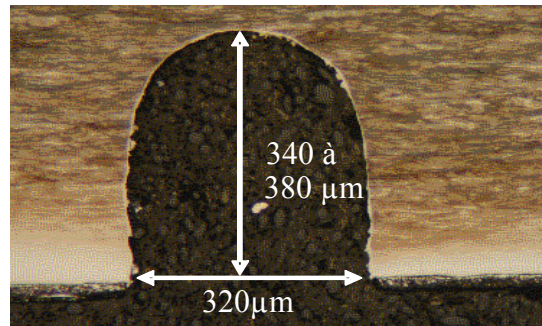


FIGURE 5.1 – Entaille par électro-érosion

Le fil entaillé est soumis à un chargement en traction ondulée avec une contrainte moyenne de 700 MPa et une variation de contrainte crête-à-crête de 200 MPa, ce qui correspond au domaine de fonctionnement réel des ouvrages. Afin de suivre la propagation de la fissure, un marquage mécanique a été réalisé en cours d'essai, ce marquage a été effectué grâce à une modification de la fréquence (de 7,5 Hz à 15 Hz) et à une augmentation des contraintes (contrainte moyenne : 900 MPa, variation de contrainte : 400 MPa) après un certain nombre de cycles.

Résultats expérimentaux

Ces essais ont permis d'obtenir des longueurs de fissures pour différents nombres de cycles. Les résultats sont reportés sur le graphique de la figure 5.2 qui représente la longueur de la fissure à laquelle on a ajouté la longueur de l'entaille en fonction du nombre de cycles.

On constate une dispersion importante des résultats notamment pour les essais à rupture. Cette dispersion est inhérente au phénomène de fatigue mais elle peut également s'expliquer par le fait que, pour certains essais, une propagation longitudinale de la fissure a été observée en plus de la propagation transversale (mode I), ce qui contribue à augmenter la durée de vie de ces éprouvettes.

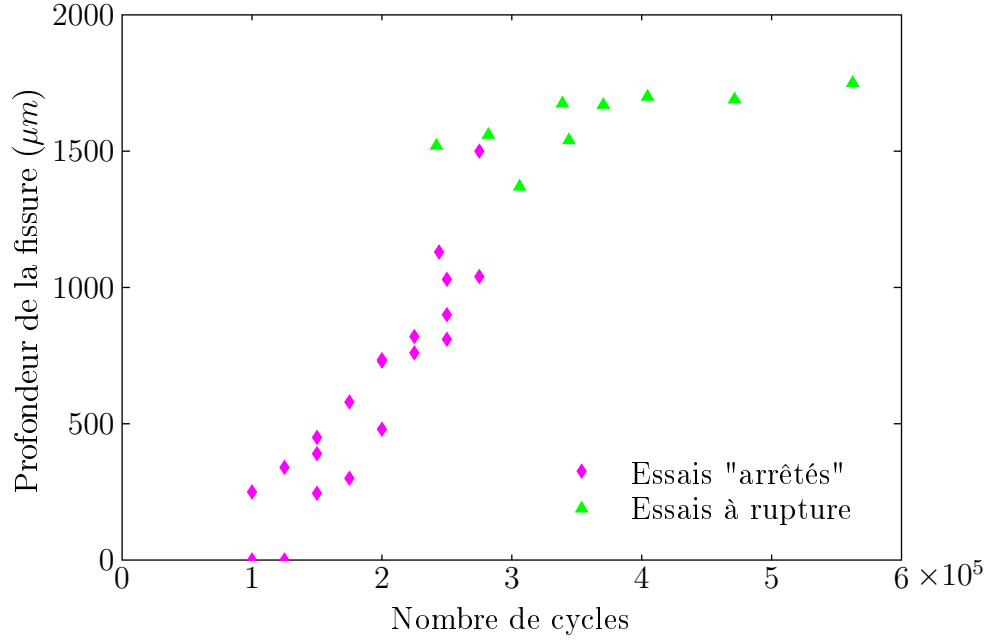


FIGURE 5.2 – Résultats des essais de fatigue sur fils entaillés

Ténacité d'un fil d'acier tréfilé

La ténacité ou facteur d'intensité de contrainte critique peut être calculé à l'aide de la formule suivante qui prend en compte l'effet d'entaille [28] :

$$K_{IC} = 1,1215 \cdot \sigma_{\infty} \cdot \sqrt{\pi \cdot a_{rupture}} \cdot \sqrt{1 + \frac{C}{a_{rupture}}} \quad (5.1)$$

où σ_{∞} est la contrainte nominale, a la profondeur de la fissure derrière l'entaille et C la profondeur de l'entaille (figure 5.3). Cette équation est valable pour un rapport $a/R \geq 0,4$.

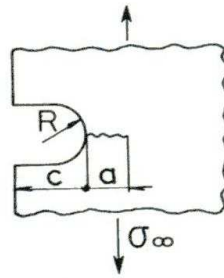


FIGURE 5.3 – Schéma d'une entaille et notations utilisées

Avec une longueur moyenne de fissure à rupture d'environ 1,6 mm, on obtient une ténacité d'environ $71 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$. Cette valeur est en accord avec les résultats obtenus lors d'études précédentes. Par exemple, Athanassiadis [122] donne une valeur moyenne obtenue sur plusieurs types d'acier utilisés en précontrainte (laminés, tréfilés) de $75 \pm 10 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$.

Identification d'une loi de propagation de fissure

Nous avons cherché à identifier une loi de propagation des fissures dans un fil d'acier tréfilé. Bien que les hypothèses de la mécanique linéaire de la rupture ne soit pas entièrement respectées, nous avons essayé d'identifier une loi de Paris à partir des résultats expérimentaux. La détermination des paramètres C et m a été réalisée par deux méthodes. La première méthode a consisté à calculer da/dn et ΔK à partir des résultats expérimentaux en appliquant la méthode détaillée dans la norme NF A03-404 [123] ; il s'agit de la méthode de la sécante : la vitesse de propagation de fissure da/dn est calculée comme une variation incrémentale entre deux points (a_i, N_i) et (a_{i+1}, N_{i+1}) et la variation du facteur d'intensité de contrainte ΔK est calculée au point :

$$\bar{a} = \frac{a_{i+1} + a_i}{2} \quad (5.2)$$

$$\frac{da}{dn} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (5.3)$$

$$\Delta K = f(\bar{a}) \quad (5.4)$$

Une régression linéaire (figure 5.4) a ensuite permis de déterminer les paramètres C et m . Cette première méthode donne une constante $C = 1,37 \cdot 10^{-11}$ et un exposant $m = 2,55$.

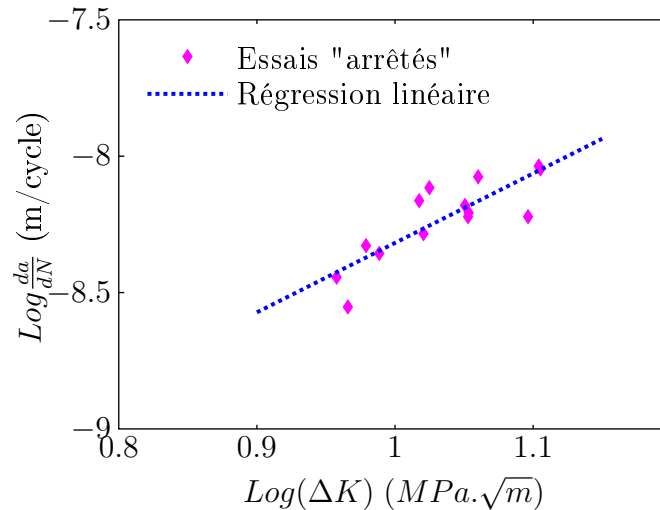


FIGURE 5.4 – Vitesse de propagation des fissures et identification des paramètres de la loi de Paris

La seconde méthode a consisté à intégrer la loi de Paris et à identifier les coefficients

de la loi de Paris par itérations successives.

$$\int_{a_0}^{a_1} \frac{da}{a^{m/2}} = \int_0^N C \cdot \beta^m \cdot \Delta\sigma^m \cdot \pi^{m/2} \cdot dn \quad (5.5)$$

Cette méthode donne une constante $C = 1,50 \cdot 10^{-11}$ et un exposant $m = 2,45$ (figure 5.5).

