



HAL
open science

Etude de la fatigue des roulements hybrides en conditions de fonctionnement aggravées

Corentin Robitaille

► **To cite this version:**

Corentin Robitaille. Etude de la fatigue des roulements hybrides en conditions de fonctionnement aggravées. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Lyon; Università degli studi (Brescia, Italie), 2016. Français. NNT : 2016LYSEI141 . tel-01755205

HAL Id: tel-01755205

<https://theses.hal.science/tel-01755205v1>

Submitted on 30 Mar 2018

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.



INSA

N°d'ordre NNT : 2016LYSEI141

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein de
MEGA de Lyon

Ecole Doctorale ED162
Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique

Spécialité de doctorat :
GENIE MECANIQUE

Soutenue publiquement le 14/12/2016, par :
Corentin Robitaille

Etude de la fatigue des roulements hybrides en conditions de fonctionnement aggravées

Devant le jury composé de :

Morales-Espejel, Guillermo
Fabre, Agnès
Massi, Francesco
Nélias, Daniel
Mazzu, Angelo
Donzella, Giorgio

SKF, Engineering and Research Centre
ENSAM Aix-en-Provence
Sapienza Università di Roma
LaMCoS - INSA de Lyon
Università degli Studi di Brescia
Università degli Studi di Brescia

Examinateur
Rapporteuse
Rapporteur
Directeur
Co-directeur
Examinateur

Chaise, Thibaut
Druez, Bruno

LaMCoS - INSA de Lyon
Safran Aircraft Engine

Invité
Invité

FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales – Quinquennal 2016-2020

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	<p><u>CHIMIE DE LYON</u> http://www.edchimie-lyon.fr</p> <p>Sec : Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3^e etage Insa : R. GOURDON secretariat@edchimie-lyon.fr</p>	<p>M. Stéphane DANIELE Institut de Recherches sur la Catalyse et l'Environnement de Lyon IRCELYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 avenue Albert Einstein 69626 Villeurbanne cedex directeur@edchimie-lyon.fr</p>
E.E.A.	<p><u>ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</u> http://edeaa.ec-lyon.fr</p> <p>Sec : M.C. HAVGOUDOUKIAN Ecole-Doctorale.eea@ec-lyon.fr</p>	<p>M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60.97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr</p>
E2M2	<p><u>EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION</u> http://e2m2.universite-lyon.fr</p> <p>Sec : Safia AIT CHALAL Bat Darwin - UCB Lyon 1 04.72.43.28.91 Insa : H. CHARLES Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr</p>	<p>Mme Gudrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 06.07.53.89.13 e2m2@univ-lyon1.fr</p>
EDISS	<p><u>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCESSANTE</u> http://www.ediss-lyon.fr Sec :</p> <p>Safia AIT CHALAL Hôpital Louis Pradel - Bron 04 72 68 49 09 Insa : M. LAGARDE Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr</p>	<p>Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 avenue Jean Capelle INSA de Lyon 696621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax :04 72 68 49 16 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr</p>
INFOMATHS	<p><u>INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES</u> http://infomaths.univ-lyon1.fr</p> <p>Sec :Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3^e etage infomaths@univ-lyon1.fr</p>	<p>Mme Sylvie CALABRETTO LIRIS – INSA de Lyon Bat Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 43. 80. 46 Fax 04 72 43 16 87 Sylvie.calabretto@insa-lyon.fr</p>
Matériaux	<p><u>MATERIAUX DE LYON</u> http://ed34.universite-lyon.fr</p> <p>Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry Ed.materiaux@insa-lyon.fr</p>	<p>M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Saint Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 71.70 Fax 04 72 43 85 28 Ed.materiaux@insa-lyon.fr</p>
MEGA	<p><u>MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE</u> http://mega.universite-lyon.fr</p> <p>Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry mega@insa-lyon.fr</p>	<p>M. Philippe BOISSE INSA de Lyon Laboratoire LAMCOS Bâtiment Jacquard 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72 .43.71.70 Fax : 04 72 43 72 37 Philippe.boisse@insa-lyon.fr</p>
ScSo	<p>ScSo* http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/</p> <p>Sec : Viviane POLSINELLI Brigitte DUBOIS Insa : J.Y. TOUSSAINT viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr</p>	<p>Mme Isabelle VON BUELTZINGLOEWEN Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.77.23.86 Fax : 04.37.28.04.48</p>

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

RESUME

Ce travail est consacré à l'étude de la fatigue des roulements hybrides (Si3N4 / M50 Duplex) soumis à des sollicitations extrêmes. Dans un premier temps, nous avons étudié le comportement expérimental du M50 trempé et du M50 Duplex sollicités en fatigue de roulement en présence d'indentation artificielle, dans le cas d'un contact hybride. Nous avons alors pu mettre en évidence le rôle prépondérant du glissement et nous avons pu caractériser et localiser l'endommagement relatif à ces conditions extrêmes. Aussi deux études portant sur la fissuration des éléments M50 Duplex, fissures radiales en bord d'indent, et sur la fissuration des éléments céramique Si3N4, sous forme de C-Cracks, ont été réalisées et ont permis d'évaluer la résistance de ces matériaux en sollicitation aggravée. Dans une seconde étape, nous avons mis au point une méthode d'évaluation du gradient de plasticité par mesure de la micro-dureté qui nous a permis de caractériser le M50 Duplex dans la zone de diffusion de la nitruration. Le processus d'indentation a alors été simulé par le logiciel éléments finis ABAQUS. Ces simulations ont permis d'analyser les mécanismes responsables de la fissuration des indents sur M50 Duplex. Enfin une étude numérique tridimensionnelle du roulement sur indent a été réalisée *via* le code semi-analytique ISAAC, développé au laboratoire LAMCOS de l'INSA de Lyon. Cette étude a permis d'évaluer le cycle de chargement au voisinage d'indents sollicités en fatigue de roulement. L'application du critère de Dang Van à ce cycle de sollicitation a alors permis de donner des indications quant à la prédiction de l'endommagement au voisinage d'indents.

ABSTRACT

This study focuses on the hybrid bearings fatigue (Si_3N_4 / Duplex M50) which are submitted to extreme stresses. Firstly, we studied the rolling contact fatigue of artificially dented rollers made of through-hardened M50 and Duplex M50, in the case of hybrid contact. We have been consequently able to highlight the prominent role of the sliding. We also characterized and located the damage due to the extreme conditions. What is more, two studies have been led: one about the cracking damage of Duplex M50 rollers, especially radial cracks on dent edges, the other about the cracking damage of silicon nitride rollers, especially C-shaped cracks. These studies allowed to assess the material strength in conditions of severized stresses. Secondly, we developed an assessment method of the plastic gradient through micro-hardness measurings. This process allowed us to characterize the Duplex M50 in the diffusion layer formed during nitriding. The denting process was then simulated using the ABAQUS finite element software. The simulations made it possible to analyze the mechanisms responsible for the cracking of dents made on Duplex M50. Eventually, a tridimensional numerical study focusing on dent over-rolling has been led using the ISAAC semi-analytical code, computed at the LAMCOS laboratory of INSA-Lyon (Lyon, FRANCE). This study made it possible to evaluate the loading path in the vicinity of dents submitted to RCF. The use of Dang Van criterion then allowed to give indications about damage prediction in the vicinity of dents.

REMERCIEMENTS

La réalisation d'une thèse ne se résume pas qu'à un travail conséquent en parfaite autonomie. Il ne peut aboutir à un résultat satisfaisant que s'il a reçu un accompagnement favorable à sa bonne exécution. Ainsi je voudrai remercier les différentes personnes qui ont, de près ou de loin, participé à cet accompagnement quotidien.

En particulier, je voudrai remercier mon directeur de thèse Professeur Daniel Nélias, qui a su, avec patience et bienveillance, me remotiver dans des moments difficiles de la réalisation de ce travail. En outre l'intérêt qu'il a montré pour cette étude a été un moteur fort dans l'orientation de mes recherches et a assurément contribué au bon déroulement de celles-ci.

Aussi je voudrai remercier les différents membres de l'équipe industrielle de SAFRAN Aircraft Engines à laquelle j'ai été rattaché pour ces travaux. En particulier, mon encadrant industriel Bruno Druetz, pour avoir été très disponible et investi pour ce monitorat, ainsi que mes différents responsables industriels, Eric Jallat, Lionel Passinge et Asmae Kalouache, qui ont largement participé à la pertinence de mes travaux ainsi qu'à une critique qualitative des résultats. Enfin je souhaite remercier tous mes collègues au sein de SAFRAN Aircraft Engines qui ont été des éléments forts de mes séjours au sein de l'équipe, que ce soit sur un plan professionnel ou personnel, en particulier Carole, Lenny, Kevin, Pascal, Pierre et Laurence.

Il mio soggiorno in Italia è stato ricchissimo e mi ha permesso di apprendere tanto; per queste ragioni vorrei ringraziare coloro che vi hanno contribuito. Desidero ringraziare in primis il dipartimento di Ingegneria Meccanica e Industriale dell'Università degli Studi di Brescia, in particolare il mio tutor in Italia Angelo Mazzù, che ha mostrato un alto interesse per i miei lavori e che mi ha guidato durante tutto il mio soggiorno, tanto sul piano delle sperimentazioni scientifiche, che sul piano personale. Penso anche a Candida, Silvio e Matteo che hanno saputo darmi consigli preziosi. Vorrei anche ringraziare le belle persone che ho incontrato durante questo soggiorno e che hanno cambiato per sempre l'affetto che porto per l'Italia, in particolare Diego, Grace, Ivan, Lucia, e tanti altri. Enfin, Aurélien, sans toi la *vitta* en Italie n'aurait pas été aussi *dolce*, et un profond et sincère « je t'aime » suffira pour exprimer toute l'affection et la reconnaissance que j'ai pour toi.

Je souhaite également remercier l'équipe du LaMCoS qui m'a apporté de riches enseignements, que ce soit d'un point de vue scientifique, montagnoux ou humains. Dans un premier temps, je remercie Thibaut Chaise et Arnaud Duval, qui ont suivi avec intérêt et largement contribué à l'avancé de mes travaux numériques. Aussi j'adresse toute ma sympathie à Isabelle et Jean-Pascal pour les divers conseils et aides que j'ai pu recevoir de leur part. Je souhaite enfin remercier particulièrement les personnes qui ont été présentes au quotidien, mes amis, Pierrot et Samiche, et leurs rendez-vous avec la montagne, Yaya et Pipo, pour leurs inspirations musicales, Guigui, pour ses bons plans vegan, Nico pour ses bons plans bide-et-musique, Kevin et ses repas fromage / whisky, père Hhhalex, pour les soirées Melting, Dave, avec qui j'étais moins cheul à nin m'faire comprinte, Clément, pour m'avoir intégré à tout ce p'tit monde, Titi la boîte à clou, mon cher voisin de bureau et de sauna, et à chacun pour les heures de tarots et de belotte qui ont rythmé nos journées. Je pense également à Aline, Anne, Fatima, Hanna, Damien, Didier, Espoir, Éric, Manu, Nacer, le père Rob, le père Momo.

Je pense particulièrement à M. Philippe, M. Claeys et M. Corneillie, qui ont été à l'origine de mon parcours scientifique, ainsi qu'à Dr. Maxime, qui a été l'élan de cette aventure. Maxime, tu es l'ami qui manque à l'appréciation de mon nouveau titre. Je tiens également à remercier Gilles et Fabrice qui ont guidé mes premiers pas dans la vie professionnelle et qui ont su être de bon conseil quand j'ai fait le choix de cette entreprise. Je pense également aux amis d'ici et d'ailleurs qui m'ont accompagné, parfois plus que je n'ai su être présent pour eux, je profite de cet instant pour laisser une trace indélébile de toute l'affection que je leur porte : Haïfa, Hend, Laurie, Mimie, Pauline, Perrine, Alexandre, Jordan, Juan-Victorio, Thomas.

Enfin je tiens à remercier ma famille pour tout le soutien et l'amour qu'elle m'adresse au quotidien et tous les bons moments (trop espacés) qui sont autant de recharges de bonheur. En particulier, je remercie ma mère et mon frère qui sont les deux piliers de la solide arche que j'ai pu bâtir aujourd'hui, mes oncles et tantes, les modèles de cette construction, mes cousins et cousines, le ciment de rire, de joie et de larme, et enfin Lulu et Suzanne, les étoiles qui éclairent et guident ce petit monde. Je vous aime.

Pour finir, je remercierai celle qui a été présente dans les moments difficiles de ce travail, qui m'a épaulé avec patience, qui s'est tout simplement dévouée à moi durant les derniers mois, et qui n'a pas conscience du travail de relecture qu'elle a réalisée, celle qui a dit « Oui » : Aazisti Katia-Louisa.

Merci à tous !

*A mon grand-père.
Compteur et historien à sa manière.
Merci Pello.*

SOMMAIRE

Résumé	5
Abstract.....	7
Remerciements.....	9
Sommaire.....	13
Introduction.....	19
I. Etude bibliographique.....	23
I.1 Le roulement	24
I.1.1 Le roulement : historique et généralités.....	24
I.1.2 Le contact élastohydrodynamique.....	26
I.1.3 Avaries dans le roulement	30
I.2 L'endommagement	34
I.2.1 La Fatigue de roulement.....	34
I.2.2 Critères d'endommagement	36
I.2.3 Modèle d'endommagement	39
I.3 L'acier M50 dans le roulement hybride	44
I.3.1 Fabrication et composition du M50.....	44
I.3.2 Propriétés mécaniques du M50	45
I.3.3 Endommagement des Aciers dans le roulement	46
I.3.4 La nitruration du M50.....	51
I.4 La céramique dans le roulement hybride.....	55
I.4.1 Composition des céramiques (Si ₃ N ₄).....	55
I.4.2 Avantage des céramiques dans le roulement hybride.....	57
I.4.3 Endommagement du Si ₃ N ₄	59
I.5 Bilan.....	64
II. Etude de la fatigue de roulement en conditions sévèrisées.....	67
II.1 Introduction	68

II.2	Dispositif expérimental.....	69
II.2.1	Machine bi-disque.....	69
II.2.2	Machine d'indentation	71
II.3	Choix des conditions d'essai.....	73
II.3.1	Nature des galets et Température du lubrifiant.....	73
II.3.2	Géométrie des éprouvettes.....	74
II.3.3	Vitesse de rotation et glissement	74
II.3.4	Définition de la surcharge.....	75
II.3.5	Choix des indents	76
II.3.6	Campagnes d'essai	77
II.4	Méthode d'analyse des essais.....	77
II.4.1	Critère visuel d'endommagement.....	78
II.4.2	Durée des essais	80
II.4.3	Critère d'arrêt vibratoire	81
II.4.4	Liste des essais et synthèse d'une condition de fonctionnement.....	82
II.5	Récapitulatifs expérimentaux.....	84
II.5.1	Essai en présence d'indent	84
II.5.2	Essai en présence d'indents fissurés	100
II.5.3	Essai en surcharge - Endommagement de la céramique.....	107
II.5.4	Essai en présence de C-Cracks sur le galet céramique	116
II.5.5	Conclusion	118
III.	Caractérisation des matériaux testés et mises en places de modèles numériques d'indentation.....	121
III.1	Introduction	122
III.2	Evaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex.....	122
III.2.1	Dispositif expérimental	122
III.2.2	Résultats des tests de micro-dureté, évaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex.....	126
III.3	Simulation numérique et analyse de l'indentation.....	128

III.3.1	Présentation du modèle	128
III.3.2	Validation numérique des modèles.....	130
III.3.3	Dimensions d'indent, taux d'écrouissage et contraintes résiduelles	136
III.3.4	Bilan	146
III.4	Amorçage de fissures à l'indentation du M50 Duplex	147
III.4.1	Exploitation d'un test d'indentation initiant une fissure en bord d'indent.....	147
III.4.2	Analyse des contraintes	149
III.5	Conclusion.....	159
IV.	Simulation numérique de la fatigue de roulement et prédiction de l'endommagement	161
IV.1	Introduction	162
IV.2	Présentation du modèle semi-analytique	163
IV.2.1	Présentation du modèle de roulement sur indent	163
IV.2.2	Importation des modèles d'indentation.....	168
IV.3	Rodage des indents et influence des conditions d'essai sur la fatigue du roulement.	171
IV.3.1	Détermination du nombre de cycles de redémarrage	171
IV.3.2	Influence des conditions d'essai sur la fatigue de roulement	173
IV.3.3	Influence de la fatigue de roulement sur la fissuration radiale des indents.....	177
IV.4	Application du critère de Dang Van	181
IV.4.1	Mise en place du critère de Dang Van.....	181
IV.4.2	Calibration des paramètres du critère de Dang Van.....	184
IV.4.3	Evaluation du critère	187
IV.5	Conclusion.....	192
	Conclusion Générale	193
	References.....	197

Nomenclature

α	penne de la courbe du critère de Dang Van
α_f	angle d'une fissure en bord d'indent par rapport à l'axe de roulement
β	ordonnée à l'origine de la courbe du critère de Dang Van
$\Delta\tau$	amplitude crête à crête du cisaillement (ou cission de Tresca) cyclique
ζ	coefficient de piézo-viscosité
ε_p	déformation plastique
η_p	viscosité dynamique à la pression p
η_0	viscosité dynamique à la pression atmosphérique
γ_C	paramètre d'ouverture micro-plastique cyclique
λ	coefficient d'efficacité dans le régime de lubrification
μ	module de cisaillement
σ_{-1}	limite d'endurance en traction alternée
σ_0	limite d'endurance en traction répétée
$[\sigma_{ij}(t)]_T$	tenseur des contraintes à l'instant t d'un cycle de sollicitation défini sur une période T
σ_N	contrainte de traction normale
τ_{-1}	limite d'endurance torsion alternée symétrique
τ_0	cisaillement orthogonal maximal sous la surface de contact
τ_f	cission de friction s'opposant aux mouvements de dislocation
$\tau_{ha}(t)$	amplitude du vecteur cisaillement projeté dans le plan h à l'instant t
τ_{hm}	moyenne sur un cycle de sollicitation du vecteur cisaillement projeté dans le plan h
ω_S	énergie spécifique de fissuration par unité de surface
a	rayon de grain
a_1	facteur de correction de durée pour une fiabilité différente de 90
a_2	facteur de correction de durée pour matériau non conventionnel
a_3	facteur de correction de durée pour conditions de fonctionnement non conventionnelles
$A\%$	élongation à la rupture
b	module du vecteur de Burger
C	charge dynamique de base
C_h	indicateur de dommage par plan dans l'évaluation du critère de Dang Van
E	module d'Young
f^*	facteur d'accumulation de l'endommagement
K_{IC}	facteur d'intensité de contrainte en rupture ductile sous chargement en mode I
f_{-1}	limite d'endurance flexion alternée symétrique
f_0	limite d'endurance flexion répétée

g	taux de glissement entre deux corps roulants
h_b	hauteur du bourrelet d'un indenteur par rapport à la surface
h_{ind}	profondeur d'un indenteur par rapport à la surface
$HV0$	dureté Vickers à cœur
I_{1m}	valeur moyenne du premier invariant du tenseur des contraintes
I_{1Max}	valeur maximale du premier invariant du tenseur des contraintes
J_{2a}	amplitude du deuxième invariant du déviateur des contraintes
L_{10}	durée nominale en millions de tours, atteinte ou dépassée par 90%
L_f	longueur finale d'une fissure en bord d'indenteur (post-essai de RCF)
L_i	longueur initiale d'une fissure en bord d'indenteur (post-indentation)
L_{na}	durée corrigée pour matière et conditions de fonctionnement non conventionnelles
n	exposant de durée de vie
n_C	nombre de cycles à initiation de fissure
N_O	nombre de cycles à révélation d'une fissure apparue en bord d'indenteur durant un essai de RCF
P	charge dynamique équivalente pour les roulements et les butées
R_0	rayon d'un indenteur évalué par EF à la surface
R_b	rayon d'un indenteur évalué par EF au niveau du bourrelet
R_e	limite d'élasticité
R_{eval}	rayon d'un indenteur évalué par EF au niveau d'une valeur établie de la dérivée seconde du profil d'indenteur
R_H	rayon du contact de Hertz
R_m	contrainte à la rupture en traction
R_{mes}	rayon d'un indenteur mesuré par observation microscopique
R_p	rayon de la pointe d'indentation
$s_{ij}(t)$	composante ij du déviateur des contraintes à l'instant t
$s_{ij,m}$	moyenne sur un cycle de sollicitation de la composante ij du déviateur des contraintes
$Z\%$	striction à la rupture
EF	Eléments Finis
HRC	dureté Rockwell
HV	dureté Vickers
RCF	fatigue du contact de roulement (<i>Rolling Contact Fatigue</i>)

INTRODUCTION

La meilleure manière de faire avancer quelqu'un est encore de le rouler ! Si le sens politique de cette phrase n'échappe à personne, le sens physique demeure moins évident. Pourtant le roulement est aujourd'hui l'âme de nombre de moyens de transports. Même lorsqu'ils volent, il faut que ça roule.

Un turboréacteur tel que le LEAP 1A, commercialisé par la société SAFRAN Aircraft Engine (anciennement SNECMA), pour une application à l'aviation civile, possède plusieurs paliers de roulement qui doivent assurer la rotation des arbres basse pression et haute pression. La défaillance d'un de ces roulements peut être la cause, dans les cas les plus extrêmes, de l'arrêt complet du moteur. Par conséquent le taux de fiabilité exigé pour ce type de composant est très élevé. Les fabricants de roulement, quant à eux, vont indexer le prix de vente du roulement au coût qu'ils devront supporter en cas de défaillance. La fiabilité du roulement a donc un impact fort sur la rentabilité de l'activité. Enfin l'évolution constante des matériaux de fabrication des éléments du roulement génère en continu des inconnues liées aux comportements de ces nouveaux matériaux sur la sûreté de fonctionnement. Ces facteurs justifient l'importance d'alimenter la recherche dans ce domaine.

Les causes d'avarie dans le roulement ont fait l'objet d'un nombre conséquent d'études et on peut considérer que l'avarie la plus critique demeure la fatigue des éléments du roulement. Ce type d'avarie suit un processus généralement long d'usure des pièces jusqu'à, dans les cas les plus sévères, sa rupture. Cette usure est générée par le passage répété des corps roulants sur un défaut qui peut être dû à la fabrication des éléments du roulement ou au piégeage de particules en suspension dans le lubrifiant, lesquels vont laisser des marques sur les pistes de roulement, appelées indents, qui sont autant de sites favorisant la fatigue de roulement. Si la première cause est mieux maîtrisée grâce à l'amélioration constante des matériaux de fabrication des roulements, la seconde est plus difficilement évitable et demeure une problématique capitale dans ce domaine de recherche. Il faut alors intégrer la présence éventuelle de ces indents sur les pistes de roulement dans l'évaluation de sa fiabilité. L'utilisation d'aciers nitrurés plus durs en surface, tels que le M50 Duplex, a été envisagée afin de réduire l'impact d'une telle avarie.

En parallèle, dans un souci de réaliser des moteurs plus performants et moins énergivores, les plans d'action de certains constructeurs aéronautiques s'orientent vers l'intégration, dans les roulements, d'éléments en céramique moins lourds et plus résistants que les aciers actuellement utilisés, les qualifiant ainsi de roulement hybride. Rappelons néanmoins que la résistance et la fragilité des matériaux sont à mettre en parallèle. Ainsi la céramique qui est un matériau très dur, pouvant ainsi résister à un seuil élevé de sollicitation, n'en est pas moins un matériau très fragile qui va rapidement rompre dès que ce seuil sera dépassé, à l'inverse de l'acier qui va davantage se déformer avant d'atteindre la rupture. L'emploi de la céramique ne peut se substituer à l'emploi de l'acier dans la conception des bagues de roulement, puisque celles-ci doivent supporter des niveaux de sollicitation et de vibration pouvant être critiques pour un matériau aussi fragile que la céramique. Les éléments roulants (billes, rouleaux, etc.) sont de bons candidats au remplacement au regard de leurs dimensions (de l'ordre de 10 cm) qui les rendent moins vulnérables à ce type de sollicitation.

Le roulement hybride a fait l'objet d'études approfondies pour améliorer la connaissance des matériaux en jeu en durée de vie infinie. En revanche, la fatigue olygocyclique des roulements hybrides est un phénomène encore mal connu. Si les améliorations apportées par l'intégration de la céramique dans les roulements ont été démontrées pour des régimes de fonctionnement aéronautique normaux, il reste une zone d'ombre sur les modes de défaillance d'un tel roulement en fonctionnement aggravé. La connaissance de ces phénomènes est pourtant nécessaire pour mieux appréhender la durée de fonctionnement effective d'un moteur à la suite d'un évènement aggravant (perte de pales, ingestion de débris dans le moteur, etc.) afin de mieux définir l'urgence qui en résulte.

Le travail de recherche décrit dans ce rapport s'inscrit dans ce cadre. L'objectif que nous nous sommes fixé est d'évaluer si l'apport de la céramique, d'une part, et du M50 Duplex, d'autre part, permet d'améliorer la tenue en fatigue des roulements aéronautiques. Cette étude a été pilotée par l'équipe IHETR du pôle Etanchéité et Roulement de la société SAFRAN Aircraft Engine et se décompose comme suit :

- dans le chapitre I, nous avons résumé les connaissances déjà acquises sur le sujet afin de définir une nouvelle orientation de l'étude ;
- le chapitre II présente quant à lui la campagne expérimentale de fatigue de roulement d'éléments acier lors d'un contact hybride et en conditions sévérées, afin d'évaluer l'influence de ces conditions, rarement étudiées, sur la tenue à la fatigue de ces éléments ;

- il a fallu alors caractériser le M50 Duplex dont l'évolution des propriétés mécaniques induites par la nitruration est mal référencée dans la littérature, et les phénomènes liés à l'indentation des surfaces ont été discutés dans le chapitre III ;
- enfin, dans le chapitre IV, la fatigue de roulement a été modélisée afin d'évaluer les mécanismes d'endommagement qui surviennent au voisinage d'indents lors du passage d'un corps roulant sur ces derniers, et un critère d'évaluation de l'endommagement a été mis en place pour permettre d'apporter des éléments de réponse dans la prédiction de l'endommagement.

I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1	Le roulement	24
I.1.1	Le roulement : historique et généralités.....	24
I.1.2	Le contact élastohydrodynamique	26
I.1.3	Avaries dans le roulement	30
I.2	L'endommagement	34
I.2.1	La Fatigue de roulement.....	34
I.2.2	Critères d'endommagement	36
I.2.3	Modèle d'endommagement	39
I.3	L'acier M50 dans le roulement hybride	44
I.3.1	Fabrication et composition du M50.....	44
I.3.2	Propriétés mécaniques du M50.....	45
I.3.3	Endommagement des Aciers dans le roulement.....	46
I.3.4	La nitruration du M50.....	51
I.4	La céramique dans le roulement hybride.....	55
I.4.1	Composition des céramiques (Si3N4).....	55
I.4.2	Avantage des céramiques dans le roulement hybride.....	57
I.4.3	Endommagement du Si3N4	59
I.5	Bilan.....	64

I.1 Le roulement

I.1.1 Le roulement : historique et généralités

Face au besoin de réduire le frottement de glissement induit par un corps lourd en mouvement sur une surface, les premières traces de l'utilisation de rondins pour le transport de statues ou de grosses pierres ont été identifiées autour du 4ème millénaire avant J-C. Transformer ainsi le frottement de glissement en frottement de roulement a permis de réduire le frottement d'un facteur 10. Plus tard, vers 2400 avant J.C, l'utilisation d'eau ou de graisse sur le trajet de déplacement des corps lourds témoigne de la mise en place d'une lubrification rudimentaire du contact. Ces deux techniques ont ensuite évolué ensemble et au XVème siècle Leonard de Vinci imagine le premier roulement muni d'une cage évitant le contact entre les éléments roulants, présenté en Figure I-1.



Figure I-1 Schéma du premier roulement à billes imaginé par Leonard de Vinci au XVème siècle.

Mais le premier prototype de roulements que nous connaissons n'est apparu qu'à la fin du XVIIIème siècle, breveté par P. Vaughan en 1794. Et les premières études théoriques sérieuses sont celles effectuées par Hertz en 1881 [HER81].

Le roulement actuel, présenté Figure I-2, se compose donc très généralement par :
1) des éléments roulants, séparés par 2) une cage, 3) une bague intérieure et 4) une bague extérieure munies de chemins de roulement.

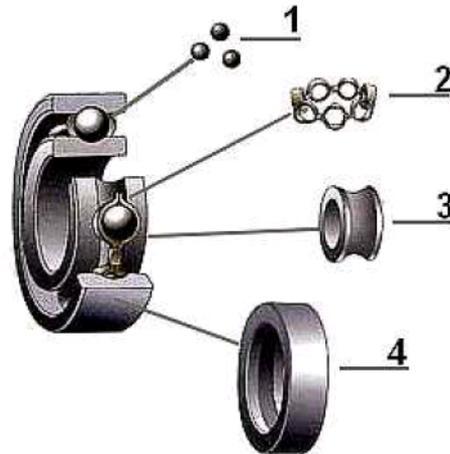


Figure I-2 Schéma du roulement actuel.

Les billes roulant sur les pistes de roulement remplacent ainsi le frottement de glissement qu'il pourrait y avoir entre ces deux pistes par du frottement de roulement, nettement plus ergonomique. Cependant les deux pistes possédant généralement des vitesses différentes, un glissement local est à prévoir : la surface la plus rapide va « tirer » sur la surface plus lente et ainsi générer un frottement dans la direction du roulement sur la surface lente et opposé au roulement sur la surface rapide. Le glissement g peut alors être défini comme le rapport entre la différence des vitesses linéaires des corps en contact (U_1 et U_2) et leur somme (équation (I.1)).

$$g = \frac{U_1 - U_2}{U_1 + U_2} \quad (\text{I.1})$$

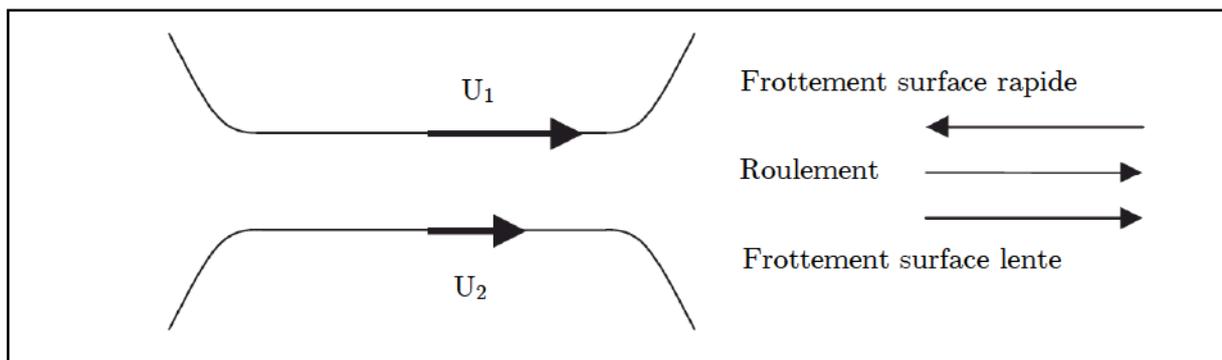


Figure I-3 Schématisation de la cinématique du contact.

On voit alors tout l'intérêt de lubrifier le contact pour ainsi réduire le frottement : au niveau du contact bague/cage et corps roulants/cage où la pression de contact et les déformations induites sont faibles, régime hydrodynamique ; ainsi qu'au niveau du contact bague/corps roulants où les pressions de contact sont suffisamment grandes pour créer des déformations élastiques, régime élastohydrodynamique.

I.1.2 Le contact élastohydrodynamique

a. Généralités

Le frottement et l'usure des pièces sont étroitement liés et parfois nécessaires. Le frottement dans un roulement de machine typique (turbine, compresseur...) génère une surconsommation énergétique par le système, tandis que l'usure dégrade les différentes parties du système en fonctionnement réduisant ainsi sa durée de vie. Il est donc important de contrôler ces deux phénomènes.

La lubrification du contact est alors un bon moyen de séparer les surfaces en contact par un film pouvant être liquide, gazeux ou solide et de réduire ainsi le frottement et l'usure des pièces en contact. Aussi pour mettre en place et maintenir ce film de séparation il doit être maintenu sous pression. Si cette pression est assurée par un système externe, la lubrification est dite « hydrostatique », alors que si la pression résulte de l'ingestion continue de lubrifiant dans le contact, grâce au mouvement relatif des deux surfaces, elle est dite « hydrodynamique ». Le cisaillement du film de lubrifiant permet alors de réduire considérablement le frottement dans le contact.

Nous distinguons ainsi, en Figure I-4, trois zones pour décrire un contact élastohydrodynamique. Une zone d'entrée, une zone de haute pression et une zone de sortie du contact.

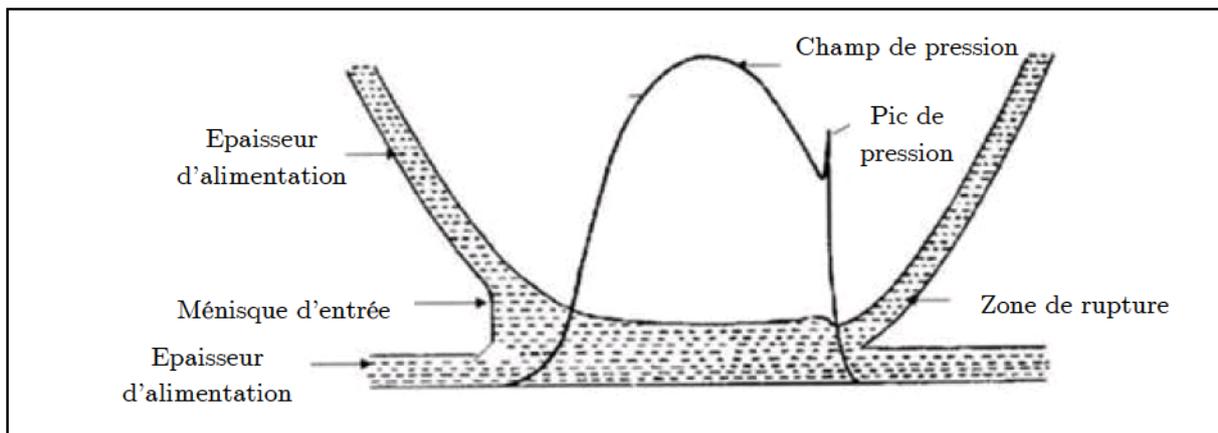


Figure I-4 Schématisation du contact élastohydrodynamique : film d'huile et champ de pression.

La zone d'entrée du contact est une zone de lubrification hydrodynamique entraînant une augmentation de la pression de contact due à la présence d'un convergent formé par les éléments en contact. La zone de haute pression est la zone élastohydrodynamique, caractérisée par la présence d'un pic de pression qui provoque temporairement le passage à l'état vitreux du lubrifiant et la déformation élastique des

surfaces en contact. Enfin la zone de sortie du contact est la zone où le lubrifiant se trouve éjecté du contact par le divergent formé par les éléments en contact. Ceci implique une chute de l'épaisseur du film d'huile à la sortie du contact du fait de la conservation du débit.

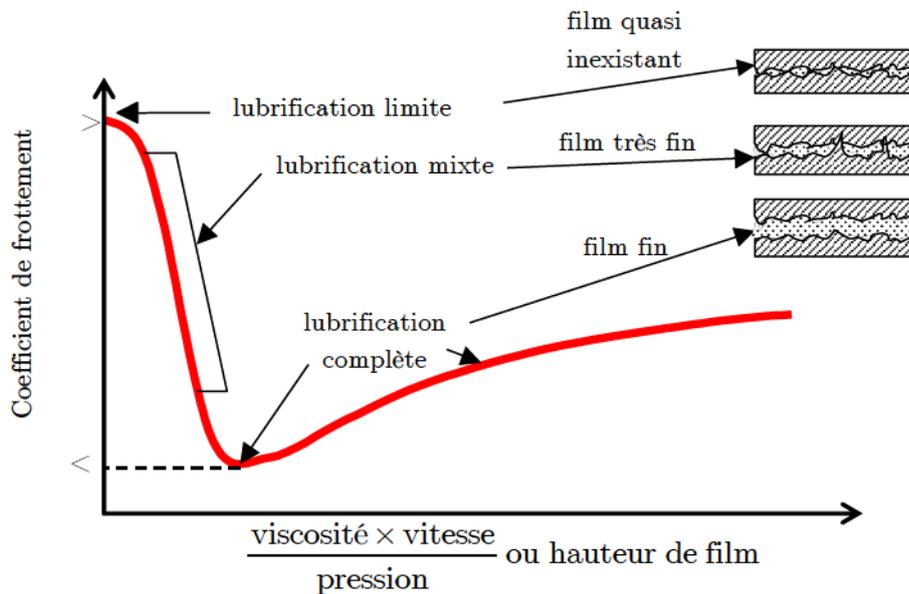


Figure I-5 Courbe de Stribeck et détermination des régimes de lubrification.

La courbe de Stribeck (voir Figure I-5) qui évalue le coefficient de frottement dans le contact en fonction de la viscosité du lubrifiant, de la vitesse relative des deux corps et de la pression dans le contact, permet de mettre en évidence 3 régimes de lubrification :

- la lubrification limite : le film d'huile est quasi-inexistant et la charge appliquée au système est majoritairement supportée par le contact entre les aspérités des deux surfaces mises en jeu. Ce contact fort génère des coefficients de frottement très élevés.
- la lubrification mixte : le film est assez épais pour séparer en partie les deux surfaces en contact, mais l'état de surface fait que certaines aspérités entrent en contact direct, imposant aux systèmes un coefficient de frottement encore élevé.
- la lubrification complète : les surfaces sont totalement séparées par un film de lubrifiant et les coefficients de frottement sont fortement réduits.

La lubrification complète se distingue encore en 3 types :

- lubrification hydrodynamique (HD) : les pressions générées n'induisent pas de déformation élastique des surfaces en contact. Ce régime de lubrification est typique des contacts conformes caractérisés par des larges surfaces de contact et des pressions faibles, tels que les paliers hydrodynamiques.
- lubrification élastohydrodynamique (EHL) : les pressions générées dans le film déforment élastiquement les surfaces. Ces déformations influencent la géométrie du film et peuvent même dépasser son épaisseur. Les fortes pressions en jeu modifient également les propriétés rhéologiques du lubrifiant pouvant augmenter de plusieurs ordres de grandeur la viscosité de celui-ci. Ce régime est typique des contacts non-conformes tel que les engrenages, les roulements à billes ou à rouleau cylindrique.
- lubrification micro-élastohydrodynamique (μ -EHL) : c'est un cas de lubrification élastohydrodynamique dans lequel le film d'huile, bien que séparant entièrement les deux surfaces en contact, est si fin que l'état de surface peu avoir un impact sur les mouvements fluides du lubrifiant et donc faire varier la pression à l'intérieur du film d'huile.

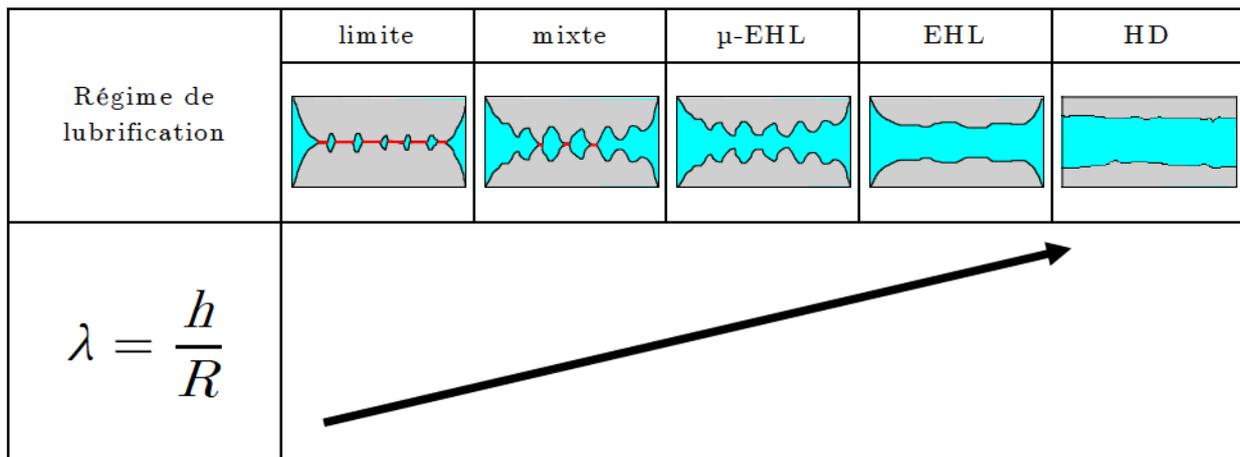


Figure I-6 Schématisation des régimes de lubrification et du coefficient d'efficacité λ .

En introduisant alors le coefficient d'efficacité λ , qui correspond au rapport de l'épaisseur minimale du film d'huile h par la valeur de l'écart-type des rugosités cumulées sur les deux surfaces en contact R , tous ces régimes de lubrification se résument rapidement sur le schéma présenté en Figure I-6.

b. Historique

Les travaux sur la lubrification ont commencé dès la moitié du XIXème siècle avec les travaux de Hirn [HIR54] en 1854. Plus tard une série d'expériences menées par Tower [TOW83], en Angleterre, et Petrov [PET83], en Russie, ont permis de montrer

que le film de lubrifiant séparait complètement les surfaces en contact et que par conséquent le frottement était alors entièrement régi par les effets hydrodynamiques et non pas par le contact direct des solides. La théorie de Reynolds [REY86], établie en 1886, devient alors la base des travaux sur la lubrification car elle relie la pression à l'intérieur du film lubrifiant, la géométrie et la cinématique des parties en mouvement. La solution de l'équation de Reynolds confirme les observations de Tower et Petrov.

Plus tard Martin [MAR16] et Gümbel [GUM16] appliquent la théorie hydrodynamique de Michell et Kingsburry au cas des engrenages rigides, et s'étonnent de voir que l'épaisseur de film prédite par leur analyse est plus petite que les dimensions caractéristiques de l'état de surface des pièces en contact, malgré une lubrification complète constatée expérimentalement. Ce n'est que 20 ans plus tard que Ertel [ERT39] et Grubin [GRU49] révèlent les principes fondamentaux de la lubrification élastohydrodynamique en introduisant la théorie de Hertz [HER81] pour la déformation des massifs semi-infinis dans un contact sec, ainsi que la loi de Barus pour la variation de la viscosité avec la pression. Cette dernière loi exprime la viscosité dynamique η_p (en Pa.s) à la pression p (en Pa) en fonction de la viscosité dynamique η_0 à la pression atmosphérique p_0 et du coefficient de piézo-viscosité ζ (en Pa⁻¹) par la loi suivante :

$$\eta_p = \eta_0 e^{\zeta \cdot (p - p_0)} \quad (\text{I.2})$$

Grâce à leur théorie, Ertel et Grubin ont mis en place une équation approximant la hauteur du film d'huile en fonction de la cinétique des corps en mouvement, les propriétés rhéologiques du lubrifiant et les pressions présentes dans le contact (voir Figure 4). Il s'agit d'une solution analytique (approchée) pour un contact linéique (cylindre/plan).

$$H = 2^{9/8} \pi^{7/8} 3^{-11/8} \cdot (G.U)^{3/4} \cdot W^{-1/8} \quad (\text{I.3})$$

avec H la hauteur adimensionnée supposée constante du film d'huile, U , G , W paramètres adimensionnés de vitesse, matériau et charge.

Il faut ensuite attendre une décennie pour que les premières mesures de film d'huile par interférométrie soient réalisées et permettent de valider l'existence d'un film d'huile d'épaisseur de l'ordre du dixième de micron [SIB61].

En 1966 Dowson et Higginson proposent une solution numérique pour un contact cylindre/plan [DOW66], et Hamrock et Dowson proposent en 1976 celle pour un contact ellipsoïde/plan [HAM76], [HAM76b]. A la différence de la solution de Ertel et

Grubin, elles permettent de prendre en compte l'existence d'un pic de pression à la sortie du contact (voir Figure I-7).

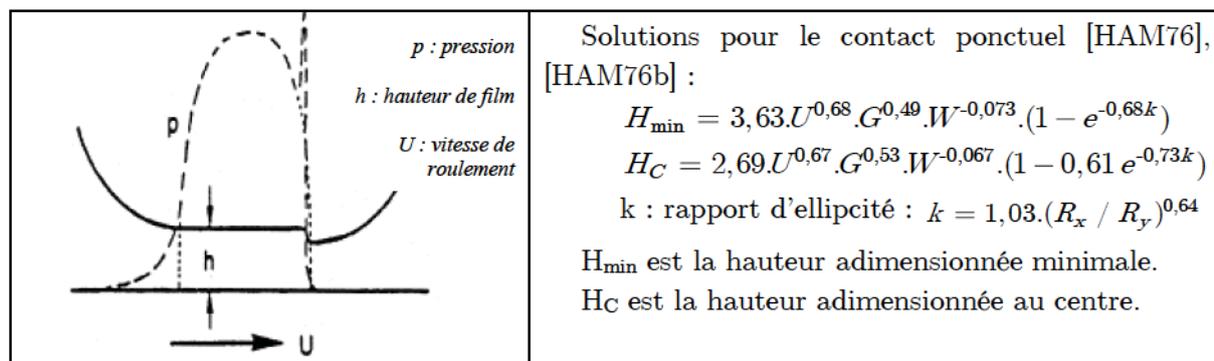


Figure I-7 Profil de pression et paramètres du contact EHD ellipsoïde / plan.

Dowson et Higginson montrent alors que lorsque le paramètre adimensionné de vitesse augmente, la contrainte de cisaillement maximale dans le massif, sous le contact, se rapproche de la surface (voir Figure I-8). Cependant la valeur de la sollicitation maximale est très peu affectée par la présence du lubrifiant, et pour des pressions de Hertz élevées, le champ de contraintes tend vers celui dû au contact sec.

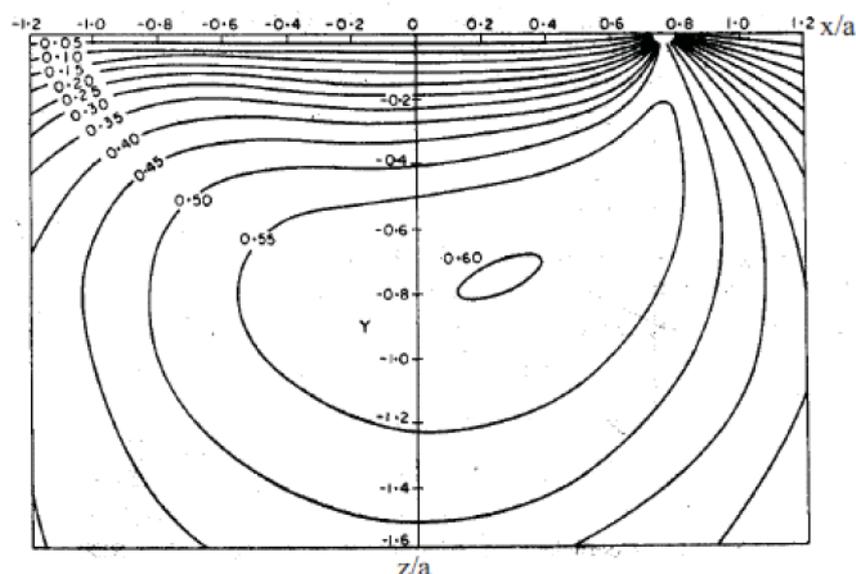


Figure I-8 Contrainte de cisaillement de Tresca adimensionnée par la pression de Hertz - Contact EHD cylindre / plan [DOW66].

I.1.3 Avaries dans le roulement

a. La pollution du roulement par microparticules

Si la lubrification va dans un premier temps protéger le roulement en réduisant considérablement les frottements dans le contact, dans un second temps elle va cependant drainer vers le contact une quantité non négligeable de particules dont les

origines sont diverses. En effet ces particules peuvent être initialement présentes dans l'huile neuve (résidus de fabrication ou de mise en bidon, poussières etc.), mais aussi intégrées par l'homme lors de la maintenance des appareils (fibres textiles, outillages sales, etc.) ou encore générées par l'apport de débris dans le contact dus à la fatigue des métaux présents dans le roulement. Ces débris peuvent dépasser plusieurs dizaines de microns et sont de formes bien différentes : sphère, pétale, fibre, lamelle, etc.

On comprend alors qu'au regard des faibles épaisseurs de lubrifiant que l'on retrouve généralement dans un contact élastohydrodynamique (quelques microns), ces débris peuvent générer sur les surfaces en contact des empreintes, appelées indents, de différentes formes (voir Figure I-9) qui vont jouer le rôle d'amplificateur de contraintes et qui vont, selon leur forme et leurs dimensions, accélérer considérablement la rupture des pièces du roulement.

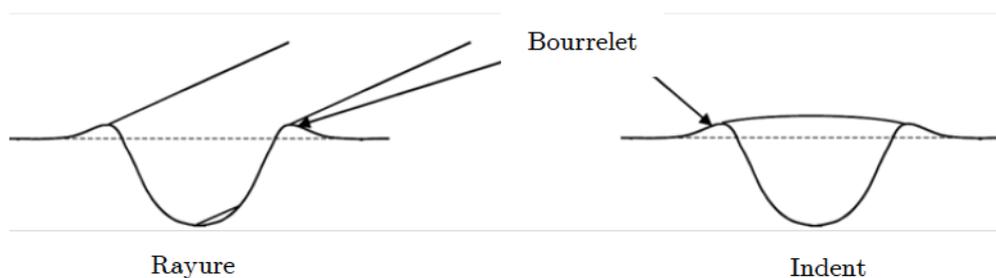


Figure I-9 Caractérisation des indents générés par le piégeage de particules dans le contact.

Les bourrelets générés vont induire des surpressions dans le contact qui vont accélérer l'endommagement du roulement.

Une solution pour parer à ce problème reste l'utilisation de filtres dans les circuits de lubrification qui vont permettre de retenir certains types de particules. Cependant, au regard des dimensions des particules généralement rencontrées dans le roulement, on comprend que l'utilisation de filtres à particules trop sévères serait néfaste pour le roulement, puisqu'ils se colmatent très vite et nécessiteraient alors une maintenance importante.

b. Les chocs

Les chocs dans un roulement peuvent avoir plusieurs origines. La première peut être humaine, c'est particulièrement le cas des chocs créés lors de l'assemblage ou du transport du roulement, par exemple lors de la chute accidentelle d'un élément du roulement sur un sol dur ou la chute d'un objet sur un élément du roulement. Aussi lors d'une maintenance un choc peut être commis accidentellement par un coup d'outil

sur le roulement. Ces chocs peuvent être rapidement contrôlés et les pièces défectueuses changées.

La seconde cause de choc tient son origine dans la rupture en fonctionnement d'un élément de la turbine ou l'ingestion d'un élément externe dans la turbine qui impacterait à l'intérieur de celle-ci. Par exemple la perte d'une aube ou l'ingestion d'un corps externe dans la turbine, peut causer un choc important à l'intérieur de celle-ci et ainsi dégrader le roulement.

Ces chocs vont générer en surface des éléments roulants des méplats ou des entailles qui vont fortement modifier le champ de pression de contact, les jeux internes ou encore laisser des empreintes sur d'autres éléments du roulement, augmentant ainsi le nombre de défauts de surface dans le roulement. Si le choc est assez important les éléments céramique vont quant à eux amorcer des micro-fissures en surface ou en sous-couche. Leur durée de vie en fatigue s'en trouvera ainsi lourdement réduite [LAW94], [CHE95].

c. Les coupures d'huile

Le roulement dans des turbomachines peut être soumis à évolution de la température, ce qui induit une modification des caractéristiques de l'huile utilisée. C'est pourquoi celle-ci est remplacée continuellement grâce à un circuit de lubrification qui permet de récupérer l'huile, d'éventuellement la filtrer et la séparer de l'air qui peut s'y introduire, et de la réinjecter à une température adéquate, permettant ainsi de maintenir une certaine température d'huile.

Malheureusement, un évènement extérieur peut intervenir sur le circuit de lubrification et l'huile peut arrêter de s'écouler et venir à manquer dans le roulement. Aussi une évolution trop brutale de la température peut avoir un impact néfaste sur le lubrifiant (modifier ses caractéristiques mécaniques ou chimiques). Le roulement ainsi asséché va très vite gripper à cause des frottements de contact qui vont considérablement augmenter en absence de lubrification, et plus encore si le moteur est en fonctionnement puisque les vitesses de roulement en jeu vont être très importantes.

d. La corrosion

En plus des particules, le circuit de lubrification peut amener dans le roulement de l'eau ou des éléments chimiques. La corrosion par piqûres est une dissolution locale du matériau. Cette perte de matière initie des micro-cavités dans les éléments qui peuvent se rejoindre et amorcer des fissures. De plus cette corrosion va rejeter dans

l'environnement du roulement des particules qui seront par la suite autant de contributeurs aux défauts de surface.

La corrosion de contact est quant à elle régie par les mouvements de très faibles amplitudes des deux surfaces en contact (vibrations, micro-glissements, etc.), et tient son origine dans la vibration des éléments du roulement ou l'ajustement des bagues lors du montage. Ces petits déplacements génèrent un cisaillement responsable du transfert adhésif, puis sous l'effet de mouvement de plus grandes amplitudes ces débris d'usure sont libérés dans le roulement, s'oxydent (dans cette phase leur dureté est généralement accrue) et deviennent donc des polluants nocifs pour l'environnement du roulement.

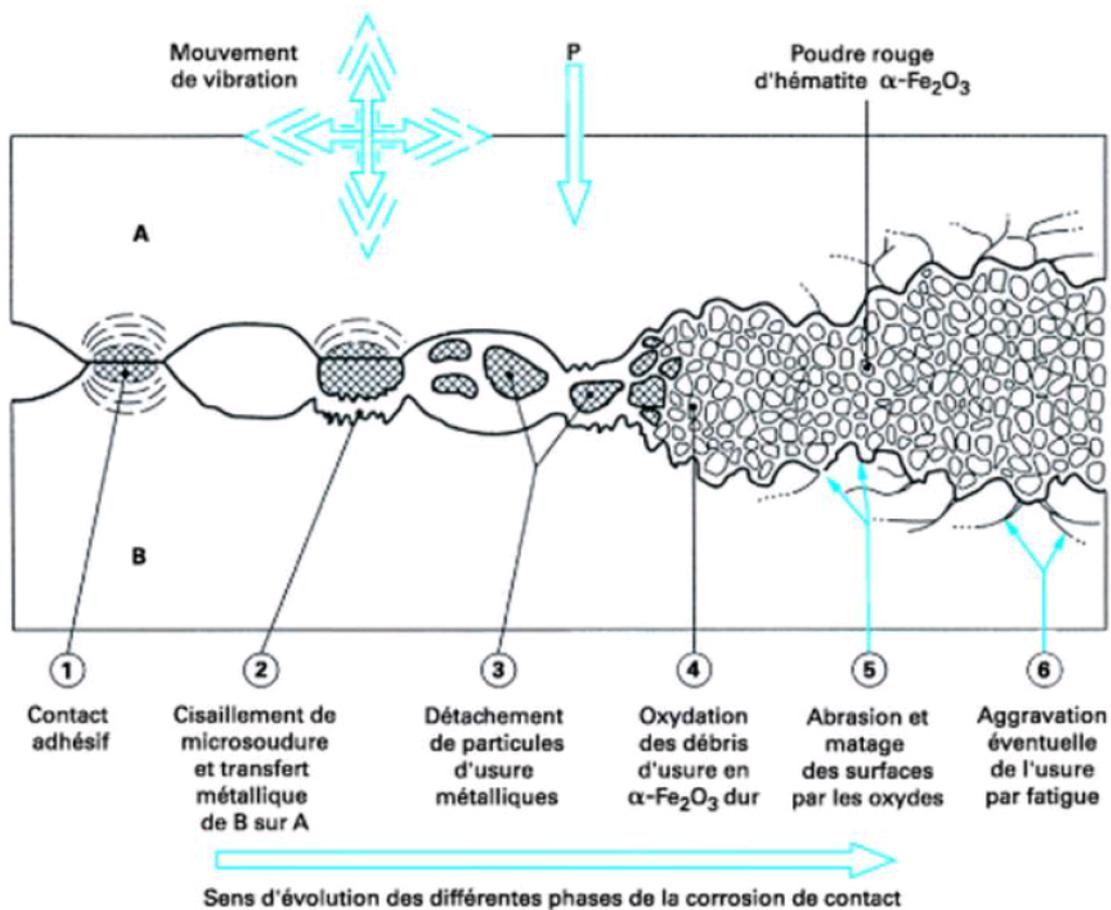


Figure I-10 Mécanisme de la corrosion de contact.

La corrosion est donc une avarie qui peut être sévère pour le roulement. Cependant elle peut être palliée grâce à une diminution des vibrations dans les roulements, à une amélioration de la qualité de l'huile et de l'étanchéité des assemblages - ayant pour effet de limiter la circulation d'air entre les surfaces - ou encore à un durcissement des surfaces en contact par traitement chimique tel que la nitruration, la carbonitruration, etc.

I.2 L'endommagement

L'endommagement des roulements est un phénomène parfois difficile à prévoir tant les causes et mécanismes en jeu peuvent être nombreux. Il reste néanmoins un point clé dans la certification de pièces qui sont parfois soumises à d'importantes sollicitations pendant un très grand nombre de cycles.

L'endommagement des roulements peut être divisé en deux catégories : l'endommagement direct, *i-e*, les dommages que peuvent subir les pièces durant leur fabrication, leur acheminement, leur montage ou en cours de fonctionnement lorsqu'un incident survient, comme cela a été présenté dans la section précédente, et l'endommagement indirect, *i-e*, les dommages résultant d'un long processus de fatigue et d'usure des pièces.

Si le premier cas d'endommagement est souvent facile à déceler, le second repose davantage sur la probabilité que des événements critiques surviennent en cours de fonctionnement, et nécessite donc l'utilisation de modèles ou de critères afin d'être prédit.

I.2.1 La Fatigue de roulement

La fatigue du contact de roulement (RCF - *Rolling Contact Fatigue*) diffère de la fatigue usuelle et ces différences ont rigoureusement été listées dans la littérature [SAD09] :

- L'état de contrainte en contact non-conforme soumis à la RCF est complexe et multi-axial et gouverné par la théorie de Hertz.
- Contrairement à la fatigue usuelle, la RCF est une fatigue multi-axiale.
- Le trajet de chargement en un point sous la surface n'est jamais proportionnel, *i-e*, les différentes composantes du tenseur des contraintes vont évoluer indépendamment les unes des autres, et ce d'autant plus si des contraintes résiduelles ou des inhomogénéités sous la surface sont initialement présentes.
- Le niveau de contraintes hydrostatiques atteint en cas de contact non-conforme est considérable.
- Les principaux axes de sollicitation changent constamment durant un cycle de chargement, ce qui influe directement sur la direction des plans où la contrainte de cisaillement est maximale. Par conséquent il est souvent difficile d'identifier les plans les plus sensibles à la fatigue.

- Les phénomènes liés à la RCF interviennent dans des volumes très localisés dans les éléments testés. Les zones de contact dans un roulement sont généralement de l'ordre du dixième de millimètre.
- La RCF induit généralement un écaillage de fatigue qui modifie la réponse élastique lors du chargement. Aussi des déformations plastiques localisées et une évolution des contraintes résiduelles vont influencer les mécanismes de fatigue. Il est alors nécessaire de mettre en place des moyens d'évaluation tridimensionnelle de l'état de contrainte ou de l'évolution microstructurale afin de quantifier précisément l'endommagement de fatigue.

La fatigue de roulement englobe un certain nombre de termes que l'on peut retrouver dans la littérature. Thalian [TAL99] a distingué la fatigue de roulement à deux échelles et selon trois processus.

A l'échelle macroscopique, l'écaillage est le résultat lié à la fatigue du contact Hertzien, défini par l'apparition en surface d'un cratère induit par la coalescence de fissures initiées dans la zone des contraintes Hertziennes (voir Figure I-11-a). La profondeur de ces cratères est généralement assimilable à la profondeur du maximum des contraintes de cisaillement. A l'échelle microscopique, une usure de la surface peut entraîner, à l'échelle des aspérités de surface, l'abrasion des surfaces en contact, des micro-fissures ou des micro-écailles. Ces phénomènes sont davantage le résultat d'efforts en surface pilotés par la présence d'aspérités, comme on peut le distinguer en Figure I-11-b.

La fatigue de roulement est alors classée selon trois origines : l'écaillage initié en surface par l'accroissement de micro-écailles, l'écaillage initié sous la surface par la coalescence de fissures dans la profondeur de Hertz, et le micro-écaillage de surface.

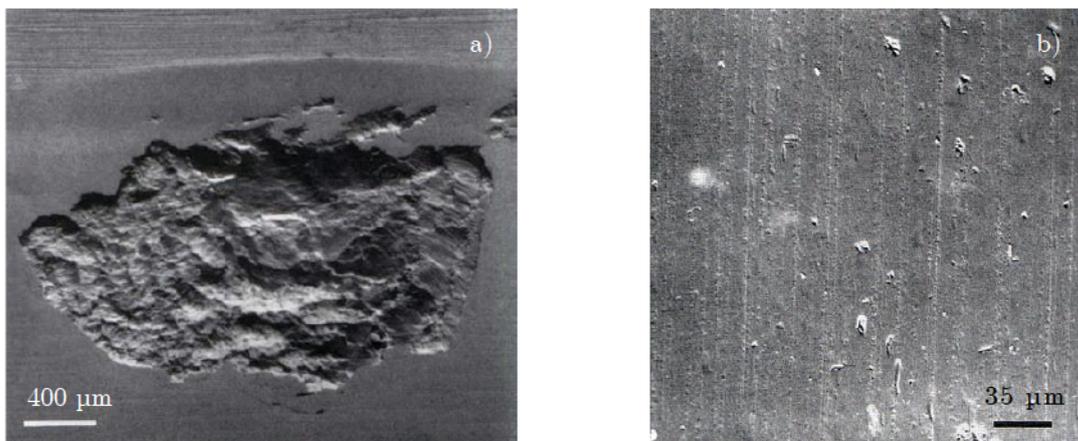


Figure I-11 a) Ecaillage en surface initié en sous-couche et b) micro-écaillage de surface [TAL99].

I.2.2 Critères d'endommagement

Un critère de fatigue met en relation des grandeurs issues du cycle multiaxial de contraintes $[\sigma_{ij}(t)]_T$ définies sur la période T (amplitudes, valeurs moyennes, valeurs maximales, parties alternées) et des limites d'endurance (ou des limites de fatigue à N cycles) suivant plusieurs modes de sollicitations simples (traction alternée symétrique σ_{-1} , traction répétée, σ_0 , flexion alternée symétrique f_{-1} , flexion répétée f_0 , torsion alternée symétrique τ_{-1} , etc.). Un critère de fatigue peut donc être représenté à l'aide d'une fonction de fatigue dans laquelle interviennent le cycle multiaxial de contraintes et plusieurs limites d'endurance ou limites de fatigue du matériau. Cette fonction de fatigue est prise égale à l'unité lorsque la limite d'endurance ou la limite de fatigue du matériau est atteinte :

$$CF([\sigma_{ij}(t)]_T, \sigma_{-1}, \sigma_0, \tau_{-1}, \dots) = 1 \quad (\text{I.4})$$

Un critère de fatigue, par l'intermédiaire de la valeur de sa fonction de fatigue E , situe ainsi tout cycle multiaxial de contraintes $[\sigma_{ij}(t)]_T$ par rapport à la limite d'endurance ou à la limite de fatigue du matériau. Pour un cycle multiaxial donné, si celle-ci est inférieure à l'unité ($CF < 1$), le critère prévoit l'amorçage d'une fissure au-delà du nombre N de cycles définissant l'endurance ou la limite de fatigue du matériau. Si la fonction de fatigue est supérieure à l'unité ($CF > 1$), le critère prévoit au contraire l'apparition d'une fissure avant l'application des N cycles correspondant au seuil d'endurance ou à la limite de fatigue.

L'utilisation de ces critères présente l'avantage que ceux-ci sont définis par des limites d'endurance rapidement déterminables expérimentalement en essai de fatigue simple. A ce titre, des essais de fatigue gigacyclique utilisant des méthodes ultrasonores pour réaliser un nombre de cycles considérable en un temps très court (jusque 20 000 cycles par seconde) peuvent être envisagés pour caractériser à moindre coût l'endurance de certains matériaux en sollicitation uniaxiale.

a. Critère de Sines

D'abord établi en 1955, ce critère a été modifié par son auteur en 1981 afin de l'exprimer en fonction des invariants du tenseur des contraintes et de son déviateur, et non plus en fonction des deux termes des contraintes relatives au plan octaédrique (contraintes octaédriques normale et tangentielle). La formulation du critère est une fonction de J_{2a} , l'amplitude du deuxième invariant du déviateur des contraintes, généralement assimilé à la valeur maximale du deuxième invariant du déviateur des

contraintes alternées, et de I_{1m} , valeur moyenne du premier invariant du tenseur des contraintes :

$$CF_{SI} = \max_v \frac{\sqrt{J_{2a}} + \alpha \cdot I_{1m}}{\beta} \quad (\text{I.5})$$

$$\text{avec} \begin{cases} \sqrt{J_{2a}} = \max_t (\sqrt{J_{2a}(t)}) \\ J_{2a}(t) = \frac{\sum_{ij} s_{ij,a}(t) \cdot s_{ji,a}(t)}{2} \\ s_{ija}(t) = s_{ij}(t) - s_{ijm} \end{cases} \quad (\text{I.6})$$

Les paramètres α et β peuvent être évalués grâce au recalage de ce critère sur des cas simples de sollicitation mécanique.

Si l'on considère la sollicitation d'une poutre en torsion alternée symétrique, la limite d'endurance est notée τ_{-1} et le tenseur des contraintes s'écrit sous la forme :

$$\bar{\sigma}(t) = \begin{pmatrix} 0 & \sigma_{12}(t) & 0 \\ \sigma_{12}(t) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad \text{avec} \quad \begin{cases} \sigma_{12}(t) = \sigma_{12m} + \sigma_{12a} \cdot \sin(\omega \cdot t) \\ \sigma_{12a} = \tau_{-1} \\ \sigma_{12m} = 0 \end{cases}$$

Dans ce cas, I_{1m} est clairement nul et l'égalité $CF_{SI}(\sigma) = 1$ revient à évaluer :

$$\beta = \sqrt{J_{2a}} \quad (\text{I.7})$$

Le développement de J_{2a} donne :

$$\sqrt{J_{2a}(t)} = \sqrt{\frac{2 \cdot [\sigma_{12a} \cdot \sin(\omega \cdot t)]^2}{2}} \quad (\text{I.8})$$

Le maximum de (I.8) s'obtient alors en $t = \frac{\pi}{2\omega}$ et vaut σ_{12a} . On obtient donc

$$\boxed{\beta = \tau_{-1}}.$$

En traction simple répétée : la limite d'endurance est notée σ_0 et le déviateur des contraintes prend la forme :

$$\underline{s}(t) = \begin{pmatrix} \frac{2\sigma_{II}(t)}{3} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{\sigma_{II}(t)}{3} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{\sigma_{II}(t)}{3} \end{pmatrix} \quad \text{avec} \quad \begin{cases} \sigma_{II}(t) = \sigma_{IIm} + \sigma_{IIa} \cdot \cos(\omega \cdot t + \phi) \\ \sigma_{IIa} = \frac{\sigma_0}{2} \\ \sigma_{IIm} = \frac{\sigma_0}{2} \end{cases}$$

Le calcul de (I.6) donne alors pour ce type de sollicitation :

$$\sqrt{J_{2a}(t)} = \sqrt{\frac{6(\sigma_{II}(t) - \sigma_{IIm})^2}{2}} = \frac{1}{\sqrt{3}} |\sigma_{IIa} \cos(\omega \cdot t + \phi)| \quad (\text{I.9})$$

Le maximum de (I.9) est obtenu en $t = \frac{\pi - \phi}{\omega}$ et vaut $\sqrt{J_{2a}} = \frac{\sigma_0}{2\sqrt{3}}$.

De même on a clairement $I_{1m} = \frac{\sigma_0}{2}$ et en considérant $CF_{SF} \bar{\sigma} = 1$ on obtient

finalement $\boxed{\alpha = 2 \frac{\tau_{-1}}{\sigma_0} - \frac{1}{\sqrt{3}}}$.

b. Critère de Crossland

La formulation du critère est une fonction de J_{2a} et de I_{1Max} , la valeur maximale du premier invariant du tenseur des contraintes :

$$CF_{CR} = \max_v \frac{\sqrt{J_{2a}} + \alpha \cdot |I_{1Max}|}{\beta} \quad (\text{I.10})$$

En recalant α et β selon la même méthode qu'exposée précédemment on tombe sur

$$\boxed{\alpha = \frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \frac{1}{\sqrt{3}}} \quad \text{et} \quad \boxed{\beta = \tau_{-1}}.$$

c. Critère de Dang Van

Le critère de Dang Van est un critère de type plan critique. La formulation de ce critère repose sur l'idée que l'endommagement de la matière est localisé sur un plan dit critique qui dépend du cycle multiaxial considéré. Le critère est la maximisation sur l'ensemble des plans de l'espace discrétisé d'un indicateur CF_h de dommage par plan de normal h :

$$CF_h = \max_{(t)} \left(\frac{\|\tau_{ha}(t)\| + \alpha \cdot P_H(t)}{\beta} \right) \quad (\text{I.11})$$

Et le critère s'écrit alors :

$$CF_{DV} = \max_{(h)}(CF_h) \quad (I.12)$$

avec $\alpha = 3 \left(\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \frac{1}{2} \right)$ et $\beta = \tau_{-1}$.

Le vecteur τ_{ha} représente ici l'écart au vecteur moyen τ_{hm} du vecteur cisaillement projeté dans le plan de normal h , et $P_H(t)$ la contrainte hydrostatique à l'instant t du trajet de chargement.

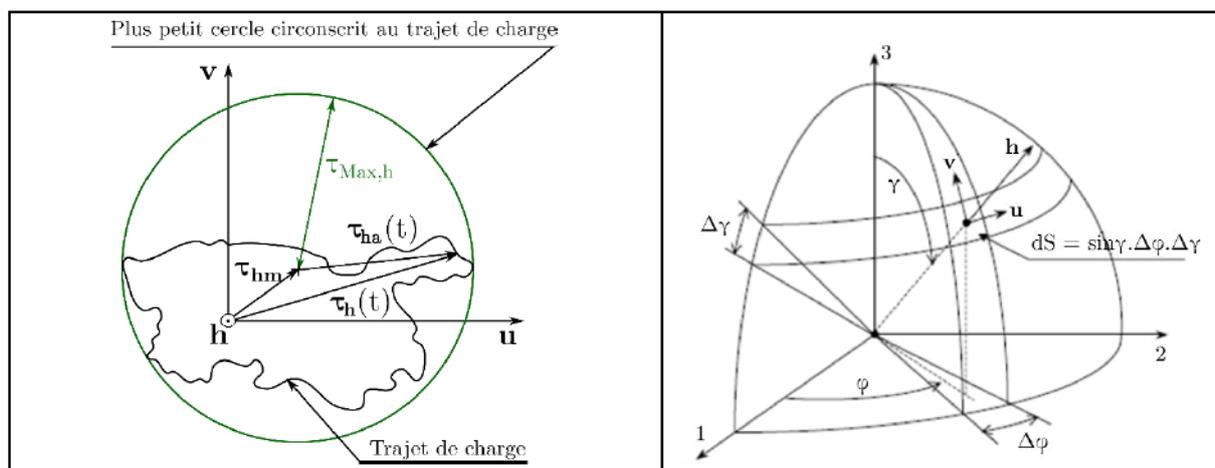


Figure I-12 Schématisation du trajet de charge (gauche) et de la méthode de discrétisation des plans de l'espace dans un quart de sphère (droite).

Afin de calculer cet indicateur dans l'espace on considère un quart de sphère que l'on discrétise en plusieurs facettes, chaque facette représentant alors un plan de l'espace de vecteur directeur h .

Il nous suffit alors de calculer le cisaillement dans chacun de ces plans en y projetant le tenseur des contraintes, permettant alors de calculer, pour chacun des plans, le cisaillement moyen et l'amplitude du cisaillement.

I.2.3 Modèle d'endommagement

a. Modèle de Lunberg-Palmgren (LP)

La fatigue de roulement dans les roulements acier se manifeste par le détachement de particules métalliques en surface des éléments du roulement (piste ou éléments roulants). Dans le cas de fatigue initié sous la surface, le processus d'endommagement commence par l'initiation d'une fissure qui se propage ensuite vers la surface. En 1947, Lundberg et Palmgren [LUN47] sont partis du postulat que l'initiation de fissures sous

la surface était pilotée par le cisaillement orthogonal maximal sous la surface (bien qu'il est à noter que certains de leurs paires ne portent pas le même crédit quant aux origines de la fissuration) et que par conséquent la fatigue des éléments trouvait son origine dans cette zone sensible.

- La théorie de Lundberg et Palmgren est largement utilisée pour estimer la durée de vie en fatigue de roulement des éléments roulants en acier. Elle s'appuie sur les travaux de Weibull qui prévoient que plus le volume sollicité est important, plus le risque d'endommagement de fatigue est élevé. Elle se résume sous forme d'une équation simple qui relie la durée de vie en fatigue avec les contraintes appliquées et la probabilité de survie :

$$\ln\left(\frac{1}{S}\right) \propto \frac{N^e \tau_\theta^c V}{z_\theta^h} \quad (\text{I.13})$$

avec N , le nombre de cycles de sollicitation pour une probabilité de survie S , τ_θ , le cisaillement orthogonal maximal sous la surface de contact, z_θ , la profondeur où se situe τ_θ , et V , le volume de matière sollicité.

L'exposant e représente la pente de la courbe de Weibull, et a été évalué par LP [LUN47] à 10/9 pour un contact ponctuel et 9/8 pour un contact linéique. Les exposants c et h sont ensuite évalués de manière empirique et dépendent directement du paramètre e .

Cette formulation a été la base du calcul de durée de vie en introduisant la notion de capacité dynamique de base - charge pour laquelle 90% de la population atteint 1 million de révolutions - qui est traduite par la relation ultérieurement admise comme norme internationale (ISO 281) [ISO281] :

$$L_{10} = \left(\frac{C}{P}\right)^n \quad (\text{I.14})$$

avec L_{10} , la durée nominale en millions de tours, atteinte ou dépassée par 90% de roulements apparemment identiques et en nombre suffisant, fonctionnant dans les mêmes conditions avant l'apparition des premiers signes de fatigue, C , la charge dynamique de base (en Newton), P , la charge dynamique équivalente pour les roulements et les butées (en Newton), et n , l'exposant de durée de vie - généralement évalué à 10/3 pour les roulements à rouleaux, et à 3 pour les roulements à billes.

Afin de tenir compte des évolutions techniques ou de paramètres connus influençant la durée de vie, tels que les caractéristiques particulières de la matière, la lubrification ou un besoin d'évaluer la durée de vie avec une fiabilité différente de 90%, le modèle de LP a été amélioré dans une révision de la norme par la formule suivante :

$$L_{na} = a_1 a_2 a_3 L_{10} \quad (\text{I.15})$$

avec L_{na} , la durée corrigée pour matière et conditions de fonctionnement non conventionnelles à un niveau de fiabilité donné, a_1 , le facteur de correction de durée pour une fiabilité différente de 90%, dont les valeurs sont redéfinies dans la norme ISO 281 :2007, a_2 , le facteur de correction de durée pour matériau non conventionnel, et a_3 le facteur de correction de durée pour conditions de fonctionnement non conventionnelles ; notamment les conditions de lubrification.

Sur la base des travaux de LP, d'autres modèles pour application industrielle ont été proposés, notamment le modèle de Ioannides-Harris [IOA85], qui généralise l'équation (I.14) à un état de contrainte global pris dans un volume élémentaire suffisamment large pour contenir une quantité représentative de défauts ; ou le modèle de Tallian [TAL92b], qui tient compte de l'origine des défauts (surfacique ou sous-surfacique) ainsi que des déformations plastiques liées à la présence d'un défaut ; ou encore d'autres modèles qui ont été détaillés par Tallian [TAL92a].

b. Critère d'amorçage de fissure

Le processus de fatigue par initiation de fissures est une étape importante de l'endommagement des matériaux. Les travaux de Tonicello [TON12] ont permis de mettre en place un modèle physique basé sur des paramètres simplement identifiables expérimentalement et qui ne nécessitent pas de tests de durée de vie sur la fatigue des roulements, excepté pour la validation initiale du modèle. Ce modèle repose sur l'endommagement initié par les mouvements de dislocations qui se produisent entre deux bandes de glissement à travers un matériau cristallin pendant une sollicitation mécanique. Les bandes de glissement sont des sites privilégiés dans la fatigue cyclique pour des petites déformations. Les déformations cycliques sont concentrées le long de ces bandes de glissement. Tanaka et Mura [TAN81] ont été les premiers à modéliser ce type de mécanisme. Les déformations plastiques à l'intérieur d'une bande de glissement sont modélisées par deux couches adjacentes d'empilement de dislocations, formant un double empilement. A l'échelle du grain, le nombre de cycles à l'initiation de fissures est défini par le nombre de cycles à partir duquel l'énergie emmagasinée dans un grain,

due à l'accumulation de dislocations, atteint une valeur critique. Pour une contrainte uniaxiale, la contrainte de cisaillement devient maximale quand la normale au plan de glissement et la direction du glissement sont orientées à 45° par rapport à la direction de sollicitation. La figure qui suit montre cette situation dans un grain de rayon a favorablement orienté (voir Figure I-13).

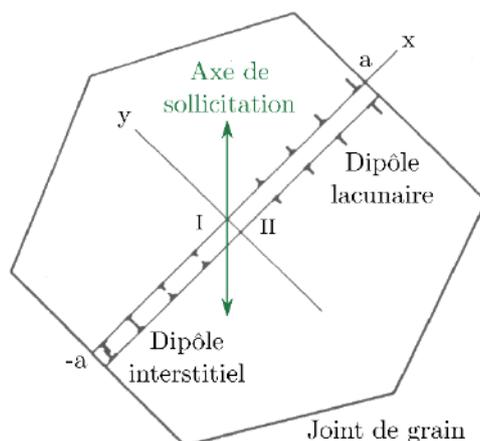


Figure I-13 Déplacement des dislocations dans un grain favorablement orienté.

Le critère proposé par Tanaka et Mura sur l'initiation de fissures est traité d'un point de vue d'équilibre énergétique. Si l'énergie emmagasinée par l'accumulation des dislocations après n cycles devient égale à l'énergie de surface du matériau, les dipôles de dislocation formés par les doubles empilements peuvent se transformer en surface libre (création d'une fissure). Le nombre de cycles à l'initiation d'une fissure n_C est alors défini comme le nombre de cycles de fatigue à partir duquel l'équilibre énergétique satisfait :

$$E = E_I + E_{II} = 2n_c \Delta E = S \cdot \omega_S \quad (\text{I.16})$$

où ω_S représente l'énergie spécifique de fissuration par unité de surface, $S = 4a \times$ (épaisseur unité) les surfaces nouvellement créées et a le rayon du grain. Cette première approche permet de définir le nombre de cycles à amorçage de fissures, comme suit :

$$n_C = \frac{2A \cdot S \cdot \omega_S}{b(\Delta\tau - 2\tau_f)^2 a^2} \quad (\text{I.17})$$

$$A = \frac{\mu b}{2\pi(1 - \nu)} \quad (\text{I.18})$$

où μ est le module de cisaillement, b est le module du vecteur de Burger, ν est le coefficient de Poisson, $\Delta\tau$ est l'amplitude crête à crête du cisaillement cyclique (en Pa), et τ_f est la cission de friction s'opposant aux mouvements de dislocation.

Toutefois, ce modèle qui ne tenait pas compte de l'irréversibilité du mouvement des dislocations ni de la présence de contraintes résiduelles qui tendent à ouvrir la fissure, a donc été adapté en ajoutant un facteur d'accumulation de l'endommagement, noté f^* , associé à un paramètre d'ouverture micro-plastique cyclique noté γ_C : on note alors $\Delta\gamma_C = f^* \cdot \gamma_C$. Ce dernier paramètre a été identifié comme étant l'accroissement des déformations plastiques cycliques dû à l'irréversibilité du mouvement de dislocation. Il a été identifié comme étant proportionnel à la déformation plastique selon la loi :

$$\gamma_c = 6 \cdot 10^{-3} \cdot \varepsilon_p \quad (1.19)$$

Enfin l'effet des contraintes résiduelles de traction a été ajouté en considérant l'énergie d'interaction due aux contraintes de traction σ_N normales au plan de fissure. Pour un matériau isotrope, dans un grain parallélépipédique de côté α , cette énergie est donnée selon Mura par la relation :

$$E(\sigma_N) = -\frac{4(1-\nu)\alpha^3}{3\mu} \cdot \sigma_N^2 \quad (I.20)$$

L'équilibre énergétique de l'équation (I.16) devient alors :

$$-E(\sigma_N) + 2n_c \Delta E_g = 8\alpha^2 \cdot \omega_S \quad (I.21)$$

Et le nombre de cycles à initiation de fissures devient :

$$n_C = \frac{2\omega_S - \alpha(1-\nu) \frac{\sigma_N^2}{3\mu}}{f^* d \cdot \gamma_C (\Delta\tau - 2\tau_f)} \quad (I.22)$$

où d est la distance moyenne entre les bandes de dislocation (en mm) et $\Delta\tau$ est ici l'amplitude crête à crête de la cission de Tresca (en Pa).

Les différents paramètres de ce critère ont été déterminés expérimentalement par Tonicello ou ont été récupérés dans la littérature pour les aciers 32CrMoV13 nitruré et 100Cr6 carbonitruré, et sont résumés ci-après.

Matériaux	ω_S (J.m ⁻²)	α (m)	μ (MPa)	τ_f (MPa)	$f^* \cdot d$ (m)	γ_C
32CrMoV13	1,95	1.10 ⁻⁶	81.10 ³	830	9,7.10 ⁻¹¹	6.10 ⁻³ · ε_p
100CR6				975	5,3.10 ⁻¹¹	

Tableau I-1 Paramètres du critère d'amorçage de fissure utilisés par Tonicello [TON12].

I.3 L'acier M50 dans le roulement hybride

Afin de pallier les avaries des roulements, un axe de développement est celui de l'amélioration des aciers utilisés en faisant par exemple évoluer les alliages. L'amélioration de ces aciers a permis de réduire considérablement l'endommagement initié sous la surface. Cependant les travaux menés sur l'endommagement en RCF des aciers montrent que l'endommagement de surface est encore un point crucial de la rupture des éléments, [BAM83], [AVE91] ou [GLO10]. Des techniques telles que la trempe, le revenu ou le durcissement Duplex vont permettre un renforcement de la surface sans compromettre la fiabilité, ou l'efficacité du matériau aux spécifications aéronautiques.

I.3.1 Fabrication et composition du M50

Le 'M' de M50 renvoie directement à l'utilisation de molybdène comme principal additif dans l'alliage lors de l'élaboration de cet acier. On peut également trouver cet acier sous les dénominations UNS T11350, AISI M50, AIR : E 80DCV40 ou encore 80MoCrV42-16. Les standards concernant la production font plutôt référence au AMS6490 et AMS6491.

Le M50 est un acier dit à durcissement structural. L'élaboration d'un tel acier nécessite une trempe après mise en forme, afin de générer une microstructure martensitique, suivie d'un revenu à 540-550°C qui permet la précipitation de carbures riches en molybdène, chrome et vanadium [BAH12]. Les traitements thermiques développés par les différents fabricants peuvent être complexes afin de maîtriser l'austénite résiduelle. Le durcissement secondaire des composants par revenu est nécessaire afin d'assurer une certaine dureté du matériau avant le procédé de nitruration, il permet alors d'atteindre une meilleure résistance tribologique et d'augmenter, éventuellement, le niveau de contraintes résiduelles de compression sous la surface dans la zone sollicitée par les contraintes de Hertz [GLO10]. La trempe superficielle du M50 permet d'atteindre des contraintes résiduelles de compression de 200MPa dans la couche dite superficielle (voir Figure I-14). Ces contraintes résiduelles sont dues à l'expansion volumétrique induite par la transformation martensitique qui suit l'austénitisation [BOY87]. Toutefois, après la trempe du M50, on retrouve dans la couche superficielle des carbures qui peuvent atteindre une taille de grain de l'ordre de 10µm [KLE13]. La composition chimique du M50 est présentée dans le Tableau I-2.

	C	Si	Cr	Mo	V	Mn
M50	0,83	0,25	4,1	4,25	1,0	0,2

Tableau I-2 Composition chimique du M50 (approximation) en pourcentage massique.

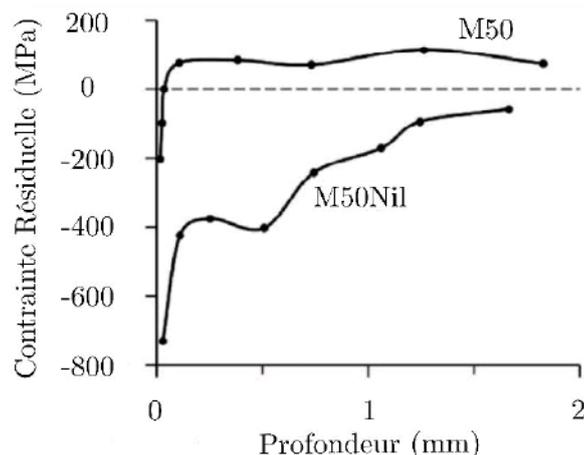


Figure I-14 Evolution des contraintes résiduelles en profondeur dans les aciers M50 trempé et M50Nil cémenté [BOH92].

I.3.2 Propriétés mécaniques du M50

L'élaboration du M50 permet d'obtenir dans la couche superficielle une dureté importante généralement comprise entre 60 et 64 HRC, qui évolue selon la température du matériau comme elle est présentée en Figure I-15. Le M50 est donc un matériau particulièrement bien adapté pour une utilisation dans des conditions de température allant jusque 310°C, contrairement aux aciers plus standards limités à des températures de 160°C. Néanmoins leur résistance à la corrosion a été remise en cause à de nombreuses reprises [PAR71], [POP82], et particulièrement lors d'une utilisation à des températures élevées.

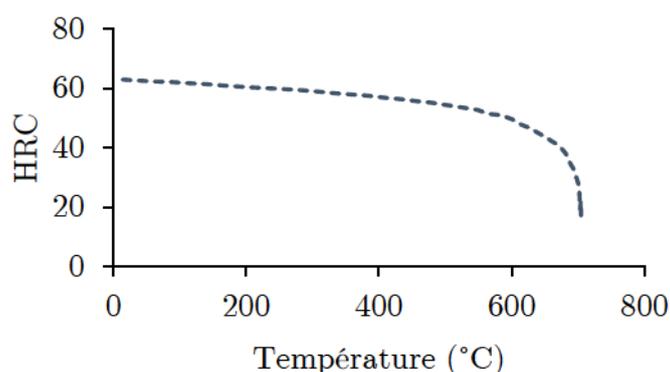


Figure I-15 Evolution de la dureté Rockwell de la couche affectée par la trempe d'un élément en acier M50 [BOH92].

Certaines propriétés mécaniques du M50 sont résumées dans le Tableau I-3. La loi de Voce retenue pour décrire le comportement élastoplastique du matériau a été évaluée par Jacq [JAC01].

Densité (kg.m ⁻³)		Module d'Young
20°C :	7780	$E = 210 \text{ GPa}$
100°C :	7759	Coefficient de Poisson
200°C :	7730	$\nu = 0,3$
Loi de Voce		
$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{eq} = \sigma_0 \cdot (1 + B \cdot [1 - \exp(-(\theta \cdot \varepsilon_p)^n)]) \\ \text{avec } \sigma_0 = 1444 \text{ MPa}, B = 1,38, \vartheta = 390 \text{ et } n = 0,352 \end{array} \right.$		

Tableau I-3 Propriétés mécaniques du M50.

Certaines propriétés caractérisant son comportement à la rupture sont résumées dans le Tableau I-4. Le facteur de correction a_2 de durée pour matériau non conventionnel dans la loi de LP définie à l'équation (I.15) a été évalué à 2,0 [BAM71].

K_{IC} (MPa.m ^{1/2})	R_e (MPa)	R_m (MPa)	$A\%$	$Z\%$
17-20	2110	2600	5	10

Tableau I-4 Caractéristiques à la rupture du M50.

I.3.3 Endommagement des Aciers dans le roulement

L'étude de l'endommagement en fatigue de roulement a été le sujet de nombreux travaux. Les mécanismes ne sont pas toujours précisément identifiés mais de nombreuses pistes ont été émises. Les aciers ont été étudiés en fatigue de roulement soit en conditions de fonctionnement naturel, *i-e* tels qu'ils s'endommagent dans les applications industrielles en condition de chargement et de lubrification idéale, soit en ajoutant des aggravateurs de l'endommagement tels que des indents artificiels.

Comme il a été présenté dans la section précédente, il est important de distinguer la fatigue des éléments acier qui survient en surface de contact, de celle qui survient sous la surface. La fatigue de roulement acier abouti généralement à un profond écaillage qui évolue ensuite dans le sens du passage de la charge [BRA09] et compromet fortement l'intégrité des roulements.

a. Fatigue de roulement (RCF) initiée en surface des éléments acier

La RCF en surface résulte généralement de la présence de défauts microscopiques (rugosités, porosités, fissures) naturellement induits par une mauvaise finition des éléments du roulement ou par le rodage des surfaces après la mise en service, ainsi que de défauts macroscopiques dans la surface de contact (indent, rayure, etc.).

L'amélioration des matériaux et l'évolution des techniques d'usinage permettent aujourd'hui de réduire considérablement la présence de défauts microscopiques, mais les défauts liés au piégeage de particules dans le roulement sont difficilement évitables. Les travaux menés sur ce type d'avarie font appel à l'utilisation d'indents artificiels, plus faciles à reproduire, à analyser et à maîtriser en termes de dimension.

b. Fatigue en rupture de lubrification

Le glissement ou la présence de discontinuités sur la surface peuvent introduire localement un contact direct entre les éléments roulants. Les efforts de traction ont été identifiés comme étant responsables de l'initiation de micro-fissures [ALF00]. Ces micro-fissures, dont une coupe transversale est présentée en Figure I-16, sont généralement inclinées dans le sens du passage de la charge et selon un angle aigu avec la surface compris entre 18° et 28° en roulement pur, et entre 41° et 50° en cas de glissement. Il a également été remarqué que ces micro-fissures sont d'autant plus nombreuses que le glissement est orienté dans le sens inverse du passage de la charge.

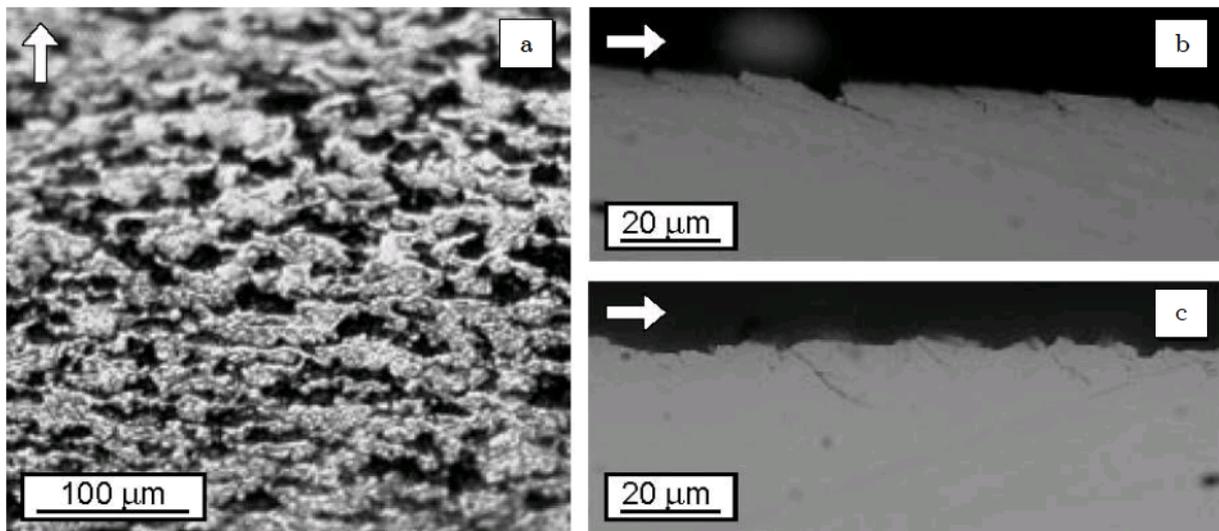


Figure I-16 Usure de la surface : a) vue de dessus, b) coupe transversale de la zone usée en condition de roulement pur et c) coupe transversale de la zone usée en condition de glissement orienté dans le sens inverse du passage de la charge - la flèche blanche indique le sens du passage de la charge [ALF00].

Les travaux de Kaneta *et. al* [KAN91] ont montré que la configuration la plus critique, pour l'ingestion de lubrifiant dans les micro-fissures, est établie lorsque la pointe de la fissure est orientée dans le sens du passage de la charge tandis que du frottement s'oppose à ce sens. Dans ces conditions, au passage de la charge le lubrifiant pénètre en fond de fissures et le frottement referme la fissure en surface, ce qui piège une quantité de lubrifiant sous la surface. Cette petite quantité de lubrifiant est alors

responsable de contraintes hydrostatiques qui peuvent faire propager la fissure selon une combinaison complexe entre le mode I et II. Ce mécanisme est schématisé en Figure I-17.

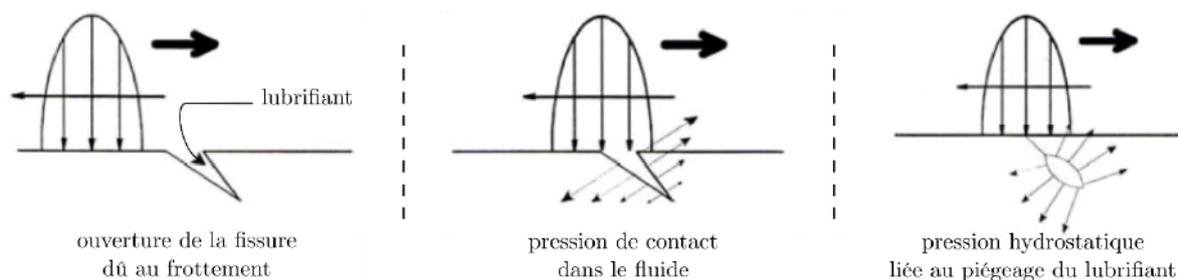


Figure I-17 Mécanisme du piégeage de lubrifiant dans les micro-fissures (la flèche en gras représente le passage de la charge et la flèche fine représente le sens du frottement).

Ces efforts sont d'autant plus élevés que le coefficient de frottement entre les matériaux est important. En ce sens le roulement hybride a montré de meilleures capacités à réduire ce type d'usure.

c. Fatigue en présence d'indent artificiel

Les indents sont souvent caractérisés par leur rayon, leur profondeur et la hauteur du bourrelet. Les deux premières dimensions ont une influence moindre sur l'endommagement en bord d'indent. En revanche, la présence d'un bourrelet, dans un premier temps, va générer des surpressions considérables qui vont réorganiser l'écaillage local et l'état des contraintes résiduelles d'indentation, et dans un second temps très localement rompre le film d'huile imposant un contact direct entre les deux surfaces des matériaux, entraînant alors le même type d'avaries qu'exposées précédemment. C'est pourquoi de nombreuses études montrent l'importance de bien reproduire l'indent en termes de rayon d'indent et de hauteur de bourrelet.

L'écaillage du bourrelet améliore la tenue à la fatigue car il permet un durcissement local de la matière. Tonicello a même constaté un réarrangement local de la matière par lissage et l'intégration des additifs présents dans le lubrifiant, générant un tribofilm riche en calcium, phosphore, zinc et oxygène qui protège ainsi la surface en contact [TON12]. L'étude de la fatigue des roulements hybrides a par ailleurs montré que la présence de céramique dans le roulement accentuait cet effet, ce qui tendait à allonger la durée de vie des éléments acier.

Les travaux de Jacq [JAC01] ont permis de localiser l'endommagement en fatigue de roulement en bord d'indent pour des pressions de contact conventionnelles. En

roulement pur l'endommagement peut se produire de part et d'autre de l'indent, avec un site préférentiel en aval de l'indent dans le sens du roulement (sens opposé au passage de la charge). En roulement plus glissement il a été statué que l'endommagement se produisait davantage en aval de l'indent dans le sens du frottement, qu'importe le sens du passage de la charge. Deux zones d'initiation de l'endommagement ont alors été identifiées. Sur la Figure I-18, le site d'endommagement noté ZR en bord d'indent est davantage activé dans les essais de roulement pur, alors que le site noté ZRF, situé à une distance de 20 μ m du bord d'indent, est activé dans les deux cas.

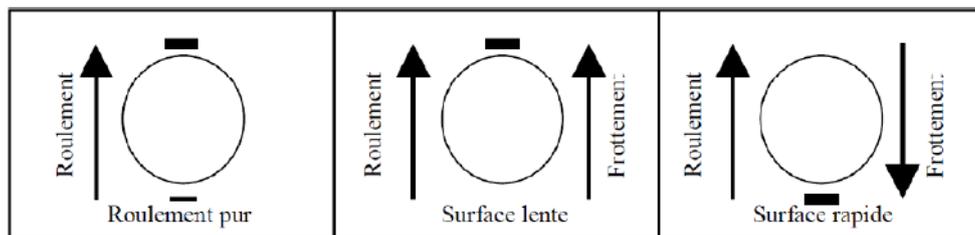


Figure I-18 Sites d'amorçage de l'endommagement en roulement pur ou en présence de frottement.

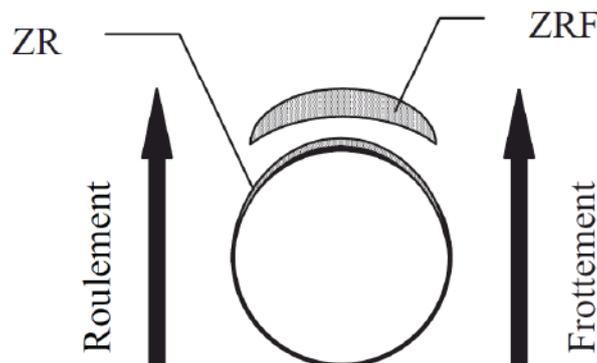


Figure I-19 Schématisation des sites d'amorçage de l'endommagement en RCF en bord d'indent.