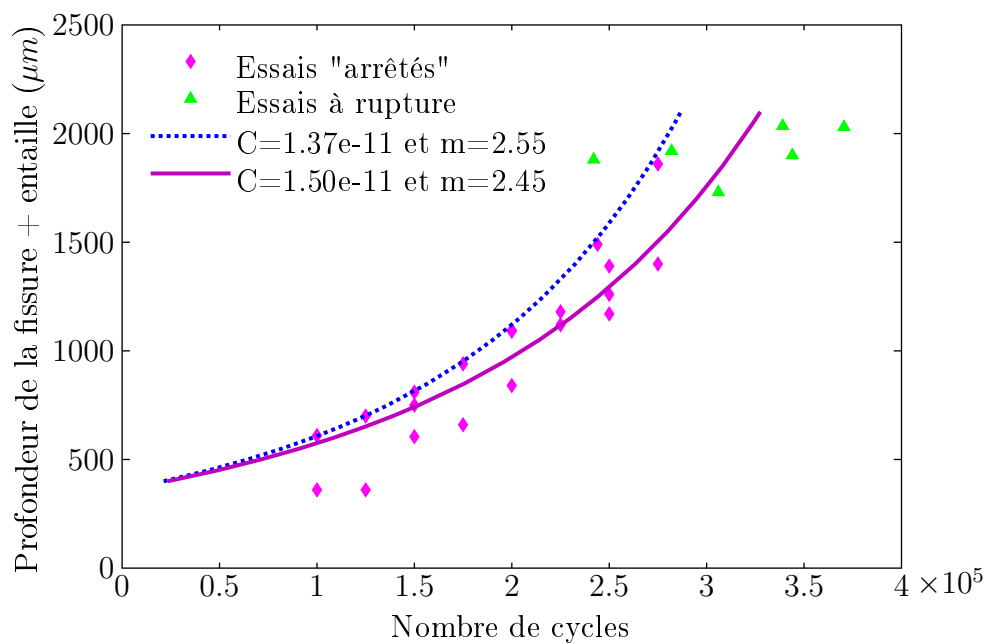


FIGURE 5.5 – Identification des paramètres de la loi de Paris

Synthèse de l'étude expérimentale

L'étude expérimentale de la propagation d'une fissure dans un fil entaillé a montré qu'il est possible d'appliquer une loi de Paris. Les couples de paramètres suivants ont été obtenus par deux méthodes différentes :

- $C = 1,37 \cdot 10^{-11}$ et $m = 2,55$
- $C = 1,50 \cdot 10^{-11}$ et $m = 2,45$

Sur la figure 5.5, on constate que la première méthode surestime légèrement la profondeur de la fissure.

5.1.2 Etude numérique

Modélisation par éléments finis d'un fil entaillé

Le fil entaillé a été modélisé par éléments finis afin de calculer les contraintes en fond d'entaille. Les modèles en deux et trois dimensions ont été réalisés à l'aide du logiciel MSC.Marc.Mentat.

Suite à une étude du maillage, un modèle 2D comportant des éléments triangulaires avec 57 nœuds en fond d'entaille a été retenu (figure 5.6). Un des cotés de la plaque est encastré en bloquant les déplacements en X et en Y de chaque nœud et l'autre coté est soumis à une pression de 700 MPa sur ces éléments. Ces conditions aux limites permettent de minimiser les perturbations de contrainte qui sont introduites. Le chargement de 700 MPa correspondant à la contrainte moyenne des expériences est appliqué par la méthode d'une rampe.

Un modèle 3D a également été réalisé (figure 5.7). Les contraintes de Von Mises et de traction des deux modèles sont reportées sur la figure 5.8. On voit que les 2 modèles donnent des niveaux de contraintes comparables en fond d'entaille.

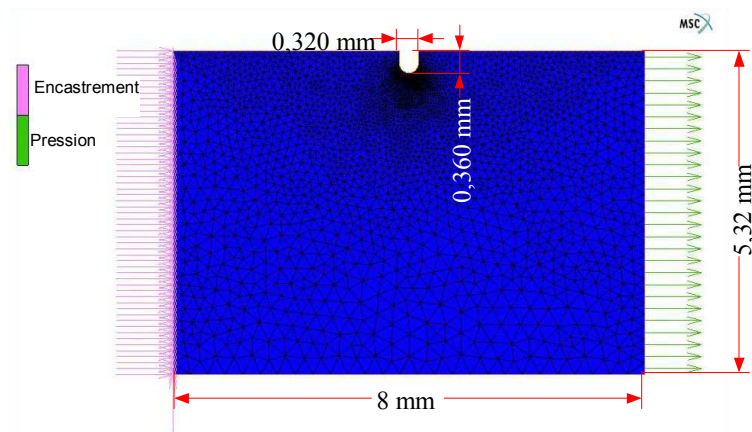


FIGURE 5.6 – Géométrie, maillage et conditions aux limites du modèle 2D

Les résultats de contraintes et déformations ont ensuite été importés dans le logiciel de fatigue afin d'étudier la durée de vie du fil entaillé. Cette durée de vie se décompose en deux étapes : l'amorçage d'une fissure puis sa propagation jusqu'à rupture. Ces études nécessitent l'introduction de différents paramètres qui ne sont pas tous connus pour l'acier tréfilé, ils ont donc été interpolés par comparaison avec d'autres aciers à haute résistance et avec les résultats expérimentaux.

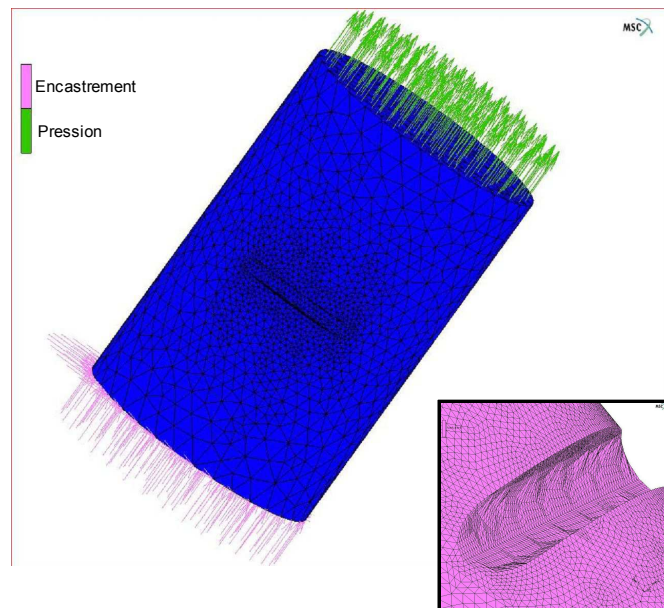


FIGURE 5.7 – Géométrie, maillage et conditions aux limites du modèle 3D

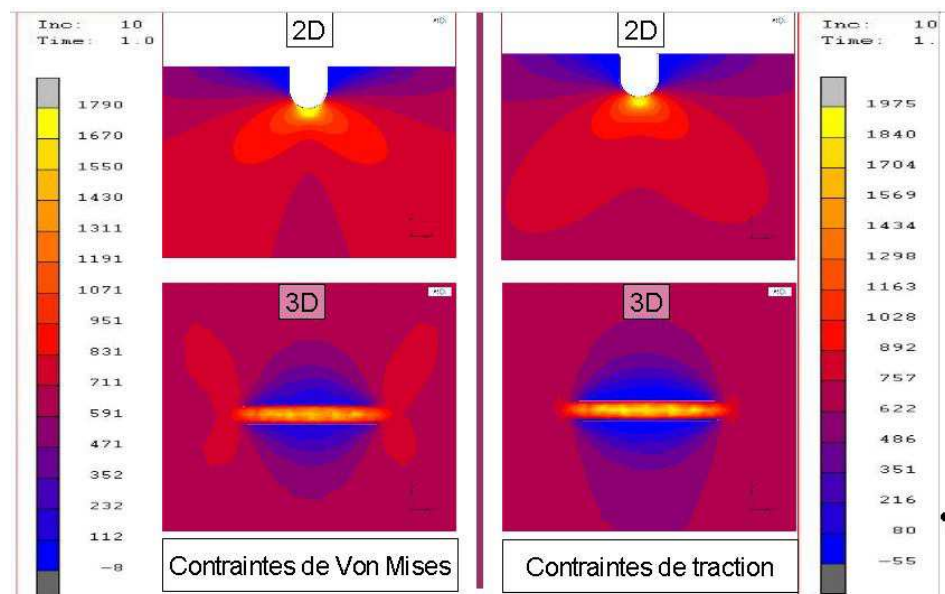


FIGURE 5.8 – Niveaux de contraintes en fond d'entaille obtenus à l'aide des modèles 2D et 3D

Calculs de durées de vie en fatigue

La durée de vie d'un fil se décompose en une phase d'amorçage de fissure et une phase de propagation de fissure. La phase d'amorçage a été évaluée à l'aide du critère de Smith-Watson-Topper (SWT - équation 5.6).

$$\sigma_{max} \cdot \epsilon_a = \frac{(\sigma_f')^2}{E} \cdot (2N_f)^{2b'} + \sigma_f' \cdot \epsilon_f' \cdot (2N_f)^{b'+c'} \quad (5.6)$$

avec :

- σ_{max} : contrainte normale maximale
- ϵ_a : amplitude de déformation normale
- σ_f' : coefficient de tenue en fatigue
- b' : exposant de déformation de fatigue
- ϵ_f' : coefficient de ductilité en fatigue
- c' : exposant de ductilité de fatigue
- N_f : nombre de cycles considérés

Les paramètres de ce critère ne sont pas tous connus. Ils ont donc été identifiés à partir des résultats expérimentaux qui donnent un nombre de cycles avant fissuration compris entre 90 000 et 130 000 cycles. L'identification des paramètres a permis d'obtenir un nombre de cycles à l'amorçage de 119 000.