Il a également été mis en évidence que la présence d'indent dans le roulement pouvait être à l'origine d'un écaillage après un nombre de cycles conséquents, ou sous certaines conditions extrêmes de contact. Les travaux de Morales-Espejel [MOR15] ont par ailleurs distingué la fatigue de roulement en présence d'indent dans le cas de contact sphérique et elliptique. Dans le premier cas il se produit un écaillage en bord d'indent qui se propage en forme de V dans le sens du passage de la charge (voir Figure I-20). Le processus de fissuration en V a été identifié comme étant piloté par la distribution des contraintes orthogonales maximales de cisaillement. Dans le cas d'un contact elliptique, il a été observé que l'écaillage évoluait davantage perpendiculairement à la direction du roulement (voir Figure I-21).

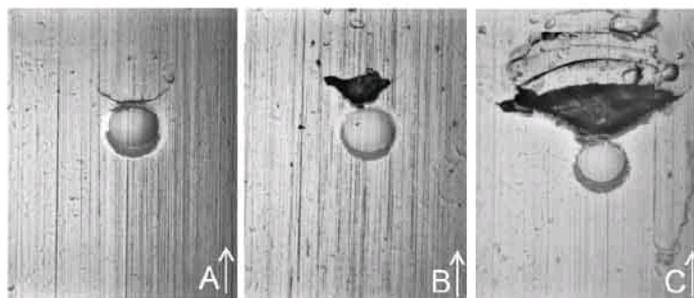


Figure I-20 Evolution de l'écaillage dans un contact sphérique initié par une fissuration en V en bord d'indent (la flèche représente le sens du passage de la charge) [MOR15].

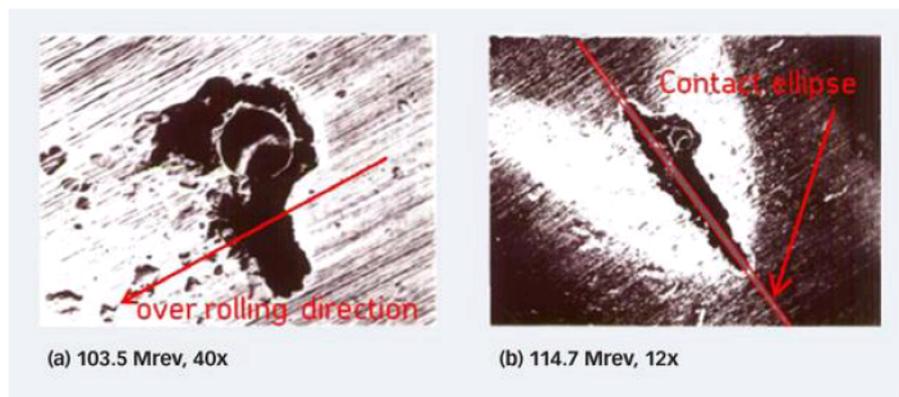


Figure I-21 Evolution de l'écaillage en bord d'indent dans un contact elliptique [MOR15].

d. Fatigue de roulement (RCF) initiée sous la surface des aciers

Lors de la fabrication des éléments acier du roulement, des précipités ou des particules ingérés pendant le processus peuvent former des inclusions solides dans la matrice. De même des porosités peuvent rester piégées sous la surface. Ces inclusions jouent le rôle d'amplificateur des contraintes lorsqu'elles sont situées dans la zone de Hertz. Autour de ces inclusions, se produit alors une transformation structurale communément appelée papillon de fatigue, dont les 'ailes' sont généralement orientées à 45° par rapport au roulement. Cette transformation est liée au mouvement des dislocations générées par le dépassement local de la micro-limite d'élasticité. Ce mouvement étant irréversible, les dislocations s'accumulent au cours des cycles successifs de chargement pour aboutir, lorsque que leur densité atteint une valeur critique, à la formation de fissures. Ces fissures peuvent enfin propager vers la surface et évoluer en écaillage.

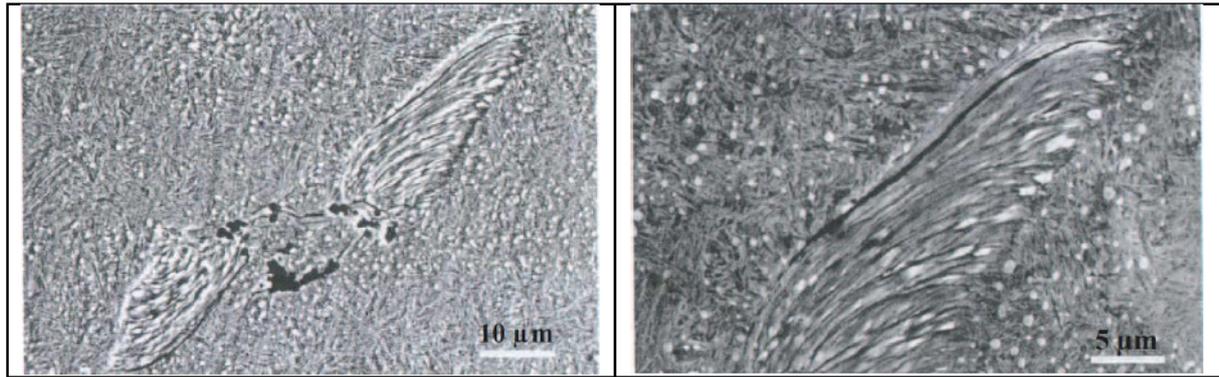


Figure I-22 Papillon de fatigue et fissure amorcée autour d'une inclusion [TAL99].

I.3.4 La nitruration du M50

La nitruration du M50, appelée aussi durcissement Duplex lorsqu'elle suit un premier durcissement par trempe et une revenu, est un procédé qui permet, par adjonction d'azote dans la couche superficielle d'un acier, d'augmenter considérablement sa dureté en surface et ainsi de renforcer son endurance en fatigue de roulement. Le processus de nitruration nécessite d'atteindre des températures parfois supérieures à 500°C, et c'est pour cette raison que le M50 est particulièrement adapté à ce type de procédé.

a. Procédés de nitruration

Il existe quatre types de procédés généralement utilisés à échelle industrielle : la nitruration en phase liquide, la nitruration en phase gazeuse, la nitruration ionique et la nitruration à basse pression.

La nitruration en phase liquide consiste à plonger l'élément acier dans un bain de sels de cyanate (CNO^-) qui se décomposent à la surface de l'acier suivant une réaction d'oxydation et de dismutation. Cette réaction a lieu très rapidement à une température élevée comprise entre 550°C et 590°C et produit du cyanure (CN^-). Les éléments carbone et azote sont alors diffusés sous la surface de l'acier, jusqu'à une profondeur pouvant atteindre 0,2 mm [STR02], et la surface de l'échantillon traité est remplacée par une couche de combinaison. Cette couche, aussi appelée couche ϵ , reconnaissable à sa couleur blanche et riche en nitrure de fer, est très dure et particulièrement fragile. Il devient alors nécessaire de la retirer par polissage afin de ne pas compromettre la ténacité en surface de l'échantillon traité. Bien que rapide et très efficace, ce procédé reste néanmoins très polluant et nocif ; il convient donc de le remplacer de plus en plus par une nitruration en phase gazeuse ou ionique.

La nitruration en phase gazeuse est réalisée sous une atmosphère d'ammoniac qui se dissocie en diazote. La fraction de gaz dissocié subit un craquage catalytique au contact

de l'acier, et l'azote ainsi formé diffuse sous la surface de l'acier. Cette technique permet d'éviter l'apparition de couches de combinaison ε lorsque le traitement est réalisé en un temps raisonnable ($\sim 16h$).

La nitruration ionique permet l'adjonction d'azote dans un matériau ferreux *via* l'utilisation d'un plasma basse énergie dans un mélange gazeux composé d'azote et d'hydrogène. L'échantillon à nitrurer est relié à la cathode du générateur de plasma, et divers procédés de chauffage peuvent être utilisés afin d'éviter un gradient de température dans l'échantillon. Des atomes d'azote ionisés sont alors bombardés à la surface de l'échantillon et diffusent en profondeur, ce qui peut générer l'apparition d'une couche de combinaison ou la précipitation de nitrure plus en profondeur et compromettre la qualité des pièces nitrurées. Il est cependant fait état de temps de traitement courts (1 à 2h) [DOD01] ou de températures de traitement plus basses (430°C) [YAG10], ce qui confère à ce procédé un certain avantage face aux deux précédents, en plus de son impact environnemental réduit.

La nitruration à basse pression implique l'utilisation de protoxyde d'azote en complément de l'ammoniac qui joue alors le rôle de catalyseur dans le processus de nitruration. Les limites de cette méthode résident dans le fait que l'azote est davantage absorbé que diffusé, ce qui stimule fortement la formation d'une couche de combinaison ε ou la précipitation intergranulaire.

b. Effets sur la matière

Les observations faites dans la profondeur d'un acier nitruré, présentées en Figure I-23, permettent souvent de distinguer deux couches macroscopiques. La couche de combinaison, particulièrement blanche, peut atteindre une épaisseur de 30 μ m et est très dure et fragile face à la couche de diffusion : c'est pourquoi elle est généralement retirée par polissage de la surface. La couche de diffusion peut varier de quelques centaines de microns jusqu'au millimètre selon le traitement réalisé, et atteindre des niveaux de dureté allant de 950 à 1200 HV [STR07].

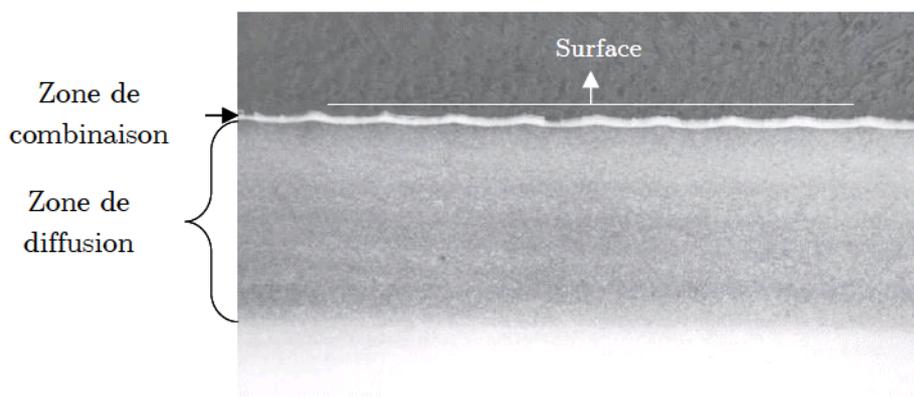


Figure I-23 Micrographie d'un acier nitruré [ELG99].

La dureté de la couche de diffusion décroît dans la profondeur comme présenté dans les travaux sur le M50NiL de Beer, Streit, Dodd ou Yagita (voir Figure I-24). La dureté est connue pour être fonction de la taille et de la distribution des carbures dans l'austénite, et d'une variété de paramètres de traitement de nitruration qui influencent directement cette distribution [KAC62a], [KAC62b]. El Ghazal a alors mis en évidence la proportionnalité entre la dureté en profondeur et l'évolution de la micro-limite de plasticité, ce qui s'explique par le fait que la nano-dureté dépend elle aussi du paramètre variable de la loi d'écroutissage [ELG99].

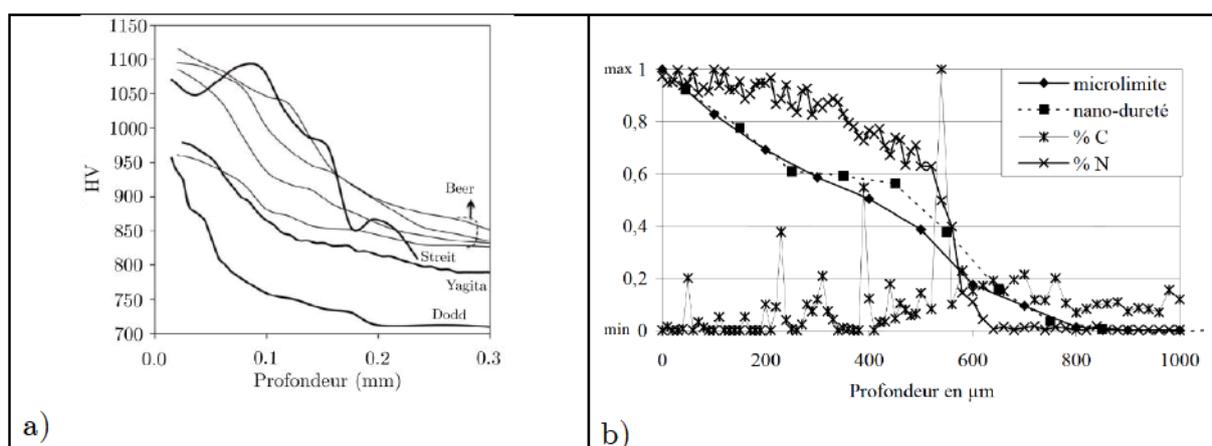


Figure I-24 a) Gradient de dureté dans le M50NiL mesuré en profondeur par différents auteurs [BEE07], [DOD01], [STR02] et [YAG10] - b) Profils adimensionnés de micro-limite d'élasticité, de nano-dureté et de teneur en azote et en carbone du 32CrMoV13 nitruré [ELG99].

Enfin la présence d'éléments d'alliage possédant une grande affinité avec l'azote, tels que le chrome, le vanadium ou le molybdène, favorise la précipitation de nitrures dans la couche de diffusion qui sont autant d'obstacles s'opposant aux mouvements de dislocations, et qui tendent alors à accroître fortement la dureté du matériau. La formation de ces précipités, en déformant la matrice de ferrite, a pour avantage supplémentaire d'introduire des contraintes résiduelles de compression en surface du

matériau [STR02]. On peut trouver dans la littérature une évaluation de ces contraintes résiduelles en profondeur présentée en Figure I-25.

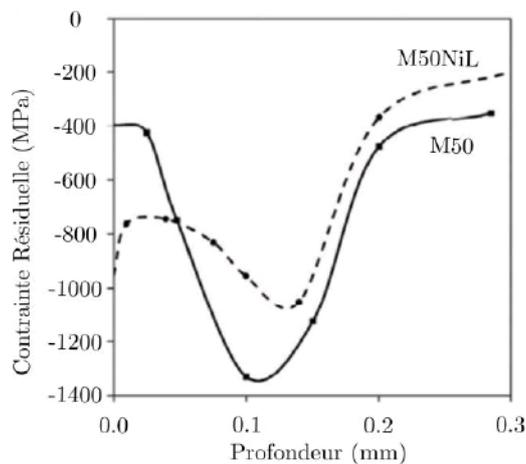


Figure I-25 Profil des contraintes résiduelles après durcissement Duplex [STR02].

c. Effets sur l'endommagement

Les travaux de RCF sur les aciers nitrurés sont généralement menés à haute pression de contact (2,5 à 5,42GPa) afin d'initier de l'endommagement dans des temps d'essai raisonnables. Streit a montré que dans de telles conditions d'essai, les aciers M50 et M50NiL nitrurés offraient de meilleures performances que leurs correspondants non traités [STR07]. Afin de reproduire les pires cas de sollicitation des roulements, des travaux ont été menés en condition de lubrification limite [GLO10], [STR02], [BRA93], [DOD99] et [PEA93] et en introduisant parfois des indents artificiels dans la zone de contact [STR02], [STR07]. Tous ces essais se concluent généralement en faveur des aciers nitrurés.

Les travaux de Kato ont montré que l'élévation de la dureté du matériau en surface permettait de réduire considérablement l'usure du matériau même en l'absence de lubrification [KAT94].

Les travaux menés par Streit sur la propagation de l'écaillage ont également montré que l'évolution de la surface de l'écaillage était nettement plus importante dans le cas d'un acier M50NiL non nitruré par rapport à son équivalent nitruré [STR07].

Nonobstant ces conclusions généralement orientées en faveur des aciers nitrurés, Pearson a rapporté que lors d'essais excédant une pression de contact de 5 GPa des fissures circulaires pouvaient initier en surface, semblables à celles observées sur des matériaux fragiles (telles les céramiques). L'origine de ces fissures, comme pour le cas des matériaux fragiles, a été identifiée à la présence de contraintes de traction très

élevées en bord de contact. La dureté particulièrement élevée en surface du M50 nitruré testé (72 HRC soit environ 1200HV) est dans ce cas une propriété jugée plutôt nocive pour le M50 nitruré.

I.4 La céramique dans le roulement hybride

Afin de pallier nombre des avaries du roulement, telles que l'indentation des surfaces ou la corrosion, une des solutions proposées est l'introduction de la céramique dans le roulement, le qualifiant ainsi de roulement hybride. Les excellentes propriétés du nitrure de silicium Si_3N_4 ainsi que son potentiel d'utilisation n'ont été découverts que dans les années 60. Ce matériau possède un comportement en sollicitations thermomécaniques nettement meilleur que les matériaux métalliques. En comparaison avec les oxydes tels que l'alumine ou la zircone, les céramiques s'oxydent mais une couche protectrice de silice qui se forme en surface assure un bon fonctionnement sous atmosphère oxydante jusqu'à des températures élevées de l'ordre de 1300°C .

I.4.1 Composition des céramiques (Si_3N_4)

Il existe deux phases de nitrure de silicium : une phase $\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4$ et une phase $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$ qui diffèrent dans la disposition des tétraèdres SiN_4 dans la chaîne cristalline.

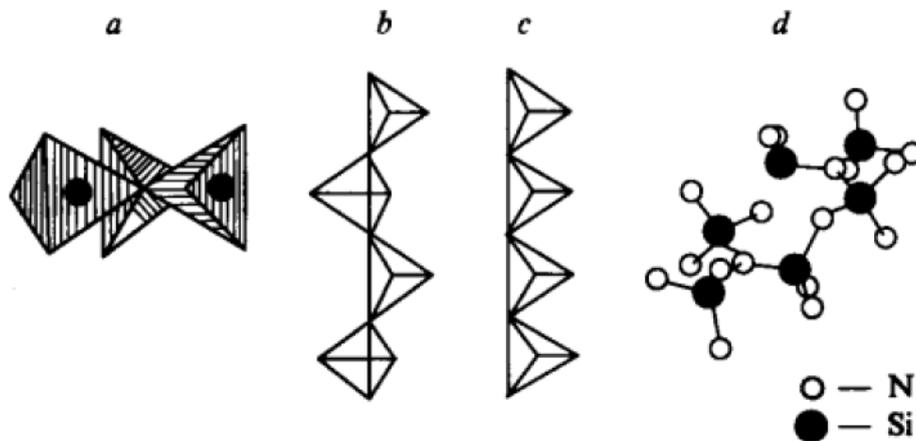


Figure I-26 Structure du nitrure de silicium. (a) trois tétraèdres SiN_4 ; (b) chaîne le long de l'axe c de tétraèdres pour la forme $\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4$ et (c) pour la forme $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$; (d) cellule élémentaire $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$.

Cette disposition change la cellule élémentaire ($\text{Si}_{12}\text{N}_{13}$ pour la phase Si_3N_4 et Si_6N_8 pour la phase $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$) et donc le groupe d'espace. Quelques paramètres de maille sont reportés dans le tableau 1.

Phase Si ₃ N ₄	Groupe d'espace	Paramètres de maille (nm)			Distance Si-N (nm)	Nombre de motifs dans la cellule unité	Densité théorique (DRX)
		a	c	c/a			
α	P31c	0,78183	0,55914	0,715	0,1715-0,1759	4	3,148
β	P6 ₃	0,7595	0,29023	0,382	0,1704-0,1767	2	3,211

Tableau I-5 Paramètres de maille [AND84].

Quatre méthodes d'élaboration de la poudre de nitrure de silicium se distinguent des autres : la synthèse directe à partir des éléments Si et N₂ (nituration), la synthèse en phase vapeur (CVD) à partir de SiCl₄ et NH₃ qui réagissent pour donner Si₃N₄ et HCl, la réduction carbothermique de SiO₂ avec carbone et azote conduisant à la formation de Si₃N₄ et C₉ et la précipitation du diimide où SiCl₄ liquide est transformé en diimide de silicium en présence de NH₃, avant d'être calciné [WOE86].

La densification du nitrure de silicium se fait préférentiellement par frittage en phase liquide [SOR82]. Une consolidation sans ajout est possible à une température de 0,85 fois la température de fusion [AND95]. Si le point de fusion du Si₃N₄ n'est pas connu précisément du fait d'une dégradation de la matière engendrée aux environs de 1700°C, sous une pression d'azote de 50MPa, le nitrure de silicium reste stable jusqu'à 2200°C et un faible changement d'atmosphère pendant le frittage fait évoluer la température de décomposition [THE89].

Si le frittage naturel de Si₃N₄ possède un grand intérêt économique, il conduit à une importante porosité résiduelle due au caractère covalent des liaisons Si-N. En outre il nécessite d'atteindre une haute température et d'intégrer au matériau une grande quantité d'ajouts (>7% en poids) [WOE86], [PEN01], [BRA90]. Des ajouts d'yttrium Y₂O₃ et d'aluminium Al₂O₃ permettent d'atteindre une phase liquide aux environs de 1900°C [RAE77].

La compression isostatique à chaud (Hot Isostatic Pressing ou HIP) est une technique permettant, à partir de moulages, de réaliser des formes complexes tout en réduisant la quantité d'ajouts du fait des fortes pressions appliquées (100 à 300MPa). Une autre méthode consiste à réaliser un frittage réactionnel (Reaction Bounding Silicon Nitride ou RBSN) ou un frittage sous azote pour consolider des formes complexes (en guise de préfrittage), ce qui permet ensuite d'effectuer une post-densification sans enrobage (Post-HIP) [HEI84]. L'argon, l'hélium ou l'azote sont généralement utilisés comme vecteur de pression [BAC87] Les deux méthodes sont schématisées sur la figure suivante :

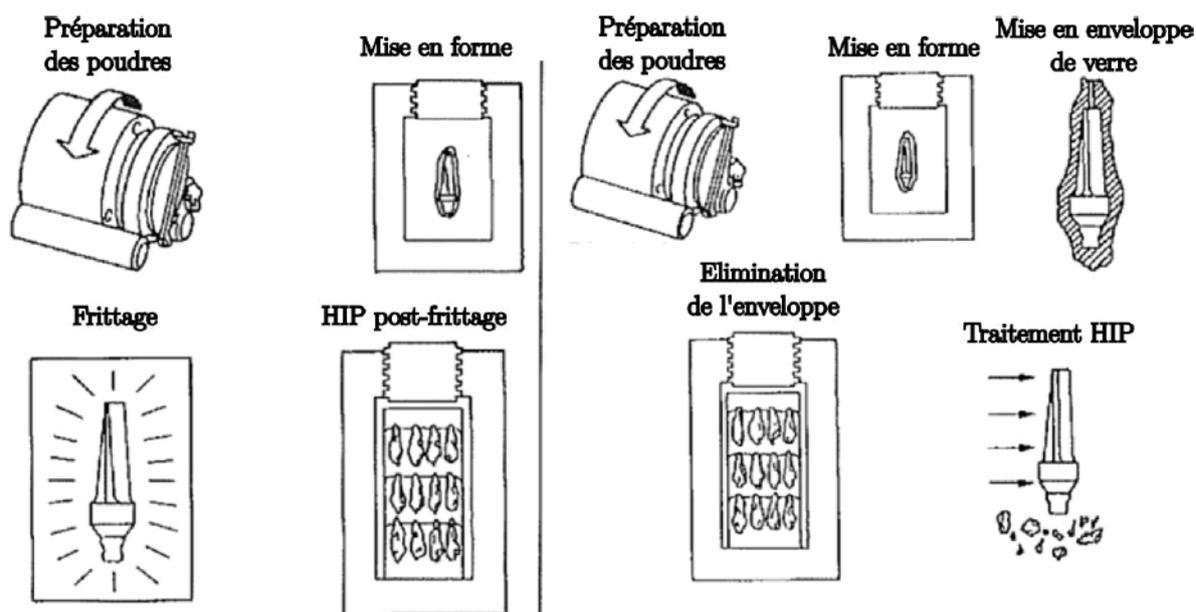


Figure I-27 Présentation des deux principales méthodes de fabrication des pièces en céramique.

Afin de donner une idée du processus de fabrication du Si_3N_4 en container, sous vide, et sous une pression de 200MPa, une température de frittage de 1750°C est suffisamment élevée pour densifier Si_3N_4 à 100% [THE89], [BAC87].

Les billes de nitrure de silicium utilisées dans les roulements sont généralement des céramiques de phase β , d'une taille de grain proche de $2\mu\text{m}$ obtenu par une mise en enveloppe de verre. Les billes développées pour des applications aérospatiales sont obtenues à partir du frittage et de l'HIP de grains de Si_3N_4 mis en enveloppe de verre, permettant ainsi une précision inférieure au micron au niveau du diamètre final de la bille et de la finition de sa surface. Les dimensions finales de la bille sont finalement obtenues grâce à un procédé de rodage qui produit de manière inévitable des collisions à faible vitesse entre les billes, conduisant ainsi à l'initiation de fissures en surface dues aux contraintes radiales de traction à la périphérie du contact [WAN00], [LEV08].

I.4.2 Avantage des céramiques dans le roulement hybride.

La céramique qui est donc généralement utilisée dans le roulement hybride est le nitrure de silicium (Si_3N_4) dont les propriétés chimiques et mécaniques sont comparées à celles des aciers de roulement dans le tableau suivant.

Paramètres	Unité	acier M50	Si3N4
Densité	kg.m ⁻³	7850	3250
Module d'Young	GPa	207	310
Dureté Vicker's	HV	700 – 800	1400-1800
Coeff. d'expansion thermique	10 ⁻⁶ .°C ⁻¹	12.5	3.2
Chaleur spécifique	J.kg ⁻¹ .°C	450	800
Conductivité thermique	W.m ⁻¹ .°C	30	20
Température limite d'intégrité	°C	350	1050

Tableau I-6 : Principales propriétés du Si₃N₄ en comparaison avec celles des aciers à roulement.

La faible masse volumique du nitrure de silicium est un atout majeur dans le roulement hybride car elle confère au roulement une masse globale plus légère qui est donc un gain d'énergie pour le turboréacteur, mais également elle diminue considérablement les efforts centrifuges des éléments roulants et ce d'autant plus que les vitesses de rotation sont importantes.

Le faible coefficient de dilatation permet de réduire le jeu interne du roulement, favorisant ainsi la répartition de la charge sur davantage d'éléments roulants et réduisant en conséquence les pressions de contact.

En analysant le module de Young ainsi que la dureté du nitrure de silicium, on comprend que l'ingestion de débris dans le roulement hybride marquera davantage la piste de roulement, plus tendre, et à débris équivalents l'indent laissé sur la piste sera particulièrement plus important dans le cas d'un roulement hybride que pour un roulement tout acier. Cependant Wang et al. [WAN07] ont mis en évidence un phénomène appelé « smoothing effect » généré par les fortes déformations plastiques du bourrelet autour de l'indent, dû au passage d'un élément roulant en Si₃N₄. Ces bourrelets sont plus aplatis dans le cas d'un roulement hybride et les surpressions introduites par l'indentation de surface sont alors radicalement réduites. Ce qui tend à être bénéfique pour le roulement.

En combinant des pistes en acier aux billes en céramique les différentes études menées jusqu'à aujourd'hui ont montré que :

- Les billes en céramique allongent de 4 fois la durée de vie en fatigue du roulement et lorsqu'elles atteignent la fin de leur durée de vie en fatigue elles s'endommagent de la même manière que les billes en M50 [MIN96] ;
- Le roulement hybride fait preuve de caractéristiques thermiques supérieures en comparaison avec le roulement tout acier [MIN96] ;
- Le roulement hybride a une durée de vie environ 5 fois supérieure au roulement tout acier en condition de rupture de lubrification [MIN96] ;
- Le Si₃N₄ présente une résistance à la corrosion favorable [KLE02].

I.4.3 Endommagement du Si₃N₄

Bien qu'il existe de nombreux bénéfices à remplacer les éléments roulants acier des roulements typiques par des billes en céramique, la céramique possède néanmoins une faible ténacité à la rupture [PIO06].

a. Défauts de surface

Durant le processus de fabrication, des variations dans les conditions de frittage ainsi que des collisions entre les billes selon un contact normal ou oblique peuvent survenir. Les différents types de défauts induits par ces phénomènes sont présentés en Figure I-28. Le défaut le plus généralement présent en fin de chaîne de production est la C-Crack - ou cônes de Hertz partiels. Les autres défauts apparaissent rarement et sont principalement liés à une mauvaise maîtrise du processus de frittage ou de l'indentation de la surface par une pointe assez dure.

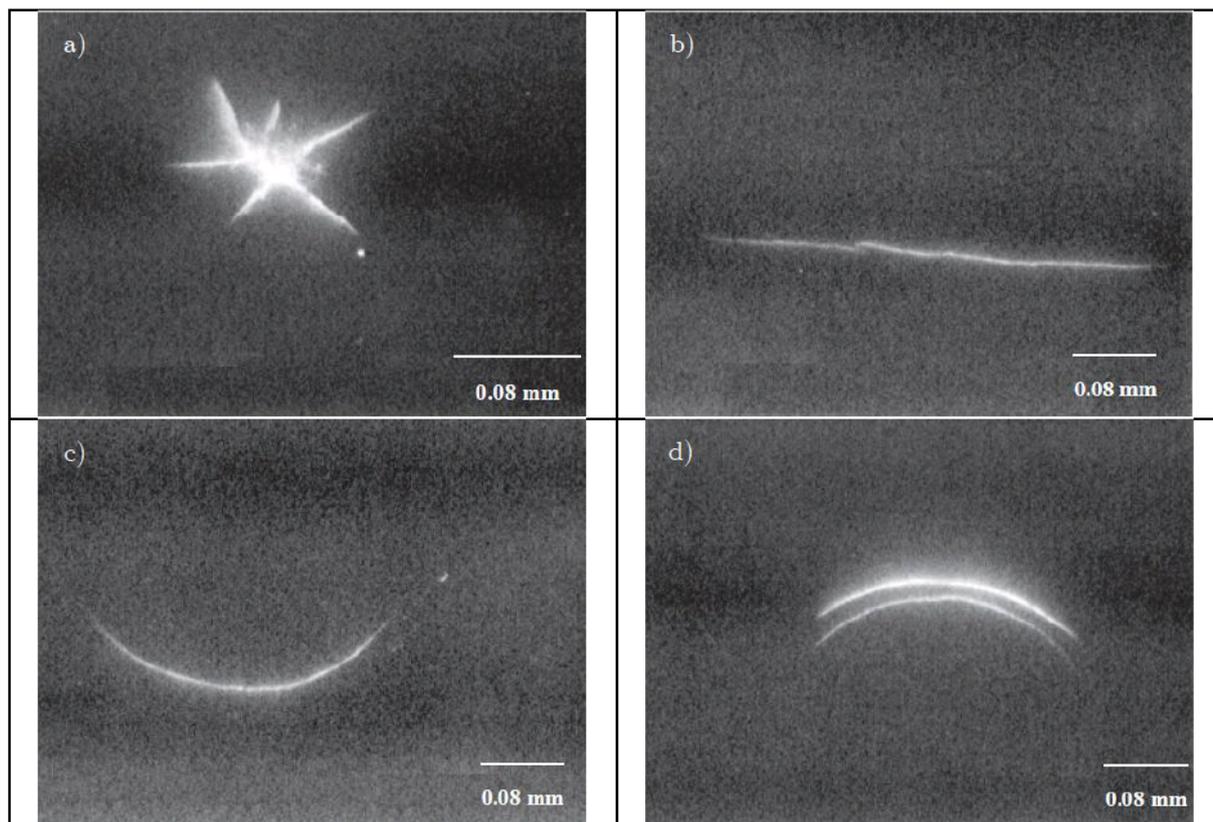


Figure I-28 Défauts caractéristiques de la fissuration en surface de billes céramique révélés par ressuage : (a) fissure en étoile, (b) fissure de pressage, (c) C-Crack simple et (d) C-Cracks concentriques.

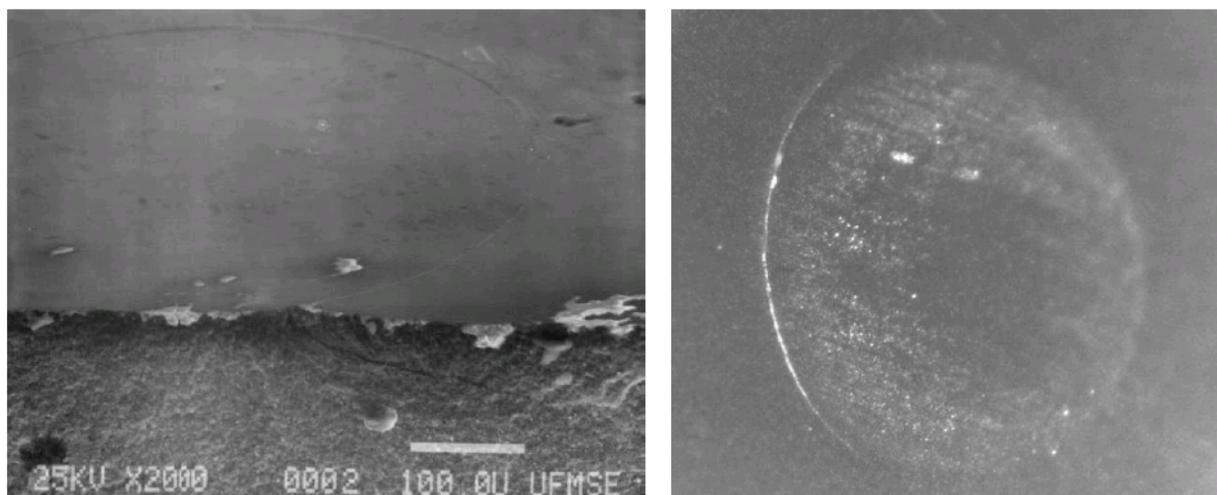


Figure I-29 Exemple d'un cône de Hertz [FRE12] (gauche), C-crack obtenu à partir d'une expérience de contact sphérique oblique (droite).

Le contact normal de sphères de matériaux fragiles a largement été étudié, et ces matériaux sont connus pour générer des cônes de fissure appelés aussi cônes de Hertz, [CHE95], [LAW94], [MAC02], contrairement aux fissures générées par un contact oblique. Lors d'un contact oblique, des C-cracks sont plus susceptibles de se produire comme présentées en Figure I-29 [FRA67]. Ces C-Cracks contrairement aux fissures

coniques axisymétriques, possèdent généralement un front de fissure non plan. Cela complexifie davantage la description de leur forme sous la surface ainsi que l'analyse de la fissure en élastique linéaire. Néanmoins Levesque [LEV09] a proposé une étude approfondie de ces défauts, et ses travaux ont permis de mettre en place un modèle EF de la fissure dont un exemple est donné en Figure I-30.

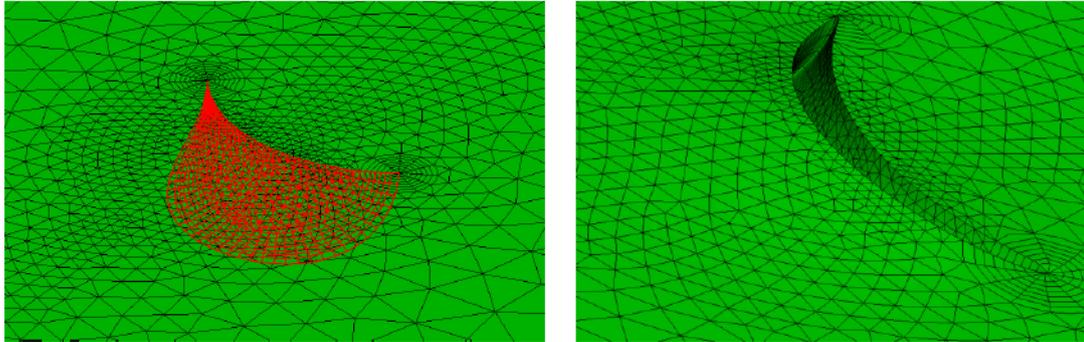


Figure I-30 Visualisation d'un modèle EF d'une C-Crack (droite) sollicitée en traction montrant l'ouverture de la fissure (gauche) - déplacement exagéré [LEV09].

La difficulté de caractériser ces défauts réside dans le fait que les matériaux fragiles présentent une large variation de défauts initiés en réponse à une même sollicitation. Par exemple, les essais menés par Lawn [LAW67] et Wang *et al.* [WAN00] montrent que la profondeur de fissuration varie fortement pour un même impact bien contrôlé. Aussi la ténacité à la rupture varie considérablement d'une éprouvette à l'autre, comme l'a montré Piotrowski [PIO06], avec une valeur variant de 4.5 à 5.2 MPa.m^{-0.5} pour un même lot d'éprouvettes. Cette variation est directement liée au processus de fabrication des éprouvettes.

Bien que ces défauts sont facilement générés et donc généralement présents en bout de chaîne de production, les méthodes de détection avant mise en service sont encore en développement. Une méthode d'évaluation non destructive n'est pas simple à mettre en place car les dimensions de ces fissures sont souvent inférieures au demi-millimètre et difficilement repérables au microscope. De plus le matériau est un isolant électrique et rarement, ou peu, translucide, ce qui complique les procédures habituelles d'inspection visuelle. Le contrôle par ressuage reste actuellement la meilleure alternative.

b. Fatigue de roulement des céramiques

Ces C-Cracks sont considérées comme étant les défauts de surface les plus critiques dans le roulement hybride [EVA83]. Elles se propagent souvent en écaillage de fatigue,

permettant parfois de mieux distinguer le front de la fissure et sa forme sous la surface (voir Figure I-31), et sont la principale cause de la rupture des éléments roulants [HAD93a] (voir Figure I-32). Du fait de la dureté élevée de la céramique et des vitesses de rotation en jeu, la rupture d'une bille induit une rapide dégradation de la piste de roulement, allant du léger écaillage jusqu'à la ruine de la surface de la piste.

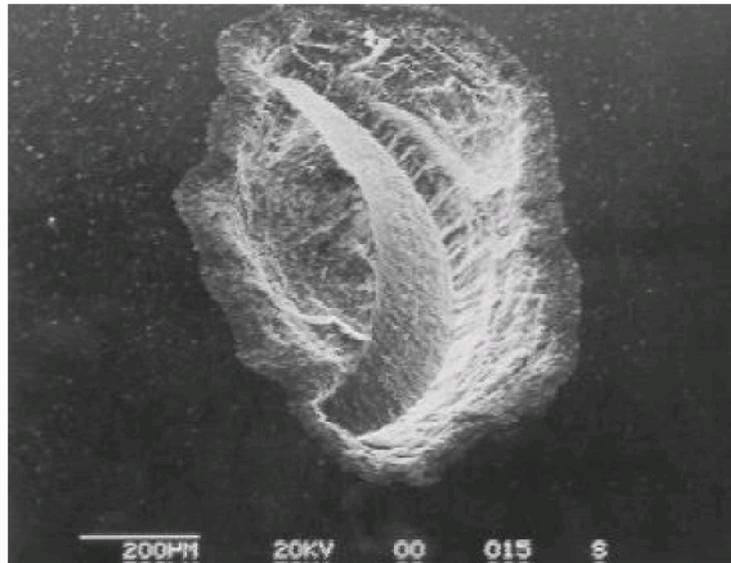


Figure I-31 C-Crack écaillée laissant apparaître la forme du cône partiel de fissure.

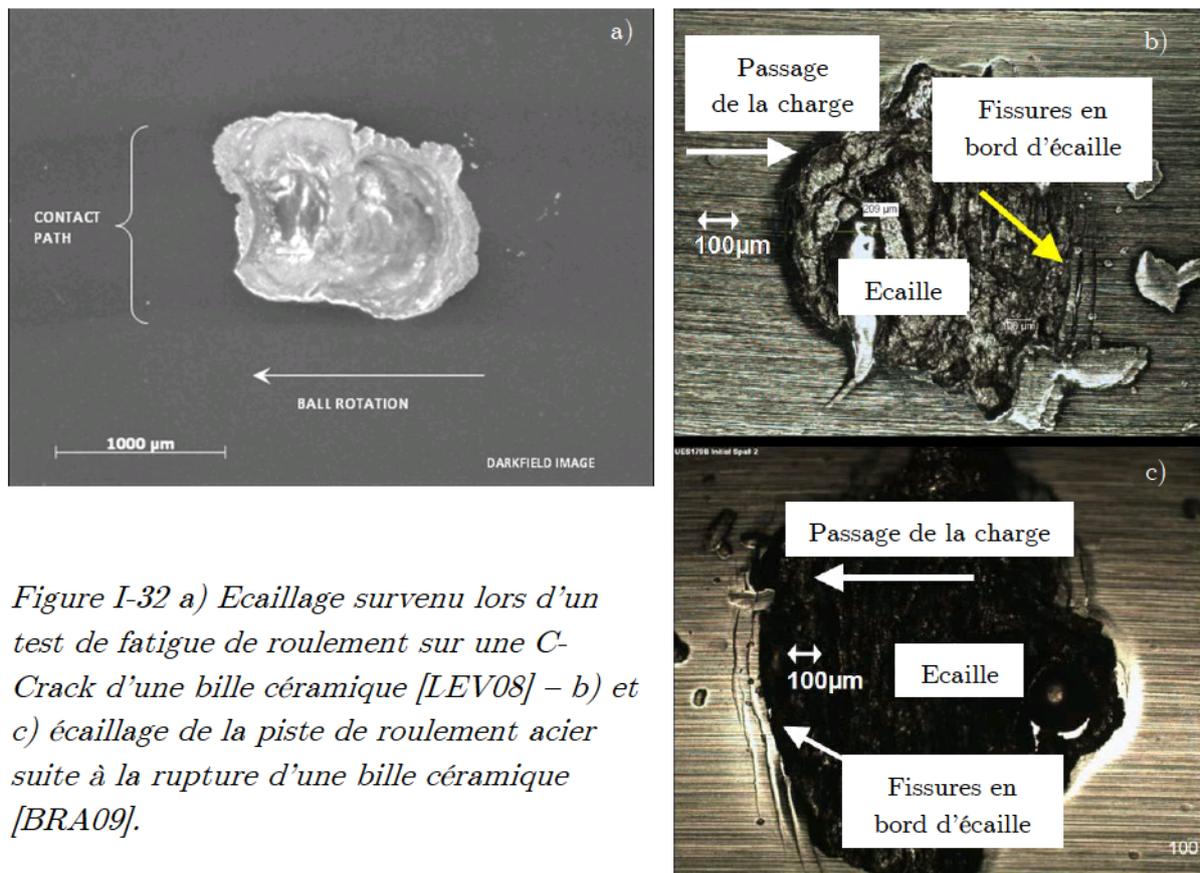


Figure I-32 a) Ecaillage survenu lors d'un test de fatigue de roulement sur une C-Crack d'une bille céramique [LEV08] – b) et c) écaillage de la piste de roulement acier suite à la rupture d'une bille céramique [BRA09].

Les essais menés par Hadfield sur des billes en Si₃N₄ pré-fissurées, soumises à des pressions de contacts élevées et des régimes de lubrification différents [HAD93b], [HAD93c], [HAD94], [HAD95], ont montré que les fissures radiales évoluaient davantage en écaillage, tandis que les fissures circulaires pouvaient causer un renflement de la surface de contact ou un délaminage de la surface [STA05]. Le renflement en surface a été identifié comme provenant de l'usure de la contre-éprouvette en acier, selon un mécanisme d'adhésion des débris métalliques véhiculés par le lubrifiant, tandis que le délaminage survient lorsque des fissures circulaires se multiplient dans une zone très localisée et se combinent. Ces travaux montrent également une nette influence du régime de lubrification sur la durée de vie. En effet, lorsque le lubrifiant pénètre dans la fissure il peut induire des pressions hydrostatiques catastrophiques en fond de fissure.

c. Modèle d'endommagement

Le processus d'endommagement des céramiques est assez différent de celui des aciers présentés précédemment. En effet les aciers sont bien plus sensibles au cisaillement qu'à la traction, tandis que ce rapport s'équivaut pour les céramiques. Les modèles présentés précédemment ne permettent donc pas de prendre en compte les effets de la traction, ni de prédire par conséquent l'endommagement de la céramique.

Levesque [LEV09] a réalisé une analyse de l'incertitude de la probabilité de survie des éléments roulants céramique, qui repose sur une étude statistique de l'influence de certaines conditions de fonctionnement et de la taille, de l'orientation et de la position dans le contact des C-Cracks, sur la survie de billes testées en fatigue de roulement. Ses travaux ont permis de calculer les facteurs d'intensité des contraintes pour une C-Crack sollicitée en RCF *via* l'utilisation de modèles numériques EF. Une équation empirique a également été développée afin de prendre en compte la variation des positions et des dimensions de la fissure, ainsi que du niveau de chargement, *via* un paramètre de rupture en mode mixte. Enfin une technique statistique a été mise en place pour évaluer la probabilité de rupture d'une bille en céramique pour des conditions de fonctionnement conventionnelles.

Il a été conclu que plus les dimensions de la fissure étaient grandes, plus le nombre de directions privilégiées pour l'endommagement augmentait, renforçant le caractère aléatoire de la rupture.

I.5 Bilan

L'étude de l'endommagement des roulements hybrides est un enjeu important dans l'amélioration des moteurs nouvelle génération. De même l'utilisation d'aciers nitrurés dans le roulement est de plus en plus envisagée, mais une meilleure connaissance de leur comportement en condition de fonctionnement critique est nécessaire pour l'intégrer dans des éléments qui nécessitent un très haut niveau de sûreté tel que le palier IV des turbines aéronautiques. Si l'endommagement de la céramique à très haut niveau de pression de contact ou en lubrification limite commence à être mieux évalué et semble répondre favorablement aux critères de sûreté imposés par l'industrie aéronautique, l'endommagement du M50 nitruré en sollicitation extrême est encore mal connu.

De nombreux modèles numériques du contact roulant ont été mis en place pour tenter de prévoir sa durée de vie, mais ils ne prennent pas nécessairement en compte le gradient de propriété existant dans un matériau nitruré et sont rarement représentatifs de conditions de fonctionnement sévères.

Une étude de la fatigue de roulement en conditions de fonctionnement sévères a donc été proposée afin de comparer la tenue en fatigue de deux aciers, le M50 nitruré et non nitruré, en présence d'indents. Ces essais ont volontairement été amenés à des niveaux de lubrification et de pression de contact critique afin d'étudier la résistance du roulement hybride en cas d'incidents dans le moteur qui ont été identifiés par la société SAFRAN Aircraft Engines.

Dans le chapitre II une étude expérimentale de la fatigue de roulement pour un contact hybride et en conditions sévères est présentée. Ces essais permettent de comparer la durée de vie en fatigue de roulement de l'acier M50 selon le traitement qu'il a subi et sous des conditions aggravées de contact (pression de contact critique, lubrification limite, etc.). Le M50 utilisé a par défaut subi une trempe superficielle. Afin de différencier les deux types de traitement testés, nous utiliserons dans la suite de l'étude les dénominations M50 trempé pour évoquer l'acier n'ayant pas subi de processus de nitruration, et M50 Duplex pour évoquer l'acier nitruré.

Il a par ailleurs été nécessaire de mettre en place une méthode d'évaluation du gradient de plasticité dans le M50 nitruré afin de réaliser des modèles numériques d'indentation les plus représentatifs des indents artificiels réalisés sur les éprouvettes testées en RCF. Au regard des caractéristiques du problème d'indentation (grandes déformations et asymétrie de l'indenteur), ces modèles ont été réalisés en éléments finis

Chapitre I

et ont permis d'évaluer les contraintes résiduelles induites par la présence d'un indent ainsi que l'évolution du champ de contraintes lors de l'indentation, permettant d'expliquer la présence de fissures post-indentation. Cette étude a fait l'objet du chapitre III du présent mémoire.

Enfin une étude numérique du roulement sur indent est présentée au chapitre IV. Cette étude permet dans un premier temps de prendre en compte le rodage de l'indent qui peut être défini comme l'effet du passage de la charge sur l'évolution supplémentaire des caractéristiques du matériau (écrouissage), l'ajout de contraintes résiduelles à proximité de l'indent et l'évolution de la géométrie de l'indent. Dans un second temps cette étude permet d'évaluer les sollicitations subies au voisinage de l'indent ou en surface de galet céramique, qui sont des éléments primordiaux dans la compréhension des phénomènes à l'origine de la fatigue du contact roulant.

II. ETUDE DE LA FATIGUE DE ROULEMENT EN CONDITIONS SEVERISEES

II.1	Introduction	68
II.2	Dispositif expérimental.....	69
II.2.1	Machine bi-disque.....	69
II.2.2	Machine d'indentation	71
II.3	Choix des conditions d'essai.....	73
II.3.1	Nature des galets et Température du lubrifiant	73
II.3.2	Géométrie des éprouvettes.....	74
II.3.3	Vitesse de rotation et glissement	74
II.3.4	Définition de la surcharge.....	75
II.3.5	Choix des indents	76
II.3.6	Campagnes d'essai.....	77
II.4	Méthode d'analyse des essais.....	77
II.4.1	Critère visuel d'endommagement.....	78
II.4.2	Durée des essais.....	80
II.4.3	Critère d'arrêt vibratoire.....	81
II.4.4	Liste des essais et synthèse d'une condition de fonctionnement.....	82
II.5	Récapitulatifs expérimentaux.....	84
II.5.1	Essai en présence d'indent	84
II.5.2	Essai en présence d'indents fissurés	100
II.5.3	Essai en surcharge - Endommagement de la céramique.....	107
II.5.4	Essai en présence de C-Cracks sur le galet céramique	116
II.5.5	Conclusion	118

II.1 Introduction

Lors d'un incident en vol une turbine peut subir des modifications dans son régime de fonctionnement. Ainsi l'ingestion d'un corps étranger dans la turbine - perte d'aube, objet laissé sur les pistes d'aéroport - entraînera un balourd qui sera à l'origine de surpression dans le roulement. Aussi des anomalies dans le circuit de lubrification pourront générer du grippage ou des épisodes de glissement important au niveau du roulement. L'étude expérimentale réalisée cherche à observer les phénomènes de fatigue oligocyclique d'un roulement hybride dans ces cas de conditions sévères.

L'étude expérimentale menée tend à reproduire les conditions de sollicitation du Palier IV de la turbine LEAP de la société SAFRAN Aircraft Engines du groupe SAFRAN. Ainsi deux nouveaux matériaux, dont les propriétés en fatigue de roulement sont encore mal connues, ont été mis à l'étude : le Si₃N₄, pour une application aux éléments roulants de la turbine, et le M50 nitruré, pour une application aux bagues du roulement. Enfin un troisième matériau, le M50 non nitruré, qui a déjà fait l'objet d'études plus approfondies, permet de servir de référent. Dans un souci de lisibilité, dans la suite du rapport, nous avons choisi de désigner par M50 Duplex et M50 trempé, les aciers respectivement nitrurés et non nitrurés.

Après nitruration d'un lot d'éprouvettes M50, des mesures de dureté (indentation Rockwell) pour la certification des matériaux ont été réalisées par le fournisseur et ont montré des risques de fissuration pour l'indentation par une pointe 200 μ m à partir d'une charge appliquée de 50kg. L'apparition de telles fissures lors de l'ingestion d'une particule dans le roulement présente un risque fort pour la sûreté du roulement. Il devient alors capital d'étudier ce phénomène.

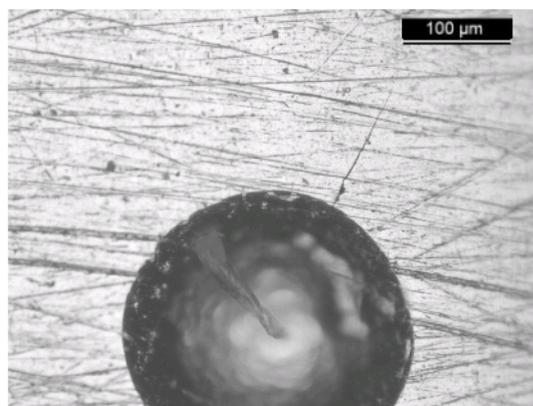


Figure II-1 Fissuration radiale lors de l'indentation par une pointe sphérique de 200 μ m de rayon sous une charge de 50daN sur un massif M50 Duplex.

Chapitre II

Les essais réalisés répondent à trois objectifs. Dans un premier temps il a été question de comparer la tenue en fatigue de roulement des deux aciers M50 en présence d'indents artificiels. Dans un second temps après que des fissures ont été initiées en bord d'indent sur les galets M50 Duplex, l'évolution de ces fissures en fatigue de roulement a été mise à l'étude. Enfin une étude sur les C-Cracks (ou cône de Hertz partiel) apparues sur les galets céramique durant certains essais ont permis de mieux évaluer l'endommagement liés à ce type de phénomène.

Les essais ont été réalisés sur le banc de fatigue de roulement du département *Ingenieria Meccanica e Industriale de l'Università degli Studi di Brescia*. Ce dispositif permet l'étude du contact entre deux corps roulant dans des conditions parfaitement contrôlées. Les conditions de fonctionnement ont été choisies de sorte à reproduire les phénomènes susceptibles de se produire dans un roulement aéronautique en fonctionnement sévéré.

II.2 Dispositif expérimental

L'étude de l'endommagement d'éléments roulants au voisinage d'indent nécessite l'utilisation d'une machine permettant de maintenir deux corps en rotation tout en maîtrisant les paramètres de contact, ainsi qu'une machine d'indentation artificielle.

II.2.1 Machine bi-disque

a. Fonctionnement

Le banc d'essai de fatigue de roulement se compose d'une machine bi-disque permettant le contact contrôlé de deux galets. Les éprouvettes sont des disques de rayon R et d'épaisseur e . Le rayon de courbure des pistes est le même que le rayon du disque afin d'obtenir un contact sphérique. Les éprouvettes sont montées sur deux mandrins, l'un fixe, le second mobile en translation linéaire sur une glissière. Ces mandrins sont pilotés en vitesse par des moteurs à courant alternatif d'une puissance de 33kW, indépendants, afin d'introduire dans le contact un taux de glissement g . Un effort normal W est appliqué par l'intermédiaire d'un vérin servo-hydraulique sur le mandrin mobile. Une pompe assure l'arrivée de lubrifiant à une température contrôlable.



Figure II-2 Machine Bi-Disque de l'université de Brescia (Italie).

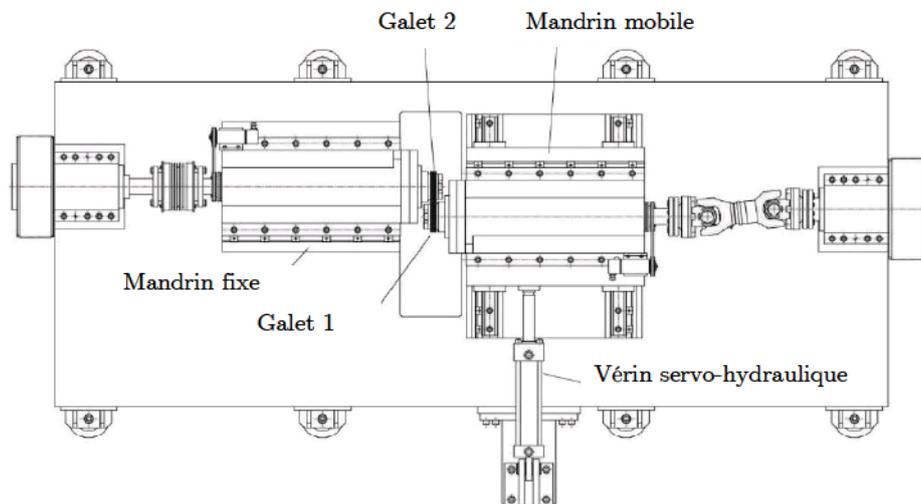


Figure II-3 Schématisation, vue de dessus de la machine bi-disque.

Deux accéléromètres, de sensibilité $0,98 \text{ V} \cdot (\text{m} \cdot \text{s}^{-2})^{-1}$ et de largeur de bande comprise entre 5 Hz et 20 kHz, permettent de récupérer en cours de test les niveaux de vibration normale et orthogonale au contact induites par l'évolution des surfaces pendant le roulement. Ces niveaux de vibration permettent de définir un critère d'arrêt automatisé du test. Un capteur de couple dynamique permet quant à lui de récupérer le couple appliqué au mandrin et en cas de glissement, après post-traitement des données récoltées, le coefficient de frottement du contact. Enfin un climatiseur permet de maintenir une température de 16°C dans la salle.

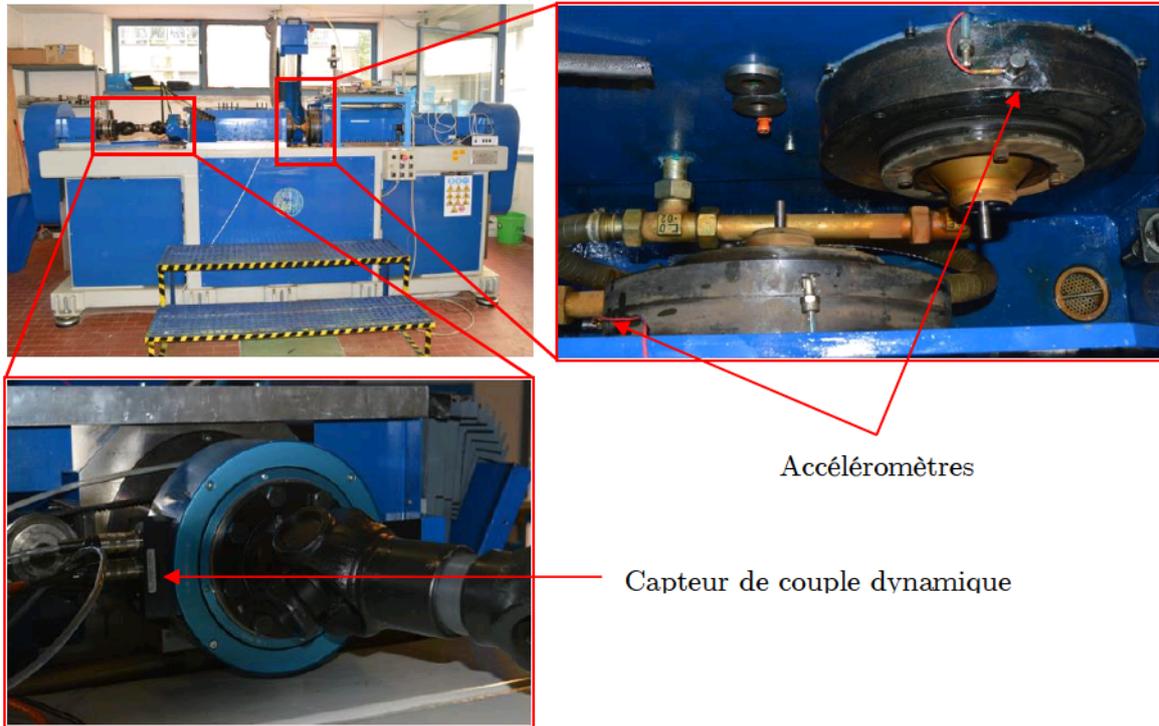


Figure II-4 Capteurs présents sur la machine bi-disque.

b. Capacité

La plage de variation des paramètres est donnée dans les tableaux ci-dessous :

Rayons des éprouvettes R	60 – 120 mm	Charge W	500 – 70000 N
Épaisseur des disques e	5 – 20 mm	Vitesse de rotation	100 – 1000 tr.min ⁻¹
Bombée des pistes	20 - ∞	Pression de Hertz $E = 310 \text{ GPa}$, $\nu = 0,29$	2 – 10.5 GPa

Type de lubrifiant	huile / eau / air	Température du lubrifiant	15 – 80°C
--------------------	-------------------	---------------------------	-----------

Tableau II-1 Récapitulatif des capacités de la machine de roulement utilisée.

Une contrainte logicielle implique néanmoins un arrêt complet de la machine tous les 250 mille cycles du mandrin principal.

II.2.2 Machine d'indentation

a. Dispositif d'indentation contrôlée

La machine utilisée est une machine de dureté de marque Testor et de type Dia Testor 2Rc permettant d'atteindre des charges d'indentation allant de 1kg à 250kg. Le

Chapitre II

dispositif est muni d'une tête d'indentation et d'un optique monté sur un pivot. Le galet est placé sous l'optique. Une table à déplacement micrométrique permet de déplacer l'échantillon sous la pointe de l'indenteur (avec une précision de $\pm 1\mu\text{m}$). Une fois la zone d'indentation localisée optiquement la pointe d'indentation vient prendre la place de l'optique pour indenter mécaniquement la surface au lieu sélectionné. Les pointes disponibles avec ce type d'indenteur sont des pointes sphériques en diamant de rayon $200\mu\text{m}$, $400\mu\text{m}$ ou $600\mu\text{m}$. L'avantage d'utiliser une pointe sphérique est qu'elle génère un champ de contraintes homogène, ce qui facilite la simulation de l'essai par la suite.

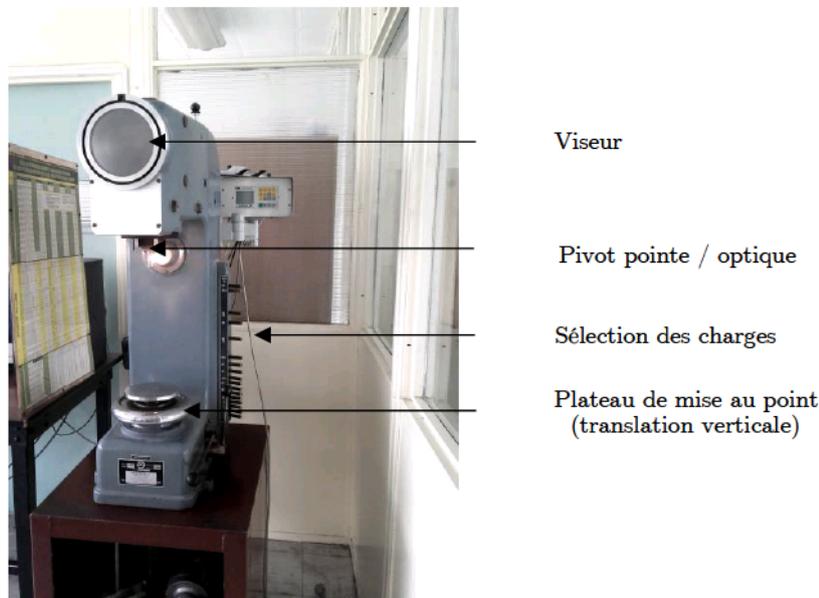


Figure II-5 Machine d'indentation Rockwell.

b. Procédure d'indentation

Les indents réalisés pour les essais de fatigue en roulement doivent être reproductibles en forme et en position sur la piste. Pour cela, une fois le galet disposé sous l'indenteur, le sommet du galet est repéré grâce aux positions relatives des bords du galet (dans la direction de l'épaisseur du galet) puis selon une méthode optique basée sur le réglage du net en deux positions du galet (dans la direction du roulement). Cette méthode permet d'indenter avec précision le sommet du galet qui sera par la suite le centre du contact lors des essais de roulement, comme en témoigne le cliché suivant pris après quelques cycles de roulement sur un galet coloré au feutre.

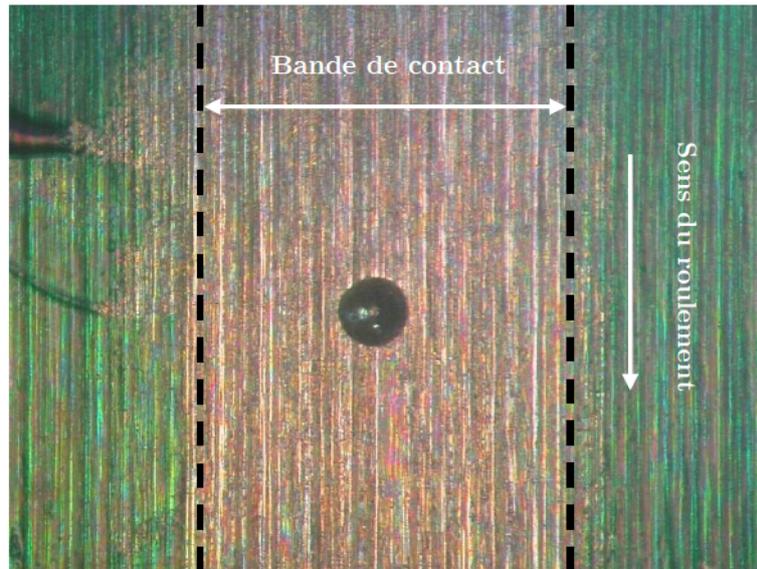


Figure II-6 Indent centré dans la bande de contact lors d'un essai de fatigue de roulement.

II.3 Choix des conditions d'essai

Afin d'être représentatif des conditions de service sur le palier IV du LEAP 1A des choix ont été opérés sur les paramètres d'essai. L'analyse du contact rouleau bague extérieure réalisée par Jacq [JAC01] sur le palier IV du CFM56 a servi de référence dans le choix des dimensions des éprouvettes. Il est important de rappeler que ces essais ont volontairement été menés dans des conditions de chargement et de lubrification exagérés par rapport à un fonctionnement normal de la turbine car l'étude s'est axée sur une évaluation de la fatigue en cas d'incidents majeurs sur la turbine.

II.3.1 Nature des galets et Température du lubrifiant

Une évolution des matériaux dans le palier IV a été proposée pour le moteur LEAP de la société SAFRAN Aircraft Engine. Cette évolution s'est orientée vers le choix d'intégrer, d'une part, des éléments roulants céramique (Si_3N_4) en contact avec des bagues acier en M50 trempé, et d'autre part, de faire évoluer ces bagues vers un acier plus robuste tel que le M50 Duplex. Ainsi l'étude portera sur des galets M50 trempés et M50 Duplex indentés qui seront testés face à des éprouvettes lisses en Si_3N_4 . Un essai M50 trempé lisse contre M50 Duplex indenté sera réalisé afin d'évaluer l'apport de la céramique dans un tel roulement.

Afin de reproduire des conditions de lubrification semblables à celles du palier IV nous avons choisi de travailler avec l'huile Mobil Jet Oil II qui répond aux spécifications de la norme MIL-L-23699-E, dont les caractéristiques sont données par Vergne et Nélias [VER95]. La température d'entrée du fluide dans le contact a été fixée à 30°C . Néanmoins lors des essais une élévation de la température des galets a été observée,

atteignant parfois plus de 50°C. On peut s'attendre à ce que la température du lubrifiant évolue au cours des essais. Les propriétés du lubrifiant sont rappelées ci-après.

Température (°C)	Viscosité dynamique ($\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)	Coefficient de piézo-viscosité (GPa^{-1})
40	22,17	12,43
60	7,5	9,94
100	5	8,71

Tableau II-2 Récapitulatif des paramètres du lubrifiant en fonction de la température.

II.3.2 Géométrie des éprouvettes

Afin d'augmenter artificiellement le nombre de cycles et de réduire le coût de fabrication des éprouvettes nous avons choisi de travailler sur des éprouvettes identiques pour les 3 matériaux testés. Afin de faciliter les analyses numériques futures, le choix de produire un contact circulaire s'est imposé, nécessitant alors l'utilisation d'éprouvettes sphériques. L'analyse faite par Jacq sur le Palier IV préconise un rayon équivalent pour la solution de Hertz de l'ordre de 15mm, afin d'être représentatif du contact rouleau/bague du palier IV. Le cisaillement maximal (pour la cission de Tresca) se situe alors à une profondeur de 250 μm et avoisine les 730MPa pour un chargement équivalent à une pression de contact de 2,5GPa.

Aussi pour reproduire ses conditions en contact sphérique tout en respectant les contraintes de géométrie imposées par la machine et par le coût de fabrication, nous avons opté pour des éprouvettes sphériques de 3cm de rayon. Elles prennent la forme de galet de 1cm d'épaisseur avec une surface de contact bombée. Le module de Young du M50 est pris égal à 210GPa et son coefficient de Poisson à 0,3 tandis que pour la céramique ils sont respectivement évalués à 310GPa et 0,29. Dans ces conditions le rayon équivalent vaut 15mm et la solution de Hertz donne un cisaillement maximal (pour la cission de Tresca) de 797MPa à une profondeur de 210 μm pour un chargement équivalent à une pression de contact de 2,5GPa.

II.3.3 Vitesse de rotation et glissement

La machine utilisée est limitée en nombre de tours par minute à 1100 $\text{tr} \cdot \text{min}^{-1}$. Afin de ne pas mener une campagne qui risquerait de l'endommager, la vitesse maximale que l'on s'est imposée est de 950 $\text{tr} \cdot \text{min}^{-1}$.

Les taux de glissement dans un roulement tout acier sont généralement assez faibles. Dans le cas du roulement hybride, l'introduction d'éléments en céramique divise par 3 le coefficient de frottement dans le contact, ce qui implique une élévation du niveau de

glissement global. Les niveaux de glissement introduits dans cette étude doivent être représentatifs de ceux rencontrés en cas d'incident grave, c'est pourquoi nous avons choisi d'étudier l'effet d'un glissement de 20% sur l'endommagement du roulement hybride tandis qu'il ne sera pas amené à plus de 5% pour le cas tout acier. D'autres essais en roulement pur permettront de comparer l'effet du glissement.

II.3.4 Définition de la surcharge

En fonctionnement conventionnel les pressions de contact dans un roulement aéronautique, tel que le palier IV du moteur LEAP, ne dépassent pas 2 GPa. Cependant d'autres régimes de pression de contact doivent être appréciés pour assurer la fiabilité d'un tel roulement. Ainsi l'industrie aéronautique identifie généralement deux régimes à 4,5 GPa et 5,5 GPa, qui correspondent respectivement au seuil limite que doit supporter ponctuellement le roulement sans endommager, et le seuil limite pour lequel l'endommagement partiel du roulement est autorisé mais la fonction roulement doit être assurée. L'étude s'est donc portée sur l'effet de pressions de contact comprises entre 2,6 GPa et 5,5 GPa sur l'endommagement du roulement hybride.

Dans la suite du rapport, on définit par « surcharge » un chargement introduisant des pressions de contact supérieures à 4 GPa.

L'ensemble des paramètres des essais peuvent être résumés dans le tableau ci-après.

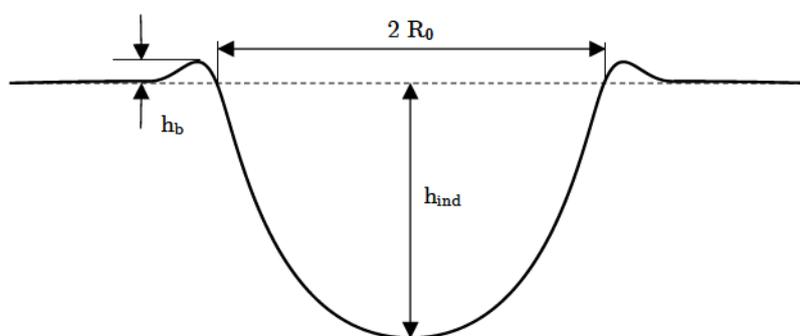
Lubrifiant		Température d'huile	
Mobil Oil Jet II		30°C	
Rayon de courbure des galets sphériques			
30 mm			
Nature des galets			
Galet lisse	Si3N4		
Galet indenté	M50 trempé	M50 Duplex	
Vitesse de rotation			
Glissement	g = 0%		g = 20%
Galet lisse	$\omega_1 = \omega_2 = 950 \text{ tr.min}^{-1}$ $U_1 = U_2 = 2,98 \text{ m.s}^{-1}$		$\omega_1 = 777 \text{ tr.min}^{-1}$ $U_1 = 2,44 \text{ m.s}^{-1}$
Galet indenté			$\omega_2 = 950 \text{ tr.min}^{-1}$ $U_2 = 2,98 \text{ m.s}^{-1}$
Charge appliquée et dimension de Hertz			
Charge normale	W = 1100 N	W = 5500 N	W = 10400 N
Pression de Hertz	2,6 GPa	4,5 GPa	5,5 GPa
Rayon de Hertz	447 μm	764 μm	944 μm
Profondeur de Hertz	214 μm	367 μm	453 μm

Tab. II-3 Récapitulatif des conditions d'essai de RCF.

II.3.5 Choix des indents

Afin de reproduire certaines des avaries de surface, l'étude s'est focalisée sur la fatigue de roulement initiée en bord d'indents artificiels. La procédure d'indentation a été décrite à la section II.2.2. Les galets indentés sont les galets rapides en M50 (Duplex ou trempé) et les caractéristiques physiques des indents ainsi réalisés ont été résumées dans le tableau Tableau II-4.

Sur un même galet plusieurs indents seront répartis le long de la circonférence. Chaque type d'indent (pointe / charge) sera reproduit 3 fois et un galet comptera au maximum 36 indents. Les indents seront alors au minimum espacés de 4,12 mm ce qui représente plus de 20 fois le rayon du plus grand indent, assurant ainsi une indépendance entre chaque indent.



M50 trempé					M50 Duplex				
Indentation		Indent			Indentation		Indent		
pointe (μm)	charge (daN)	h_b (μm)	h_{ind} (μm)	R_0 (μm)	pointe (μm)	charge (daN)	h_b (μm)	h_{ind} (μm)	R_0 (μm)
200	5	0,22	3,8	44	200	5	0,01	1,6	37
	10	0,49	7,6	60		10	0,23	3,9	49
	20	1,26	15,2	80		20	0,52	8,7	67
	30	2,49	23,0	95		30	0,82	14,0	81
	40					40	1,11	19,8	93
400	10	0,20	3,6	66	400	20	0,19	3,5	74
	20	0,43	7,5	88		30	0,29	6,1	90
	30	0,68	11,4	105		40	0,35	8,9	104
	50	1,31	19,0	131		62,5	0,46	15,8	131
600	20	0,27	4,8	93	600	30	0,15	3,4	97
	30	0,41	7,4	111		40	0,19	5,1	112
	50	0,71	12,6	138		62,5	0,26	9,7	144
	100	1,67	25,3	186		100	0,43	18,1	186

Tableau II-4 Récapitulatif des dimensions d'indent (estimation numérique).

Dans la suite de l'étude, les conventions suivantes seront appliquées : les pointes d'indentation sphériques de 200 μm , 400 μm et 600 μm de rayon, pourront être simplement appelées par la dimension de leur rayon, *i-e*, respectivement pointe 200 μm ,

Chapitre II

400 μ m ou 600 μ m ; les indents seront dénommés par le rayon de la pointe utilisée et la charge d'indentation appliquée, séparés d'un trait d'union. La dénomination 200-40 représentera alors un indent réalisé à partir d'une pointe 200 μ m sous un chargement de 40daN.

II.3.6 Campagnes d'essai

Quatre campagnes d'essai ont été mises en place pour étudier différents phénomènes.

La première est une campagne de fatigue de roulement en présence d'indents. L'objectif de cette étude a été d'analyser les effets liés aux conditions sévères - surcharge et glissement aggravé - sur la présence de défauts de surface dans le contact roulant. Dans cette campagne trois types de contact ont été testés : les contacts hybrides Si₃N₄ / M50 Duplex et Si₃N₄ / M50 trempé, et le contact tout acier M50 Duplex / M50 trempé ; et trois niveaux de pression de contact ont été étudiés : 2,5GPa, 4,5GPa et 5,5GPa. Enfin les essais ont été réalisés soit en roulement pur soit avec des niveaux de glissement allant de 5% pour le contact tout acier à 20% pour le contact hybride. Dans la suite de ce rapport, les essais menés durant cette campagne portent l'indicatif IN lorsque le galet acier indenté est nitruré et l'indicatif I lorsqu'il ne l'est pas.

La deuxième campagne d'essai porte sur la fatigue en roulement des fissures radiales en bord d'indents auxquelles est sujet le M50 Duplex. Cette étude a été menée à des niveaux de pression de contact allant de 2,5GPa à 3GPa, en roulement pur ou en présence de glissement. Cette campagne porte l'indicatif RCO.

La troisième campagne est un complément aux différents essais en surcharge de la première campagne. Elle porte sur la fatigue du roulement en surcharge sur des galets sains. Ces essais ont été réalisés à des pressions de contact allant de 4,5GPa à 5,5GPa, avec et sans glissement, et portent l'indicatif OV.

La dernière campagne est une étude de la fatigue de C-Cracks apparues sur les galets céramique dans les différents essais en surcharge des campagnes 1 et 3 sous un chargement réduit. Les niveaux de pression de contact vont de 2 à 3GPa et les trois essais ont été menés en roulement pur. Ces essais portent l'indicatif CC.

II.4 Méthode d'analyse des essais

Afin de déterminer lors des essais réalisés, l'état d'avancement de l'endommagement de la surface en contact, il est nécessaire de mettre en place des critères d'analyse fiables

et reproductibles afin de classer et d'analyser rapidement les résultats de ces essais. Dans ses travaux, Jacq [JAC01] a mis en place deux critères permettant de déterminer, pour des conditions d'essai données, si un indente a provoqué un endommagement : un critère visuel et un critère de durée d'essai. Contrairement aux essais de Jacq, notre étude porte sur l'endommagement lié à la fatigue oligocyclique de la surface de contact - qu'elle soit indentée ou non - plutôt que sur la durée de vie infinie de la piste en présence d'indent. Les caractéristiques de l'endommagement attendues sont donc plus nombreuses et plus dispersées sur la surface que celles qu'a pu définir Jacq. En effet, en plus d'un endommagement concentré au voisinage des indents, durant les essais une fissuration de ces indents (attendue pour les essais sur M50 Duplex) et/ou la fissuration et l'écaillage des éléments en céramique peuvent survenir. Il a donc fallu adapter ces critères.

Dans un souci de lisibilité la convention suivante sera adoptée tout au long du rapport : la centaine de milliers de cycles sera représentée par le terme *kcycles*, tandis que le million de cycles sera dénommé *Mcycles*.

II.4.1 Critère visuel d'endommagement

Comme Jacq l'a proposé, il est pertinent dans un premier temps de caractériser l'endommagement par l'apparition de micro-écailles à proximité des indents. Ainsi dans la figure suivante l'indent 200-40 sera considéré comme étant endommageant après 2 millions de cycles, contrairement à l'indent 200-10 dans les mêmes conditions d'essai (Figure II-7). Ce critère est retenu car lorsque des écailles apparaissent en bord d'indent elles sont susceptibles de se propager, comme le montrent les clichés de l'indent 200-40 pris après 1 *Mcycles* et après 2 *Mcycles* (Figure II-7-b et c). Ce critère se focalise donc sur l'apparition de l'endommagement en surface et non sur l'évolution d'un micro-écaillage généralisé ou un écaillage profond.

Dans un second temps, l'on s'attend à ce que les fissures apparues lors de l'indentation du M50 Duplex se propagent ou évoluent en écaille. Nous pouvons donc établir un deuxième critère visuel relatif à l'évolution de l'endommagement au voisinage de ces fissures (Figure II-8), qui renseigne dans un premier temps sur l'évolution de la propagation de la fissure - critère non déterminant -, et dans un second temps sur l'écaillage induit par la fissure - critère d'arrêt.

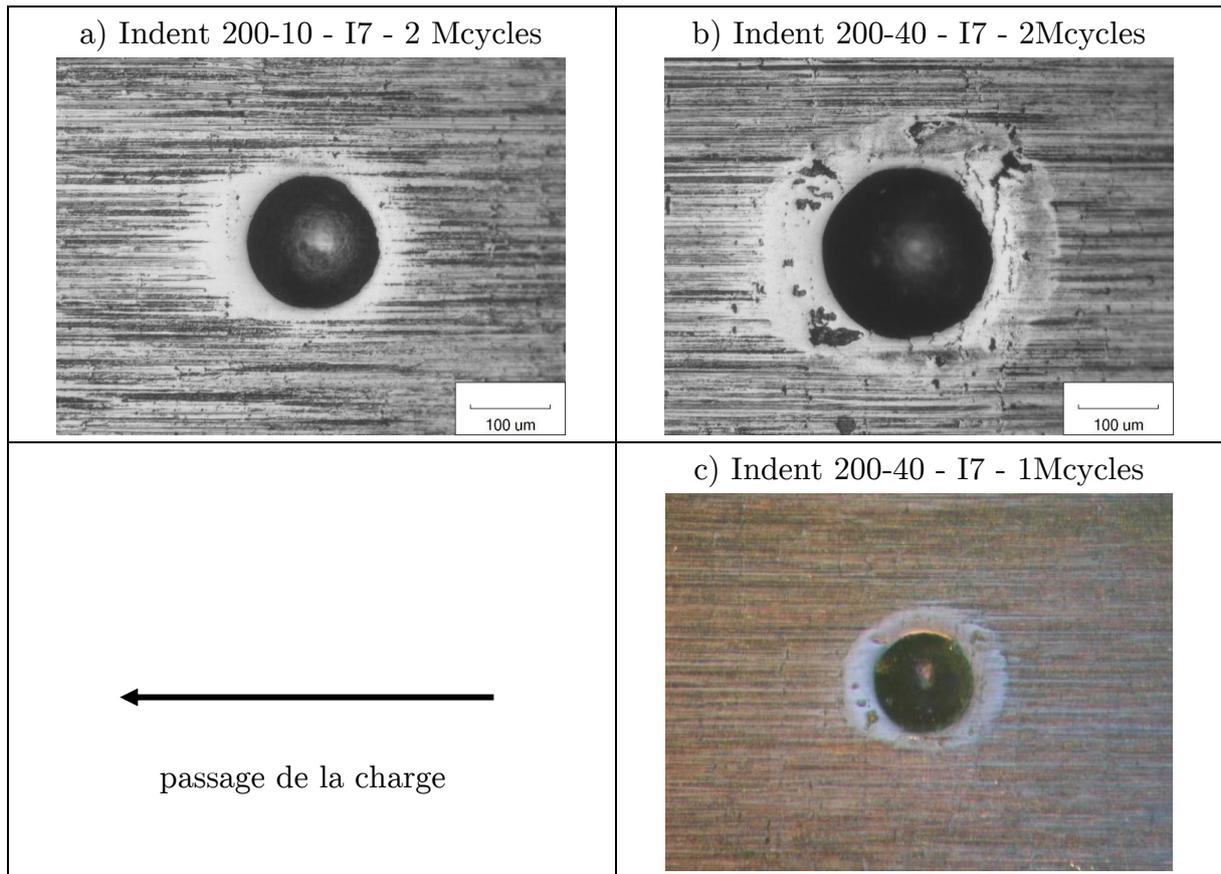


Figure II-7 Indent 200-10 et 200-40 sollicités dans le test I7.

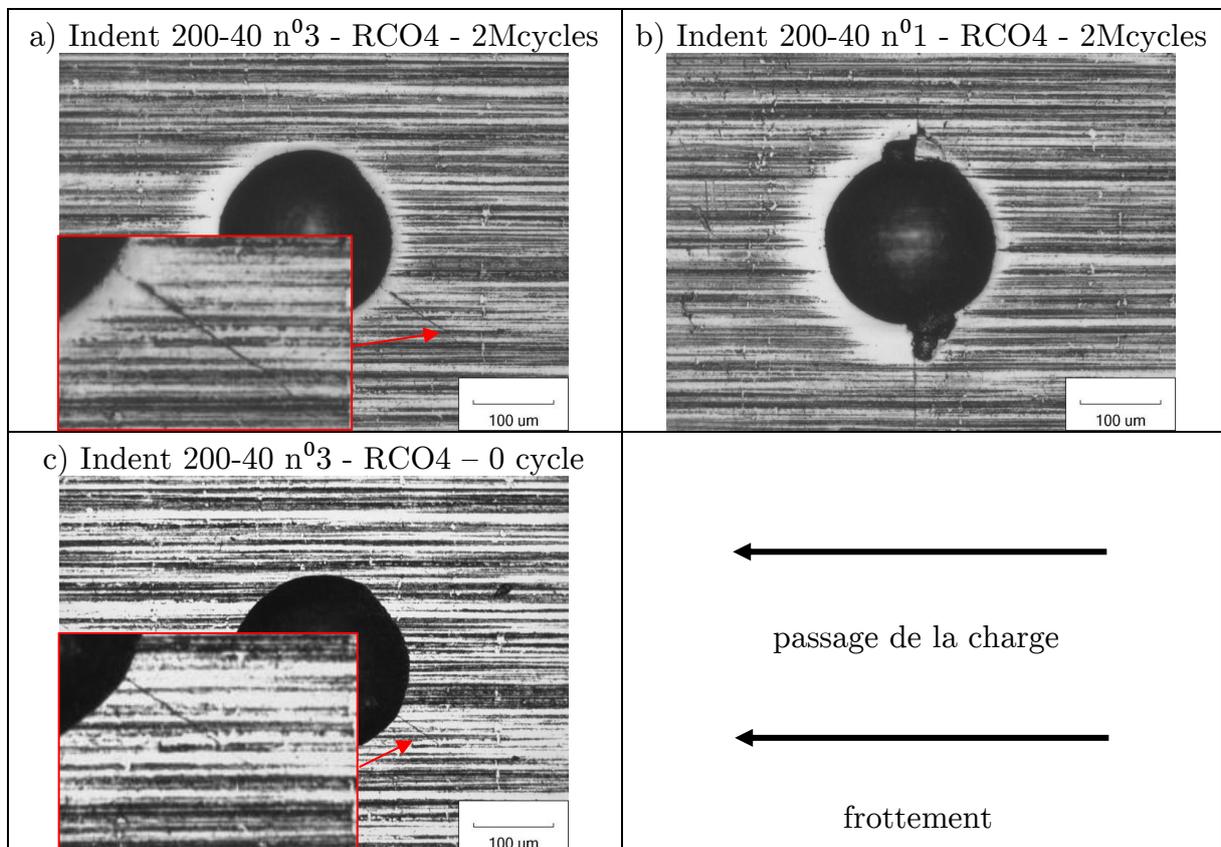


Figure II-8 Indent 200-40 sollicité dans le test RCO4.

Enfin un dernier critère visuel peut être mis en place sur l'endommagement prévu sur les galets céramique. Durant les tests, des C-Cracks ainsi que des écailles ont pu se produire sur le galet Si_3N_4 . Un critère basé sur l'apparition et l'évolution d'une C-Crack semble alors pertinent. Ces C-Cracks sont mises en évidence suivant un procédé de ressuage. Cette méthode peut être considérée comme chronophage durant un essai. Le ressuage ne sera donc pas systématique en cours de test, et le nombre de cycles avant ressuage dépendra des conditions d'essai. Dès qu'une C-Crack est repérée au ressuage, sa position est alors référencée sur le galet et il n'est plus nécessaire de procéder au ressuage du galet pour l'observer au microscope.

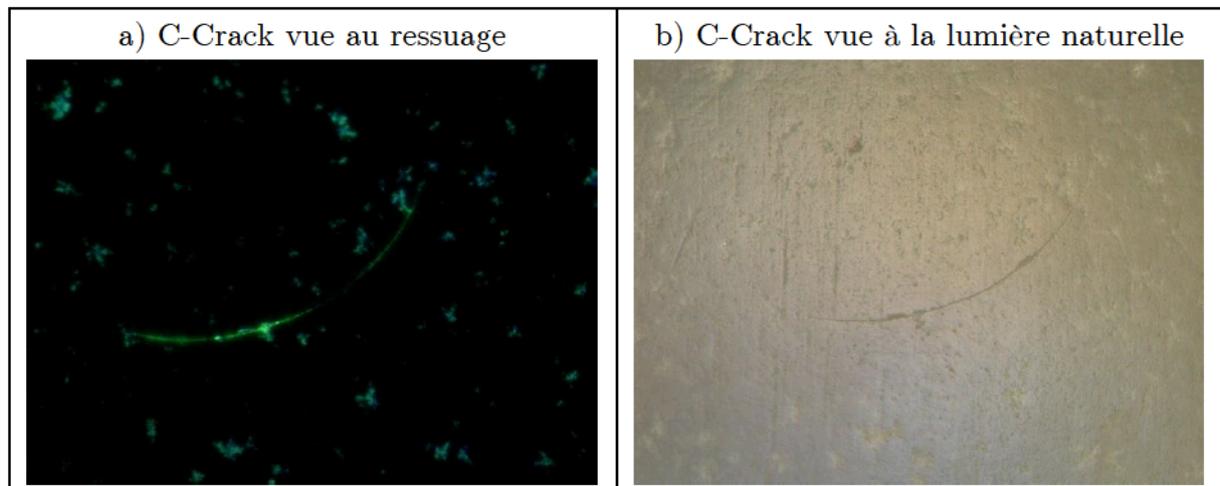


Figure II-9 C-Crack apparue lors de l'essai I4.

II.4.2 Durée des essais

Les conditions de test étant volontairement aggravées pour reproduire les conditions de vol lors d'un incident, il n'est pas nécessaire de quantifier l'endommagement en durée de vie infinie, puisque suite à un incident le moteur sera immobilisé pour réparation. Il s'agit plutôt d'évaluer le temps nécessaire à un évènement pour devenir critique sur ce type d'appareil. La durée des essais a donc été établie suivant le nombre de cycles de sollicitation que peut subir une zone du palier IV du moteur LEAP sur un vol standard.

Le palier IV d'une turbine LEAP commercialisé par SAFRAN Aircraft Engine, tourne en plein régime à 4000 tr.min^{-1} , et les 20 billes qui composent le roulement font environ un tour du roulement tous les 2 tours de la bague intérieure. Le moteur LEAP étant surtout prévu pour des avions de petit à moyen-courrier, on peut considérer que le temps moyen d'un vol avoisine les 2 heures. A ce rythme, une bille aura fait environ 250 kcycles tandis qu'un point de la bague intérieure aura été sollicité environ 5 millions de fois.

Aussi au regard de la vitesse de rotation maximale autorisée par la machine bi-disque, les 5 Mcycles représenteraient un essai de 4 jours sans interruption. La contrainte interne qui impose une extinction totale de la machine tous les 250 kcycles ne permet pas de réaliser plus de 750kcycles par jour. Un tel essai serait donc étalé sur 10 jours ce qui réduirait à 3 le nombre d'essais par mois. Il semble alors intéressant de réduire le nombre de cycles maximum à 2,5 Mcycles, ce qui correspond alors à 1h de vol pour la fatigue des éléments acier (application aux bagues du roulement) et 20h de vol pour la fatigue des éléments céramique (application aux éléments roulants).

II.4.3 Critère d'arrêt vibratoire

La machine bi-disque du laboratoire de Brescia dispose d'un capteur qui mesure en temps réel les niveaux vibratoire de la machine. Deux accéléromètres placés sur les bâtis des deux mandrins (Figure II-4) permettent l'acquisition des niveaux de vibration normale et orthogonale au contact. L'évolution trop critique de la surface d'un des galets provoque une brutale élévation des niveaux vibratoire. Des tests préliminaires ont permis d'évaluer la valeur moyennée sur un cycle d'acquisition des niveaux vibratoire. Il a été constaté que les valeurs en sortie des accéléromètres ne dépassaient pas $1,2m.s^{-2}$. Une limite fixée à $1,7m.s^{-2}$ a donc été mise en place afin de stopper automatiquement un test en cas d'endommagement sévère de la surface d'un des galets en cours de test. La figure suivante (Figure II-10) montre un extrait de l'acquisition du test OV4 au moment de l'écaillage du galet céramique. Il apparaît une zone où le signal des deux accéléromètres est périodique, stabilisé en dessous de $1,2m.s^{-2}$, puis brutalement le signal de l'accéléromètre normal au contact augmente, témoignant de l'initiation de l'écaillage. Dès que la limite fixée est dépassée sur une période donnée d'acquisition, l'arrêt automatique de la machine est déclenché. Le mandrin mobile retourne alors subitement en position initiale. Le contact est aussitôt rompu pour éviter d'endommager davantage la surface des éprouvettes, en témoigne le pic de l'accéléromètre orthogonal au contact. Il apparaît par ailleurs qu'un défaut de surface n'a pas d'impact sur les niveaux de vibration orthogonale au contact. Le temps nécessaire à l'arrêt de la machine après initiation de l'écaillage est généralement d'environ 10 secondes, ce qui représente 150 tours de galet.

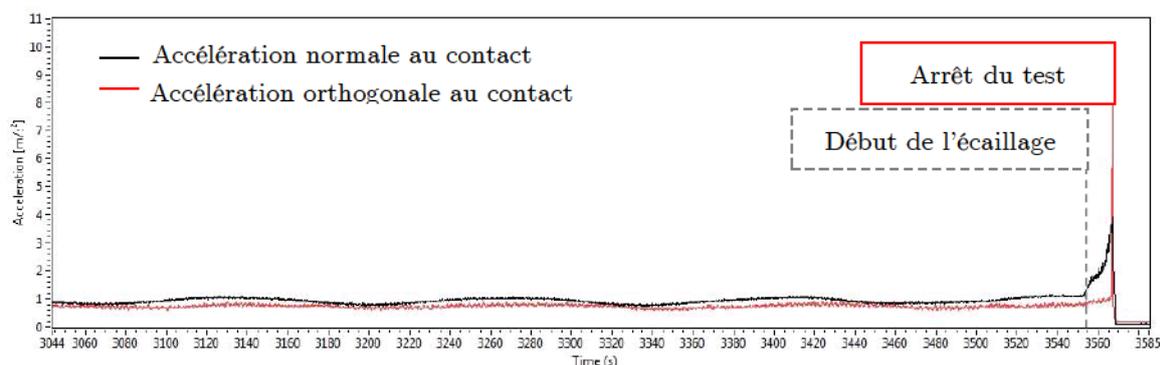


Figure II-10 Extrait de la fin de l'acquisition des données des accéléromètres durant le test OV4 au moment de l'écaillage.

II.4.4 Liste des essais et synthèse d'une condition de fonctionnement

La liste des essais effectués est présentée dans le tableau Tableau II-6. Au vu de la quantité de tests à comparer, un tableau synthétique de l'endommagement a été réalisé comme suit pour chaque essai en présence d'indent.

Si3N4/ M50 Duplex ; 2.5 - 3 GPa ; g = 0% 1Mcycles					
RCO3	20	30	40	62.5	100
200	+++	2f● E E	2f 2f f		
400	+++	+++	+++	+++	
600		+++	+++	+++	+++

Tableau II-5 Exemple de tableau récapitulatif de l'endommagement pour un essai.

Dans ce tableau un indent n'ayant pas endommagé au sens des critères présentés dans cette section II.4 est représenté par le signe + et un indent ayant endommagé est représenté par le signe ●. En plus des fissures en bord d'indent apparues au moment de l'indentation sur le M50 Duplex, des fissures, de même type, ont pu être initiées en cours de test, et sont toutes deux représentées par la lettre f, précédée du nombre de fissures observées par indent. Enfin la lettre E représente les macro-écailles observables en fin de test au niveau des indents. Ainsi dans le tableau précédent, le premier indent 200-30 a endommagé au bout de 1Mcycles et 2 fissures radiales sont observables en bord d'indent, tandis que les deux autres ont sévèrement écaillé.

Dans certains essais l'endommagement semble plutôt être lié à l'intervention de phénomènes extérieurs au test tels que l'ingestion de particules. Dans ce cas on représentera cette incertitude par le symbole ? dans le tableau.

Chapitre II

Essai	Eprouvette1	Eprouvette2	Charge (GPa)	% g	Nombre de cycles (kcycles)	Indents																		
						Rayon (μm)	200					400					600							
						Charge (kg)	5	10	20	30	40	10	20	30	40	50	62.5	20	30	40	50	62.5	100	
I2	Si3N4	M50	4.5	0	1300		3	3	3	3		3	3	3		3	3		3		3			
I3			4.5	20	1500		3	3	3	3		3	3	3		3	3		3		3			
I4			5.5	0	1000		3	3	3	3		3	3	3		3	3		3		3			
I6			5.5	20	5		3	3	3	3		3	3	3		3	3		3		3			
I7			2.5	20	2000				3	3	3			3	3		3		3		3			
IN1	Si3N4	M50 Duplex	4.5	0	100				3	3	3		3	3	3		3		3	3		3	3	
IN2			5.4	0	38		3	3	3					3	3	3		3		3	3			
IN3			2.5	0	1500				3	3	3				3	3	3		3		3	3		3
IN4			4.5	0	1500										3	3	3		3		3	3		3
IN5			2.6	20	2000										3	3	3		3		3	3		3
IN6			4.5	20	2000										3	3	3		3		3	3		3
IN7	M50	M50 Duplex	2.6	5	2000								3	3	3		3		3	3		3		
RCO1	Si3N4	M50 Duplex	2.5	0	1300		3	3	1f / 3				3	3	3		3		3	3				
RCO2			2.5 - 3	0	1500				3	1f / 3	2f / 3			3	3	3		3		3	3		3	
RCO3			2.5 - 3	0	1000				3	2f / 3	2f / 3			3	3	3		3		3	3		3	
RCO4			2.5	20	2000				3	2f / 3	2f / 3			3	3	3		3		3	3		3	

2f / 3 : 2 indents fissurés sur un total de 3 indents réalisés

OV1	Si3N4	M50 Duplex	5.5	0	5
OV2			4.5	0	700
OV4			5	0	600
OV5			4.5	5 - 10	500
CC1	M50	Si3N4	2	0	1000
CC2			2 - 3	0	750
CC3			2 - 3	0	1000

Nombre de cycles total : 250 millions de cycles
Temps d'essai cumulé : 482 h (20 jours)

Tableau II-6 Liste récapitulative des essais réalisés

II.5 Récapitulatifs expérimentaux

II.5.1 Essai en présence d'indent

Les essais de fatigue de roulement en présence d'indent ont pu être exploités grâce aux différents critères établis dans la section précédente. Deux types de roulement sont dans un premier temps comparés : le roulement hybride - sujet de l'étude - et le roulement tout acier - cas de référence. L'influence des conditions d'essai dans le cas du roulement hybride en présence d'indent a été mise en évidence. Enfin les campagnes qui portent sur des conditions d'essai plus aggravées (surcharge et surfaces fissurées) ont permis de dégager certaines limites d'endurance pour les matériaux étudiés.

Par convention, pour un indent soumis au passage d'un corps roulant, on définit par bord d'attaque et bord de fuite le bord de l'indent situé respectivement en amont et en aval de l'indent dans le sens du passage de la charge. On appelle alors bords latéraux les deux bords situés de part et d'autre de l'indent selon la direction du roulement.