La phase de propagation a été calculée à partir d'une loi de type Paris (équation 5.7) mais utilisant une variation du facteur d'intensité de contrainte effective qui intègre les effets de fermeture de la fissure, l'histoire du chargement, les effets d'entaille, les influences environnementales et la contribution du mode statique de rupture [124].

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{eff})^m \quad (5.7)$$

Les essais expérimentaux donnent des durées de propagation de fissure comprises entre 200 000 et 300 000 cycles. Suite à de nombreux tests, un couple de valeurs semble donner des résultats cohérents : $C = 1,9 \cdot 10^{-11}$ et $m = 2,75$.

En effet, avec ce couple de valeurs et une ténacité de $80 \text{ MPa}\sqrt{m}$, on obtient un nombre de cycles de propagation de fissure d'environ 230 000 pour une longueur finale de fissure d'environ 2 mm.

5.1.3 Comparaison des résultats

Les résultats obtenus expérimentalement et numériquement sont comparés sur la figure 5.9.

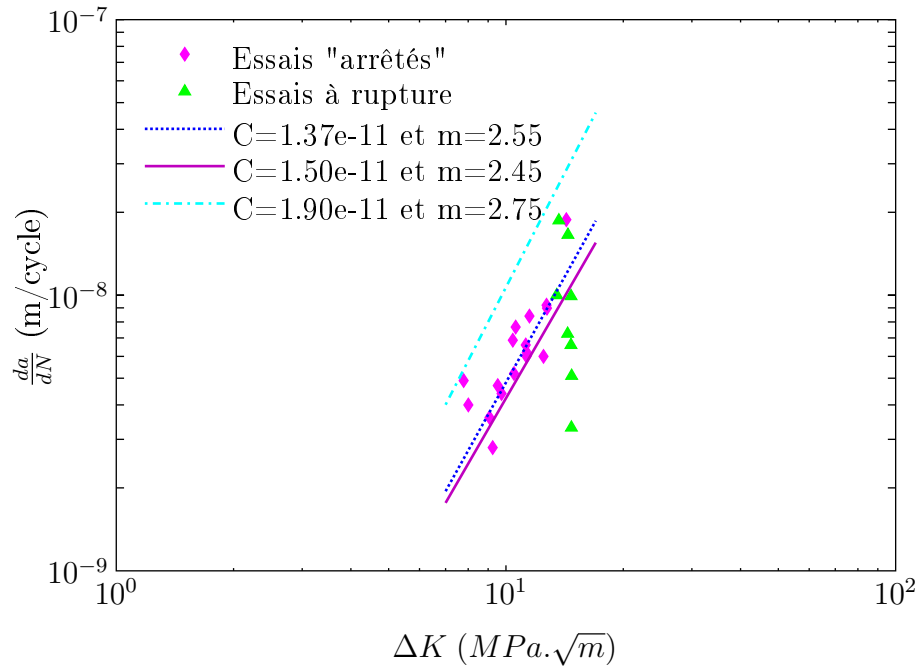


FIGURE 5.9 – Vitesse de propagation des fissures

On constate que les résultats numériques surestiment les résultats expérimentaux. Cela peut s'expliquer notamment par l'utilisation de lois différentes.

5.2 Propagation d'une fissure dans un fil d'acier tréfilé comportant un défaut localisé de corrosion

L'entaille réalisée précédemment est un défaut d'amorçage reproductible mais relativement grossier et assez peu réaliste. Nous avons alors essayé d'être plus proche de la réalité en réalisant un défaut de corrosion. L'objectif de ce travail est de mettre au point une méthode de production d'un défaut de corrosion reproductible permettant de localiser l'amorçage des fissures lors d'essais de fatigue. La méthode retenue utilise des techniques électrochimiques avec application d'un potentiel ou d'un courant pour contrôler le développement de la corrosion.

5.2.1 Mise en place d'un protocole de formation d'un défaut localisé de corrosion

Un protocole permettant d'obtenir des défauts de corrosion sur acier tréfilé présentant des caractéristiques géométriques proches a été mis en place. Le protocole est présenté dans ce chapitre ainsi que les premières observations qui ont été faites suite aux premiers essais.

Comportement électrochimique de l'acier

Le schéma de principe du montage à trois électrodes réalisé pour faire les essais est présenté sur la figure 5.10. Il consiste en un réacteur contenant l'électrolyte dans lequel on plonge une grille de titane platiné qui sert de contre-électrode et qui entoure le fil d'acier tréfilé (électrode de travail). On utilise comme électrode de référence une électrode au calomel saturé (ESC).

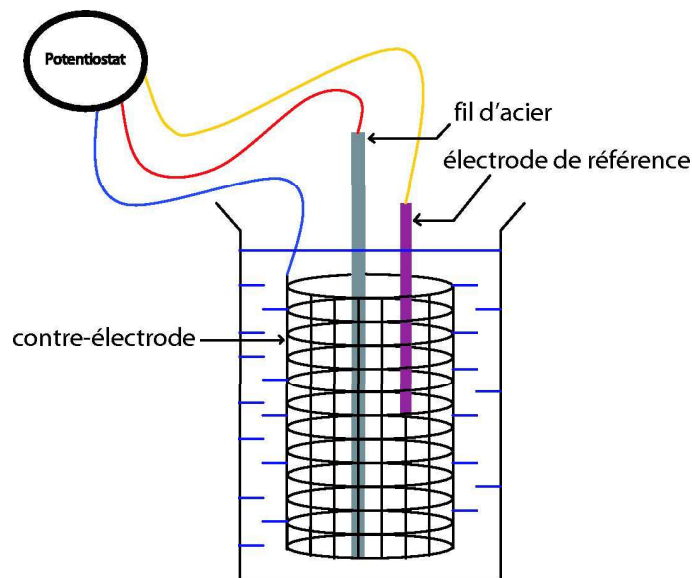


FIGURE 5.10 – Schéma de principe du montage de corrosion

Préalablement aux essais, les fils sont polis jusqu'au grade 1200 afin de s'affranchir des produits de tréfilage présents en surface du fil. Des courbes de polarisation ont été réalisées dans une solution de chlorure de sodium avec une concentration de 35 g/l et dans une solution contenant 250 ppm de chlorure de sodium et de pH 12 par l'ajout de pastilles d'hydroxydes de sodium (figure 5.11). Ces courbes ont permis d'identifier le potentiel de corrosion, la densité de courant de corrosion et les coefficients de Tafel des branches cathodiques et anodiques.

Dans la solution de NaCl concentrée à 35 g/l, la branche anodique a une pente très

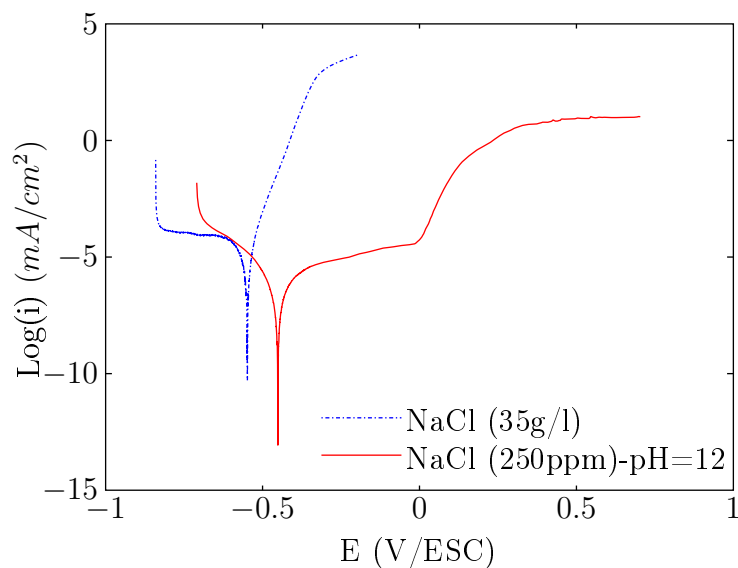


FIGURE 5.11 – Courbes de polarisation

accentuée, ce qui caractérise une corrosion généralisée, et la branche cathodique est très plate, ce qui traduit un mécanisme d'activation-diffusion de l'hydrogène.