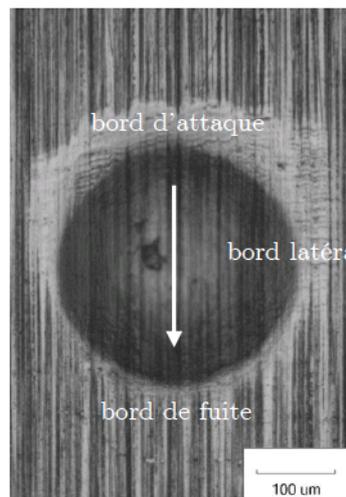


Figure II-11 Définition des bords d'attaque, de fuite et latéraux par rapport au sens du passage de la charge (flèche blanche).

a. Influence d'évènements externes

Afin de caractériser le plus justement l'endommagement au voisinage d'indent, il est nécessaire de considérer l'endommagement induit par un évènement externe aux conditions d'essai. Dans de nombreux essais, de légers indents naturels ont pu être observés comme le résultat du passage de fines particules dans le contact. Aucun de ces indents naturels n'a par ailleurs endommagé, et le plus sévère observé possède un rayon inférieur à 10µm. Cependant il arrive que l'ingestion de particules se fasse au voisinage proche des indents artificiels testés.

Dans le cas de l'essai I7, on constate par exemple que l'indent 200-20 semble avoir endommagé au bout de 2Mcycles. Cependant si l'on compare les clichés pris à 100 et 400 kcycles des indents 200-20 et 200-40, et les clichés pris au microscope après 2 Mcycles, on constate que, des 27 indents réalisés sur le galet, l'indent 200-20 est le seul à endommager à 100 kcycles. On constate ensuite que c'est le seul indent pour lequel ce qui semble être une micro-écaille à 100 kcycles se résorbe au cours de l'essai. Il est donc évident dans ce cas que le défaut observé en fin d'essai est le résultat d'une particule qui est passée en bord d'indent dès les premiers milliers de cycles de l'essai, et ne témoigne donc en aucune manière du caractère endommageant de ce type d'indent dans ces conditions d'essai. Néanmoins comme un des indents 200-30 a endommagé après 2Mcycles, l'indent 200-20 aurait également pu endommager sans l'ingestion initiale de cette particule. C'est pourquoi ce type de dommage sera représenté par la suite dans les tableaux de synthèse par un point d'interrogation.

M50 trempé ; 2.6GPa ; g = 20% ; 1.5Mcycles					
I7	20	30	40	50	100
200	++ ?	++ ●	● ● ●		
400	+++	+++		+ ● ●	
600		+++		+++	+ ● +

Tableau II-7 Bilan de l'endommagement au voisinage d'indents pour les conditions I7.



Figure II-12 Ingestion d'une particule en bord d'indent.

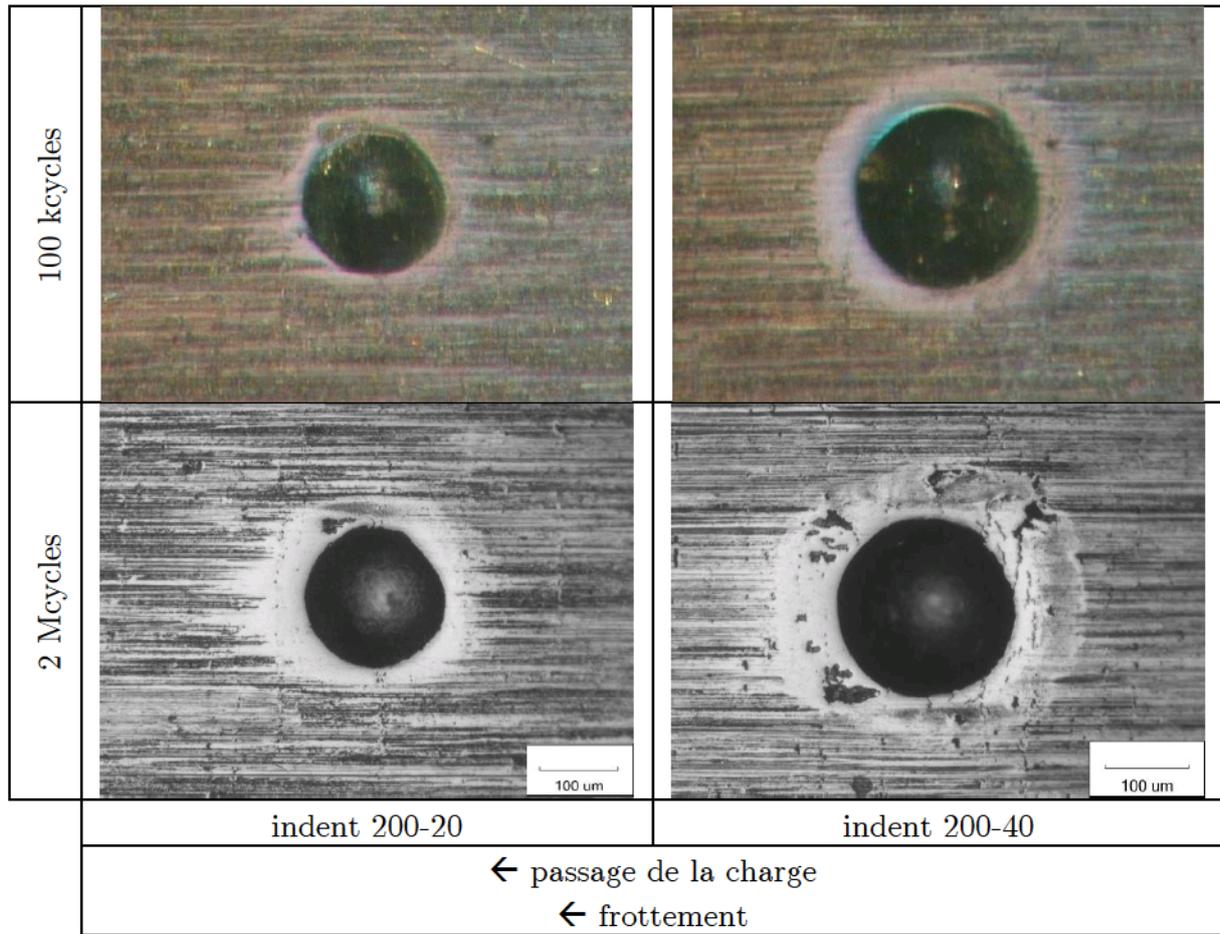


Figure II-13 Comparaison du processus d'endommagement dans le cas de l'ingestion de particules en bord d'indent.

b. Influence du type de roulement

Les conditions des essais IN7 et IN5 ne diffèrent que dans le choix du matériau utilisé pour le corps roulant sain. Dans les deux cas un galet M50 Duplex a été indenté et mis en contact avec un galet M50 trempé ou avec un galet Si3N4. Afin de prendre en considération le coefficient de frottement pour le contact hybride jusqu'à 3 fois inférieur à celui du contact tout acier, nous avons choisi de diviser le glissement par 3 pour le test IN7. Ainsi l'énergie dissipée par le glissement dans le cas IN5 est plus ou moins équivalente à celle dissipée dans le cas IN7.

Les essais menés n'ont abouti à l'endommagement d'aucun indent au sens de notre critère. De plus dans les deux cas une fissure est apparue sur un des indents 400-62,5 ce qui montre que ce phénomène est indépendant du type de contact et n'est que le résultat des surcontraintes en bord d'indent liées au passage de la charge.

M50 trempé / M50 Duplex ; 2.6GPa ; g = 5% ; 2Mcycles					
IN 7	20	30	40	62.5	100
200					
400	+++	+++	+++	f++	
600		+++	+++	+++	+++
Si3N4 / M50 Duplex ; 2.6GPa ; g = 20% ; 2Mcycles					
IN 5	20	30	40	62.5	100
200					
400	+++	+++	+++	f++	
600		+++	+++	+++	+++

Tableau II-8 Influence du type de contact testé.

Néanmoins les observations microscopiques menées après les essais montrent quand même un matage des bords de l'indent plus net pour le contact tout acier que pour le contact hybride. On constate par ailleurs que le matage du bourrelet se concentre davantage en aval de l'indent par rapport au sens du frottement pour le roulement hybride, alors que pour le roulement tout acier on constate que le matage du bourrelet se produit dans toutes les directions indépendamment du sens du frottement. Le roulement hybride semble alors moins néfaste que le roulement tout acier puisque les zones d'endommagement activées en condition de roulement identique sont plus importantes pour le roulement tout acier.

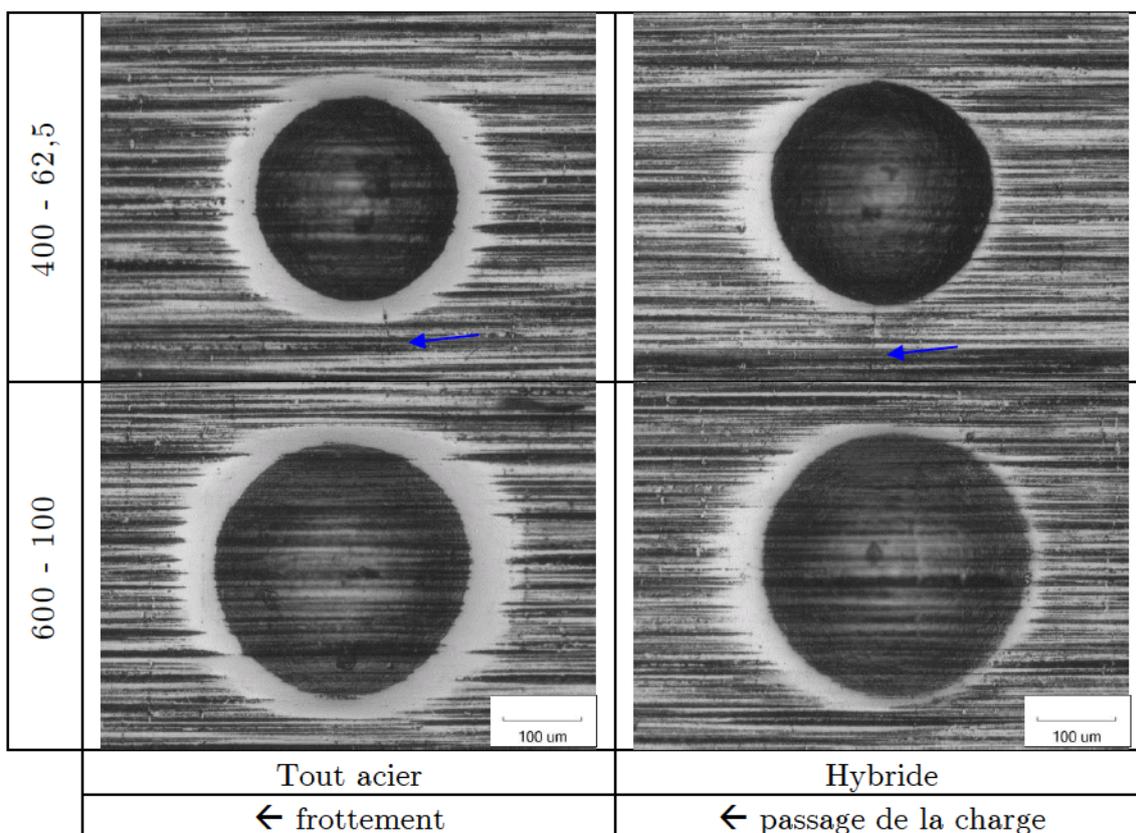


Figure II-14 Comparaison de l'usure en bord d'indent après 2Mcycles pour un contact tout acier et un contact hybride.

c. Influence du matériau dans le roulement hybride

Comme il a été montré dans le chapitre sur la caractérisation du M50 Duplex, ce matériau a une forte tendance à fissurer lors de l'indentation. Cette première conclusion est la principale influence que peut avoir le choix d'utiliser le M50 Duplex plutôt que le M50 trempé. Une étude plus détaillée de ces phénomènes sera réalisée dans la section II.5.2 de ce chapitre.

2.6 GPa	g = 20%	M50 trempé ; 2.6GPa ; g = 20% ; 1,5Mcycles						
		I7	20	30	40	50	100	
		200	++ ?	++ •	• • •			
		400	+++	+++		+ • •		
		600		+++		+++	+ • +	
		M50 Duplex ; 2.6GPa ; g = 20% ; 1,5Mcycles						
		IN5	20	30	40	62.5	100	
		200						
		400	+++	+++	+++	f ++		
		600		+++	+++	+++	+++	
4.5 GPa	g = 0%	M50 trempé ; 4.5GPa ; g = 0% ; 1,3Mcycles						
		I2	5	10	20	30	50	100
		200	+++	+++	+++	+++		
		400		+++	+++	+++	+++	
		600			+++	+++	+++	+++
		M50 Duplex ; 4.5GPa ; g = 0% ; 1,5Mcycles						
		IN 4		20	30	40	62.5	100
		200						
		400		+++	+++	+++	+++	
		600			+++	+++	+++	+++
	g = 20%	M50 trempé ; 4.5GPa ; g = 20% ; 1,5Mcycles						
		I3	5	10	20	30	50	100
		200	+++	+ • •	++ •	• • +		
		400		+ • •	• • •	• • •	• • •	
		600			+++	+++	• • •	• • •
		M50 Duplex ; 4.5GPa ; g = 20% ; 1,5Mcycles						
		IN 6		20	30	40	62.5	100
		200						
400		+++	• ++	• ++	• • 2f•			
600			+++	+++	• + •	• • •		

Tableau II-9 Bilan de l'endommagement pour les essais de roulement sur M50 Duplex et non nitruré - influence de la nitruration des galets M50.

On constate assez rapidement qu'en conditions de contact identiques le M50 Duplex endommage moins que le M50 trempé. Cette tendance est nettement montrée dans les

cas de faible chargement ou de roulement pur. En revanche, bien que cette tendance soit confirmée en cas de fort chargement et de glissement élevé, elle est moins marquée.

Notons également l'apparition de fissures radiales en bord d'indent pour un des indents 400-62,5 dans les essais IN5 et IN6 sur galet M50 Duplex, Figure II-15. Ces fissures, bien que n'étant pas critiques pour le nombre de cycles réalisés, restent néanmoins préoccupantes et peuvent en ce sens discriminer le M50 Duplex vis-à-vis du M50 trempé.

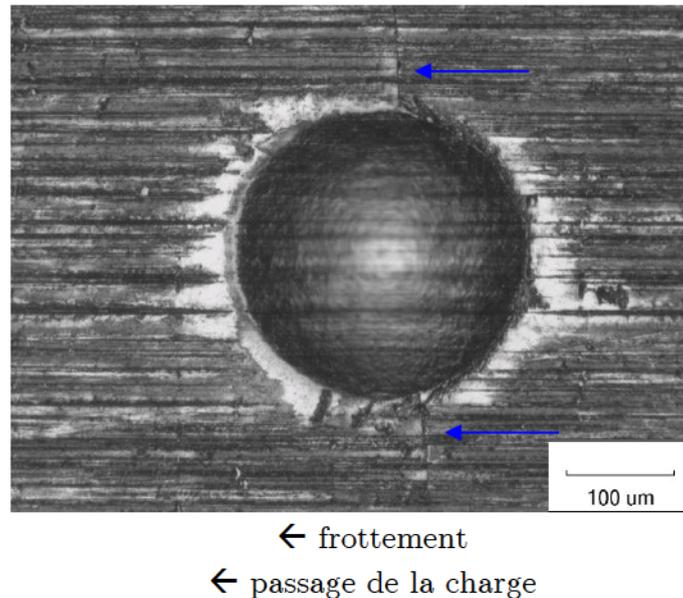


Figure II-15 Fissuration d'un indent 400-62,5 lors de l'essai IN6.

d. Influence de la charge

Pour un chargement faible et sans glissement, la limite du nombre de cycles fixée ne permet pas d'évaluer le caractère endommageant des indents étudiés. Cependant les essais en conditions sévères montrent assez nettement l'influence que peut avoir une surcharge au voisinage d'un indent dans ce type de roulement.

On constate assez clairement que l'augmentation de la charge a un impact considérable sur l'endommagement au voisinage d'indent. Cette tendance est d'autant plus évidente en cas de roulement plus glissement qu'en cas de roulement pur.

Roulement pur	M50 trempé; 4.5GPa ; g = 0% ; 1,3Mcycles						
	I2	5	10	20	30	50	100
	200	+++	+++	+++	+++		
	400		+++	+++	+++	+++	
	600			+++	+++	+++	+++
	M50 trempé; 5.5GPa ; g = 0% ; 1Mcycles						
	I4	5	10	20	30	50	100
	200	+++	+++	+++	+++		
400		+++	+++	+++	+++		
600			+++	+++	•••	••E	
Roulement + glissement	M50 trempé; 2.6GPa ; g = 20% ; 1.5Mcycles						
	I7		20	30	40	50	100
	200		++?	++•	•••		
	400		+++	+++		+••	
	600			+++		+++	+•+
	M50 trempé; 4.5GPa ; g = 20% ; 1.5Mcycles						
	I3	5	10	20	30	50	100
	200	+++	+••	++•	••+		
	400		+••	•••	•••	•••	
	600			+++	+++	•••	•••

Tableau II-10 Bilan de l'endommagement au voisinage d'indents sur un galet M50 trempé - influence de la charge.

Roulement pur	M50 Duplex ; 2.5GPa ; g = 0% ; 1,5Mcycles					
	IN 3	20	30	40	62.5	100
	200	+++	+++	+++		
	400	+++	+++	+++	+++	
	600		+++	+++	+++	+++
	M50 Duplex ; 4.5GPa ; g = 0% ; 1,5Mcycles					
	IN 4	20	30	40	62.5	100
	200					
400	+++	+++	+++	+++		
600		+++	+++	+++	+++	
Roulement + glissement	M50 Duplex ; 2.6GPa ; g = 20% ; 2Mcycles					
	IN 5	20	30	40	62.5	100
	200					
	400	+++	+++	+++	f++	
	600		+++	+++	+++	+++
	M50 Duplex ; 4.5GPa ; g = 20% ; 2Mcycles					
	IN 6	20	30	40	62.5	100
	200					
400	•++	•++	••+	••2f•		
600		+++	+++	•+•	•••	

Tableau II-11 Bilan de l'endommagement au voisinage d'indents sur un galet M50 Duplex - influence de la charge.

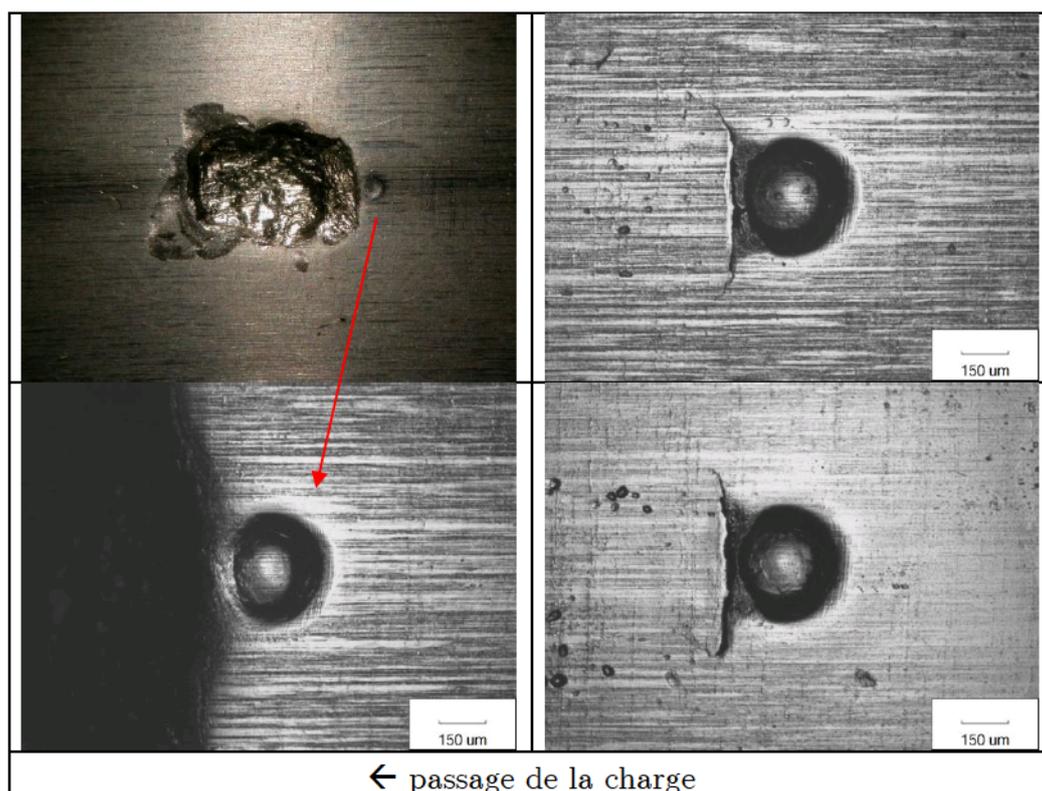


Figure II-16 Ecaillage et initiation de l'écaillage pour les trois indents 600-100 de l'essai I4.

En roulement pur, seuls les indents les plus sévères sont touchés par l'augmentation de la charge. Dans le cas du M50 trempé, durant l'essai I4, une surcharge de 5,5GPa initie un écaillage important au niveau d'un des indents 600-100 en moins de 1 Mcycles. Les deux autres indents de ce type ont également initié une fissuration importante en bord de fuite, aussi appelée V-Crack, qui laisse présager que l'écaillage survenu n'est pas exceptionnel (voir Figure II-16). L'écaille semble alors se propager dans le sens du passage de la charge.

Dans le cas du M50 Duplex, même si l'essai IN4 en surcharge n'a pas initié d'endommagement, on note quand même une usure en amont de chaque indent testé dans le sens du passage de la charge bien plus marquée que pour l'essai IN3 à une charge plus faible (voir Figure II-17 et Figure II-18).

En roulement plus glissement, l'augmentation de la charge a un impact important sur l'endommagement de la quasi-totalité des indents testés. Notamment dans le cas du M50 Duplex, puisqu'en chargement faible, essai IN5, les indents testés n'ont initié qu'un léger lissage au niveau du bord d'attaque alors qu'en surcharge, essai IN6, la quasi-totalité des indents testés sont endommageants.

Enfin l'augmentation de la charge n'a pas d'influence notable sur l'initiation de fissures en bord d'indent pour le M50 Duplex dans la gamme de charge appliquée et pour les types d'indents testés.

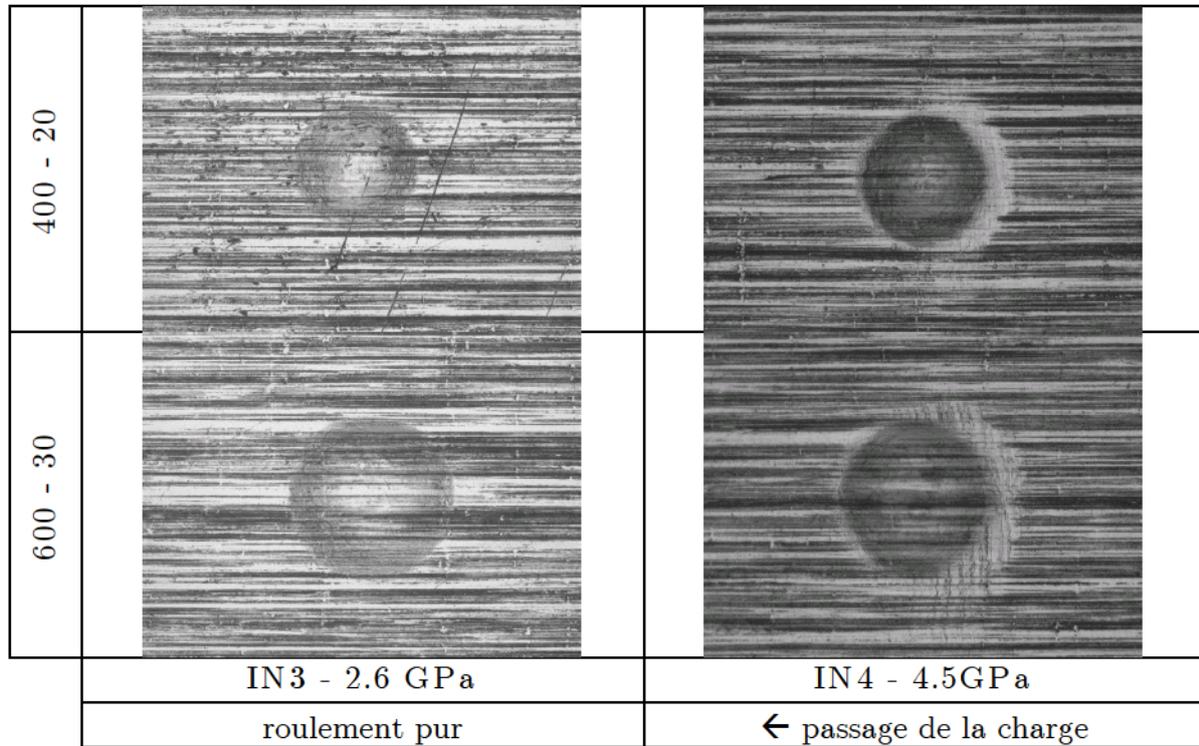


Figure II-17 Influence de la charge sur un galet nitruré au bout de 1,5Mcycles - indents peu sévères.

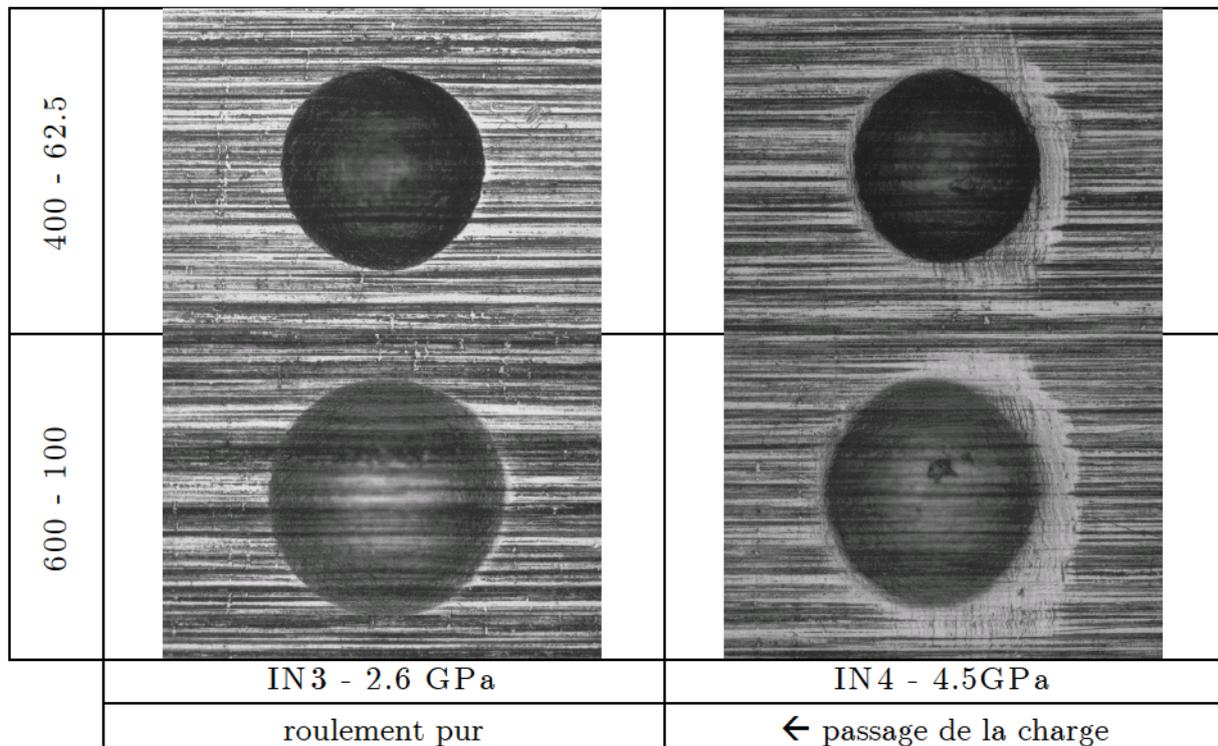


Figure II-18 Influence de la charge sur un galet nitruré au bout de 1,5Mcycles - indents sévères.

e. Influence du glissement

2.6 GPa	M50 trempé; 2.6GPa ; g = 20% ; 1.5Mcycles							
	I7			20	30	40	50	100
	200			++ ?	++ •	• • •		
	400			+++	+++		+ • •	
	600				+++		+++	+ • +
4.5GPa	M50 trempé; 4.5GPa ; g = 0% ; 1,3Mcycles							
	I2	5	10	20	30		50	100
	200	+++	+++	+++	+++			
	400		+++	+++	+++		+++	
	600			+++	+++		+++	+++
	M50 trempé; 4.5GPa ; g = 20% ; 1.5Mcycles							
	I3	5	10	20	30		50	100
	200	+++	+ • •	+ + •	• • +			
	400		+ • •	• • •	• • •		• • •	
	600			+++	+++		• • •	• • •

Tableau II-12 Bilan de l'endommagement au voisinage d'indents sur un galet M50 trempé - influence du glissement.

2.6 GPa	M50 Duplex ; 2.5GPa ; g = 0% ; 1,5Mcycles					
	IN3	20	30	40	62.5	100
	200	+++	+++	+++		
	400	+++	+++	+++	+++	
	600		+++	+++	+++	+++
	M50 Duplex ; 2.6GPa ; g = 20% ; 2Mcycles					
	IN5	20	30	40	62.5	100
	200					
400	+++	+++	+++	f + +		
600		+++	+++	+++	+++	
4.5GPa	M50 Duplex ; 4.5GPa ; g = 0% ; 1,5Mcycles					
	IN4	20	30	40	62.5	100
	200					
	400	+++	+++	+++	+++	
	600		+++	+++	+++	+++
	M50 Duplex ; 4.5GPa ; g = 20% ; 1.5Mcycles					
	IN6	20	30	40	62.5	100
	200					
400	+++	• + +	• + +	• • 2f•		
600		+++	+++	• + •	• • •	

Tableau II-13 Bilan de l'endommagement au voisinage d'indents sur un galet M50 Duplex - influence du glissement.

Dans les gammes de chargement étudiées, les 20% de glissement introduits ont une influence plus marquée pour le M50 trempé que pour le M50 Duplex. Dans le cas du M50 Duplex, l'endommagement est clairement plus marqué en aval des indents dans

le sens du frottement. Cette tendance est moins marquée dans le cas du M50 trempé où l'endommagement peut être distribué sur tout le pourtour de l'indent.

L'essai I2 effectué sur galet M50 trempé, à 4,5GPa et en roulement pur, n'induit que peu d'endommagement - seul l'indent 600-100 est légèrement usé au niveau du bord de fuite dans ces conditions. Il est donc admis que pour les mêmes indents et dans des conditions de chargement de 2,6GPa aucun endommagement n'est attendu, alors qu'en roulement plus glissement et dans ces conditions de chargement, essais I7, les indents les plus sévères sont endommagés. Les essais menés sur M50 trempé montrent alors que l'augmentation du glissement est sévèrement endommageant quelle que soit la pression dans le contact.

Les essais menés sur des galets M50 Duplex montrent que le glissement est un facteur endommageant surtout en cas de surcharge. A faible pression de contact l'apport de glissement dans le contact marque davantage le lissage du bourrelet, en aval de l'indent dans le sens du frottement, mais ne constitue pas un facteur aggravant pour ce type de roulement (voir Figure II-19). Aussi, on remarque que la fissuration de l'indent 400-62,5 n'apparaît qu'en cas de roulement plus glissement, en témoignent les trois essais IN5, IN6 et IN7, menés sur galet M50 Duplex.

Les essais IN1 (à 4,5GPa en roulement pur) et IN2 (à 5,4GPa en roulement pur) ne sont pas ici présentés puisqu'ils ont été avortés. Néanmoins aucune fissure sur un indent de type 400 n'a été observée pour l'essai IN1, alors que lors de l'essai IN2, un indent 400-62,5 a initié une fissure, en roulement pur. Ainsi l'apparition de fissures pour ce type d'indent serait davantage liée à la présence de glissement qu'à l'augmentation de la charge, dans des gammes de pression de contact inférieures à 5GPa. Mais une surcharge suffisamment importante peut néanmoins aggraver l'endommagement des indents de type 400-62,5.

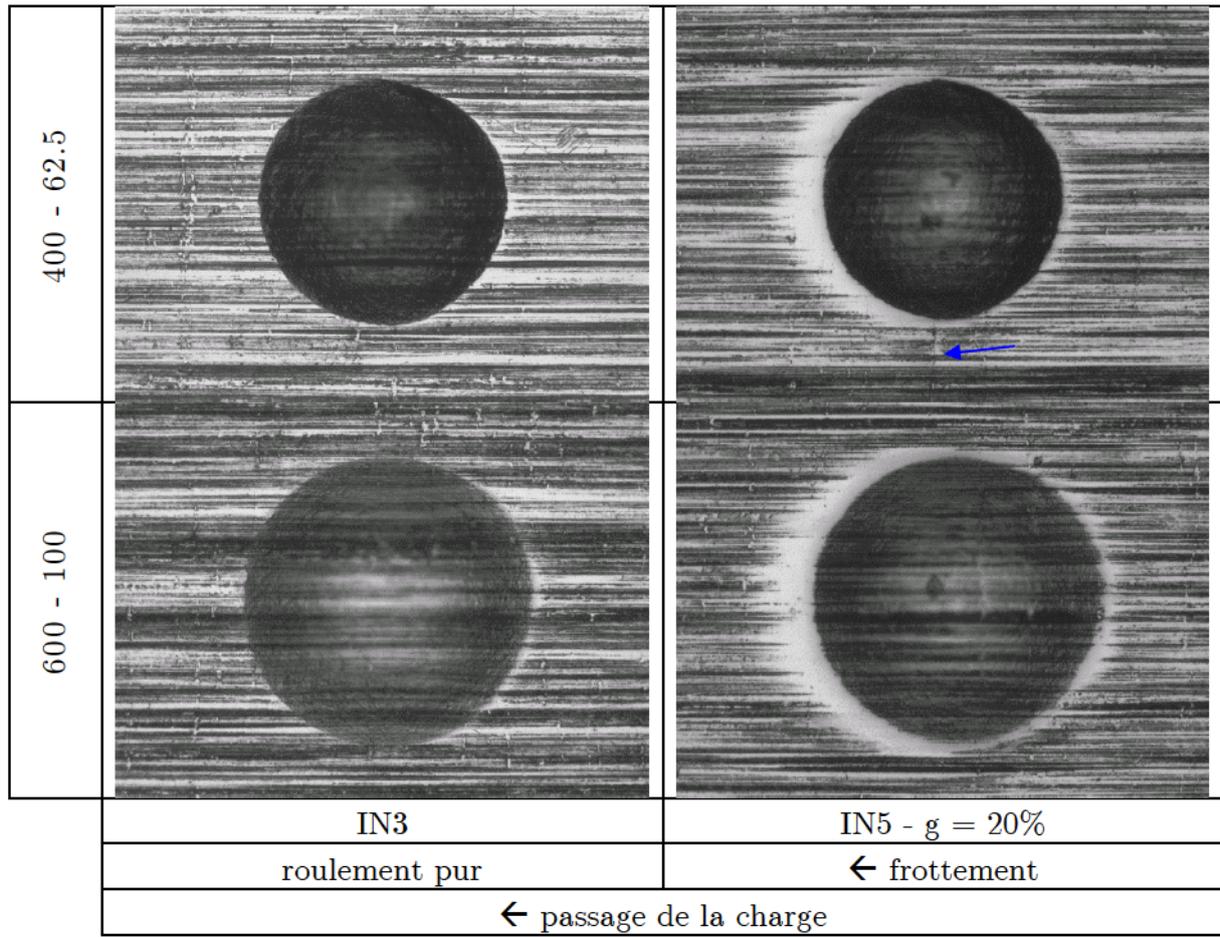


Figure II-19 Comparaison de l'influence du glissement sur le lissage des bourrelets d'indents réalisés sur le M50 Duplex à faible pression de contact.

f. Spécificité localisation de l'endommagement

A l'inverse des essais réalisés par Jacq, les indents testés en roulement plus glissement se situent sur la surface rapide du contact.

g. Spécificité de l'endommagement

L'endommagement en bord d'indent est généralement initié par le matage du bord de l'indent. S'en suit alors une dégradation du bord de l'indent, un écaillage au voisinage de l'indent ou des micro-fissures orthogonales à la direction du roulement comme cela a été observé dans la littérature [JAC01] et [DUM97] (Figure II-20 a, b et c). Enfin en cas de surcharge des fissures dites V-Cracks peuvent être initiées en bord de fuite d'un indent comme cela a été observé par Morales-Espejel, qui aboutissent à un écaillage important de la surface [MOR15] (Figure II-20 d).

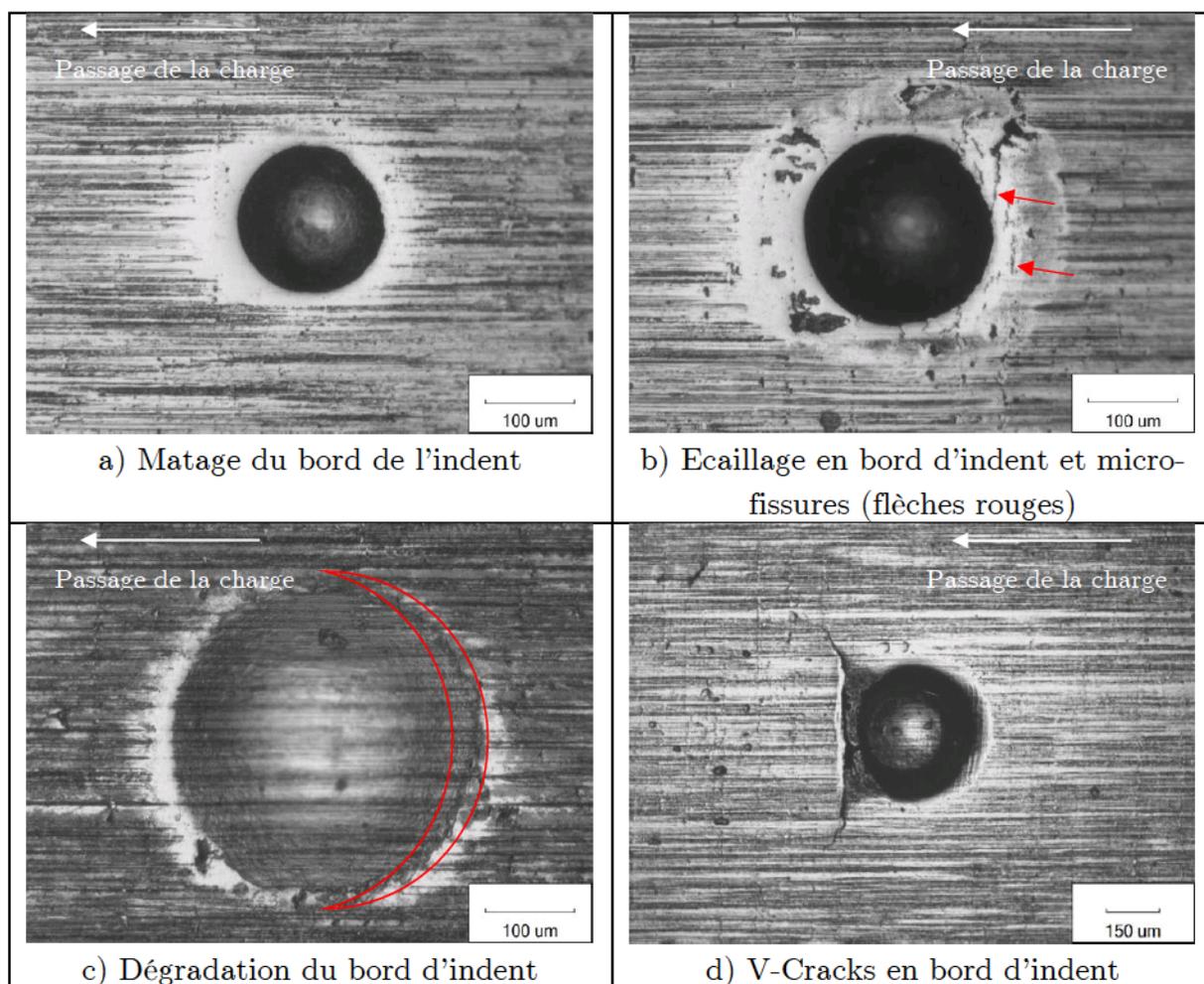


Figure II-20 Etape de fatigue et type d'endommagement en bord d'indent.

On note enfin des modes d'endommagement sensiblement différents entre les deux aciers, susceptibles d'intervenir en moins de 2,5 Mcycles et en conditions sévères. Un indent réalisé sur M50 trempé va dans un premier temps s'user sur le bord d'attaque pour ensuite, en cas de frottement, écailler au niveau du bord de fuite de l'indent et initier des micro-fissures de surface orthogonales au roulement au niveau du bord d'attaque. Tandis que les essais en roulement pur sur le M50 Duplex mettent en évidence un matage de l'indent différent de ce qui a déjà pu être observé dans la littérature. Dans nos essais, la zone matée au voisinage de l'indent décrit des vaguelettes qui semblent être dues à un arrachement de fines strates en surface du galet nitruré. Ce mécanisme révèle un endommagement initié par délaminage en bord d'indent (Figure II-21). Aussi aucune micro-fissure n'a été observée sur les galets en M50 Duplex et la zone plastifiée par le lissage du bourrelet y est généralement plus faible que pour la RCF sur M50 trempé.

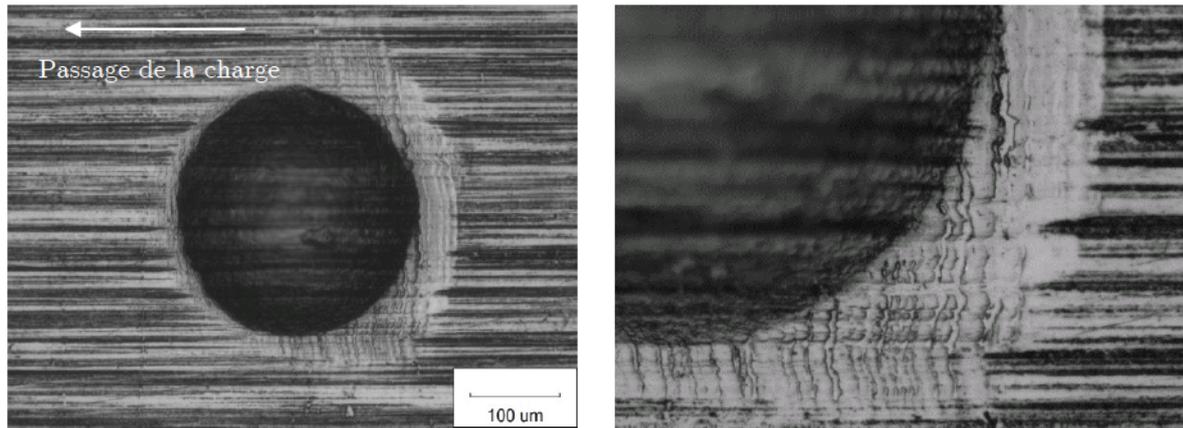
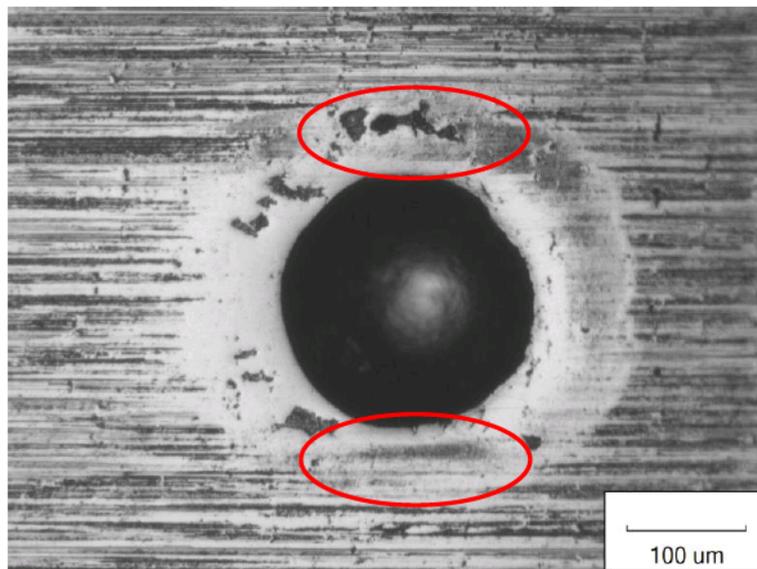


Figure II-21 Endommagement du M50 Duplex - IN4 indent 400-62,5 / 1,5Mcycles.

h. Localisation de l'endommagement

En accord avec ce qu'avait observé Jacq ou Dumont, les endommagements survenus lors des essais réalisés en roulement plus glissement ont généralement eu lieu en aval de l'indent dans le sens du frottement. En outre il a été observé que les conditions extrêmes apportées dans le roulement ont également initié un endommagement de part et d'autre de l'indent par rapport à l'axe du roulement (Figure II-22). Enfin la présence de micro-fissures au niveau du bord d'attaque n'a été observée qu'en cas de frottement et pour le M50 trempé.



← passage de la charge

← frottement

Figure II-22 Endommagement des bords latéraux d'un indent 200-40 - essai I7, $g=20\%$ / 2Mcycles.

En roulement pur, même si les essais réalisés sur galet nitruré ne sont pas endommageants selon les critères définis, on remarque néanmoins une zone largement

plus matée en bord d'attaque de l'indent (Figure II-21). Au regard de l'usure survenue en 1,5Mcycles il semble évident qu'un nombre plus important de cycles aurait pu initier un endommagement dans cette zone comme cela a été observé dans les travaux de Jacq. A l'inverse, les essais réalisés sur galet non nitruré montre une zone plus matée au niveau du bord de fuite des indents les plus grands (au regard des dimensions du contact), et pour des pressions de contact élevées ces essais ont initié un endommagement au niveau du bord de fuite de ces mêmes indents (voir Figure II-23). Il est difficile de conclure si l'augmentation de la pression de contact ou si les dimensions de l'indent sont à mettre en cause dans ce processus, ou s'il s'agit d'une combinaison des deux, car aucun essai n'a été réalisé à 2,6 GPa en roulement pur.

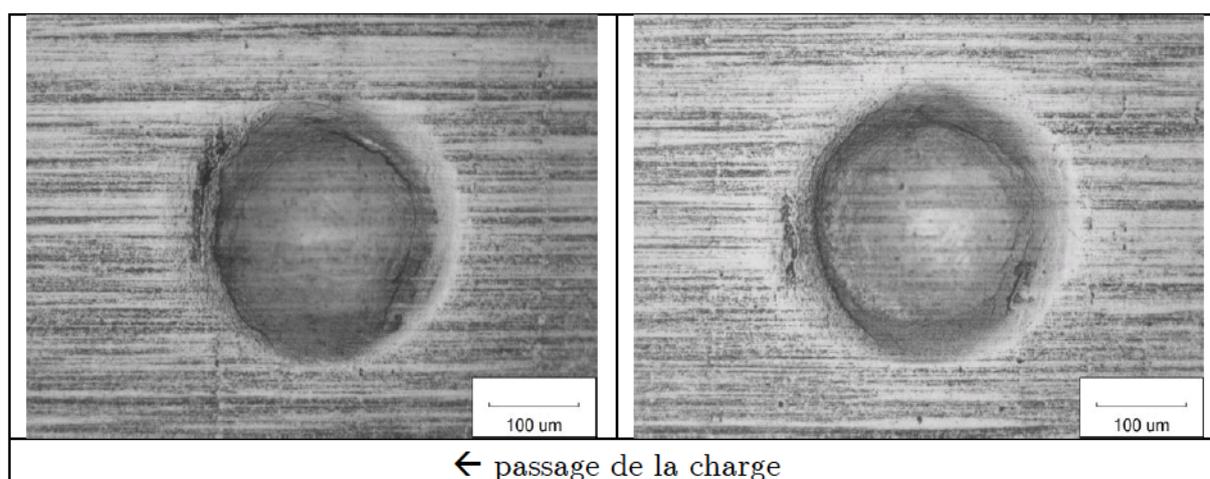


Figure II-23 Endommagement en roulement pur du bord de fuite des indents 600-50 I et II - essai I4, 5.5GPa / 1Mcycles.

Aussi, comme cela a été observé dans les travaux de Jacq, on a pu mettre en évidence une zone déchiquetée en bord d'indent. Cette zone se situe généralement sur le bord d'attaque (Figure II-20-c, Figure II-22) (en roulement pur comme en roulement plus glissement) sauf dans les essais en surcharge menés sur galets non nitrurés (Figure II-23). Les travaux de Jacq ont montré que cette zone n'était pas activée en roulement plus glissement mais, à l'inverse des essais réalisés dans notre étude, les indents étudiés se situaient sur les galets lents, et le sens du frottement en était donc inversé. On en conclut que le frottement protège l'usure du bord d'attaque d'un indent lorsqu'il s'oppose au passage de la charge (indent sur les surfaces lentes). En roulement plus glissement, une zone située à environ 20µm du bord de l'indent a également été repérée comme étant propice à l'écaillage (Figure II-24). Par ailleurs une zone de micro-écaillage a été mise en évidence dans les zones latérales de l'indent lors d'essais en présence de glissement.