Dans la solution de NaCl à 250 ppm - pH 12, la branche cathodique a une pente plus importante, tandis que la branche anodique présente un palier de passivation suivi d'une zone favorable à la corrosion par piqûres et d'un palier de diffusion.

Les résultats moyennés sur 3 essais obtenus lors des analyses de Tafel des courbes de polarisation sont présentés dans le tableau 5.1. Le potentiel de corrosion du fil d'acier tréfilé dans la solution de NaCl 35g/l, d'environ -550 mV/ESC, est plus faible que dans la solution à pH 12 et 250 ppm NaCl (environ -450 mV/ESC). La densité de courant de corrosion est quant à elle plus faible dans la solution à pH 12.

TABLEAU 5.1 – Analyse de Tafel des courbes de polarisation

	NaCl (35g/l)	NaCl (250ppm) + NaOH (pH=12)
E_{corr} (mV/ESC)	-547	-447
i_{corr} ($\mu A/cm^2$)	13.1	3.0
β_c (mV/decade)	829	222
β_a (mV/decade)	79	581

Les courbes de polarisation permettent de déduire que la solution de NaCl 250 ppm - pH 12 est plus favorable à la corrosion par piqûres. C'est donc cette solution qui a été retenue pour réaliser des défauts de corrosion localisée sur des fils d'acier tréfilé.

Protocole expérimental

Le protocole présenté ci-dessous a alors été mis au point et a permis d'obtenir des défauts de corrosion de dimensions semblables sur une dizaine d'essais et d'aspect similaire en fond de défaut. Il se déroule en quatre temps :

- la préparation du fil d'acier
- le montage du fil d'acier dans le réacteur
- la préparation de l'électrolyte
- la mise en solution du fil et sa corrosion par imposition d'un courant

Préparation du fil d'acier Le fil d'acier, d'une longueur suffisante pour pouvoir être testé sur les machines de fatigue est poli jusqu'à un grade de 400 puis verni en superposant deux couches de vernis sur une longueur de fil plus étendue que la longueur du réacteur. Une fois le vernis sec, une zone non protégée d'environ 2 mm^2 est créée.

Préparation de l'électrolyte On utilise une solution d'hydroxyde de sodium (NaOH) et de chlorure de sodium (NaCl). On fixe le pH à 12 et la concentration en ions chlorure à 250 ppm.

Corrosion par imposition de courant Un courant de $240 \mu\text{A}$ est imposé pendant 30h.

Défauts localisés de corrosion

La figure 5.12 montre les défauts obtenus en appliquant le protocole décrit ci-dessus sur deux des fils d'acier tréfilé. La forme oblongue des défauts est essentiellement due au fait que la zone créée dans le vernis possède une forme rectangulaire plutôt que carrée et ce dans le sens longitudinal.

Les valeurs moyennes des caractéristiques géométriques des fils traités sont rassemblées dans le tableau 5.2. Elles s'appuient sur les notations de la figure 5.13.

Il est possible de mettre ces résultats en parallèle avec ceux obtenus sur fils entaillés par électro-érosion en exploitant les résultats de la théorie de la mécanique linéaire de la rupture.

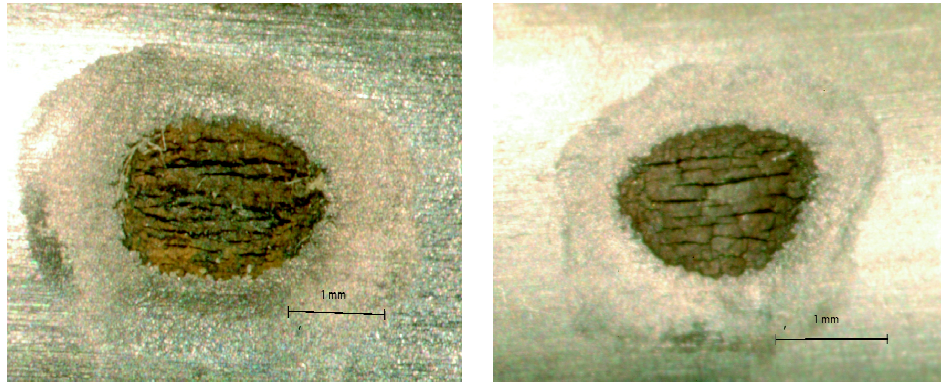


FIGURE 5.12 – Exemples de défauts de corrosion obtenus en appliquant le protocole sur deux fils d'acier tréfilé

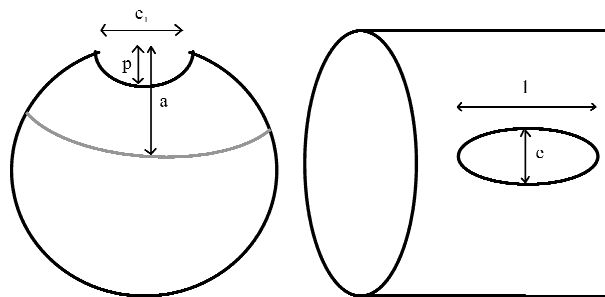


FIGURE 5.13 – Schéma présentant les principales notations utilisées

e	e_1	l	p	a
1,34mm	1,32mm	2mm	0,23mm	2,1mm

TABEAU 5.2 – Valeurs moyennes des caractéristiques géométriques des fils traités.

5.2.2 Essais de fatigue

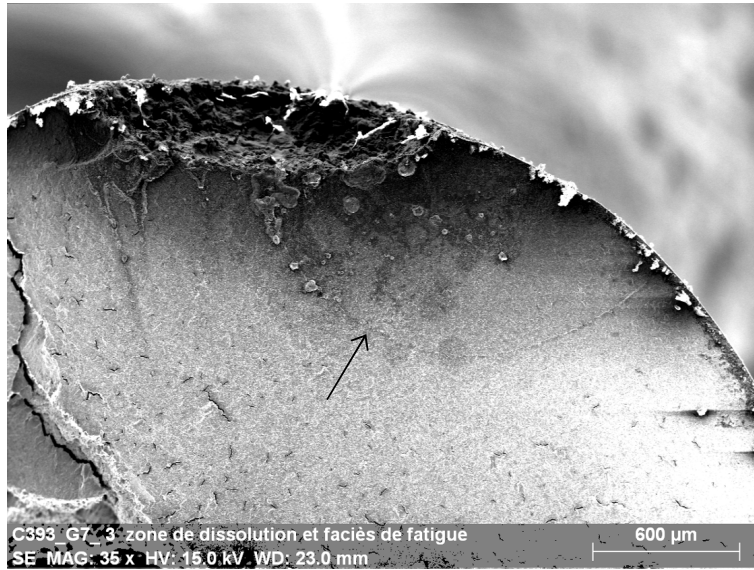


FIGURE 5.14 – Observations du faciès de rupture au microscope à balayage électronique. La flèche indique une ligne de marquage provoquée par une décharge en cours d'essai.

Quelques fils présentant un défaut localisé de corrosion ont subi des essais de fatigue jusqu'à rupture. Au cours de ces essais, on cherche à déterminer la valeur critique du facteur d'intensité de contrainte. Cette valeur est appelée ténacité du matériau et traduit la capacité du matériau à résister à la propagation d'une fissure existante. La formule 5.1 présentée précédemment donne une ténacité d'environ $73 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ pour une profondeur de fissure moyenne d'environ 1,87 mm.

5.2.3 Mise en parallèle défaut de corrosion / entailles d'électroérosion

De part leur nature, les deux types de défaut sont assez différents. La figure 5.15 montre de façon schématisée les principales caractéristiques de chaque défaut.

Bien que les défauts de corrosion soient de volume plus important que ceux des entailles obtenues par électroérosion, les essais de fatigue montrent que pour un même niveau de charge et d'amplitude de charge, la rupture intervient avant dans le cas de l'électroérosion. En effet, les essais effectués sur fils entaillés présentent un ordre de grandeur de 400 000 cycles de fatigue pour arriver à la rupture contre 900 000 pour les défauts de corrosion. On note que les défauts de corrosion sont moins profonds que les entailles générées par électroérosion et donc moins nocifs vis-à-vis de la durée de vie des fils soumis à des efforts de fatigue.

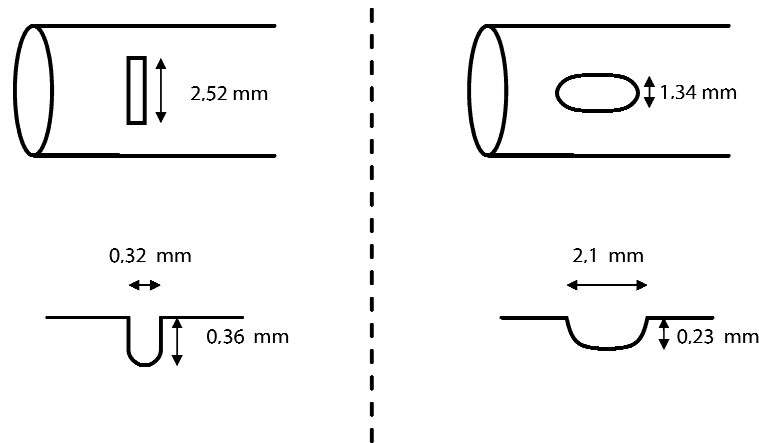


FIGURE 5.15 – Schéma présentant la géométrie des défauts obtenus par électroérosion – à gauche – et par corrosion – à droite.

Les ténacités calculées pour les deux types de défauts ont des valeurs très proches. Néanmoins, la ténacité des fils avec défauts de corrosion est légèrement supérieure à celle trouvée pour les entailles faites par électroérosion ce qui semble cohérent dans la mesure où les essais montrent que les fils obtenus par électrochimie sont plus endurants.

On note de plus que la détermination de la ténacité des différents fils testés a permis de confirmer la reproductibilité du type de défaut créé. Cependant, malgré cela, les durées de vie obtenues au cours des essais de fatigue à rupture sont très dispersées : en effet, elles sont comprises entre 700 000 et 2 350 000 cycles. La vitesse de propagation des fissures dans un fil d'acier tréfilé a donc été étudiée qu'à partir d'éprouvettes entaillées, ce qui a permis d'identifier une loi de type Paris.

Conclusion générale

Le fretting-fatigue et la corrosion sont les deux principales causes d'endommagement des câbles. Le fretting-fatigue seul entre deux fils d'acier tréfilé a fait l'objet de plusieurs études [5, 11, 12]. Les mécanismes de corrosion ont quant à eux été analysés majoritairement dans des conditions d'utilisation de type précontrainte (avec une contrainte statique de l'ordre de 70 à 80 % de la contrainte à rupture garantie) [13, 77, 125, 126]. Ce travail de thèse est une première étude sur les phénomènes de couplage fretting-fatigue et corrosion dans les câbles d'ouvrages d'art. Très peu de recherches ont été menées sur les phénomènes de synergie entre fretting-fatigue et corrosion. La connaissance de cette éventuelle interaction pourrait permettre de prendre en compte les aspects environnementaux dans la gestion du patrimoine d'ouvrages d'art.

Pour mener à bien ce travail de recherche, nous avons choisi de dissocier les phénomènes. Tout d'abord, une étude sur le fretting simple a été menée pour des contacts secs et pour des contacts immergés dans une solution aqueuse. Ensuite une étude sur la fatigue et le fretting-fatigue associés à un environnement corrosif a été réalisée. Enfin la propagation des fissures dans un fil d'acier tréfilé a été étudiée.

L'étude du comportement en fretting simple des fils d'acier tréfilé a mis en évidence que, à partir d'un débattement seuil d'environ $20\ \mu m$, une solution aqueuse peut avoir un effet lubrifiant sur le contact entre deux fils. Elle a également permis de déterminer les différents régimes de glissement pour un contact sec et pour un contact immergé dans l'eau. L'immersion dans l'eau entraîne une réduction importante du coefficient de frottement en régime de glissement total stabilisé (de 0,6 pour un contact à l'air à 0,4 pour un contact dans l'eau) ainsi que la valeur à la transition (de 0,8 à 0,65). Cet effet lubrifiant réduit également le chargement de fretting pour certains débattements et empêche donc la formation de fissure. La modélisation numérique du phénomène de fretting simple associée à un critère de fatigue a montré une bonne concordance avec les résultats expérimentaux en ce qui concerne les zones d'amorçage de fissures.

En ce qui concerne le comportement en fatigue et en fretting-fatigue, les résultats montrent que le fretting-fatigue entraîne une réduction très importante de la durée de vie des éprouvettes par rapport à la fatigue, un ratio de 6,5 a été constaté entre les limites d'endurance en fatigue et en fretting-fatigue. Cette réduction de durée de

vie est donc exclusivement due aux conditions de contact entre les corps. Ce travail a ensuite consisté à déterminer l'influence d'une solution corrosive sur le comportement en fretting-fatigue des fils d'acier tréfilé. L'immersion dans une solution de chlorure de sodium n'a pas montré de modifications significatives des durées de vie.

Deux phases ont alors été distinguées : une phase d'amorçage et une phase de propagation des fissures. Il a été choisi d'amorcer des fissures par fretting-fatigue puis de les faire propager en fatigue-corrosion. L'utilisation de différentes solutions corrosives montre que l'eau distillée, et la solution de chlorure de sodium ont tendance à ralentir la propagation des fissures dans les conditions d'essais choisies. Ce résultat a également été constaté par d'autres auteurs qui ont attribué ce ralentissement soit à un probable effet de fermeture des fissures par les produits de corrosion, soit à la passivation du fond de fissure, soit à son émoussement. Les solutions de thiocyanate d'ammonium entraînent quant à elles une accélération de la propagation qui croît avec la concentration. Cette accélération est liée à la fragilisation par l'hydrogène de la zone en avant de la fissure.

Parallèlement, la propagation d'une fissure dans un fil d'acier tréfilé présentant un défaut de surface a été étudié. Deux types de défauts ont été réalisés : un défaut mécanique – une entaille – et un défaut localisé de corrosion. En terme de durées de vie en fatigue, les fils présentant un défaut de corrosion donnent des résultats très dispersés. Les fils entaillés ont, quant à eux, une dispersion plus faible, et ont donné des résultats ayant une reproductibilité acceptable. Ainsi les essais sur fils entaillés ont permis d'étudier la propagation d'une fissure dans un fil d'acier tréfilé en localisant l'amorçage de la fissure dans le fond de l'entaille. Cette propagation semble obéir aux lois de propagation de la mécanique linéaire de la rupture (de type Paris).

Dans ce travail de recherche, on s'est donc intéressé à l'amorçage et à la propagation de fissure dans les fils d'acier tréfilé pour différentes configurations : milieu environnant, chargement, état de surface, etc. Pour le compléter, il serait intéressant d'approfondir les connaissances sur les conditions de corrosion des câbles pour les applications haubans, c'est-à-dire réaliser des études de fatigue-corrosion afin de voir l'influence d'une solution corrosive sur les durées de vie des éprouvettes (courbes de Wöhler) et sur la vitesse de propagation des fissures. Une caractérisation électrochimique plus complète pourrait également permettre de proposer des essais d'accélération des phénomènes de corrosion en imposant un potentiel ou un courant lors d'essais de fatigue-corrosion ou de fretting-fatigue-corrosion. Des études de tribocorrosion pourraient également apporter des renseignements sur une éventuelle synergie entre fretting et corrosion, et donc sur la phase d'amorçage des fissures. On pourrait aussi envisager, parmi les suites de cette thèse, d'étudier la propagation en fatigue et en fatigue-corrosion de fissures amorcées en fretting simple sur des fils d'acier tréfilé.

Références bibliographiques

- [1] A. BERNARD-GELY et J.A. CALGARO : Conception des ponts. *Techniques de l'Ingénieur*, C4500, 1997.
- [2] J.P. DUCOUT : Ponts métalliques - applications spécifiques. *Techniques de l'Ingénieur*, C2676:22, 1997.
- [3] P. BREVET, A. RAHARINAÏVO et D. SIEGERT : Microstructure et propriétés mécaniques des aciers pour câbles - synthèse des travaux du lcpc (1970-2000) - ii. ténacité, fissuration sous contrainte et fatigue. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 249:35–48, 2004.
- [4] H. ZEJLI : *Détection et localisation par émission acoustique de fils rompus dans les ancrages de câbles d'ouvrages d'art*. Thèse de doctorat, UTC, 2007.
- [5] D. SIEGERT : *Mécanismes de fatigue de contact dans les câbles de haubanage du Génie Civil*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 1997.
- [6] J.A. CALGARO et R. LACROIX : Pathologie et évaluation des ponts existants. *Techniques de l'Ingénieur*, C4502:30, 1999.
- [7] L. DIENG, V. PÉRIER, L. GAILLET et C. TESSIER : Mécanismes de dégradation et moyens de protection des câbles du génie civil. *Mécanique & Industries*, 10(1):33–42, jan 2009.
- [8] P. BREVET : Effet des frottements cycliques sur la durée de vie des câbles pour ouvrages d'art. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 166(Ref. 3473): 13–20, mars-avr. 1990.
- [9] P. BREVET : Frottements en petits débattements - fatigue et usure induites par ce phénomène. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 165:45–50, 1990.
- [10] P. BREVET : Mécanismes de fatigue de contact dans les câbles - analyse des paramètres modifiant l'état de surface des fils et les modèles ou mécanismes de fatigue. Rapport technique PB/MMC 2006-173, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2006.
- [11] D. SIEGERT, J.R. URVOY, P. BREVET et J.F. DAVID : Essais de fretting-fatigue sur fils en acier tréfilé de câbles de précontrainte. Janvier 2006.
- [12] J.R. URVOY, D. SIEGERT, L. DIENG et P. BREVET : Influence des revêtements métalliques et des lubrifiants sur la fatigue des contacts interfilaire de câbles. *In 17ème Congrès Français de Mécanique*, 2005.