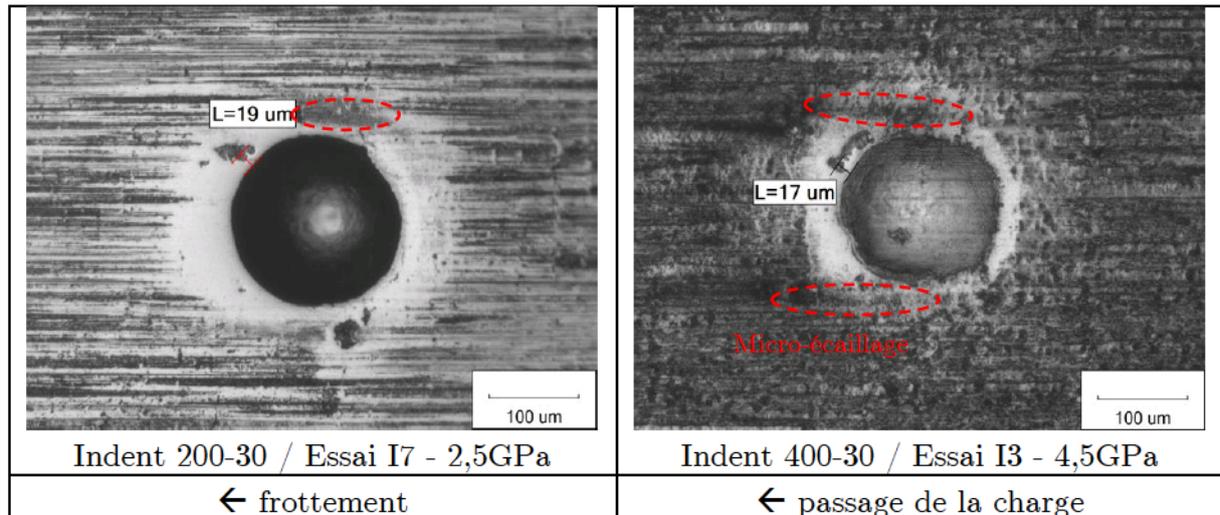


Figure II-24 Ecaillage et micro-écaillage en bord d'indent en roulement plus glissement.

i. Bilan

Les essais réalisés ont permis de montrer, d'une part, que la nitruration des galets M50 améliore nettement l'endurance du matériau en conditions sévères. Cependant cette conclusion doit être nuancée par le fait que la nitruration des galets M50 introduit également une nouvelle problématique au voisinage d'indent : l'initiation de fissures radiales pour les indents les plus sévères. Ce phénomène a fait l'objet de l'étude présentée à la section II.5.2 de ce chapitre.

D'autre part, il a été montré que le glissement a une influence plus néfaste sur la fatigue de roulement en présence d'indent que l'augmentation de la charge, pour des indents les moins sévères. Dans le cas d'indents sévères la surcharge peut, davantage que le glissement, aggraver l'endommagement, jusqu'à un écaillage important de la surface (essai I4). Une combinaison de ces deux phénomènes devient alors un cas très aggravant de la fatigue de roulement en présence d'indents.

Enfin le caractère fragile du M50 Duplex est d'autant plus marqué en cas de glissement qu'en cas de surcharge au regard des fissures radiales apparues sur les indents 400-62,5 lors des différents essais menés en roulement plus glissement.

L'endommagement rencontré durant ces essais est assez classique de ce que nous pouvons rencontrer dans la littérature. On note néanmoins une différence en roulement pur entre les essais réalisés sur le M50 trempé, pour lesquels un endommagement s'initie davantage au niveau du bord de fuite de l'indent, et les essais réalisés sur galet nitruré, durant lesquels un délaminage se produit au niveau du bord d'attaque des indents.

Trois zones d'endommagement ont alors été repérées au voisinage des indents testés en fatigue de roulement. Le positionnement de ces zones par rapport au sens du roulement peut évoluer selon le matériau et la charge appliquée, comme schématisé en figure Figure II-25.

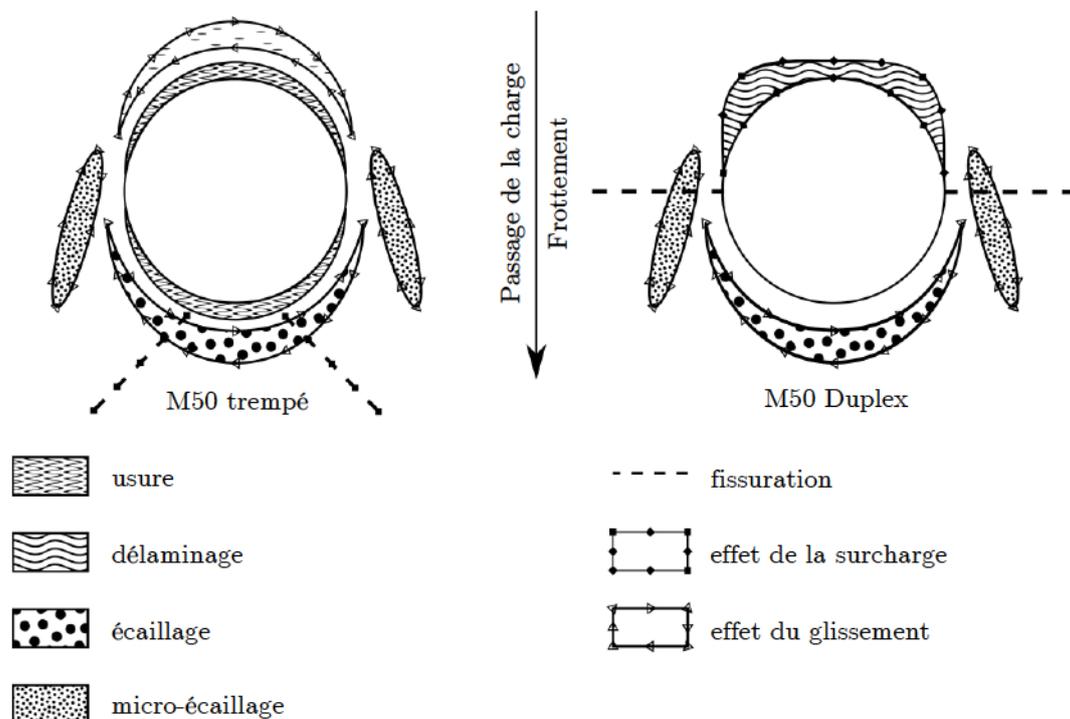


Figure II-25 Schématisation des mécanismes d'endommagement en bord d'indent avant 2 millions de cycles en condition sévérée.

II.5.2 Essai en présence d'indents fissurés

L'indentation des éprouvettes en M50 Duplex, ainsi que les essais de RCF menés sur M50 Duplex et présentés dans la section II.5.1 de ce présent chapitre, ont montré que ce matériau est fortement sujet à l'initiation de fissures en bord d'indents. Il est alors important d'étudier l'évolution de ces fissures dans certaines conditions de roulement afin d'évaluer le risque qu'elles représentent.

Les fissures radiales peuvent être référencées par l'angle α_f qu'elles font avec la direction du roulement, leur longueur initiale L_i (quand elles sont initiées durant l'indentation du galet) et L_f leur longueur en fin d'essai. Ces grandeurs sont schématisées en Figure II-26. Enfin les essais ont été interrompus à différentes fréquences afin de suivre par étape l'évolution des surfaces, ce qui permet alors de définir, pour chaque fissure observée, le nombre de cycles N_O qui correspond à l'étape d'observation durant laquelle la fissure est révélée. Ce nombre dépend directement de la fréquence d'interruption des essais ainsi que de la visibilité de la fissure, en effet une

fissure peut être présente mais invisible au microscope lors de l'étape d'observation. C'est pourquoi l'on estimera que les fissures sont toujours apparues avant N_O . Aussi chaque type d'indent étant reproduit 3 fois par essai, il sera référencé par un chiffre romain allant de I à III. Une synthèse par type d'indent des essais en présence d'indents fissurés est présentée dans le Tableau II-14.

Une première observation est que les fissures qui sont initiées en cours de test sont rapidement révélées (généralement avant 5 kcycles). Le nombre de cycles à révélation de fissure N_O correspond souvent au nombre de cycles de la première interruption de l'essai. Ainsi on peut conclure que la fissuration des indents en cours d'essai est un phénomène directement lié aux surpressions au niveau du bourrelet, engendrées par le passage de l'indent dans le contact dès les premiers cycles de roulement.

De manière générale on observe que les fissures, qu'elles soient initiées en cours d'essai ou initialement présentes, propagent et se stabilisent rapidement (< 200 kcycles). La propagation de ces fissures semble alors répondre à un mécanisme de fatigue tendant rapidement vers un état stationnaire. On voit clairement que ce type de fissure n'est pas préjudiciable pour la sûreté du roulement en condition d'essai non sévérisée avant 2 Mcycles.

Enfin l'orientation de la fissure dans le contact n'a pas d'impact direct sur la fatigue des fissures sauf en cas de glissement, comme cela a été présenté ci-après. On note par ailleurs qu'en cours d'essai les fissures sont préférentiellement initiées dans une direction orthogonale au roulement. Sur les 18 fissures initiées en cours de test, 12 sont orientées à $90^\circ \pm 10^\circ$ par rapport à la direction du roulement.

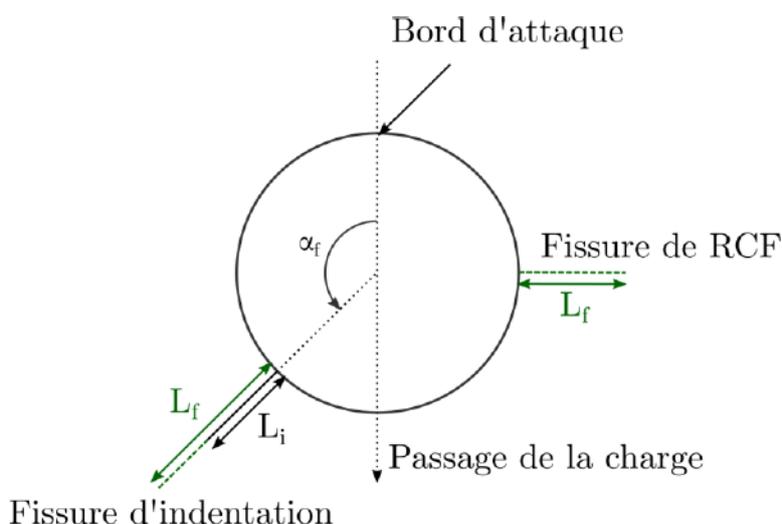


Figure II-26 Schématisations des grandeurs caractéristiques d'une fissure en bord d'indent.

Type	Essai	Pression GPa	g %	n°	a_f	L_i	L_f	N_o	Nombre de cycles total (kcycles)
200-20	RCO1	2.5	0	II	71	35	80	0	1 300
					-98		65	< 5	
200-30	RCO2	2.5	0	II	65	60	81	0	1 000
				III	100		83	< 250	
					-75		78	< 250	
	RCO3			I	71	46	97	0	500
				II	-83	38	68	0	
	RCO2 bis	3	0	II	65	81	E		500
				III	100	83	104		
					-75	78	80		
				I	71	97	225		
	0		E			500			
	RCO3 bis			II	-83		68	E	
				III				E	
	RCO4	2.6	20	I	94	40	85	0	2 000
				II	-66		96	< 50	
III				52	69	83	0		
IN1	4.5	0	II	90		74	< 55	100	
200-40	RCO2	2.5	0	I	19	90	90	0	1 000
				III	59	67	113	0	
					90		118	< 5	
	RCO3			I	113	74	121	0	500
				II	-81		125	< 200	
					73	99	115	0	
				III	-98		98	< 100	
	RCO2 bis	3	0	I	90		134	< 500	500
				III	19	90	90		
					59	113	118		
	RCO3 bis			I	113	121	121		500
				II	-81	125	125		
					73	115	115		
				III	-98	98	98		
	RCO4	2.6	20	I	90	75	110 + E	0	2 000
				III	-90		146 + E	< 5	
-36					84	139	0		
IN1	4.5	0	I	94		110	< 55	100	
				-78		115	< 55		
400-62.5	RCO2	2.5 - 3	0	I	-90		82	?	1 500
	IN7	2.6	5	I	-78		74	< 500	2 000
	IN5		20	I	-90		83	< 100	2 000
	IN6	4.5	20	III	-90		140	< 100	2 000
					90		138	< 100	
IN2	5.4	0	II	79		102	< 38	38	

Tableau II-14 Synthèse de l'évolution / initiation de fissures en bord d'indents testés en RCF.

Chapitre II

a. Influence du type d'indent

Les indents 200-30, 200-40 et 400-62,5 sont fortement sujets à l'initiation de fissures. La sévérité d'un indent influe directement sur la longueur stabilisée de la fissure. En effet, pour une charge de 2,5GPa, quelle que soit la valeur du glissement, la longueur stabilisée d'une fissure en bord d'indent 200-20 se situe autour de $70\mu\text{m} \pm 10\mu\text{m}$, alors qu'elle est de $80\mu\text{m} \pm 10\mu\text{m}$ pour l'indent 200-30, de $110\mu\text{m} \pm 15\mu\text{m}$ pour l'indent 200-40 et de $80\mu\text{m} \pm 5\mu\text{m}$ pour l'indent 400-62,5.

b. Influence d'un défaut de surface

En roulement pur et en chargement faible, un seul des 18 indents de type 400-62,5 testés sous ces conditions a initié une fissure durant l'essai RCO2. Le caractère exceptionnel de cette observation semble être directement lié au fait qu'en bord d'indent on observe la présence d'un défaut de surface. On voit très nettement sur la figure Figure II-27 que la fissure est déviée en bord d'indent, ce qui peut signifier la présence d'une inclusion sur le trajet de la fissure.

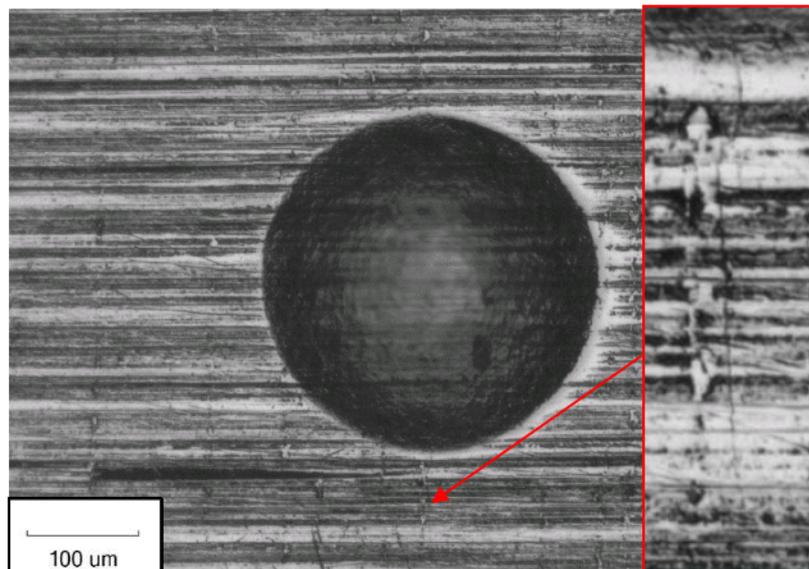


Figure II-27 Déviation de la fissure à proximité d'un défaut proche de la surface.

c. Influence de la charge

On observe que la charge influe surtout sur la longueur stabilisée de la fissure. Par exemple pour l'indent 400-62,5, les fissures observées se stabilisent autour de $80\mu\text{m} \pm 5\mu\text{m}$ pour une pression de contact de 2,5 GPa, alors qu'elles se stabilisent autour de $140\mu\text{m}$ pour une pression de contact de 4.5GPa. Les essais IN1 et IN2, bien qu'étant

réalisés à des pressions de contact élevées ne sont pas représentatifs d'un état stabilisé de la fissure puisqu'ils ont été avortés trop rapidement (moins de 100 kcycles).

Pour les indents de type 200-30, l'augmentation de pression a un effet très néfaste pour le roulement. En effet durant les essais RCO2 et RCO3, lorsqu'on passe de 2.5 à 3 GPa on observe un écaillage important et rapide (moins de 500 kcycles) du front de la fissure pouvant se propager sur une zone étendue de la surface du galet, dans le sens du passage de la charge, (Figure II-28-a et Figure II-29). On observe également que la fissure se propage en fond d'indent (Figure II-28-b). La fissuration d'un tel indent est donc préoccupante car une faible variation de la pression de contact suffit à causer rapidement une ruine de la surface de roulement.

Les indents de type 200-40 sont généralement moins affectés par une augmentation de la charge.

On note enfin que l'augmentation de la charge va être à l'origine de fissures en bord d'indent 400-62,5 en témoigne la présence de fissures radiales pour ces indents à la fin des essais RCO2 et IN2 menés respectivement à 3 GPa et 5,4 GPa.

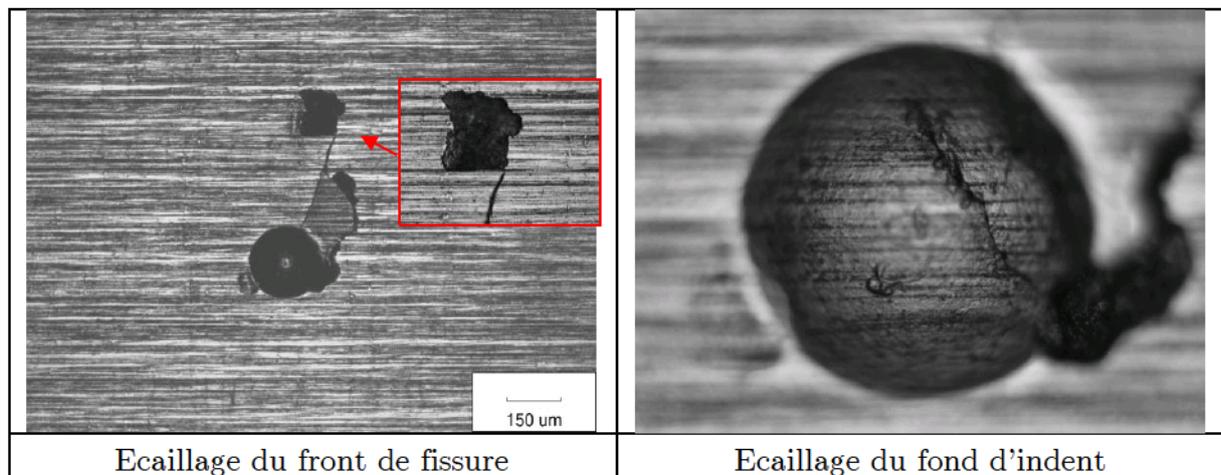


Figure II-28 Endommagement en surcharge d'un indent 200-30 - essais RCO2.

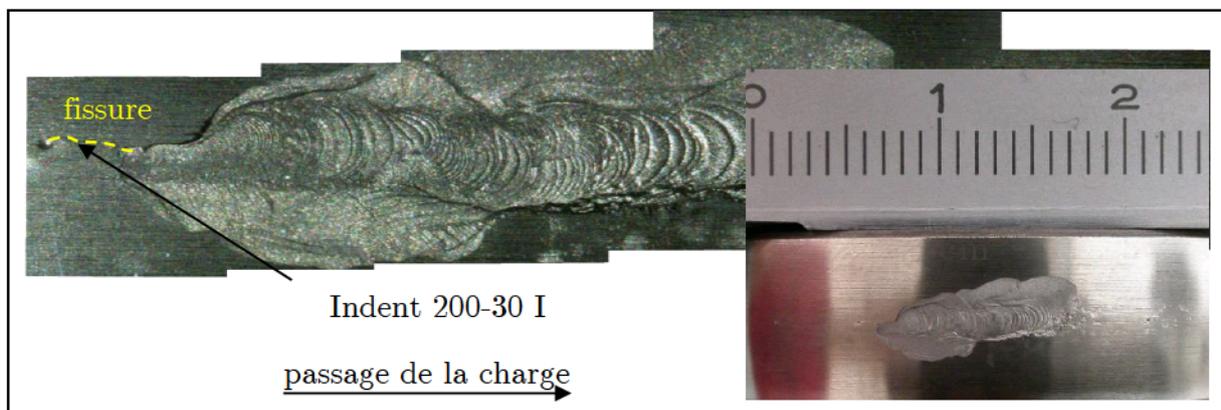


Figure II-29 Ecaillage de l'essai RCO3 à 3GPa.

d. Influence du glissement

Par rapport à l'augmentation de la charge, le glissement a davantage d'influence sur l'initiation et la fatigue des fissures que sur la longueur stabilisée de celles-ci, et impacte plus nettement les indents 200-40 et 400-62,5 que l'indent 200-30.

Pour les indents 200-40, le glissement va influencer sur la fatigue des fissures surtout lorsqu'elles sont orthogonales à la direction du roulement (Figure II-30). Lors de l'essai RCO4 on voit très clairement que les deux fissures de l'indent I, orthogonales à la direction du roulement, sont nettement plus touchées par le glissement que celle de l'indent III orientée à -36° par rapport à la direction du roulement. Un écaillage est dans ce cas initié au niveau des lèvres de la fissure situées en bord d'indent. Ce type de fatigue est un phénomène qui apparaît après un nombre de cycles relativement élevé puisque la première génère un écaillage entre 1,25 et 1,5 Mcycles, tandis que la seconde le fait entre 1,75 et 2 Mcycles (Figure II-31). Un tel endommagement au niveau des fissures de l'indent I est préoccupant et aurait pu, si l'essai avait été poursuivi, causer rapidement la ruine de la surface du galet.

Il a été constaté qu'aucun indent de type 400-62,5 n'a fissuré en roulement pur pour des pressions de contact inférieures à 3GPa, (en rappelant que la fissure apparue lors de l'essai RCO2 est une exception liée à la présence d'un défaut), tandis qu'en roulement plus glissement, trois indents de ce même type sur les douze testés ont fissuré, indépendamment de la charge appliquée. Le glissement semble donc avoir une influence sur l'initiation de fissures sur les indents de type 400-62,5.

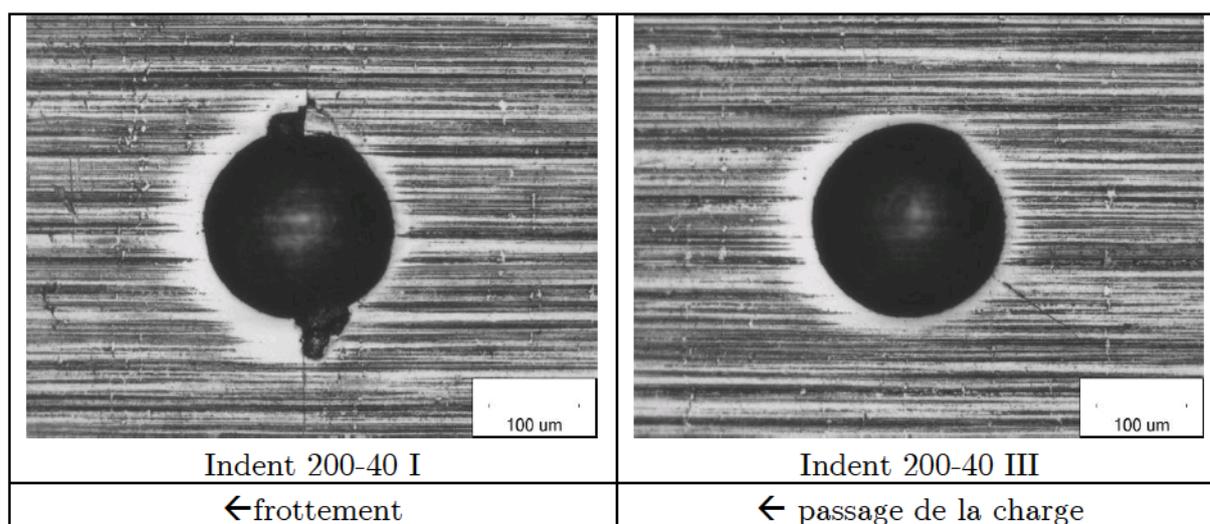


Figure II-30 Influence du glissement sur un indent fissuré 200-40 - essai RCO4 - 2Mcycles.

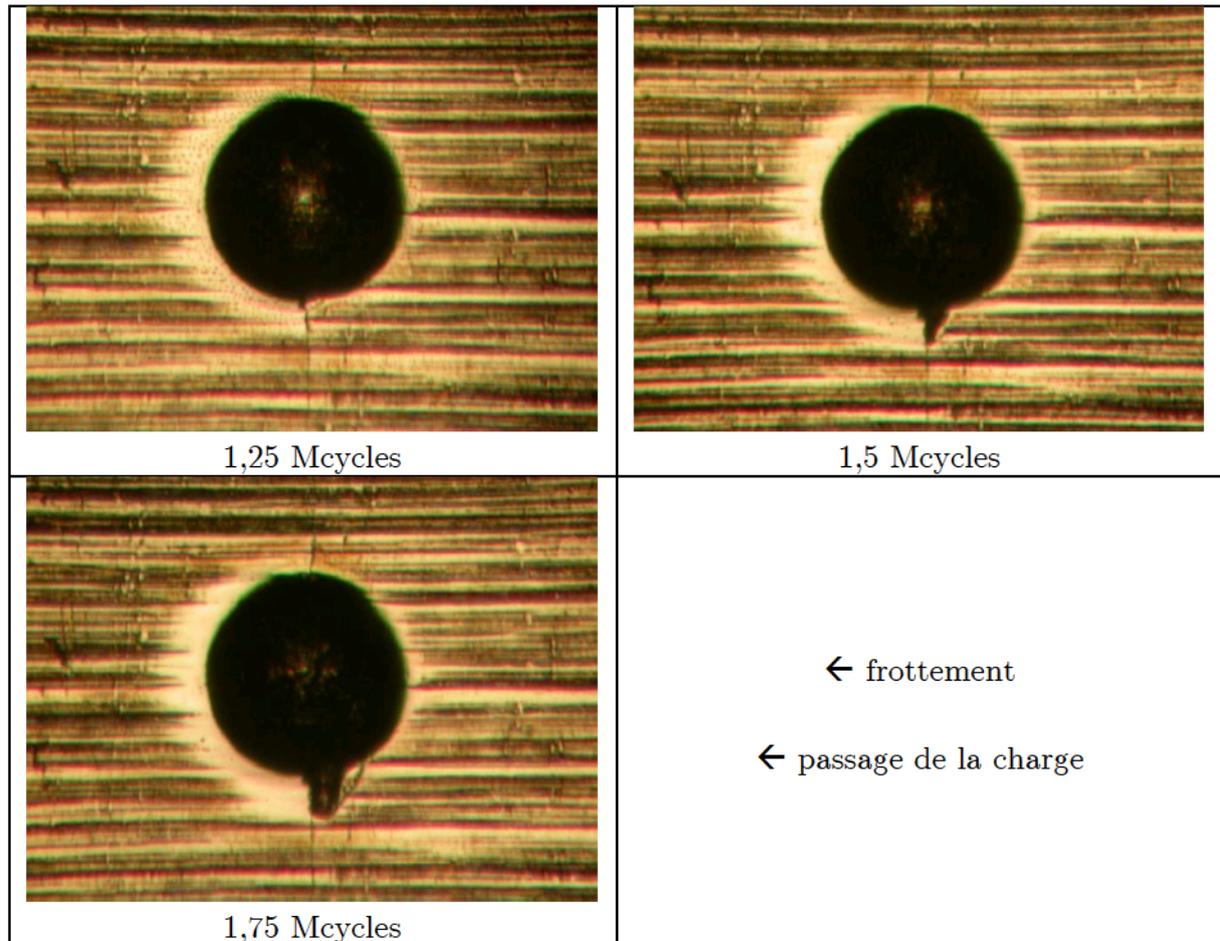


Figure II-31 Evolution de l'écaillage des lèvres de la fissure en bord d'indent - essai RCO4.

e. Bilan

En plus d'être initiées lors de l'indentation, des fissures peuvent apparaître lors du passage d'un indent dans le contact. Si lors de l'indentation aucune orientation ne semble privilégiée pour l'initiation de fissures en bord d'indent, en cours d'essai la direction orthogonale à la direction du roulement est favorisée. Les indents générés par des pointes 200µm sont fortement sujets à l'initiation de fissures en cours d'essai. Les indents générés par une pointe 400µm initient des fissures en cours d'essai uniquement en cas de roulement plus glissement ou en cas de fortes pressions de contact (supérieures à 5GPa). Enfin ceux générés par une pointe 600µm n'ont généré aucune fissure.

Les différents essais réalisés sur indents fissurés ont montré qu'à faible pression de contact et en roulement pur, les fissures, qu'elles soient initiées à l'indentation ou en cours d'essai, se stabilisent rapidement et ne semblent donc pas critiques pour un nombre modéré de cycles de chargement (2 millions dans cette étude). En revanche une faible augmentation de la charge sur le roulement peut devenir catastrophique au

niveau des indents les plus sévères pour le M50 Duplex, sans pour autant endommager la contre éprouvette en Si3N4.

Les différents mécanismes de fatigue de roulement liés à la présence de fissures en bord d'indents ont été schématisés sur la Figure II-32. Le glissement et la surcharge ont un impact important sur ces fissures. Le glissement participe, à partir d'un certain nombre de cycles ($\approx 1,5$ Mcycles), à la fatigue en bord d'indent des fissures uniquement orthogonales à la direction du roulement, tandis qu'une surcharge dégrade rapidement (moins de 500 kcycles) le front de la fissure et génère la ruine du roulement par écaillage généralisé de la surface de contact. L'augmentation de la charge tend à faire propager les fissures.

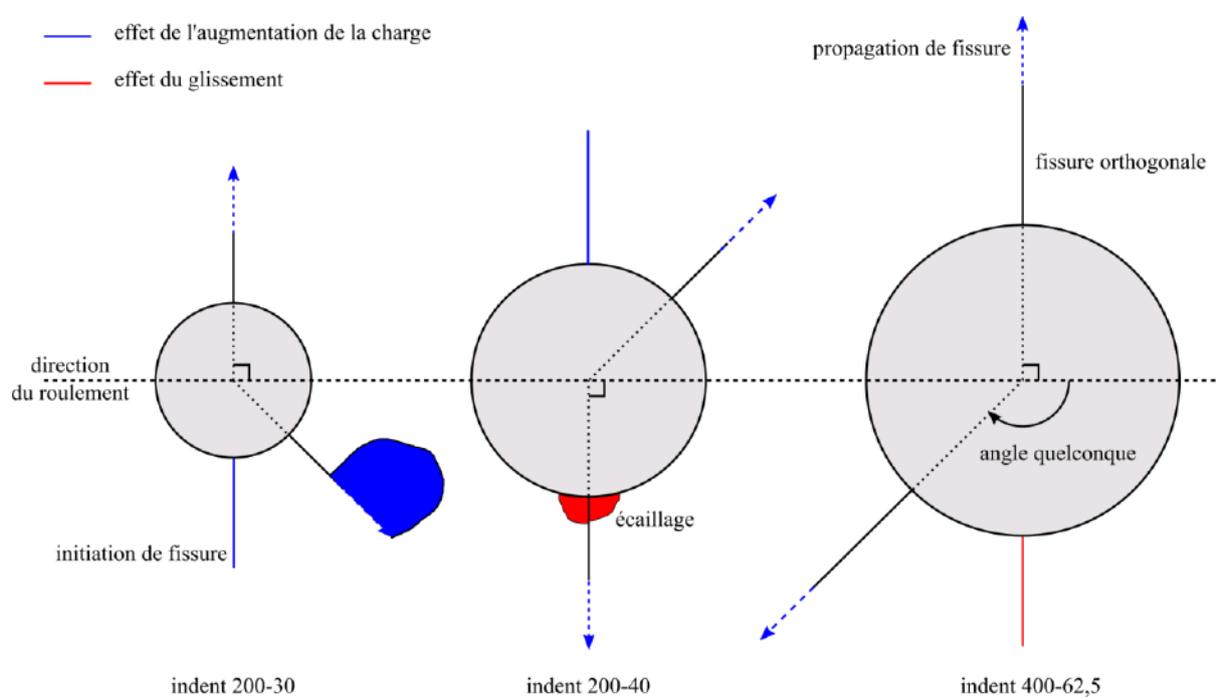


Figure II-32 Schématisation des effets de la charge et du glissement sur la fatigue des indents fissurés.

II.5.3 Essai en surcharge - Endommagement de la céramique

Dans cette section il est question de présenter les effets qu'une surcharge peut provoquer de manière générale sur des éléments roulants. Les essais en surcharge font ici référence aux essais menés à des pressions de contact supérieures à 4GPa. A ce titre les effets se rapportant à l'initiation ou l'aggravation de défauts au voisinage d'indents ont été développés dans les sections précédentes II.5.1 et II.5.2. Les autres phénomènes aggravants qu'on peut alors associer aux conditions de surcharge sont essentiellement mis en évidence sur les galets céramique des essais en contact hybride, et se rapportent généralement à l'initiation de C-Cracks ou d'écailles sur la surface du galet céramique.

On définit la position d'une C-Crack par rapport au centre de l'arc de cercle qu'elle représente. On admet que le centre de cet arc de cercle est le centre du contact au moment de sa création. Sa position peut alors être définie par rapport au sens du passage de la charge dans le contact : on représente les C-Cracks en sortie de contact donc en amont de leur centre selon le sens du passage de la charge par le symbole \mathfrak{D} , et les C-Cracks en entrée de contact donc en aval de leur centre selon le sens du passage de la charge par le symbole \mathfrak{C} . Enfin les écailles sont indiquées par la lettre E. Les observations faites sur les essais en surcharge sont alors résumées dans le tableau Tableau II-15.

Essai	Charge (GPa)	% g	Endommagement notable	Nombre de cycles (kcycles)
I2	4.5	0	Explosion du galet	1300
I3	4.5	20	\emptyset	1500
I4	5.5	0	1 \mathfrak{D}	1000
I6	5.5	20	E - multiples \mathfrak{C} et \mathfrak{D}	5
IN1	4.5	0	2 \mathfrak{D}	100
IN2	5.5	0	E - multiples \mathfrak{D}	38
IN4	4.5	0	E - multiples \mathfrak{D}	1500
IN6	4.5	20	\emptyset	2000
OV1	5.5	0	1 \mathfrak{D}	5
OV2	4.5	0	E - multiples \mathfrak{D}	700
OV4	5	0	E - multiples \mathfrak{D}	600
OV5	4.5	5 - 10	1 \mathfrak{C}	500

Tableau II-15 Récapitulatif des essais en surcharge et état de surface des galets céramique correspondants.

On remarque dans un premier temps que 10 essais sur les 12 menés en surcharge ont initié un endommagement du galet céramique. Dans les temps d'essai imposés, on note que les essais soumis à des pressions de contact supérieures à 5GPa sont généralement plus critiques que les essais menés à 4.5GPa car ils génèrent une écaille ou des C-Cracks plus rapidement sur la surface du galet céramique. On remarque enfin que l'initiation de C-Cracks est un phénomène quasi instantané pour des pressions de contact supérieures à 5GPa, mais pas nécessairement déclenché à 4.5GPa. On peut conclure que la céramique testée est très sensible à l'augmentation de la charge dans le contact.

Dans un second temps, il se dégage que les C-Cracks en entrée de contact n'apparaissent qu'en cas de glissement. En rappelant que les galets céramique sont dans nos essais les galets lents, en cas de glissement le frottement est alors orienté dans le sens opposé au passage de la charge. Les C-Cracks repérées en cas de glissement sont

donc orientées en amont de leur centre par rapport au sens du frottement (Figure II-33).

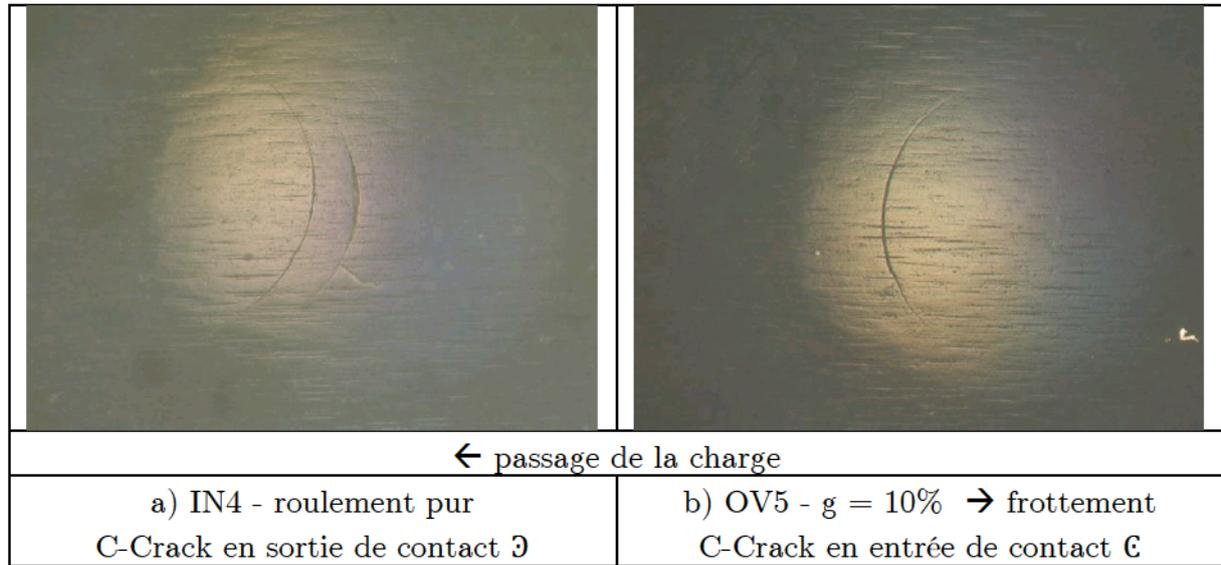


Figure II-33 Orientation d'une C-Crack en fonction des conditions de contact.

a. Origine de l'écaillage

A l'inverse de l'écaillage sur les galets en acier, l'écaillage survenu sur les galets céramique compromet instantanément l'intégrité du roulement des galets. Suite à un écaillage sur un galet céramique des niveaux de vibration très importants accélèrent la dégradation du galet, qui finit par se désintégrer en quelques centaines de cycles si l'essai n'est pas stoppé rapidement (Figure II-34).

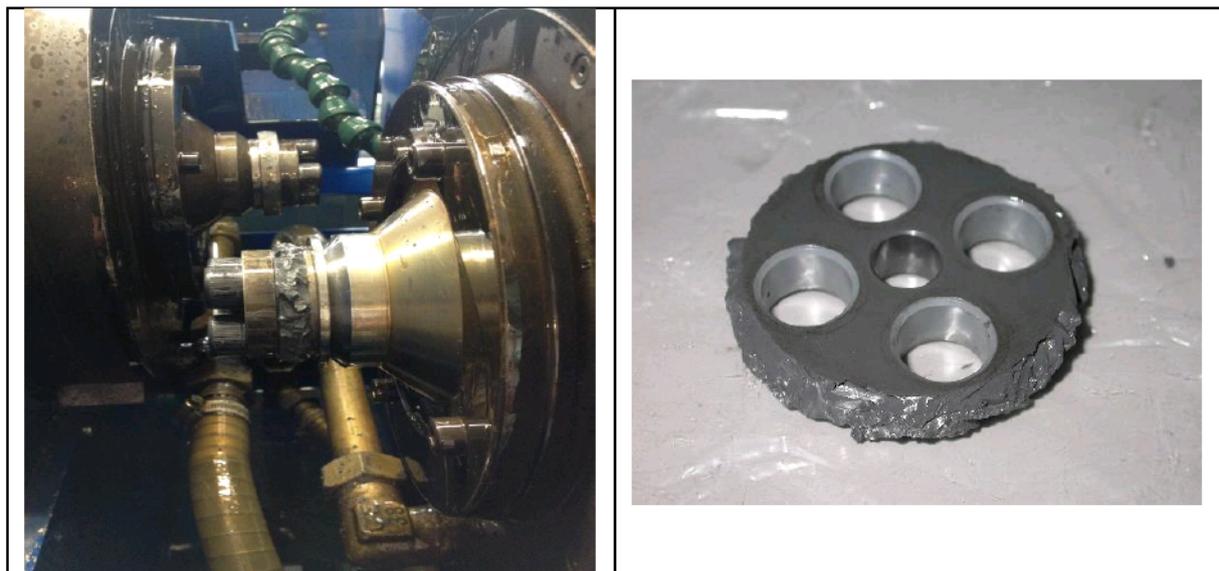


Figure II-34 Désintégration d'un galet céramique en cours d'essai.

L'écaillage engendré par des pressions de contact supérieures à 5GPa semble être généré par la rapide propagation d'une C-Crack initiée en cours de test comme le montre la figure Figure II-35. Sur cette figure on note la présence d'une zone blanche qui correspond à l'abrasion des lèvres d'une C-Crack. Cette abrasion résulte de la friction, entre les lèvres, qui s'établit au cours des différentes sollicitations subies par la fissure lors des passages répétés de la charge roulante. La figure a) représente donc une écaille due à la fatigue rapide d'une C-Crack générée en sortie de contact, tandis que la figure b) montre une écaille due à la fatigue d'une C-Crack générée en entrée de contact. On remarque que l'orientation de la C-Crack dans le contact ne semble pas avoir d'effets sur ce type de fatigue puisque dans les deux cas l'écaille apparaît en un nombre réduit de cycles.

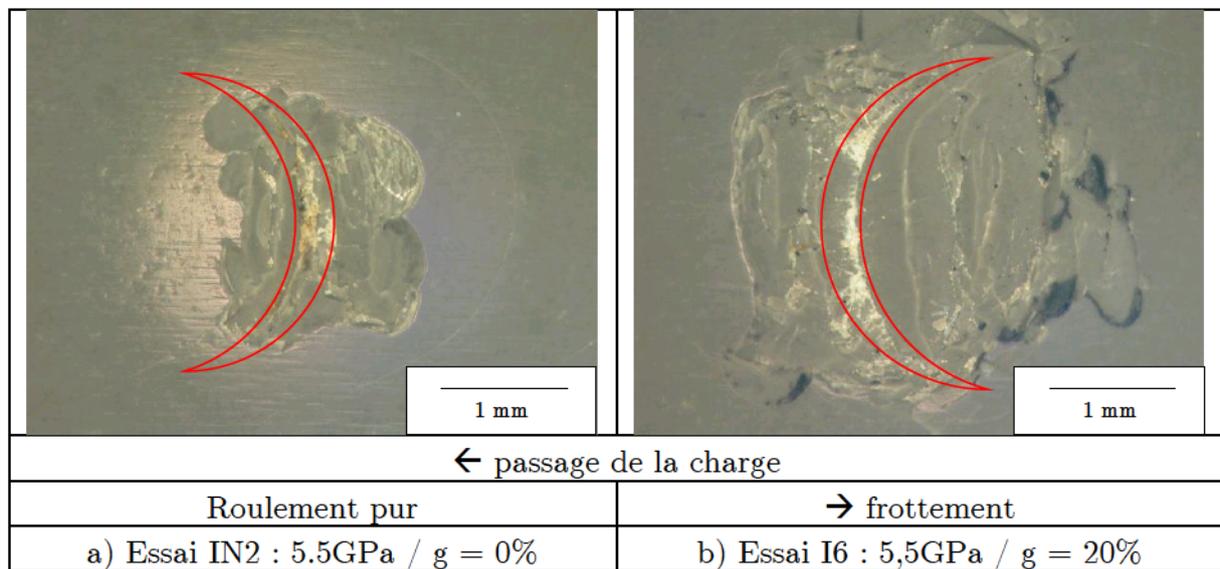


Figure II-35 Ecaillage survenu durant des essais à 5,5GPa - abrasion des lèvres des C-Cracks.

On observe également Figure II-36-a que l'augmentation de la charge va spontanément faire propager une C-Crack au point de générer un cône de Hertz. De même, en cas de glissement, deux C-Crack concentriques, l'une initiée en roulement pur durant la phase d'augmentation de la charge (rayon $R1 \approx 1050\mu\text{m}$) et l'autre initiée en glissement (rayon $R2 \approx 1450\mu\text{m}$), peuvent se rejoindre via une troisième C-Crack décentrée (rayon $R3 \approx 1250\mu\text{m}$) pour former un cône de Hertz et ainsi fortement dégrader la cohésion de la matière dans une grande zone de la surface du galet. Ce mécanisme peut rapidement aboutir à un écaillage important du galet céramique.

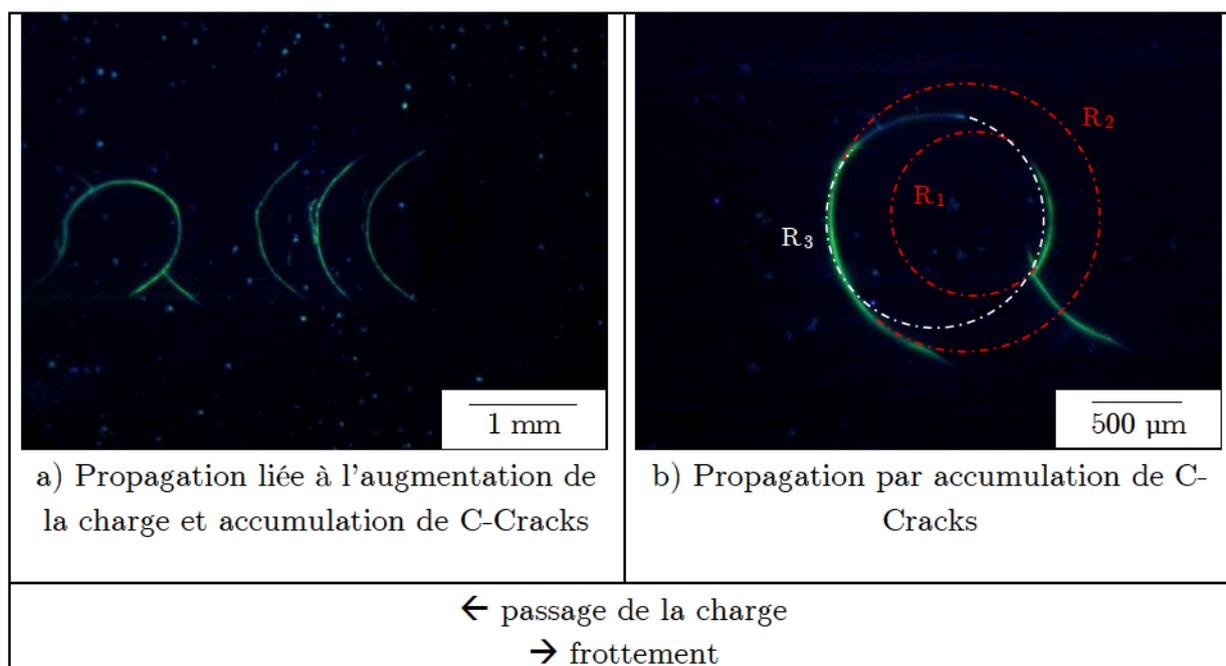


Figure II-36 Accumulation et propagation de C-Cracks - Essais I6 : 5,5GPa / $g=20\%$.

Enfin on a pu remarquer que les essais OV1 et I4, mené à 5,5GPa, n'ont pas généré d'écaillage sur la céramique, même après un nombre de cycles conséquents pour l'essai I4. Dans l'essai OV1 on peut directement relier cette observation au faible nombre de cycles qui ont été réalisés. L'essai I4 a quant à lui initié une écaillage sur le galet M50 et on a pu constater que la position de l'écaillage générée sur le galet M50 coïncidait avec la position de la C-Crack du galet céramique. L'origine de cette C-Crack peut donc être liée au passage de l'empreinte de l'écaillage dans le contact qui a pu générer des surcontraintes localement. Bien que le galet céramique de cet essai a effectué 1 million de cycles en surcharge, la C-Crack observée en fin d'essai n'a pas propagé en écaillage car elle a été initiée en fin d'essai.

Pour des charges supérieures à 5GPa, on montre clairement que l'usure de la fissure génère une décohésion de la matière dans une zone localisée du galet qui finit par se généraliser en écaillage. A cette usure s'ajoutent les effets éventuels d'absorption de lubrifiant en fond de fissure.

La Figure II-37 montre que l'écaillage apparu au cours des essais menés à de plus faibles pressions de contact porte les stigmates de la fatigue de plusieurs C-Cracks initiées en cours de test. On y distingue une zone d'abrasion plus large qui atteste de la présence initiale de plusieurs C-Cracks ayant fatigué, de plus une fissure radiale est présente sur le bord amont de l'écaillage par rapport au sens du passage de la charge. Comme le montre la Figure II-37-c), la fatigue d'une C-Crack fait apparaître à son voisinage une seconde C-Crack, et de proche en proche, selon un processus relativement

long, l'accumulation de C-Cracks va fragiliser la cohésion d'une zone jusqu'à écaillage de la surface par délaminage, comme l'a montré Hadfield [HAD95]. Sur cette même figure, la C-Crack de droite est plus fatiguée que celle de gauche, en témoigne l'abrasion plus sévère des lèvres de la fissure. On observe également la présence d'une fissure radiale comme sur l'écaille de la figure b), la multiplication des C-Cracks semble alors se faire dans le sens du passage de la charge.