- [13] M. PERRIN : *Etude et caractérisation par émission acoustique et mesures électrochimiques de la corrosion des câbles de précontrainte utilisés dans les ouvrages d'art : application à la fragilisation par l'hydrogène*. Thèse de doctorat, INSA Lyon, 2009.
- [14] S. RAMADAN : *Etude et contrôle de la corrosion sous contrainte des câbles tendus utilisés dans les ouvrages d'art en milieu alcalin chloruré. Caractérisation de l'endommagement par émission acoustique et techniques électrochimiques*. Thèse de doctorat, INSA Lyon, 2008.
- [15] P. LE DELLIOU : *Béton précontraint aux Eurocodes*. Presses Universitaires de Lyon, 2003.
- [16] *Les ponts suspendus en France*. LCPC - SETRA, 1989.
- [17] SETRA : Surveillance et entretien des ouvrages d'art - 2ème part - fascicule 34-2 - ponts à haubans. 2008.
- [18] C. LEVRAU : *Compréhension et modélisation des mécanismes de lubrification lors du tréfilage des aciers inoxydables avec les savons secs*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure Des Mines De Paris, 2006.
- [19] Groupe d'ingénieurs des Tréfileries de CONFLANDEY : Tréfilage de l'acier. *Techniques de l'Ingénieur*, M645, 1996.
- [20] P. BREVET, F. OLIVIE, J.P. GUILBAUD et A. RAHARINAÏVO : Microstructure et propriétés mécaniques des aciers pour câbles - synthèse des travaux du lcpc (1970-2000) - i. plasticité et endommagement. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 249:35–48, 2004.
- [21] A. NAWROCKI : *Contribution à la modélisation des câbles monotrons par éléments finis*. Thèse de doctorat, Ecole Doctorale Sciences Pour l'Ingénieur de Nantes, 1997.
- [22] A. DELCLOS : *Comportement élastoplastique du contact entre fils d'un câble*. Thèse de doctorat, Université de Nantes - Ecole doctorale Mécanique, Thermique et Génie Civil, 2000.
- [23] G. REHM, M. PATZAK et U. NÜRNBERGER : Ancrages par métal coulé pour les éléments tendus constitués de fils à haute résistance. *Le Tréfilé*, pages 163–171, Septembre/Octobre 1977.
- [24] SETRA, éditeur. *Haubans - Recommandations de la commission interministérielle de la précontrainte*. 2001.
- [25] C. BATHIAS et J.P. BAÏLON : *La fatigue des matériaux et des structures*. 1997.
- [26] Jean-Luc ENGERAND : Mécanique de la rupture. *Techniques de l'Ingénieur*, B 5 060, 1990.
- [27] P.C. PARIS et F. ERDOGAN : A critical analysis of crack propagation laws. *Journal of Basic Engineering, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 85D:528–534, 1963.
- [28] J. LEMAÎTRE et J.L. CHABOCHE : *Mécanique des matériaux solides*. 2001.

- [29] W. ELBER : Fatigue crack closure under cyclic tension. *Engineering Fracture Mechanics*, 2(1):37 – 44, in3–in4, 45, 1970.
- [30] B. WEBER : *Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1999.
- [31] A. BANVILLET : *Prévision de durée de vie en fatigue multiaxiale sous chargements réels : vers des essais accélérés*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2001.
- [32] T. DELAHAY : *Développement d'une méthode probabiliste de calcul en fatigue multiaxiale prenant en compte la répartition volumique des contraintes*. Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, 2004.
- [33] J. BENABES : *Approche énergétique non locale du calcul de durée de vie de structures en fatigue multiaxiale sous chargements d'amplitude variable - Application à une roue de train ferroviaire*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2006.
- [34] M. JABBADO : *Fatigue polycyclique des structures métalliques : durée de vie sous chargements variables*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique, 2006.
- [35] K. DANG VAN, B. GRIVEAU et O. MESSAGE : On a new multiaxial fatigue limit criterion : Theorie and application, biaxial and multiaxial fatigue,. *Mechanical Engineering Publications*, pages 479–496, 1989.
- [36] B. CROSSLAND : Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. *Proceedings of the International Conference on Fatigue of Metals, Institution of Mechanical Engineers*, pages 138–149, 1956.
- [37] S. FOUVRY, P. DUO et Ph. PERRUCHAUT : A quantitative approach of ti-6al-4v fretting damage : friction, wear and crack nucleation. *Wear*, 257(9-10):916–929, novembre 2004.
- [38] S. FOUVRY, K. ELLEUCH et G. SIMEON : Prediction of crack nucleation under partial slip fretting conditions. *Journal of Strain Analysis*, 37:549–564, 2002.
- [39] Krzysztof KUBIAK : *Quantification de la fissuration d'un contact soumis a des sollicitations complexes en fretting wear et fretting fatigue*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 2006.
- [40] K.L. JOHNSON : *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, 1985.
- [41] Z. R. ZHOU et L. VINCENT : Mixed fretting regime. *Wear*, 181-183(Part 2):531–536, mars 1995.
- [42] S. MISCHLER, A. SPIEGEL, M. STEMP et D. LANDOLT : Influence of passivity on the tribocorrosion of carbon steel in aqueous solutions. *Wear*, 251(1-12):1295 – 1307, 2001.
- [43] B. ALFREDSSON et A. CADARIO : A study on fretting friction evolution and fretting fatigue crack initiation for a spherical contact. *International Journal of Fatigue*, 26(10):1037–1052, 2004. 23 ELSEVIER SCI LTD.

- [44] K. ELLEUCH et S. FOUVRY : Experimental and modelling aspects of abrasive wear of a a357 aluminium alloy under gross slip fretting conditions. *Wear*, 258(1-4):40–49, janvier 2005.
- [45] T. LISKIEWICZ et S. FOUVRY : Development of a friction energy capacity approach to predict the surface coating endurance under complex oscillating sliding conditions. *Tribology International*, 38(1):69–79, janvier 2005.
- [46] A. CADARIO et B. ALFREDSSON : Fretting fatigue experiments and analyses with a spherical contact in combination with constant bulk stress. *Tribology International*, 39(10):1248–1254, 2006. Cadario, A. Alfredsson, B. 9 ELSEVIER SCI LTD Sp. Iss. SI.
- [47] I. R. MCCOLL, J. DING et S. B. LEEN : Finite element simulation and experimental validation of fretting wear. *Wear*, 256(11-12):1114 – 1127, 2004.
- [48] V. FRIDRICI, S. FOUVRY, P. KAPSA et P. PERRUCHAUT : Prediction of cracking in ti-6al-4v alloy under fretting-wear : use of the swt criterion. *Wear*, 259(1-6):300–308, 2005.
- [49] A.L. Mohd TOBI, J. DING, G. BANDAK, S.B. LEEN et P.H. SHIPWAY : A study on the interaction between fretting wear and cyclic plasticity for ti-6al-4v. *Wear*, 267(1-4):270 – 282, 2009. 17th International Conference on Wear of Materials.
- [50] N.M. EVERITT, J. DING, G. BANDAK, P.H. SHIPWAY, S.B. LEEN et E.J. WILLIAMS : Characterisation of fretting-induced wear debris for ti-6al-4 v. *Wear*, 267(1-4):283 – 291, 2009. 17th International Conference on Wear of Materials.
- [51] O. VINGSBO et S. SÖDERBERG : On fretting maps. *Wear*, 126:131–147, 1988.
- [52] S. FOUVRY, L. VINCENT et P. KAPSA : Quantification of fretting damage. *Wear*, 200(1-2):186–205, décembre 1996.
- [53] S. FOUVRY, P. KAPSA et L. VINCENT : Analysis of sliding behaviour for fretting loadings : determination of transition criteria. *Wear*, 185(1-2):35–46, juin 1995.
- [54] S. FOUVRY, P. KAPSA, H. ZAHOUANI et L. VINCENT : Wear analysis in fretting of hard coatings through a dissipated energy concept. *Wear*, 203-204:393–403, mars 1997.
- [55] K. KUBIAK, S. FOUVRY, A.M. MARECHAL et J.M. VERNET : Behaviour of shot peening combined with wc-co hvof coating under complex fretting wear and fretting fatigue loading conditions. *Surface and Coatings Technology*, 201(7):4323–4328, décembre 2006.
- [56] K. ELLEUCH : *Comportement en fretting d’alliages d’aluminium - Effet de l’anodisation*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 2002.
- [57] H. PROUDHON : *Identification des mécanismes de fissuration dans un alliage d’aluminium sollicité en fretting et en fatigue*. Thèse de doctorat, INSA Lyon, 2005.
- [58] P. REYBET-DEGAT, Z. R. ZHOU et L. VINCENT : Fretting cracking behaviour on pre-stressed aluminium alloy specimens. *Tribology International*, 30(3):215 – 223, 1997.

- [59] H. PROUDHON, S. FOUVRY et J.-Y. BUFFIERE : A fretting crack initiation prediction taking into account the surface roughness and the crack nucleation process volume. *International Journal of Fatigue*, 27(5):569–579, mai 2005.
- [60] L. CHAMBON : *A unified fracture mechanics approach to fretting fatigue crack growth*. Thèse de doctorat, Massachussetts Institute of Technology, February 2001.
- [61] L. CHAMBON et B. JOURNET : Modelling of fretting fatigue in a fracture-mechanics framework. *Tribology International*, 39(10):1220–1226, octobre 2006.
- [62] D. NOWELL, D. DINI et D.A. HILLS : Recent developments in the understanding of fretting fatigue. *Engineering Fracture Mechanics*, 73(2):207 – 222, 2006. Advanced Fracture Mechanincs for Life Safety Assessments.
- [63] D. NOWELL et D. DINI : Stress gradient effects in fretting fatigue. *Tribology International*, 36(2):71 – 78, 2003.
- [64] C. PETIOT, L. VINCENT, K. DANG VAN, N. MAOUCHE, J. FOULQUIER et B. JOURNET : An analysis of fretting-fatigue failure combined with numerical calculations to predict crack nucleation. *Wear*, 181-183(1):101–111, février 1995.
- [65] M.P. SZOLWINSKI et T.N. FARRIS : Mechanics of fretting fatigue crack formation. *Wear*, 198(1-2):93–107, octobre 1996.
- [66] J. A. ARAÚJO et D. NOWELL : The effect of rapidly varying contact stress fields on fretting fatigue. *International Journal of Fatigue*, 24(7):763–775, juillet 2002.
- [67] J.A. ARAUJO, L. SUSMEL, D. TAYLOR, J.C.T. FERRO et E.N. MAMIYA : On the use of the theory of critical distances and the modified wohler curve method to estimate fretting fatigue strength of cylindrical contacts. *International Journal of Fatigue*, 29(1):95–107, janvier 2007.
- [68] C. VALLELLANO, J. DOMINGUEZ et A. NAVARRO : On the estimation of fatigue failure under fretting conditions using notch methodologies. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 26:469–478, 2003.
- [69] C. VALLELLANO, J. DOMINGUEZ et A. NAVARRO : Predicting the fretting fatigue limit for spherical contact. *Engineering Failure Analysis*, 11(5):727–736, octobre 2004.
- [70] A. E. GIANNAKOPOULOS, T. C. LINDLEY et S. SURESH : Aspects of equivalence between contact mechanics and fracture mechanics : theoretical connections and a life-prediction methodology for fretting-fatigue. *Acta Materialia*, 46(9):2955–2968, mai 1998.
- [71] Y. MUTOH et J.Q. XU : Fracture mechanics approach to fretting fatigue and problems to be solved. *Tribology International*, 36(2):99–107, février 2003.
- [72] M. CIAVARELLA et G. MACINA : A note on the crack analogue model for fretting fatigue. *International Journal of Solids and Structures*, 40(4):807 – 825, 2003.
- [73] D.A. HILLS et D. DINI : A new method for the quantification of nucleation of fretting fatigue cracks using asymptotic contact solutions. *Tribology Internatio-*

- nal*, 39(10):1114 – 1122, 2006. The Fourth International Symposium on Fretting Fatigue.
- [74] C. BLEUZEN : Evaluation de la susceptibilité au fretting d’alliages aéronautiques, le fretting-corrosion. *Senlis*, pages 39–57, 1988.
 - [75] S. FOUVRY et K. KUBIAK : Development of a fretting-fatigue mapping concept : The effect of material properties and surface treatments. *Wear*, 267(12):2186 – 2199, 2009. NORDTRIB 2008.
 - [76] L. DIENG, JR. URVOY, D. SIEGERT, P. BREVET, V. PÉRIER et C. TESSIER : Assessment of lubrication and zinc coating on the high cycle fretting fatigue behaviour of high strength steel wires. In *OIPEEC Conference, How to get the most out of your ropes ?*, pages pp 85–98, Johannesburg, South Africa, 12-14 September 2007 2007.
 - [77] A. RAHARINAÏVO, G. ARLIGUIE, T. CHAUSSADENT, G. GRIMALDI, V. POLLET et G. TACHE : *La corrosion et la protection des aciers dans le béton*. 1998.
 - [78] P. BREVET : Pathologie des haubans et câbles. fatigue - corrosion. In *Journées Câbles*, numéro PB/MMC 2005-212, 2005.
 - [79] H.P. LIEURADE : Essais de fatigue-corrosion. *Techniques de l’ingénieur*, M 135:1–29, 1998.
 - [80] P. BREVET : Pathologie des suspensions. la corrosion - la fatigue. Rapport technique PB/MMC 2005-254, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2005.
 - [81] P. PONTIAUX, F. WENGER et C. RICHARD : Tribocorrosion. *Techniques de l’Ingénieur*, COR 60:1–22, Dec. 2007.
 - [82] P. PONTIAUX, F. WENGER, D. DREES et J. P. CELIS : Electrochemical techniques for studying tribocorrosion processes. *Wear*, 256(5):459 – 468, 2004. Special Issue on Tribo-corrosion.
 - [83] D. LANDOLT, S. MISCHLER et M. STEMP : Electrochemical methods in tribocorrosion : a critical appraisal. *Electrochimica Acta*, 46(24-25):3913 – 3929, 2001.
 - [84] S. MISCHLER : Triboelectrochemical techniques and interpretation methods in tribocorrosion : A comparative evaluation. *Tribology International*, 41(7):573 – 583, 2008. Tribo-Corrosion 2006.
 - [85] S. MISCHLER, A. SPIEGEL et D. LANDOLT : The role of passive oxide films on the degradation of steel in tribocorrosion systems. *Wear*, 225-229(Part 2):1078 – 1087, 1999.
 - [86] M. BRACHET : Bilan de quelques années d’observation des phénomènes de corrosion sous tension des aciers à haute résistance. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 45:115–129, 1970.
 - [87] P. BREVET : Torons des câbles porteurs de la suspension d’origine du pont d’aquitaine à bordeaux (après dépose). Rapport technique, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2006.

- [88] T. KRETZ, P. BREVET, C. CRÉMONA et B. GODART : Haute surveillance et évaluation de l'aptitude au service du pont suspendu d'aquitaine. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 260:13–32, 2006.
- [89] C. TESSIER, B. PHILIPPOT, M. GRASSET, D. BRUHAT et R. MICHEL : Rn 102 pont de teil sur le rhône - investigations et surveillance suite à la rupture d'un câble. Rapport technique CT/MMC 2008-007, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2008.
- [90] L.C. LIETCH, H. LEE et S. MALL : Fretting fatigue behavior of ti-6al-4v under seawater environment. *Materials Science and Engineering : A*, 403(1-2):281 – 289, 2005.
- [91] H. LEE, S. MALL et W.Y. ALLEN : Fretting fatigue behavior of shot-peened ti-6al-4v under seawater environment. *Materials Science and Engineering : A*, 420(1-2):72 – 78, 2006.
- [92] M. TAKEUCHI, R. B. WATERHOUSE, Y. MUTOH et T. SATOH : The behaviour of fatigue crack growth in the fretting-corrosion-fatigue of high tensile roping steel in air and seawater. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 14, n°1:69–77, 1991. ISSN 8756-758X CODEN FFESEY.
- [93] Standard practice for laboratory immersion corrosion testing of metals. Rapport technique G31-72, American Society for Testing and Materials (ASTM), Reapproved 2004.
- [94] AFNOR : Corrosion des métaux et alliages - essai en immersions alternées en solution saline. NF EN ISO 11130, 1999.
- [95] Standard practice for exposure of metals and alloys by alternate immersion in neutral 3.5 % sodium chloride solution. Rapport technique G44 -99, American Society for Testing and Materials (ASTM), Reapproved 2005.
- [96] AFNOR : Essais de corrosion en atmosphères artificielles - essais au brouillard salin. NF EN ISO 9227, 2007.
- [97] Standard practice for modified salt spray (fog) testing. Rapport technique G85 -02, American Society for Testing and Materials (ASTM).
- [98] F. MENAN et G. HENAFF : Influence of frequency and waveform on corrosion fatigue crack propagation in the 2024-t351 aluminium alloy in the s-l orientation. *Materials Science and Engineering : A*, 519(1-2):70 – 76, 2009.
- [99] F. MENAN et G. HENAFF : Influence of frequency and exposure to a saline solution on the corrosion fatigue crack growth behavior of the aluminum alloy 2024. *International Journal of Fatigue*, 31(11-12):1684 – 1695, 2009. Fatigue Damage of Structural Materials VII.
- [100] G. MURTAZA et R. AKID : Empirical corrosion fatigue life prediction models of a high strength steel. *Engineering Fracture Mechanics*, 67(5):461–474, novembre 2000.