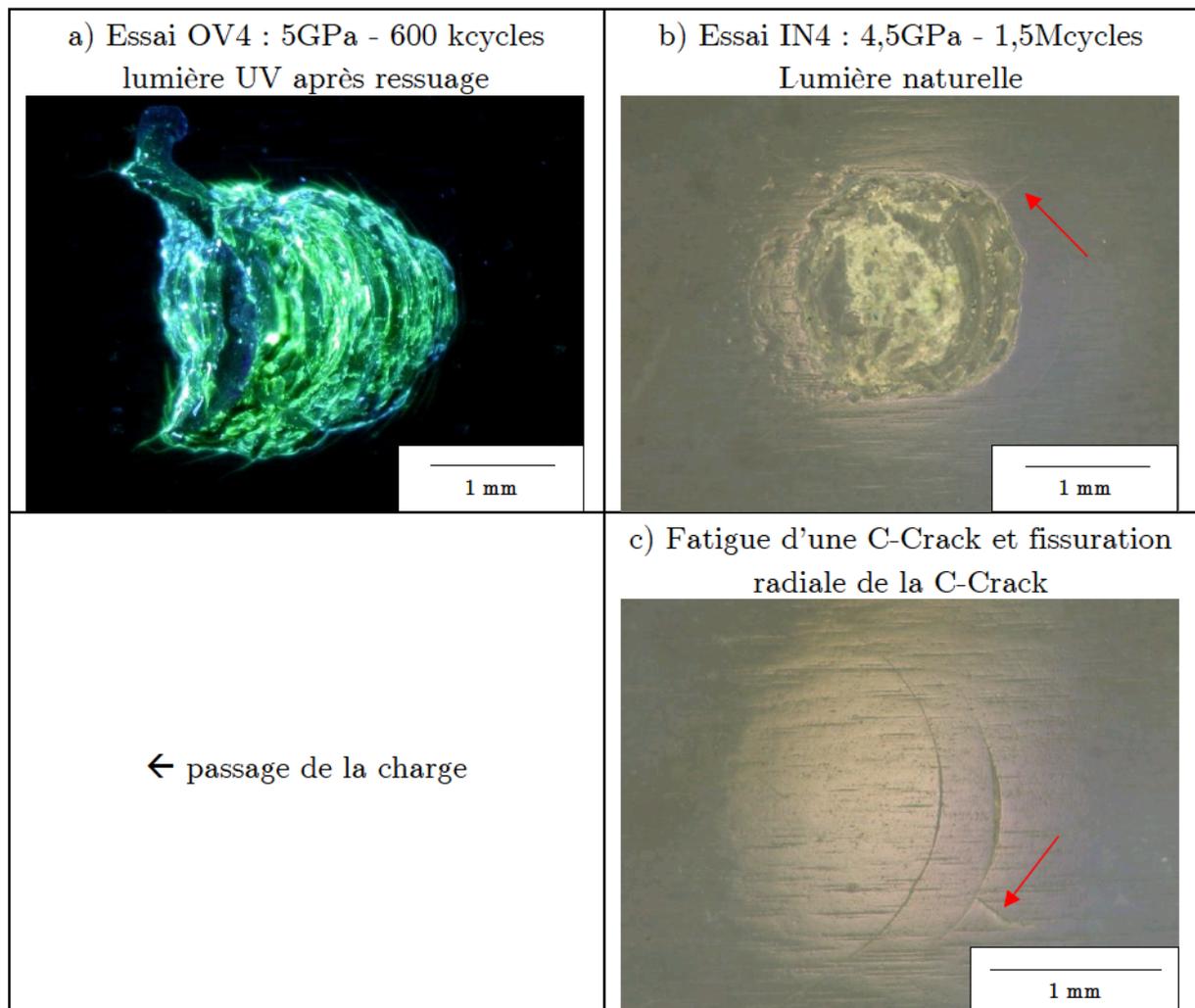


Figure II-37 Ecaillage généré a pression de contact modérée et fatigue d'une C-Crack.

On rappelle qu'après écaillage de la surface et dépassement du critère d'arrêt de test en vibration, le contact est maintenu durant environ 150 cycles. Hors si on observe le bord d'attaque des écailles sur les différents clichés (Figure II-35 et Figure II-37) on remarque qu'il est nettement plus endommagé que le bord de fuite, ce qui suppose qu'après écaillage l'écaille se propage dans le sens inverse du passage de la charge, comme il a été observé par Morales sur l'endommagement de l'acier M50 [MOR15], même si dans le cas de l'acier la propagation semble être un phénomène plus lent.

On a estimé que de fortes pressions de contact suffisent à ce qu'une C-Crack propage rapidement en écaille, alors qu'à plus faible pression de contact l'écaillage est le résultat d'une accumulation de C-Cracks dans une zone localisée de la surface de contact. Ces écailles vont ensuite se propager rapidement dans le sens du roulement, ce qui impacte lourdement la sureté du roulement hybride.

b. Analyse des C-cracks

L'écaillage semble directement lié à la présence de C-Cracks générées en cours de test. Une analyse plus détaillée des C-Cracks a donc été réalisée afin de mieux comprendre les mécanismes en jeux.

Les C-Cracks sur les galets céramique ont été révélées par ressuage. Elles ont été référencées pour chaque galet puis leur rayon a été mesuré à l'aide d'un microscope et d'un logiciel d'acquisition optique. Les résultats peuvent être synthétisés de la manière suivante :

		Pression de contact		
g %	Galet opposé	4.5 GPa	5 GPa	5.5 GPa
0	M50 trempé		1050 - 1140 ∅	1260 - 1300 ∅
	M50 Duplex	1050 - 1090 ∅		1040 - 1280 ∅
20	M50 trempé	1110 €		1020 - 1040 ∅
				1210 - 1450 €

Tableau II-16 Synthèse des rayons (en µm) des C-Cracks observées en cours d'essai en condition de surcharge et orientation de la C-Crack selon le passage de la charge.

On rappelle que durant les essais, la mise en place du glissement se fait une fois les conditions de surcharge stabilisées. On remarque pour les essais à 5.5GPa que deux types de C-Cracks apparaissent. Les plus petites apparaissent en amont de leur centre par rapport au passage de la charge. Elles sont générées par des pressions de contact plus faibles, soit pendant le chargement en roulement pur. Les plus grandes apparaissent en aval, générées par des pressions de contact maximales, une fois les conditions de chargement stabilisées, soit en roulement plus glissement. On peut alors supposer que les plus petites C-Cracks en aval de leur centre sont alors apparues durant la décharge, après que l'arrêt d'urgence a été déclaré à cause des vibrations générées par l'écaillage. De manière générale on peut conclure que la grande variabilité des dimensions des C-Cracks est liée au fait que des C-Cracks vont se produire pendant l'étape de charge et de décharge de l'essai, à des pressions de contact inconnues. Les plus petites C-Cracks observées, d'un rayon de 1040µm, sont donc générées à des

pressions de contact inférieures à 4.5GPa. Il semble donc plus intéressant de se concentrer sur les dimensions maximales rencontrées, qui sont les plus représentatives de la pression de contact étudiée durant l'essai.

On remarque alors que le rayon des C-Cracks croît avec l'augmentation de la pression de contact et de manière moins significative selon le matériau opposé à la céramique. Les essais menés en présence de M50 trempé génèrent des C-Cracks avec un rayon plus grand qu'en présence de M50 Duplex, et le rayon de Hertz pour ce type de contact est aussi plus grand. En comparant ces observations aux rayons de Hertz des conditions d'essai, on observe qu'il y a un rapport d'environ $1,41 \pm 0,4$ entre les plus grands rayons de C-Cracks observées par essai et le rayon de Hertz correspondant. Cette observation permet alors de supposer que les plus petites C-Cracks, d'un rayon de $1040\mu\text{m}$, apparaissent alors en chargement (ou en déchargement) à des pressions de contact de 4,3GPa.

En contact non roulant, les dimensions des C-Cracks sont généralement de l'ordre des dimensions du contact puisqu'elles sont liées aux surcontraintes de traction présente dans cette zone. Nous pouvons alors conclure que les différents effets liés au contact roulant, à la plasticité des aciers testés ou encore à la lubrification du contact sont autant de phénomènes qui peuvent élargir les aires de contact, voire réorganiser la distribution des contraintes en périphérie du contact, ce qui peut expliquer le rapport important de 1,41 établi entre les dimensions des C-Cracks observées et le rayon de Hertz. La Figure II-38 permet d'observer le rapport entre le diamètre d'une C-Crack et la bande de contact effective mise en évidence par l'usure de la surface. On remarque également que le rayon de contact effectif de $950\mu\text{m}$ est 12% plus grand que le rayon de contact calculé par les équations de Hertz, ce qui réduit le rapport entre la dimension de la C-Crack et le rayon de contact effectif à 1,2.

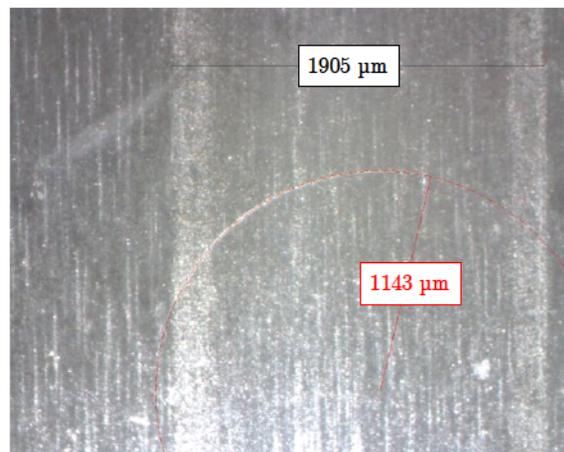


Figure II-38 Bande de contact effective comparée au rayon d'une C-Crack.

c. Bilan

Outre les effets décrits dans les sections précédentes sur les défauts initiés sur les éléments roulants acier, la mise en place d'un régime de fonctionnement en surcharge dans un roulement peut avoir des conséquences néfastes sur les éléments céramique.

Les différents essais menés en surcharge ont montré que plus de 80% des galets céramique testés ont initié un endommagement notable : des C-Cracks dans les cas les moins sévères et un profond écaillage de la surface du galet dans les cas les plus sévères. Ces défauts, dans des conditions de fonctionnement sévères, sont des endommagements qui compromettent très rapidement l'intégrité du roulement, pouvant même entraîner une ruine totale de l'élément céramique.

Il a été montré que l'initiation de C-Crack en surcharge est un phénomène rapide voire instantané, car des essais ayant été menés pendant moins de 5 mille cycles ont fait apparaître des C-Cracks sur le galet céramique.

Deux types d'écaillures ont été mis en évidence : les premières résultant de la fatigue rapide d'une C-Crack à des pressions de contact supérieures à 5GPa, les secondes liées à l'accumulation de C-Cracks dans une zone localisée, qui fatiguent selon un processus plus long, à des pressions de contact inférieures à 5GPa.

Il a été montré qu'en roulement pur, les surpressions en sortie de contact liée au régime de lubrification pouvaient être responsables de la génération de C-Cracks dans cette zone, formant ainsi un arc de cercle en amont de son centre par rapport au sens de passage de la charge. La présence de glissement quant à lui génère du frottement responsable de surpressions en entrée de contact, ce qui va provoquer des C-Cracks dans cette zone, formant alors un arc de cercle en aval de son centre par rapport au sens de passage de la charge. Dans les essais à 5,5GPa, ces C-Cracks ont propagé en cône de Hertz, soit par propagation naturelle de la C-Crack, soit par la présence rapprochée des deux types de C-Cracks qui se réunissent.

Enfin on a pu établir un rapport de 1,2 entre le diamètre des C-Cracks et la largeur de la bande de contact laissée sur la surface du galet céramique. Toutes ces observations ont été schématisées sur la Figure II-39

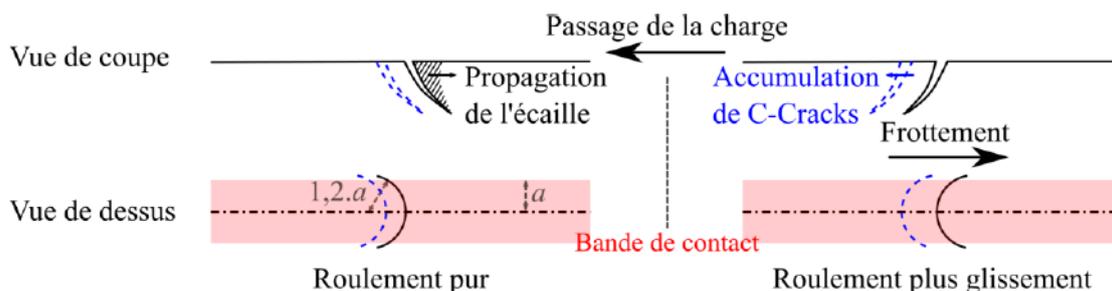


Figure II-39 Schématisation de la création de C-Cracks en condition de surcharge avec ou sans glissement et propagation de l'écaillage.

II.5.4 Essai en présence de C-Cracks sur le galet céramique

Les essais menés en surcharge ont clairement montré que des surcharges dans le roulement sont à l'origine de C-Cracks en surface du galet céramique, et qu'un maintien de ces conditions de chargement peut être néfaste le roulement hybride. Cependant, lors d'un incident en vol, des surcharges peuvent survenir ponctuellement sur de courtes durées avant de retrouver des conditions normales de fonctionnement. Une étude sur des galets céramique ayant initié des C-Cracks en cours d'essai a donc été réalisée à un chargement réduit (chargement représentatif des niveaux de charge admissibles dans le palier étudié).

Trois essais ont donc été menés sur les galets céramique fissurés provenant des essais I4 et OV1. L'essai CC2 est une prolongation de l'essai CC1 durant lequel le chargement est augmenté par palier. Les conditions de fonctionnement des essais sont résumées ci-après. Les galets ont été montés de sorte à ce que le sens du passage soit favorable à l'ouverture de la fissure afin d'assurer un cas critique de sollicitation.

Essai	Provenance de l'éprouvette				Conditions de l'essai		
	Essai	Pression de contact	Glissement	Nombre de cycles	Pression de contact	Glissement	Nombre de cycles
CC1	I4	5,5GPa	Roulement pur	1 Mcycles	2 GPa	Roulement pur	1 Mcycles
CC2					2-3 GPa	Roulement pur	750 kcycles
CC3	OV1	5,5 GPa	Roulement pur	5 kcycles	2-3 GPa	Roulement pur	1 Mcycles

Tableau II-17 Récapitulatif des conditions d'essai en présence de C-Cracks.

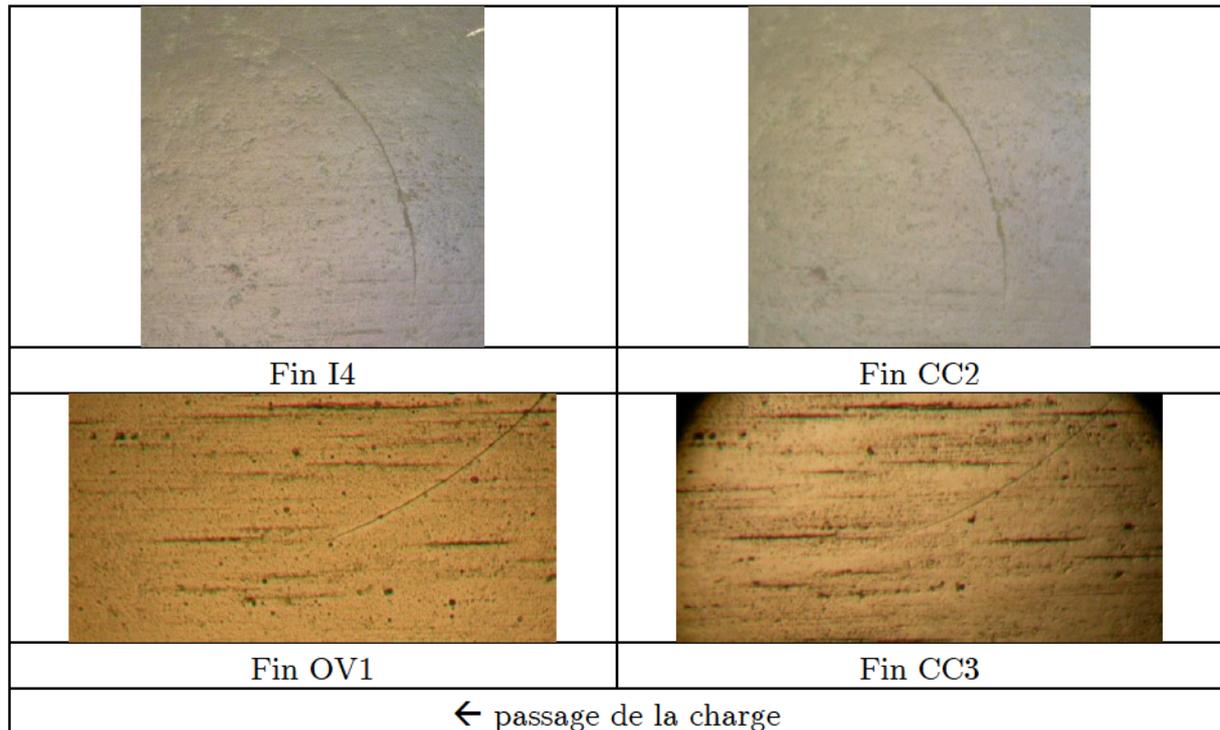


Figure II-40 Stabilité des C-Cracks testées après 1 million de cycles et plus.

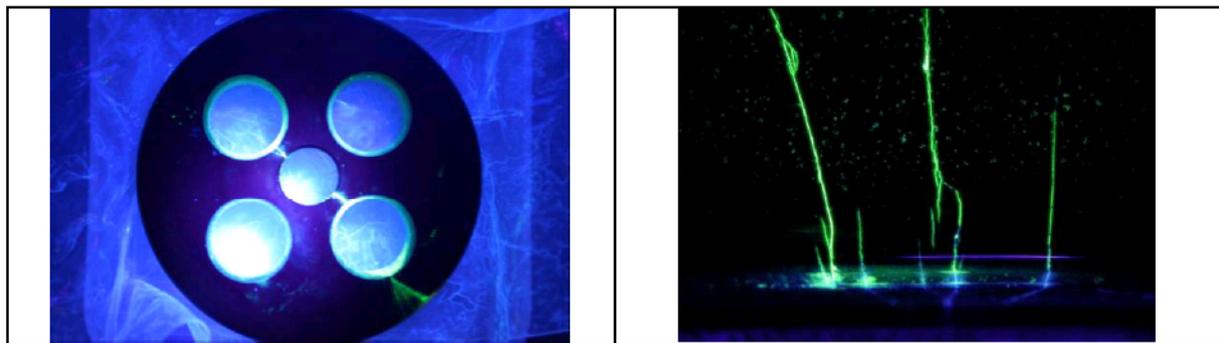


Figure II-41 Dégradation des trous de fixations d'une éprouvette céramique durant l'essai CC2.

Dans les trois cas, ces essais n'ont montré aucun signe extérieur d'évolution de la C-Crack au bout de 1 million de cycles, à 2GPa et plus (voir Figure II-40). Ces essais ont dû être avortés à cause de fissures apparues au niveau des trous de maintien des éprouvettes, lesquelles ont parfois propagé jusqu'à la surface de contact comme dans l'essai CC2 (voir Figure II-41). Ces fissurations sont la cause d'une fatigue liée à la manipulation répétée des éprouvettes en céramique, notamment au serrage et desserrage successifs des éprouvettes pour le suivi de la propagation de la C-Crack.

En rappelant toutefois que les dimensions du contact dans ces gammes de pressions de contact étaient bien inférieures aux dimensions de la C-Crack, on conclut que la présence de C-Cracks générées durant des périodes de surcharges ponctuelles, ne semble pas être un phénomène rapidement aggravant pour le roulement hybride.

II.5.5 Conclusion

Pour répondre à une meilleure connaissance de la fatigue des roulements hybrides en conditions de fonctionnement particulièrement aggravées, des essais sur machine bi-disque ont été réalisés. Des critères d'arrêt d'essai ont été mis en place en accord avec les contraintes de temps et expérimentales imposées. Les essais réalisés ont permis d'apprécier les mécanismes de l'endommagement selon un large spectre de paramètres. En contrepartie, la reproductibilité des résultats ne peut être considérée que dans de rares cas, même si certaines tendances sont largement mises en évidence.

Les résultats évidents qui découlent de cette étude peuvent être résumés comme suit :

- le M50 Duplex offrent de meilleures performances que le M50 trempé en fatigue de roulement en présence d'indents artificiels ;
- des sites favorisés par la fatigue en bord d'indents ont été établis selon le types de sollicitations et de matériaux testés, et selon les modes d'endommagement (micro-écaillage, fissuration, etc.) ;
- le M50 Duplex est largement sujet à une fissuration en bord d'indents qui peut devenir un phénomène inquiétant vis-à-vis de la sûreté du roulement ; elle touche surtout les indents réalisés à partir d'une pointe 200 μ m, durant l'indentation et en roulement, et ceux réalisés à partir d'une pointe 400 μ m, en roulement surchargé uniquement ;
- l'initiation de fissures radiales en bord d'indents sur le M50 Duplex a surtout été observée au niveau des bords latéraux des indents, selon une direction orthogonale au roulement ;
- si l'augmentation du glissement a un effet aggravant sur la fatigue de roulement des indents (fissurés ou non), l'augmentation de la charge vers des pressions de contact extrêmes est davantage critique puisqu'elle aboutit rapidement à un écaillage des galets (céramique et acier) ;
- un endommagement des galets Si₃N₄ a été observé en surcharge (pression de contact > 4 GPa), et prend généralement la forme de C-Crack, dont l'orientation dans le contact a pu être liée aux conditions de glissement, ou d'écailles macroscopiques ;
- un lien entre les dimensions de la C-Crack et le rayon de contact a pu être réalisé.

Les tendances qui ont pu être observées mais qui nécessiteraient une étude plus approfondie sont les suivantes :

- une évaluation des modes d'endommagement des fissures apparues en bord d'indents sur le M50 Duplex a pu être mise en relation avec la présence de surcharge et de glissement dans le contact, mais ces observations sont sensibles à l'interdépendance sur un même galet des différents indents fissurés ou du nombre réduit de fissures identiques et identiquement sollicitées ;
- deux modes d'écaillage de la céramique ont été proposés, à savoir, une propagation rapide d'une C-Crack vers la surface en condition de chargement extrême ou une accumulation de C-Cracks qui se rejoignent dans une zone fragilisée par un phénomène plus long de fatigue de la surface ; mais un nombre plus important d'essais et une coupe des éprouvettes serait nécessaire pour mieux comprendre les mécanismes sous la surface ;
- la présence de C-Cracks sur les galets céramique ne semble pas préjudiciable en condition de chargement ordinaire, mais le nombre réduit d'essais, lié directement au nombre réduit de galets céramique exploitables, ne permet pas d'évaluer l'influence de leurs dimensions ou de leur orientation dans le contact sur la fatigue de roulement ;
- les différentes écailles survenues sur des galets acier semblent se propager dans le sens du passage de la charge, tandis qu'une propagation dans le sens inverse au passage de la charge semble se produire sur les galets céramique. Ces hypothèses auraient nécessité la poursuite des essais après écaillage afin de statuer plus précisément sur les effets observés.

Ces essais ont clairement montré la faiblesse du M50 Duplex face à l'indentation. Une étude plus approfondie des propriétés mécaniques et des mécanismes responsables de la fissuration lors de l'indentation a donc été proposée pour permettre, d'une part, de réaliser un modèle numérique d'indentation réaliste, et d'autre part, d'apporter des éléments de compréhension, voire de prédiction de la fissuration en bord d'indent.

III. CARACTERISATION DES MATERIAUX TESTES ET
MISES EN PLACES DE MODELES NUMERIQUES
D'INDENTATION

III.1	Introduction	122
III.2	Evaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex.....	122
III.2.1	Dispositif expérimental	122
III.2.2	Résultats des tests de micro-dureté, évaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex.....	126
III.3	Simulation numérique et analyse de l'indentation.....	128
III.3.1	Présentation du modèle	128
III.3.2	Validation numérique des modèles.....	130
III.3.3	Dimensions d'indent, taux d'érouissage et contraintes résiduelles	136
III.3.4	Bilan	146
III.4	Amorçage de fissures à l'indentation du M50 Duplex	147
III.4.1	Exploitation d'un test d'indentation initiant une fissure en bord d'indent.....	147
III.4.2	Analyse des contraintes	149
III.5	Conclusion.....	159

III.1 Introduction

Le contact hybride considéré dans cette étude est le roulement composé d'une bille céramique roulant sur une bague en acier M50, Duplex ou trempé. Le processus de nitruration a pour intérêt d'accroître considérablement la dureté de l'acier, mais génère également une inhomogénéité des propriétés plastiques selon la profondeur du matériau, qui a été appelé gradient de plasticité. Afin de réaliser des modèles numériques les plus réalistes possibles, il devient nécessaire de caractériser le M50 Duplex testé.

Des essais de micro-dureté ont permis d'approximer le gradient de plasticité généré par la nitruration du M50, nécessaire à la mise en place d'un modèle numérique. Suite à la préparation des éprouvettes pour les campagnes d'essai de fatigue de roulement en présence d'indents, les dimensions des empreintes laissées par l'indentation des massifs ont été référencées et analysées. Ces analyses ont permis dans un premier temps de faire la critique des modèles numériques mis en place, et dans un second temps d'approfondir l'analyse des modifications topographiques et mécaniques induites par la présence d'un indent en surface d'un massif M50. Une étude de l'amorçage de fissure à l'indentation a enfin été réalisée afin de mieux comprendre les mécanismes en jeu.

III.2 Evaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex

III.2.1 Dispositif expérimental

Les travaux de El Ghazal [ELG99] ont permis de montrer une relation quasi linéaire entre la micro-limite d'élasticité en profondeur et la nano-dureté en profondeur pour un matériau nitruré : le 30CrMoV13. Il a donc été décidé d'approximer les propriétés plastiques du M50 Duplex selon une méthode de mesure de la micro-dureté en profondeur recalée sur des valeurs connues de la limite d'élasticité à cœur du matériau.

La mesure du profil de micro-dureté nécessite d'effectuer des essais de micro-indentation à plusieurs profondeurs de la couche nitrurée. Pour accéder à ces points, Jacq [JAC01] a déterminé deux méthodes sensiblement différentes. La première consiste à faire des mesures sur des surfaces parallèles à la surface nitrurée, la variation de profondeur étant alors obtenue par enlèvement de couches (méthode M1), et la seconde consiste à faire des mesures sur une coupe perpendiculaire à la surface nitrurée (méthode M2). Les deux méthodes diffèrent notamment par les champs de contraintes résiduelles aux points de mesure. En effet, en suivant la méthode M1, aucune coupe n'est introduite, mais le profil de déformation de transformation est tronqué au fur et à mesure de l'enlèvement de matière. La méthode M2 consiste elle à effectuer des essais

de micro-indentation sur la coupe. Or, Jacq a conclu que cette coupe perturbait fortement le champ de contraintes résiduelles.

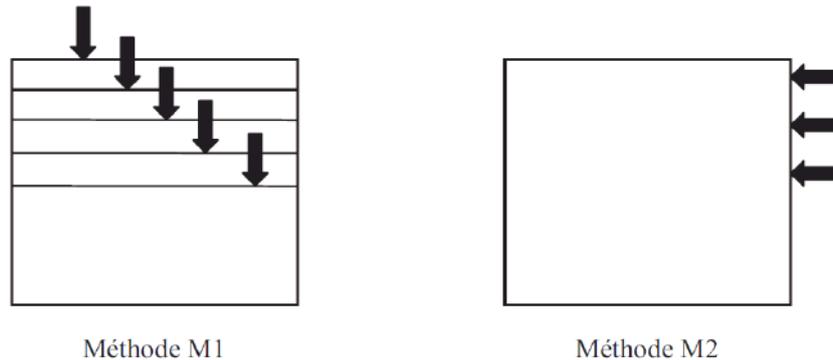


Figure III-1 Présentation des deux méthodes d'accès au profil des propriétés plastiques.

Après une étude approfondie, aboutissant sur des validations numériques, Jacq a montré que la méthode M2 était mieux adaptée à ce type d'essai car moins sensible à la relaxation des contraintes induites par l'enlèvement successif des couches en surface. Nous avons donc fait le choix de travailler avec cette méthode pour la caractérisation en sous-couche du M50 Duplex.

a. Préparation des échantillons et gamme de polissage

Des échantillons ont été prélevés sur un galet M50 Duplex. Les galets réalisés pour les campagnes d'essai sont des disques de 60 mm de diamètre et de 10 mm d'épaisseur et possèdent un rayon de courbure de 60 mm en surface. Seule la surface bombée du galet est nitrurée, selon un procédé d'application de « cache » sur les zones du galet non testées en fatigue de roulement. Le gradient de propriété plastique est alors orienté selon la profondeur sous la surface bombée. Les échantillons sont découpés à l'aide d'une machine de découpe Struers Discotom-2 et de disques céramique de la même marque.

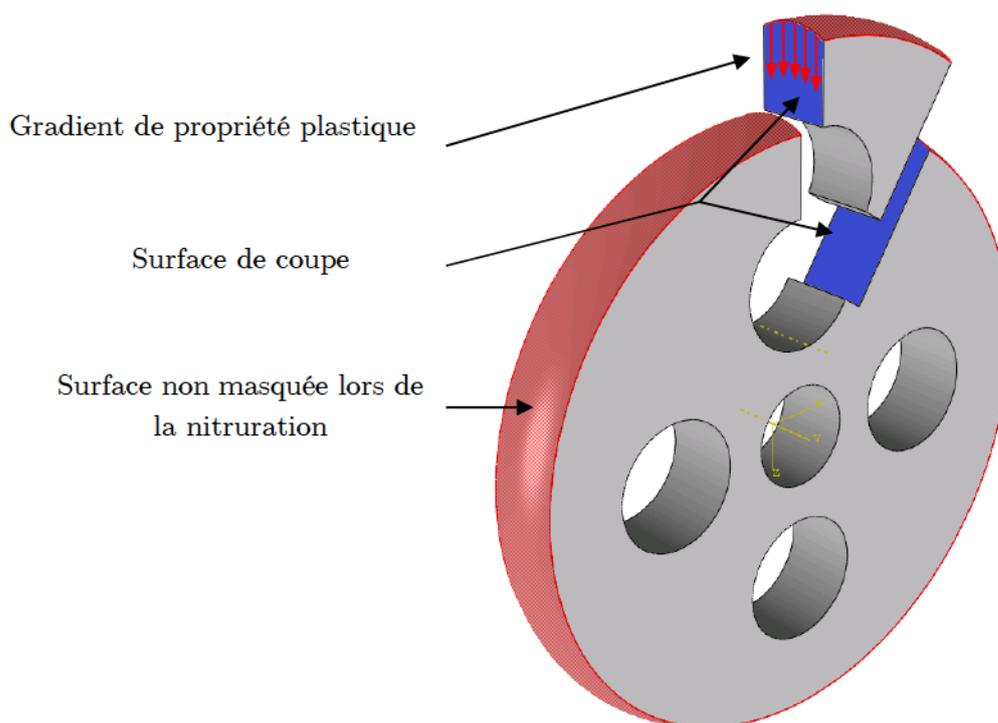


Figure III-2 Schématisation de la découpe d'un échantillon et du gradient de plasticité.

Les échantillons ainsi découpés sont ensuite référencés et enrobés afin de permettre un polissage de la surface de coupe. Le polissage a principalement pour but de réduire les contraintes résiduelles introduites par la découpe, en éliminant la zone plastifiée qui en résulte. Par ailleurs il permet de réduire la rugosité de la surface de découpe afin de permettre une meilleure répartition des contraintes lors des tests de mesures de dureté. Une gamme de polissage a alors été mise en place afin d'assurer une bonne qualité de mesure. Les paramètres utilisés pour cette gamme de polissage sont référencés dans le tableau Tableau III-2.

Abrasif	Dimension	Force appliquée (N)	Vitesse de rotation du porte éprouvette (tr.min^{-1})	Vitesse de rotation du plateau (tr.min^{-1})	Durée de polissage (min)
Papier Abrasif (pré-polissage)	P180	45	- 60	400	3
	P320	45	- 60	400	5
	P600	20	60	300	5
	P1200	20	- 30	200	5
Pâte diamant (finition)	3 μm	10	- 30	120	5
	1 μm	10	- 30	120	10
	0,5 μm	10	- 30	120	5

Tableau III-1 Gamme de polissage des éprouvettes (vitesses de rotation directe).

b. Machine de micro-indentation et protocole d'indentation

La machine utilisée est une machine de dureté de marque Buehler MicroMet 5104. Elle est composée de 3 optiques (grossissement allant de 10X à 50X) et d'une pointe pyramidale en diamant de base carrée et d'angle au sommet entre faces égal à 136°, montés sur un pivot. Les charges applicables pour l'indentation vont de 10g à 1kg. Elle est reliée à un ordinateur *via* une caméra qui permet l'acquisition de l'image de l'empreinte laissée par l'indentation. L'empreinte est un carré dont les deux diagonales sont mesurées *via* un logiciel de traitement d'image OmniMet HMS (de la société Buehler) et la dureté est obtenue selon le rapport :

$$HV = \frac{2F \cdot \sin\left(\frac{136^\circ}{2}\right)}{g \cdot d^2} \quad (\text{III.1})$$

Où F est la force appliquée (N), g la constante de gravité ($\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$) et d la moyenne des deux diagonales (m).

La norme européenne ISO 6507-1 [ISO6507] spécifie que les dimensions de l'empreinte doivent être supérieures à 20 μm et que les indents doivent être espacés d'au moins 2.5 fois le diamètre moyen des indents par rapport au bord et d'au moins 3 fois le diamètre moyen de l'indent les uns des autres (Figure III-3)

Une charge de 500mN a été utilisée pour l'indentation permettant alors de réaliser des empreintes aux dimensions de l'ordre de 10 μm . Le temps d'application de la charge doit être supérieur à 10s. Le choix de réaliser des indents volontairement plus petits que les dimensions préconisées par la norme ISO 6507-1 a été nécessaire afin de réduire l'effet du gradient de dureté sur la forme de l'empreinte. L'utilisation d'un microscope couplé au logiciel de traitement d'image INFINITY ANALYZE (de la société Lumenera) a permis de réaliser des mesures plus fines pour les diamètres des plus petites empreintes.

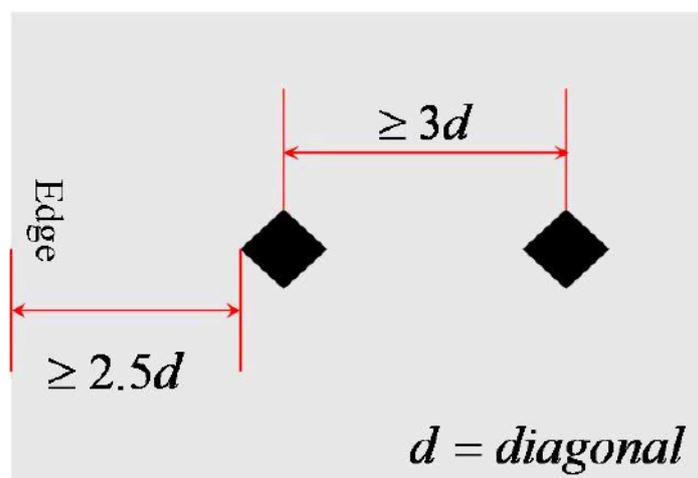


Figure III-3 Espacement nécessaire à l'indentation Vickers selon la norme ISO 6507-1.

III.2.2 Résultats des tests de micro-dureté, évaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex

En tout, 295 indents ont été réalisés à différentes profondeurs pour caractériser le gradient de dureté du M50 Duplex et 20 indents ont été réalisés sur une éprouvette témoin dans une zone non nitrurée du galet pour caractériser le M50 trempé. Leurs dimensions ont été mesurées à l'aide d'un microscope. Les mesures effectuées en profondeur permettent de normaliser le gradient obtenu sous la surface nitrurée par la valeur de la dureté en profondeur HV_0 . Les résultats sont présentés sous forme d'une courbe approximée par la méthode des moindres carrés (Figure III-4). Un important gradient de dureté a été mis en évidence selon cette méthode. La dureté du matériau chute fortement selon la profondeur jusqu'à ce qu'elle se stabilise aux environs de 250 μm . Ces résultats sont en accord avec les essais de dureté sur un autre alliage, le M50Nil, qu'on retrouve dans la littérature (voir Figure I-24). Les mesures réalisées à proximité de la surface sont plus approximatives car les empreintes laissées par la micro-indentation près de la surface sont plus petites et s'apparentent plus à des losanges qu'à des carrés. En respectant une distance de $2,5d$ (Figure III-3) entre la surface et la première empreinte on s'assure que cette particularité n'est pas liée à un effet de surface. On peut alors considérer que le gradient de plasticité dans cette zone est assez élevé pour considérer cette zone inhomogène au regard des dimensions d'empreintes générées.

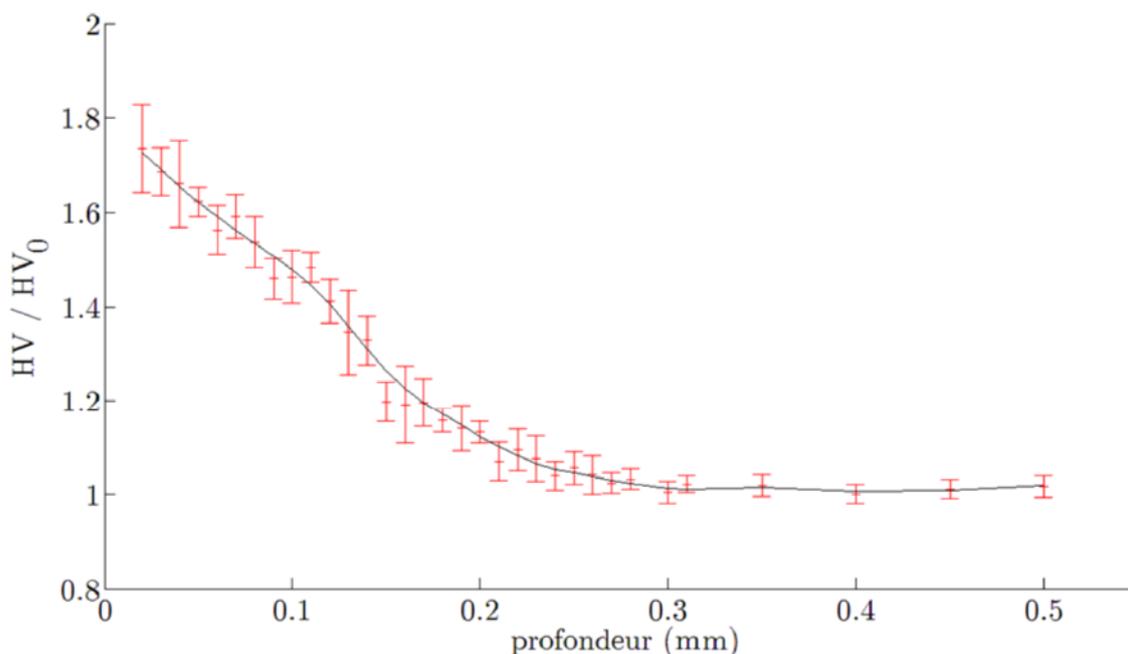


Figure III-4 Gradient normalisé de la dureté du M50 Duplex selon la profondeur.

Les conclusions des travaux de El Ghazal [ELG99] ont mis en évidence un rapport quasi-linéaire entre l'évolution de l'ouverture micro-plastique du 32CrMoV13 nitruré et la dureté du matériau dans la profondeur. Ces conclusions ont été utilisées afin d'approximer l'évolution des propriétés élasto-plastiques du M50 Duplex. Le M50 trempé a été caractérisé par Jacq [JAC01] suivant la loi de Voce suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{eq} = \sigma_0 \cdot \left(1 + B \cdot \left[1 - \exp(-\theta \cdot \varepsilon_p^n) \right] \right) \\ \text{avec } \sigma_0 = 1444 \text{ MPa, } B = 1,38, \theta = 390 \text{ et } n = 0,352 \end{array} \right. \quad (\text{III.2})$$

L'approximation du gradient de propriétés élasto-plastiques du M50 Duplex consiste alors à considérer l'évolution du paramètre σ_0 de la loi de Voce donnée par Jacq selon le gradient de dureté mesuré lors des essais de micro-dureté. On admet que le paramètre σ_0 fourni par Jacq correspond à celui qui caractérise le M50 en profondeur (zone non nitruré), et que les paramètres B , θ et n sont constants selon la profondeur. La loi de Voce peut alors être réécrite de cette manière :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{eq,z} = \sigma_z \cdot \left(1 + B \cdot \left[1 - \exp(-\theta \cdot \varepsilon_p^n) \right] \right) \\ \sigma_z = \sigma_0 \cdot \frac{HV}{HV_0} \end{array} \right. \quad (\text{III.3})$$

On peut conclure que la nitruration du M50 modifie significativement les propriétés élastiques sous la surface jusqu'à une profondeur de 200 μm . Les différents travaux menés sur l'indentation de massifs M50, [JAC01], [TON12], ont montré que les modifications des propriétés mécaniques sous la surface de l'indent étaient significatives dans une zone allant jusqu'à une profondeur de 150 μm sous la surface. Il devient donc primordial de considérer ce gradient de plasticité mis en évidence dans les modèles numériques de l'indentation du M50 Duplex.

Cette approche, quoique simplificatrice, a permis par de rapides essais d'évaluer en profondeur l'évolution des propriétés élasto-plastiques du M50 Duplex nécessaires aux simulations numériques. Une critique de cette méthode est réalisée dans les chapitres suivants qui traitent de la validation du modèle numérique.

III.3 Simulation numérique et analyse de l'indentation

Le problème de roulement sur indent réside dans l'analyse des surcontraintes induites par un indent lors de son passage dans le contact. Si les dimensions de l'indent jouent un rôle important dans l'évolution de ces surcontraintes, la résolution du problème de contact ne peut se résumer qu'à la simple intégration des profils des empreintes laissées. En effet l'indentation de la surface introduit, en plus des déformations topographiques, une modification locale des caractéristiques mécaniques du matériau (écrouissage) et des contraintes résiduelles importantes susceptibles de jouer un rôle sur la fatigue de roulement en bord d'indent.

Si les dimensions d'un indent peuvent être facilement déterminées par profilométrie, il est néanmoins plus difficile d'accéder à l'évaluation des contraintes résiduelles et de l'écrouissage local, induits par l'indentation. Il devient donc nécessaire de réaliser une simulation de cette indentation qui doit être validée en terme de dimensions afin d'assurer une bonne cohérence entre les différents paramètres étudiés.

III.3.1 Présentation du modèle

Afin d'évaluer les contraintes en jeu lors de la fissuration à l'indentation, un modèle numérique en éléments finis a été réalisé via le logiciel de simulation numérique ABAQUS. Au regard des symétries du problème, le test d'indentation peut être ramené à un modèle axisymétrique. L'indenteur est une pointe diamant sphérique de rayon R_p allant de 200 μm à 600 μm et le massif indenté est un carré de dimension 20 fois celle du rayon de l'indent simulé. Par exemple, les essais menés ont montré que l'indentation par une pointe sphérique 200 μm laissait, pour les plus grandes charges, une empreinte

circulaire d'un rayon de l'ordre de 100µm, et de l'ordre de 200µm pour une pointe 600µm.

Le modèle numérique réalisé consiste en l'application d'une charge sur une bille en diamant (considérée comme purement élastique) en contact avec un massif M50 nitruré ou non nitruré. Les travaux menés par Jacq ont montré que pour ce type de modèle, un coefficient de frottement de 10% permettait d'avoir un modèle réaliste. Les propriétés mécaniques des matériaux sont présentées ci-après :

Matériau	Elastique	Plastique
Diamant	$E = 1140 \text{ GPa} - \nu = 0,07$	\emptyset
M50 trempé	$E = 210 \text{ GPa} - \nu = 0,3$	Loi de Voce donnée par l'équation (III.2)
M50 Duplex	$E = 219 \text{ GPa} - \nu = 0,3$	Loi de Voce donnée par l'équation (III.3)
Coefficient de frottement	10%	

Tableau III-2 Récapitulatif des propriétés mécaniques des matériaux utilisées pour la modélisation.

Afin de reproduire le gradient de plasticité, le M50 Duplex a été modélisé en sous-couche par une succession de 125 couches de 2µm (Figure III-5). Ces couches présentent chacune un comportement plastique correspondant à la loi de Voce définie selon la profondeur à la section III.2.2 de ce présent chapitre. Chaque couche présente donc un comportement plastique différent induit par la variation du paramètre σ_z de l'équation (III.3); les paramètres B , θ , et n de cette loi étant considérés constants dans toute la profondeur.

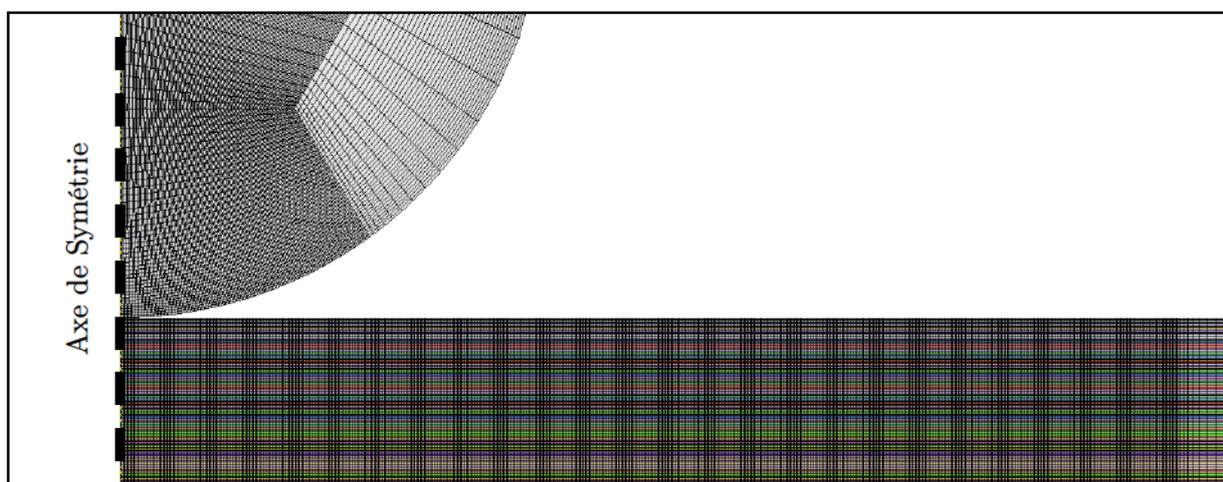


Figure III-5 Présentation du modèle numérique.

Enfin, comme il a été présenté dans la section I.3.3, un gradient de précontraintes a été mis en place afin de prendre en compte les effets liés à la nitruration du M50 et l'usinage des galets. De la même manière chaque couche de matériau définie pour le gradient de plasticité est chargée en précontraintes de compression dans les directions 1 et 2 du modèle (radiale et orthoradiale). Ce gradient de précontraintes suit la tendance donnée en Figure III-6. Les données propres au matériau étudié ont été fournies par l'industriel mais ne peuvent figurer dans ce mémoire pour des raisons de confidentialité.

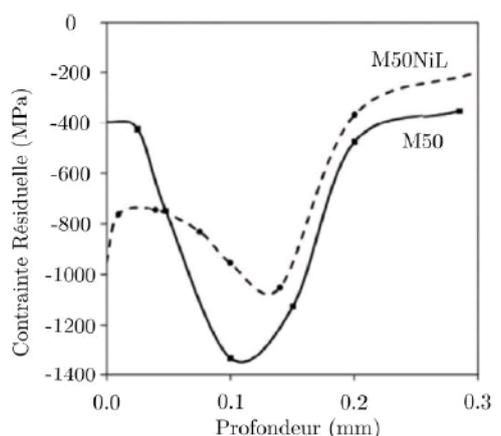


Figure III-6 Profil des contraintes résiduelles dans un massif M50 Duplex et M50 NiL après double traitement chimique [OOI12].

III.3.2 Validation numérique des modèles

Les différents travaux menés sur le contact de roulement indenté ont montré que les mécanismes d'endommagement sont largement pilotés par la forme du bourrelet des indents. Le bourrelet est directement responsable des surpressions présentes dans le contact et il est donc pertinent de représenter le plus précisément possible, dans les modèles numériques, le profil de l'indent en termes de position et de forme du bourrelet. Comme l'a montré Jacq, le coefficient de frottement influe directement sur la hauteur du bourrelet. Les profils des indents 200-20, pour le M50 trempé, et 200-40, pour le M50 Duplex, ont été mesurés par profilométrie et une étude paramétrique sur le coefficient de frottement a permis de recalibrer plus précisément les modèles. On montre alors que pour le M50 trempé un coefficient de frottement de 0,08 permet d'approximer au mieux le profil de l'indent 200-20, tandis que l'indent 200-40 pour le M50 trempé est mieux représenté par le modèle numérique réalisé avec un coefficient de frottement de 0,04 (voir Figure III-7).