- [101] G. MURTAZA et R. AKID : Corrosion fatigue short crack growth behaviour in a high strength steel. *International Journal of Fatigue*, 18(8):557–566, novembre 1996.
- [102] S.S. RAJAHRAM, T.J. HARVEY et R.J.K. WOOD : Erosion-corrosion resistance of engineering materials in various test conditions. *Wear*, 267(1-4):244 – 254, 2009. 17th International Conference on Wear of Materials.
- [103] D.T. RUSK et W. HOPPE : Fatigue life prediction of corrosion-damaged high-strength steel using an equivalent stress riser (esr) model : Part i : Test development and results. *International Journal of Fatigue*, 31(10):1454 – 1463, 2009.
- [104] S. SIVAPRASAD, S. TARAFDER, V.R. RANGANATH, M. TARAFDER et K.K. RAY : Corrosion fatigue crack growth behaviour of naval steels. *Corrosion Science*, 48(8):1996 – 2013, 2006.
- [105] R. VERA, M. VILLARROEL, A.M. CARVAJAL, E. VERA et C. ORTIZ : Corrosion products of reinforcement in concrete in marine and industrial environments. *Materials Chemistry and Physics*, In Press, Corrected Proof:–, 2008.
- [106] AFNOR : Aciers pour l’armature et la précontrainte du béton - méthodes d’essai - partie 3 : armatures de précontrainte. NF EN ISO 15630-3, 2002. NF EN ISO 15630-3 (2002-08-01) Indice de classement : A03-720-3.
- [107] J. ROGET : Emission acoustique. *Techniques de l’Ingénieur*, R3200:1–10, 1990.
- [108] Physical Acoustics Corporation. *AEwin SOFTWARE - Installation, Operation and User’s Reference Manual*, 2004.
- [109] *USM 25 - Références techniques et Manuel d’utilisation*, 1999.
- [110] C. BUDNIK : Essais non destructifs - contrôle par ultrasons. *Techniques de l’Ingénieur*, AM5407, 1997.
- [111] [HTTP ://WWW.ALTICONTROLE.COM/ULTRASON.HTML](http://www.alticontrol.com/ultrason.html) : Site visité le 04/08/2009.
- [112] J. DUMONT-FILLON : Contrôle non destructif (cnd). *Techniques de l’Ingénieur*, R1400, 1996.
- [113] P.Q. WU, H. MOHRBACHER et J. P. CELIS : The fretting behaviour of pvd tin coatings in aqueous solutions. *Wear*, 201(1-2):171 – 177, 1996.
- [114] K. ELLEUCH, H. PROUDHON, C. MEUNIER et S. FOUVRY : Development of a contact compliance method to detect the crack propagation under fretting. *Tribology International*, 39(10):1262–1270, octobre 2006.
- [115] S. FOUVRY et Ph. KAPSA : An energy description of hard coating wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, 138(2-3):141–148, avril 2001.
- [116] B. PANDA, R. BALASUBRAMANIAM, S. MAHAPATRA et G. DWIVEDI : Fretting and fretting corrosion behavior of novel micro alloyed rail steels. *Wear*, 267(9-10):1702 – 1708, 2009.
- [117] M. Reza BATENI, J.A. SZPUNAR, X. WANG et D.Y. LI : Wear and corrosion wear of medium carbon steel and 304 stainless steel. *Wear*, 260(1-2):116 – 122, 2006.

- [118] S. FOUVRY : *Etude quantitative des dégradations en fretting*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 1997.
- [119] P. S. PAO, S. J. GILL, C. R. FENG et K. K. SANKARAN : Corrosion-fatigue crack growth in friction stir welded al 7050. *Scripta Materialia*, 45(5):605 – 612, 2001.
- [120] F. MENAN : *Influence de la corrosion saline sur la tolérance aux dommages d'un alliage d'aluminium aéronautique 2XXX*. Thèse de doctorat, Université de Poitiers, 2008.
- [121] B. HUNEAU et J. MENDEZ : Fatigue behavior of a high strength steel in vacuum, in air and in 3.5% nacl solution under cathodic protection. *Materials Science and Engineering A*, 345(1-2):14 – 22, 2003.
- [122] A ATHANASSIADIS : *Stabilité, ténacité, propagation des fissures dans les fils et barres en acier*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 1978.
- [123] Norme NF A03-404 : Produits métalliques - pratique des essais de vitesse de propagation de fissure en fatigue, 1991.
- [124] MSC Software corporation. *MSC.Software, MSC.Fatigue User's Guide*, 2006.
- [125] L. GAILLET : La corrosion des câbles de précontrainte. In *THEMA-COR'2007 : Anticorrosion et Durabilité dans le Bâtiment, le Génie Civil et les Ouvrages Industriels*, 2007.
- [126] S. RAMADAN, L. GAILLET, C. TESSIER et H. IDRISSE : Detection of stress corrosion cracking of high-strength steel used in prestressed concrete structures by acoustic emission technique. *Applied Surface Science*, 254(8):2255 – 2261, 2008.

Titre : Etude de l'influence des conditions environnementales sur le comportement en fretting, fatigue et fretting-fatigue des câbles du génie civil

Mots clefs : câble, ouvrages d'art, fatigue, fretting, corrosion

Résumé : Les câbles d'ouvrages d'art sont sujets à deux principales causes d'endommagement : le fretting-fatigue et la corrosion. Ces dernières peuvent s'activer simultanément sur une même zone de câble et interagir en entraînant la rupture prématurée de fils constitutifs des câbles.

Un dispositif expérimental, le banc de fretting-fatigue, permet de reproduire, à l'échelle du fil, les conditions de sollicitation des câbles de ponts à haubans ou de ponts suspendus.

Une étude de fatigue et de fretting-fatigue en milieu corrosif a été menée. Elle a consisté à étudier l'endommagement de fils soumis à du fretting-fatigue dans une solution de chlorure de sodium. Dans ce cas, les durées de vie ne sont que faiblement modifiées. Deux phases ont alors été dissociées : une phase d'amorçage et une phase de propagation des fissures. Dans les conditions d'essais retenues, le fretting est prépondérant dans la phase d'amorçage de la fissure. Il a été choisi d'amorcer une fissure en fretting-fatigue puis de la faire propager en fatigue-corrosion. Quelques solutions ont été testées. La propagation dans une solution de thiocyanate d'ammonium montre une réduction significative de la durée de vie de l'éprouvette. Cette étude va se poursuivre en accélérant les phénomènes corrosifs grâce à des méthodes électrochimiques (imposition d'un potentiel ou d'un courant).

Title : Influence of environmental conditions on the fretting, fatigue and fretting-fatigue mechanisms of civil engineering cables

Keywords : cable, bridges, fatigue, fretting, corrosion

Abstract : Civil engineering cables are subject to two main causes of damage : fretting-fatigue and corrosion. These causes can be activated on the same location of the cable and interact between them, conducting to early wire breaks in the cable.

An experimental device of fretting-fatigue reproduces, at the wire scale, the stress conditions of stay cables or suspension cables.

A fretting-fatigue study in a corrosive environment was carried out. It consisted in studying the damage of wires subjected to fretting-fatigue in a solution of sodium chloride. In this case, lifespans are slightly changed. Then, two stages were separated : a stage for initiating cracks and a stage for propagation. In the test conditions, fretting is predominant during the initiation stage of cracks. Therefore, it was chosen to initiate a crack by fretting-fatigue and then to propagate it by fatigue-corrosion. Some solutions were tested and the propagation in an ammonium thiocyanate solution shows a major reduction of the specimen lifespan. This study will go on with the use of electrochemical techniques in order to accelerate corrosion phenomena.