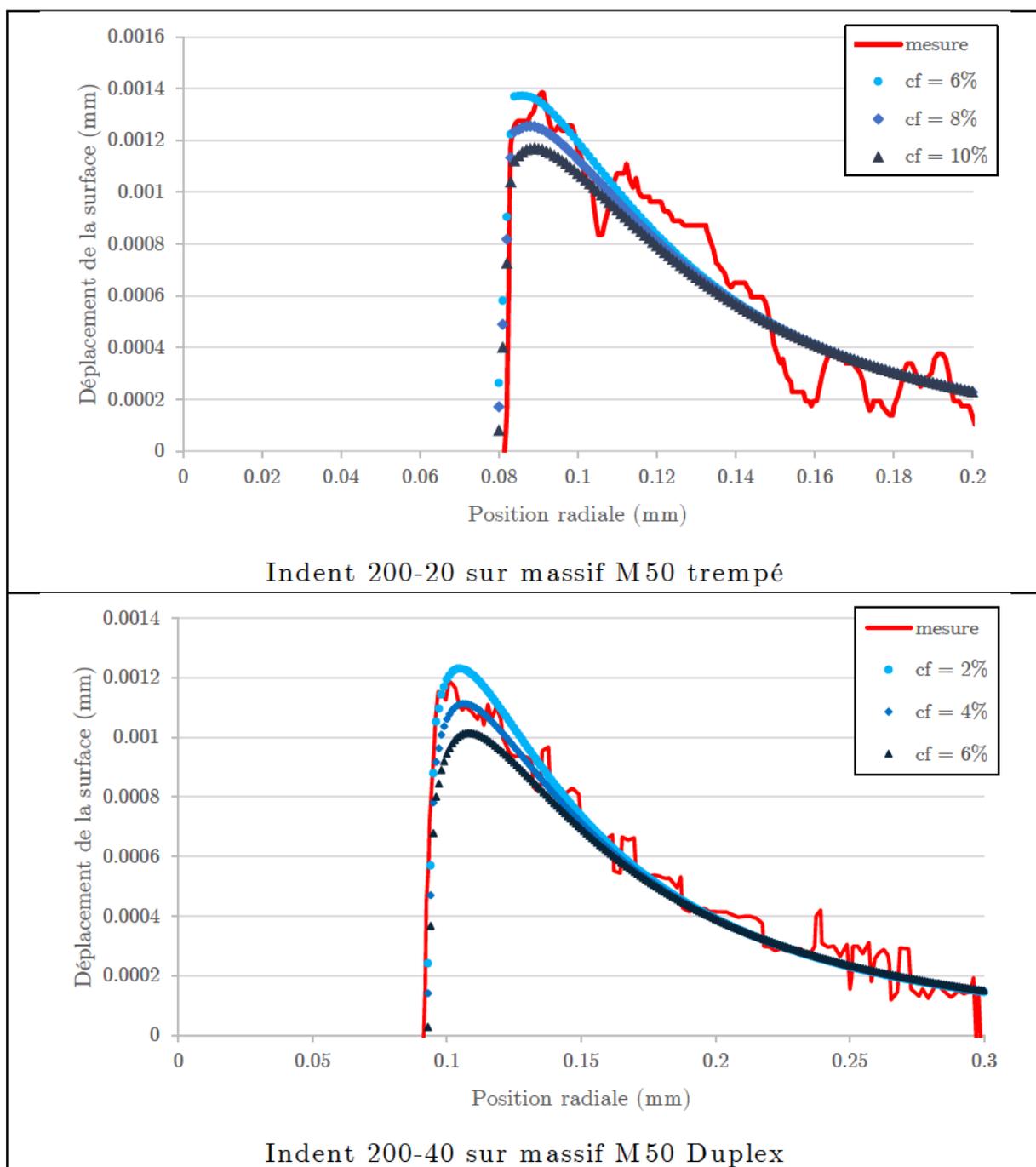


Figure III-7 Influence du coefficient de frottement sur le bourrelet de l'indent simulé et comparaison au profil mesuré.

La Figure III-8 nous montre que les modèles validés selon la forme du bourrelet sont également validés selon le rayon d'indent. On remarque que la profondeur de l'indent simulé est légèrement surestimée, mais les précédents travaux menés sur la simulation du roulement sur indent ont montré que cette variation influençait peu les résultats numériques de roulement sur indent.

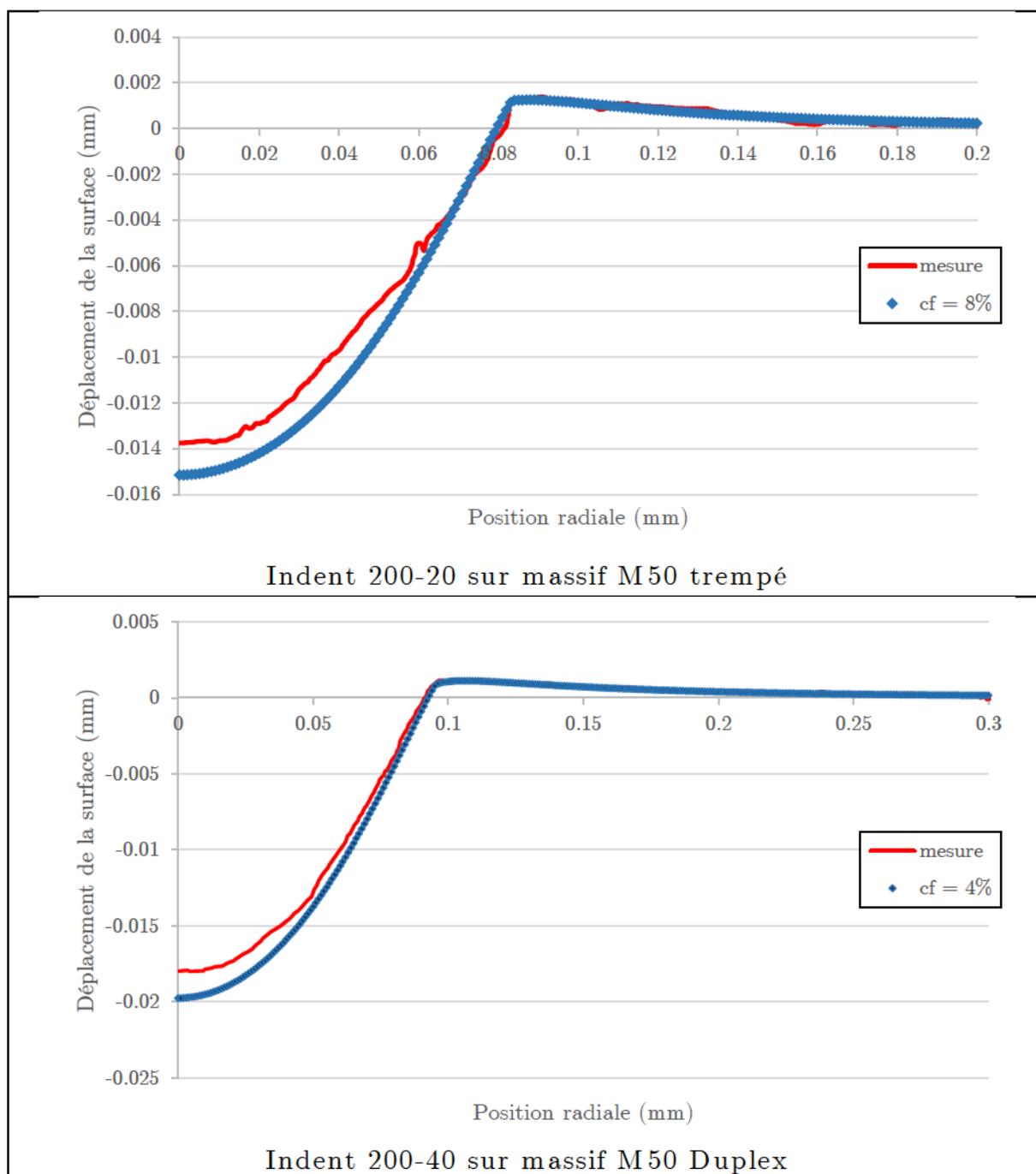


Figure III-8 Comparaison des profils de l'indent simulé et de l'indent mesuré.

Dans un second temps, suite à l'indentation des galets qui ont servi pour les essais de fatigue de roulement en présence d'indent, présentés au chapitre II, les rayons de ces indents ont été mesurés à l'aide d'un microscope couplé à une caméra et un logiciel d'acquisition d'image. Cette méthode a permis de récupérer le rayon de tous les indents selon une appréciation du contraste entre la surface du massif et le fond d'indent. Le rayon R_{mes} observé est donc situé entre le rayon de l'indent au sommet du bourrelet R_b et le rayon standard R_0 qui est mesuré au niveau de la surface du massif (voir Figure III-9), voire au-delà du rayon R_b lorsque celui-ci est très grand. Cette technique possède

néanmoins des limites, en effet l'éclairage ou le positionnement de l'indent sous le microscope vont directement impacter sur le contraste en bord d'indent. En outre certaines empreintes sont si légères qu'il est nécessaire de dévier la lumière pour les faire ressortir (Figure III-10). Les résultats de ces mesures sont présentés Figure III-11 et adimensionnés au rayon mesuré $R_{mes.}$.

La préparation des éprouvettes représente une banque de données considérable car chaque type d'indent a été reproduit au minimum 20 fois et jusque 40 fois pour les plus étudiés.

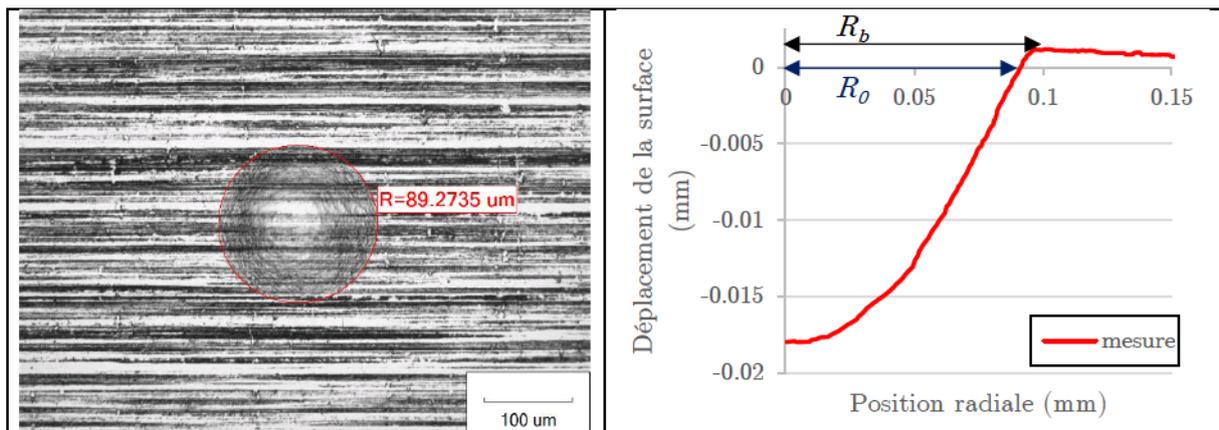


Figure III-9 Comparaison des types de mesures des dimensions de l'indent 200-40 sur M50 Duplex.

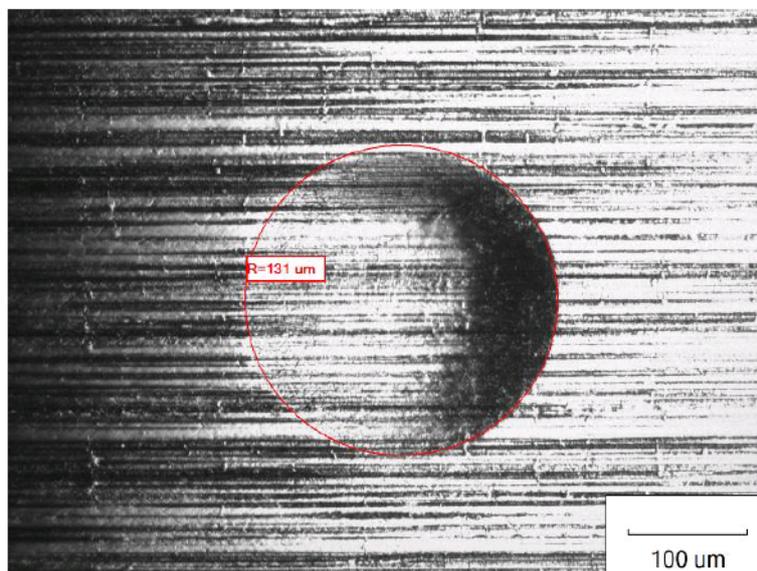


Figure III-10 Mesure d'empreinte légère de l'indent 600-50 mise en évidence par orientation de la lumière.

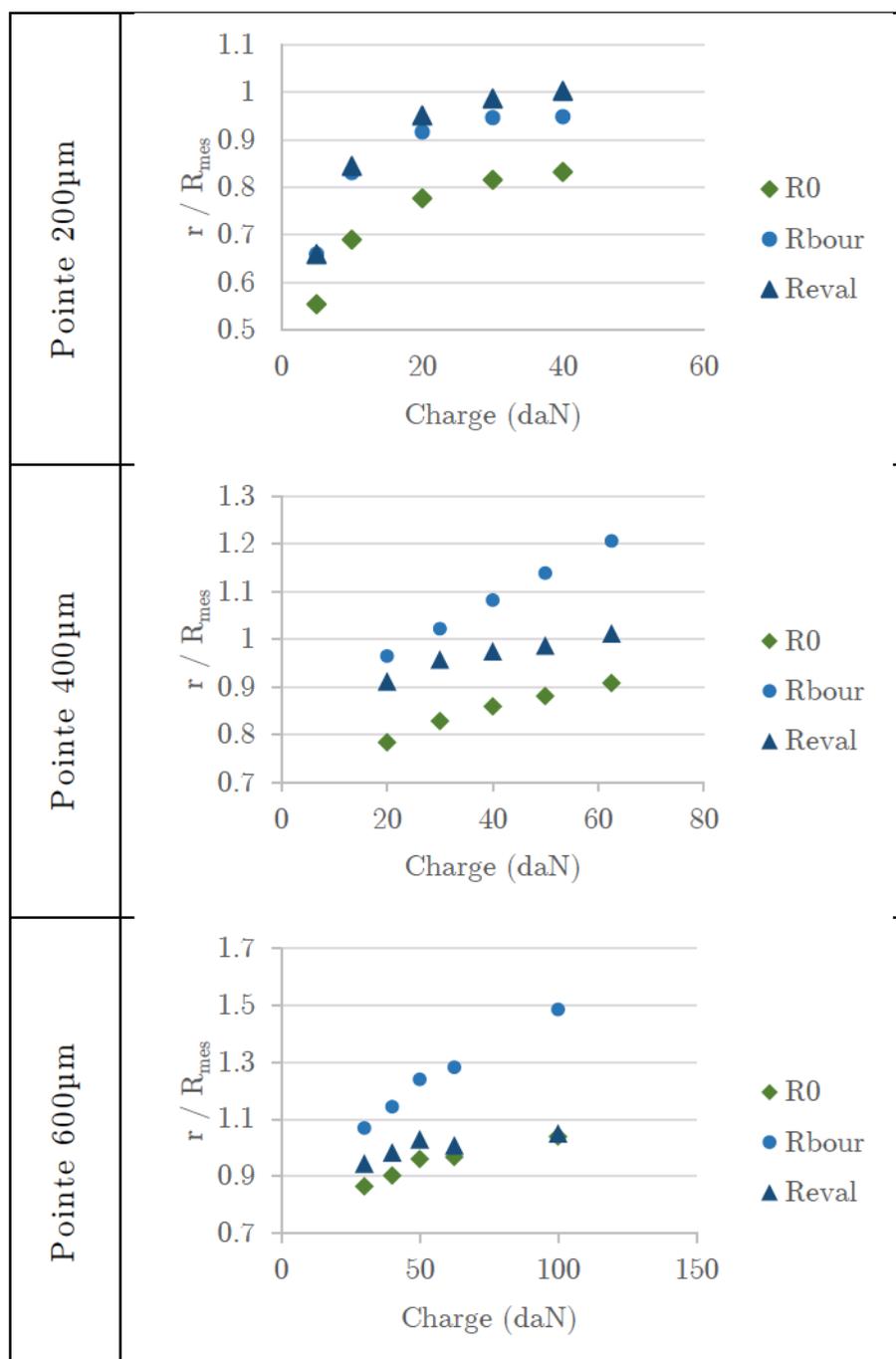


Figure III-11 Evaluation des rayons d'indent simulés adimensionnés par le rayon mesuré sur M50 Duplex.

On remarque que les rayons des indents à la surface, R_0 , et les rayons des indents au niveau du bourrelet R_b sont assez proches des rayons mesurés R_{mes} avec un rapport compris entre 0,8 et 1,2 pour la majorité des indents réalisés. Cependant le rayon mesuré est situé au niveau d'une zone de contraste, donc dans une zone où l'angle avec la surface est assez faible pour renvoyer autant de lumière que la surface elle-même. Cela se traduit par une zone où la pente du profil se stabilise, donc lorsque la dérivée seconde du profil passe au-dessus d'une certaine valeur que nous noterons U_{eval}^2 . On a

pu alors prédire cette valeur grâce au profil d'indent validé par profilométrie et appliquer cette méthode d'évaluation aux différents indents mesurés. Les résultats sont présentés par la courbe R_{eval} de la Figure III-11.

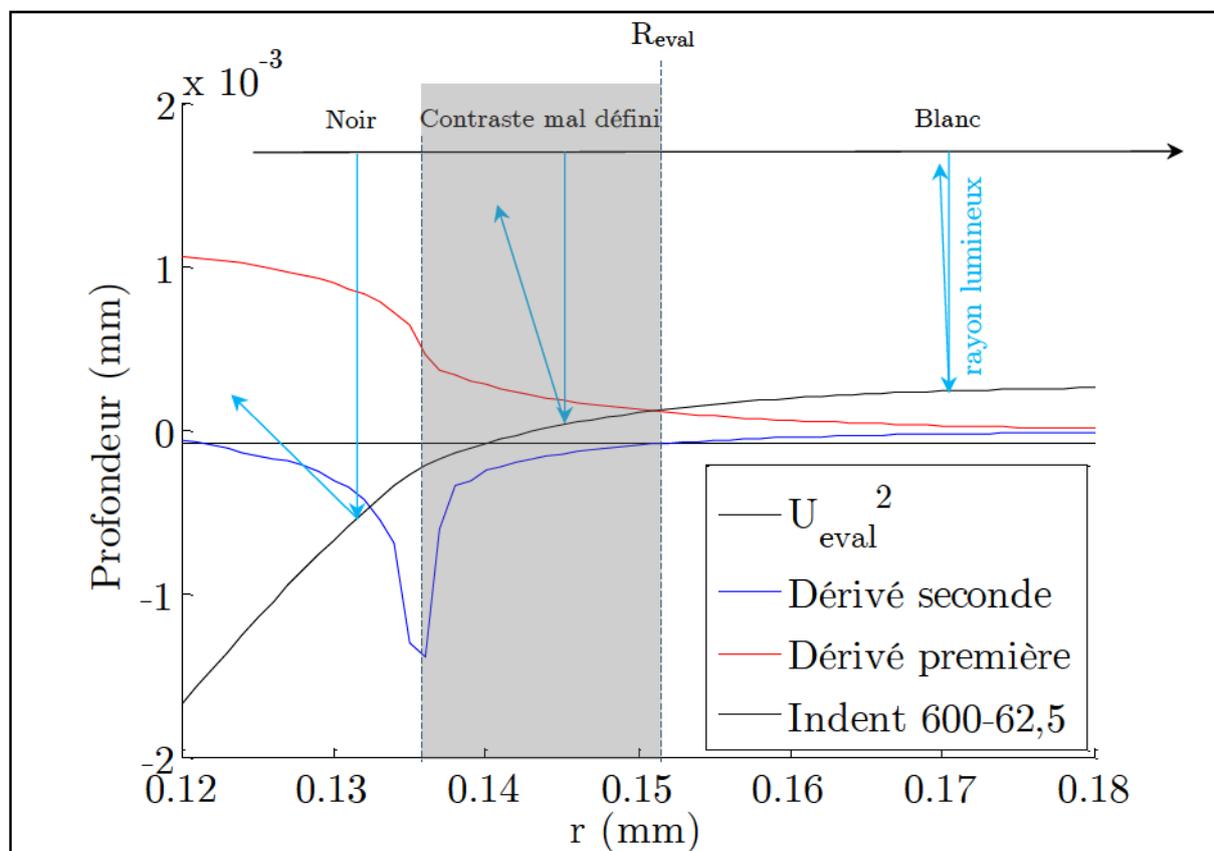


Figure III-12 Evaluation de R_{eval} pour un profil d'indent donné.

Au regard des approximations faites sur le gradient de plasticité du modèle, sur l'évaluation des rayons des modèles d'indent ou encore sur les mesures microscopiques des indents réalisés expérimentalement, on a estimé qu'une erreur inférieure à 10% entre les rayons mesurés expérimentalement R_{mes} et les rayons évalués par simulation R_{eval} est acceptable. Pour les indents les plus sévères réalisés à partir de la pointe 200 μm , ainsi que tous les indents réalisés à partir des pointes 400 μm et 600 μm , on note alors une bonne corrélation entre les rayons mesurés et les rayons évalués pour les indents modélisés.

Dans le cas d'indentation à partir de pointe 200 μm , l'erreur importante sur les indents réalisés à plus faible charge peut s'expliquer, d'une part, par le fait que les mesures de ces indents sont beaucoup plus approximatives pour les raisons citées précédemment, et d'autre part par le fait que les erreurs d'approximations du gradient de plasticité sont d'autant plus importantes vers la surface du massif qui est la zone la plus sensible dans la simulation de ce type d'indent. Cette technique quoique limitée

permet de valider les modèles numériques pour les charges d'indentation les plus élevées.

Des observations identiques ont été réalisées pour le M50 trempé. Les différentes observations réalisées permettent de valider les modèles d'indentation numériques réalisés. En outre les méthodes mises en place et les approximations réalisées pour déterminer le gradient de propriété plastique dans le M50 Duplex donnent de bons résultats, et sont un moyen rapide de réaliser des modèles numériques qualitatifs.

III.3.3 Dimensions d'indent, taux d'écroûissage et contraintes résiduelles

Les validations des modèles d'indentation nous permettent d'estimer le taux d'écroûissage ainsi que les contraintes résiduelles induites par l'indentation d'un massif, fautes de pouvoir les mesurer directement. En outre elles nous ont permis d'évaluer les dimensions des indents qui n'ont pas été passés au profilomètre, comme la hauteur du bourrelet ou le rayon à la surface R_0 . Ces observations permettent également de comparer l'effet de l'indentation sur le M50 Duplex et le M50 trempé. Dans un premier temps ces mécanismes ont été comparés en termes de dimensions d'empreintes laissées sur les massifs, puis le taux d'écroûissage et enfin les contraintes résiduelles ont été étudiées pour chaque type de massif.

a. Dimensions d'indent

La hauteur des bourrelets d'indent et les rayons d'indent à la surface ont été dans un premier temps comparés sur la Figure III-13. Quelle que soit la pointe utilisée pour l'indentation, on remarque qu'à charge égale, un indent réalisé sur le M50 Duplex a un rayon compris entre 80% et 90% de celui réalisé sur le M50 trempé, pour des charges d'indentation inférieures à 60 daN, et que plus la charge appliquée est grande plus l'écart entre les rayons des indents sur massif nitruré et ceux des indents sur massif non nitruré est faible, voire nul. La hauteur des bourrelets obtenus par l'indentation du M50 Duplex fait quant à elle moins de 50% de la hauteur des bourrelets des empreintes laissées sur le M50 trempé, quel que soit le type de pointe ou la charge appliquée. Ce rapport semble se stabiliser vers 25% au fur et à mesure que la charge augmente.

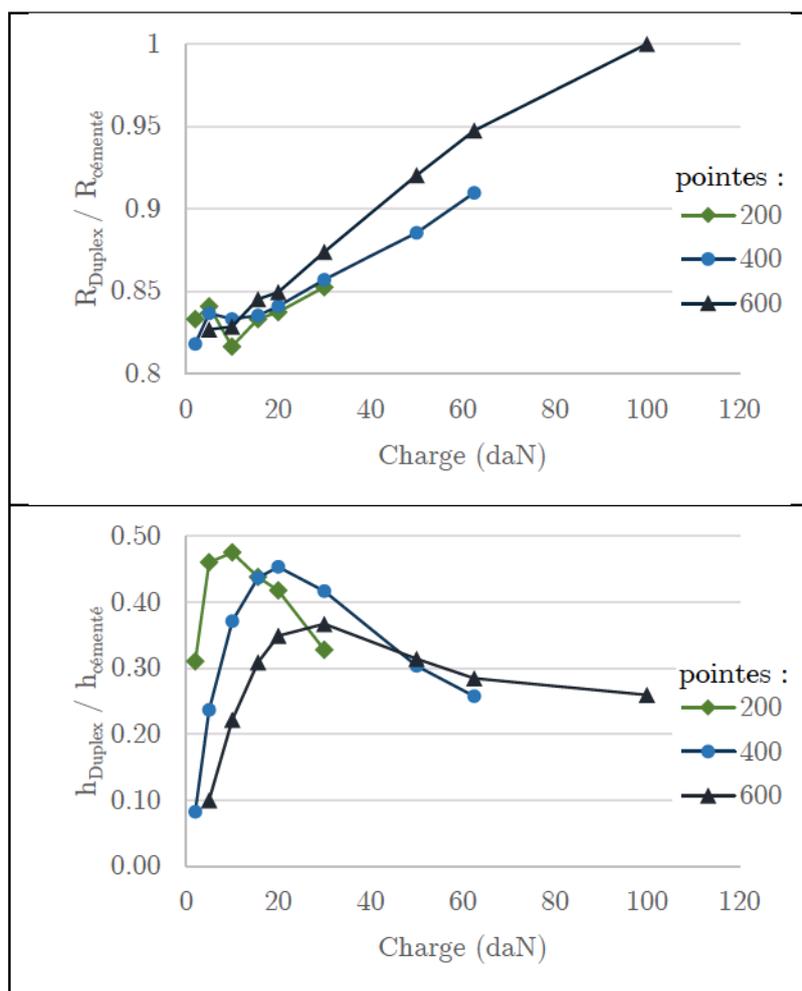


Figure III-13 Dimensions d'indent sur M50 Duplex rapportées à celles d'indent sur M50 trempé - Rapport du rayon d'indent R_0 à la surface (haut) et rapport de la hauteur du bourrelet h_b (bas).

Ces observations montrent alors que l'intégration d'éléments nitrurés dans le roulement permet de réduire considérablement les dimensions des empreintes dues à l'ingestion d'une particule dure dans le roulement, notamment au niveau des bourrelets, dont la hauteur est 2 à 4 fois plus faible en présence d'un massif nitruré. Néanmoins une analyse de l'écroutissage et des contraintes résiduelles liées à l'indentation du massif nitruré est nécessaire pour conclure de la criticité des indents, car si le bourrelet est plus faible, il est également plus dur.

Dans le cas du massif non nitruré, des observations exceptionnelles ont été réalisées sur les dimensions des indents simulés. Figure III-14, on note que les dimensions des indents - rayon à la surface R_0 et hauteur de bourrelet h_b - peuvent être reliées à la charge d'indentation selon une fonction puissance dont les paramètres sont données dans le tableau Tableau III-3.

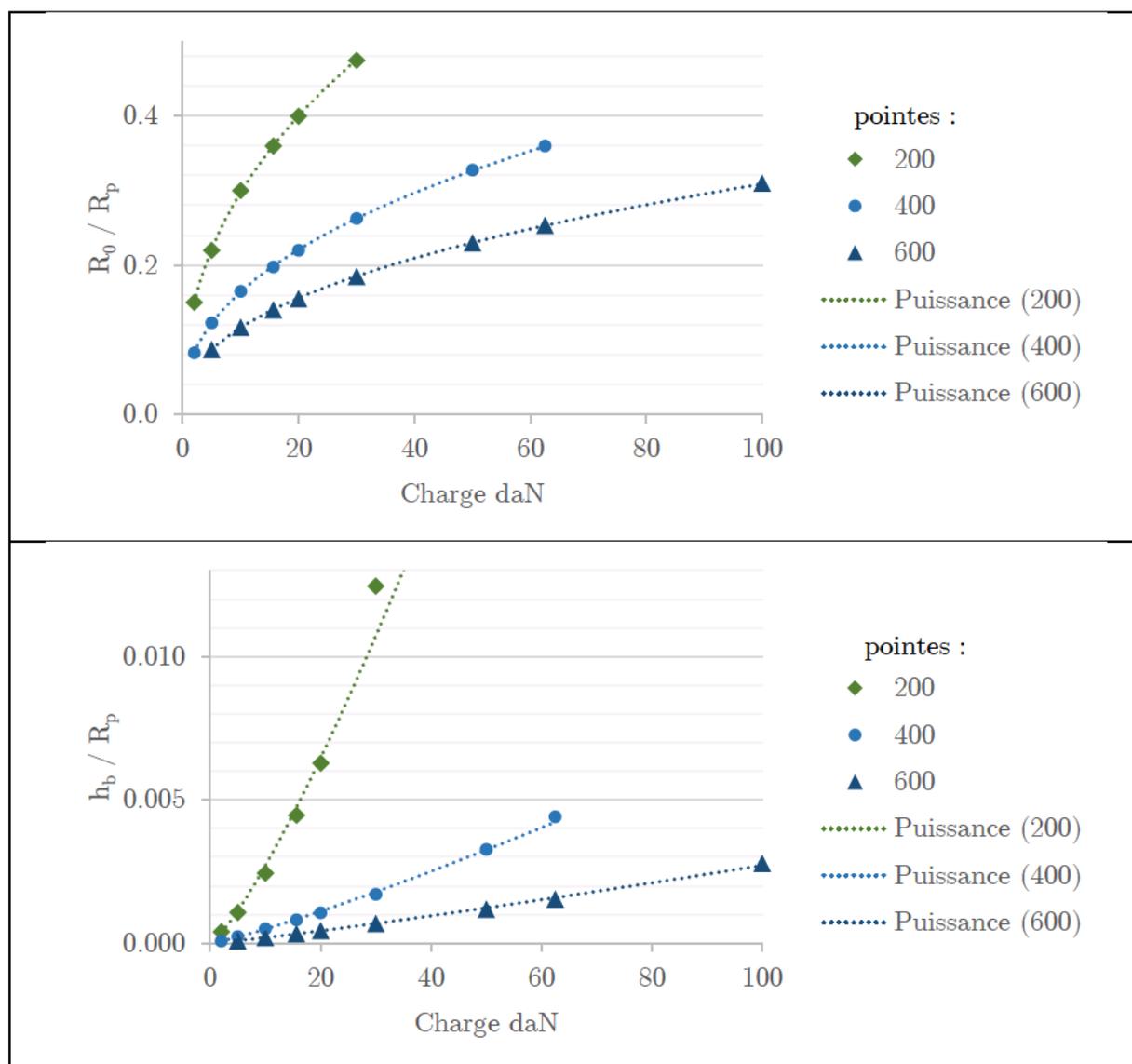


Figure III-14 Rayon d'indent et hauteur de bourrelet adimensionnés aux rayons des pointes et fonction puissance identifiée pour l'indentation du massif non nitruré.

	fonction identifiée	Pointe		
		200 μm	400 μm	600 μm
Rayon à la surface R_0	$\frac{R_0}{R_p} F = K \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right)^a$	$K = 1.114\text{E}^{-1}$ $a = 0.4268$	$K = 6.14\text{E}^{-2}$ $a = 0.4273$	$K = 4.36\text{E}^{-2}$ $a = 0.425$
Hauteur du bourrelet h_b	$\frac{h_b}{R_p} F = K \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right)^a$	$K = 1.516\text{E}^{-4}$ $a = 1.2523$	$K = 3.35\text{E}^{-5}$ $a = 1.1704$	$K = 2.15\text{E}^{-5}$ $a = 1.1393$

Tableau III-3 Paramètres des fonctions puissances et affines identifiées pour l'approximation des dimensions d'indent en fonction de la charge appliquée (exprimée en daN) - M50 trempé.

Ces tendances ont également été observées pour l'indentation du massif nitruré. On note cependant une différence pour la hauteur du bourrelet qui semble plutôt suivre une fonction affine à partir d'une certaine charge d'indentation comme le montre la

Figure III-15. Les paramètres des différentes fonctions sont présentés dans le tableau Tableau III-4.

		Pointe		
fonction identifiée		200 µm	400 µm	600 µm
Rayon à la surface R_0	$\frac{R_0}{R_p} F = K \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right)^a$	$K = 1.114E^{-1}$ $a = 0.4268$	$K = 6.14E^{-2}$ $a = 0.4273$	$K = 4.36E^{-2}$ $a = 0.425$
Hauteur du bourrelet h_b	$F < 20 \text{ daN}$ $\frac{h_b}{R_p} F = K \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right)^a$	$K = 6.072E^{-5}$ $a = 1.2409$	$K = 2.00E^{-6}$ $a = 1.8989$	$K = 3.1E^{-7}$ $a = 2.1045$
	$F > 20 \text{ daN}$ $\frac{h_b}{R_p} F = C_1 \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right) + C_2$	$C_1 = 1.54E^{-5}$ $C_2 = -5.54E^{-5}$	$C_1 = 1.30E^{-6}$ $C_2 = 3.35E^{-5}$	$C_1 = 1.54E^{-7}$ $C_2 = 4.33E^{-6}$

Tableau III-4 Paramètres des fonctions puissances et affines identifiées pour l'approximation des dimensions d'indent en fonction de la charge appliquée F (exprimée en daN) - M50 Duplex.

Ces observations permettent de mettre en place une méthode d'approximation pour rapidement estimer les dimensions d'une empreinte laissée par l'indentation à partir d'une pointe diamant.

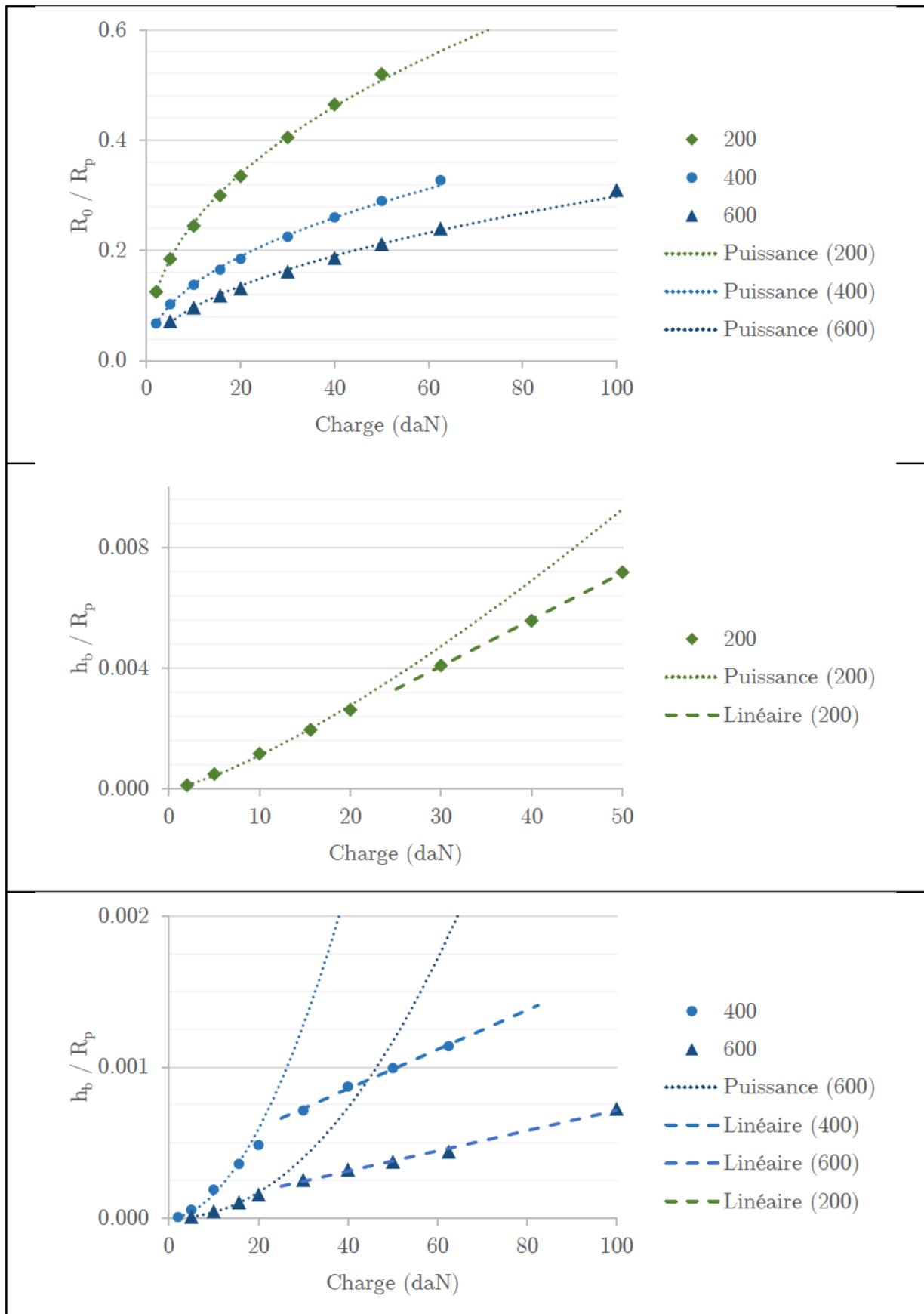


Figure III-15 Rayon d'indent et hauteur de bourrelet adimensionnés aux rayons des pointes et fonction puissance et affine identifiée pour l'indentation du massif nitruré.

b. Taux d'écrouissage

Comme dans la section précédente, nous avons pu évaluer l'évolution de la déformation plastique cumulée maximale, noté $PEEQ_{max}$, en fonction de la charge appliquée par des fonctions puissances et affines dont les paramètres sont donnés dans les tableaux Tableau III-5 et Tableau III-6.

fonction identifiée	Pointe		
	200 μm	400 μm	600 μm
$PEEQ_{\%}^{max} F = K \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right)^a$	$F < 15 \text{ daN}$ $K = 2,9342$ $a = 0,7073$	$K = 1,3486$ $a = 0,6341$	$K = 0,8298$ $a = 0,6244$
$PEEQ_{\%}^{max} F = C_1 \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right) + C_2$	$F > 15 \text{ daN}$ $C1 = 1,6271$ $C2 = -3,9319$		

Tableau III-5 Paramètres des fonctions puissances et affines identifiées pour l'approximation du maximum de la déformation plastique cumulée en fonction de la charge appliquée F (exprimée en daN) - M50 trempé

fonction identifiée	Pointe		
	200 μm	400 μm	600 μm
$PEEQ_{\%}^{max} F = K \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right)^a$	$F < 20 \text{ daN}$ $K = 1,6558$ $a = 0,689$	$F < 20 \text{ daN}$ $K = 0,206$ $a = 0,8738$	$F < 30 \text{ daN}$ $K = 0,206$ $a = 0,8738$
$PEEQ_{\%}^{max} F = C_1 \cdot \left(\frac{F}{1 \cdot \text{daN}} \right) + C_2$	$F > 20 \text{ daN}$ $C1 = 0,4826$ $C2 = 2,8676$	$F > 20 \text{ daN}$ $C1 = 0,1476$ $C2 = 2,1893$	$F > 30 \text{ daN}$ $C1 = 0,0811$ $C2 = 1,3888$

Tableau III-6 Paramètres des fonctions puissances et affines identifiées pour l'approximation du maximum de la déformation plastique cumulée en fonction de la charge appliquée F (exprimée en daN) - M50 Duplex.

Il a été constaté que pour le M50 trempé, dans les gammes de charges étudiées, la déformation plastique cumulée pouvait atteindre au maximum 45% pour l'indentation par une pointe 200 μm sous une charge de 30 daN, et 20% pour les deux autres pointes sous des charges allant jusque 100 daN. Le M50 Duplex présente une déformation plastique cumulée maximale nettement inférieure, comprise entre 20% et 60% de celle observée pour le M50 trempé en condition d'indentation équivalente.

La zone concernée par les déformations plastiques ne dépasse pas une profondeur de 350 μm dans tous les cas, et de 250 μm dans la majorité des cas. On observe également que la zone de déformation plastique cumulée maximale se déplace sous l'indent suivant

la charge et la pointe utilisée pour le modèle d'indentation. Dans le cas du M50 Duplex on observe que cette zone peut se scinder de manière inhomogène en deux positions différentes - comme il est le cas pour l'indent 600-100 par exemple Figure III-17. Cette dernière observation est à relier avec le caractère inhomogène des propriétés plastiques du matériau dans cette zone.

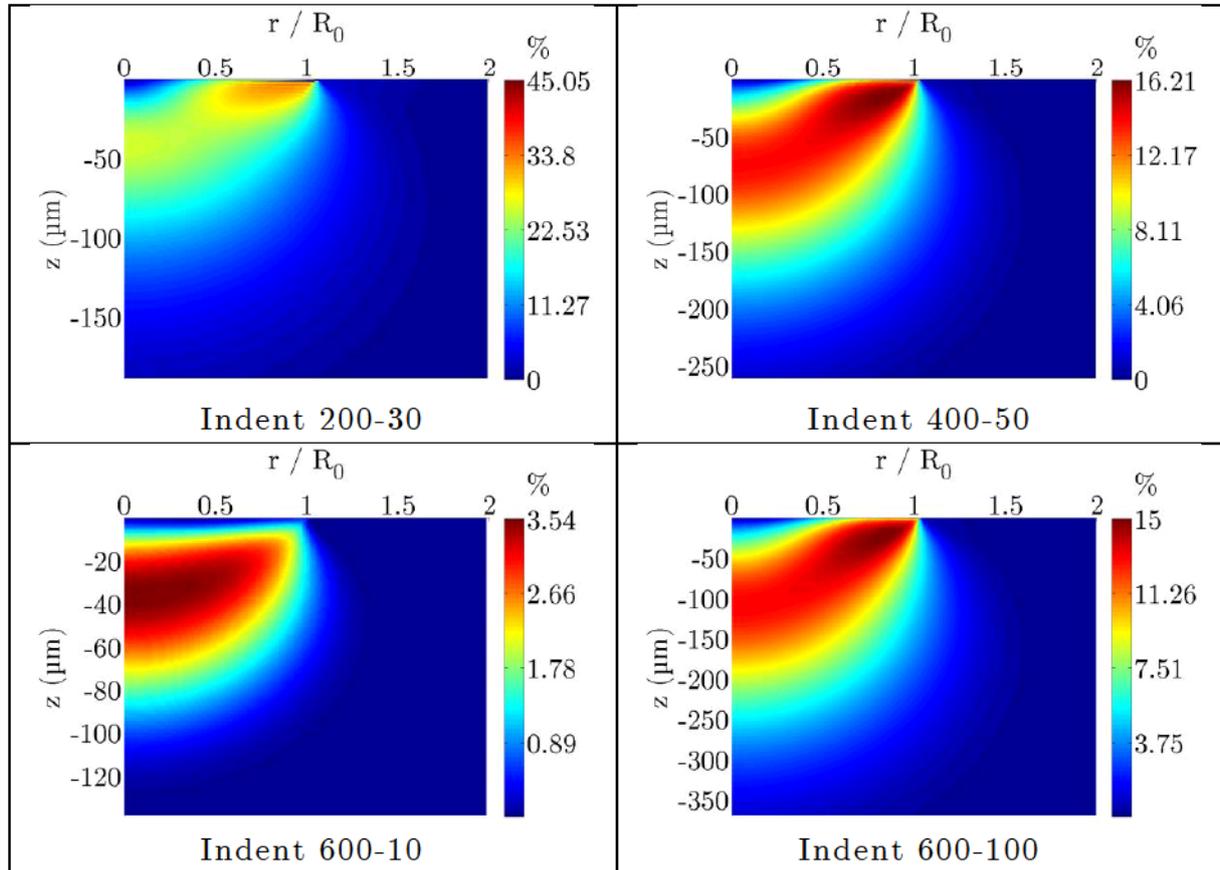


Figure III-16 Déformation plastique cumulée introduite lors de l'indentation du M50 trempé.

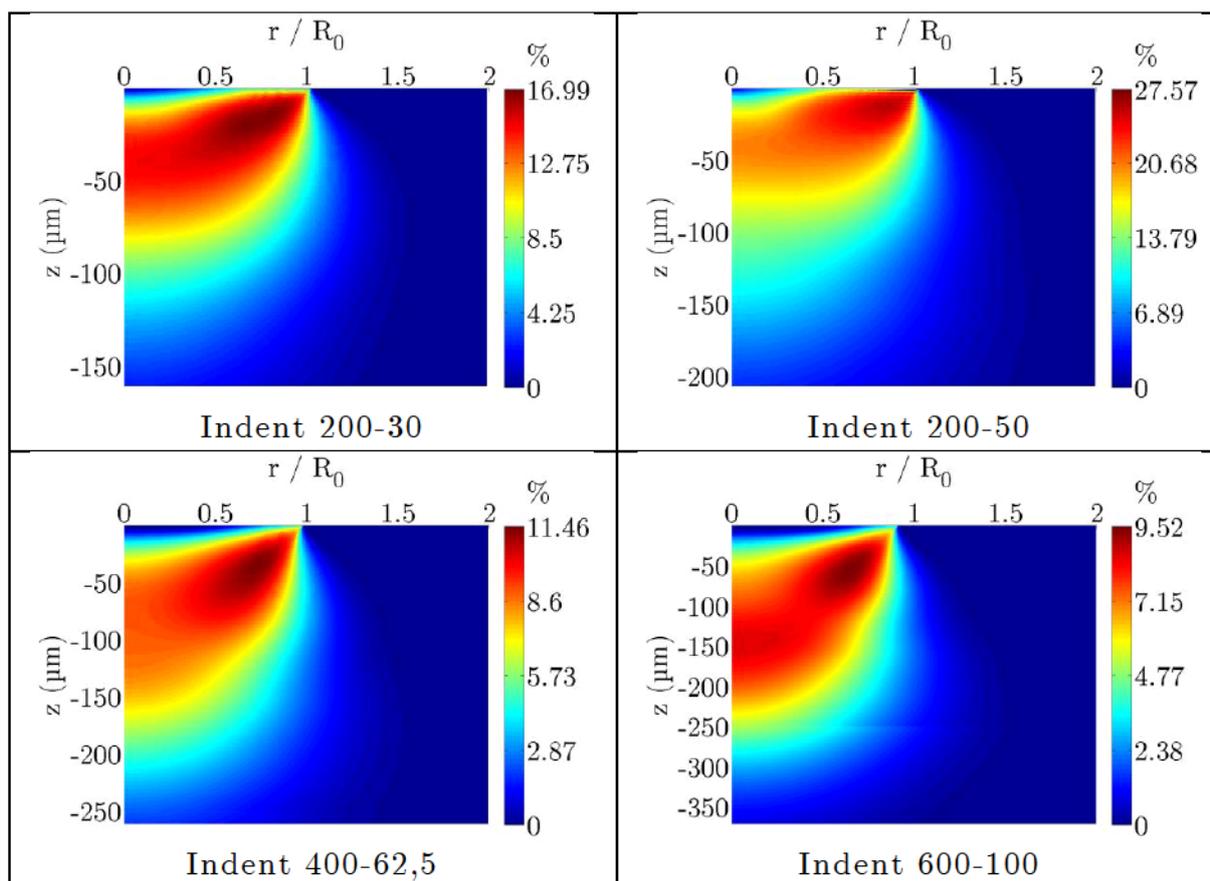


Figure III-17 Déformation plastique cumulée introduite lors de l'indentation du M50 Duplex

Sur la Figure III-16 et la Figure III-17 la profondeur z est la profondeur sous la surface déformée (en μm) et la position radiale r est normalisée par le rayon de l'indent à la surface R_0 .

Les déformations plastiques cumulées sont définie en pourcentage. On observe que leur valeur maximale se situe plutôt en profondeur sous le centre du contact pour des charges d'indentation faible introduisant un niveau de déformation plastique cumulée inférieure à 4% (indent 600-10); et lorsque la charge d'indentation augmente, elle se déplace jusqu'à atteindre une zone située en surface au niveau du rayon d'indent lorsque le niveau de déformation introduit dépasse 20%.

L'évolution de la profondeur et de la position radiale, adimensionnées du $PEEQ_{max}$ a été représentée dans les deux cas d'indentation de M50 Duplex et trempé sur la Figure III-18 et la Figure III-19. On observe assez clairement dans le cas du M50 trempé que la valeur de la déformation plastique cumulée maximale permet de définir à elle seule sa position sous l'indent, quelle que soit la pointe d'indentation utilisée. Ainsi les lois qui ont été définies à la section précédente permettent par un calcul simple d'approximer la valeur de la déformation plastique maximale pour l'indentation du M50 trempé et la courbe présentée Figure III-18 permet alors d'évaluer sa position sous

l'indent. Ce phénomène n'a pas été observé pour le cas du M50 Duplex. On observe cependant qu'à taux d'écroissage maximal équivalent, la zone impactée par l'indentation du M50 Duplex est jusqu'à 2 fois plus profonde que celle du M50 trempé.

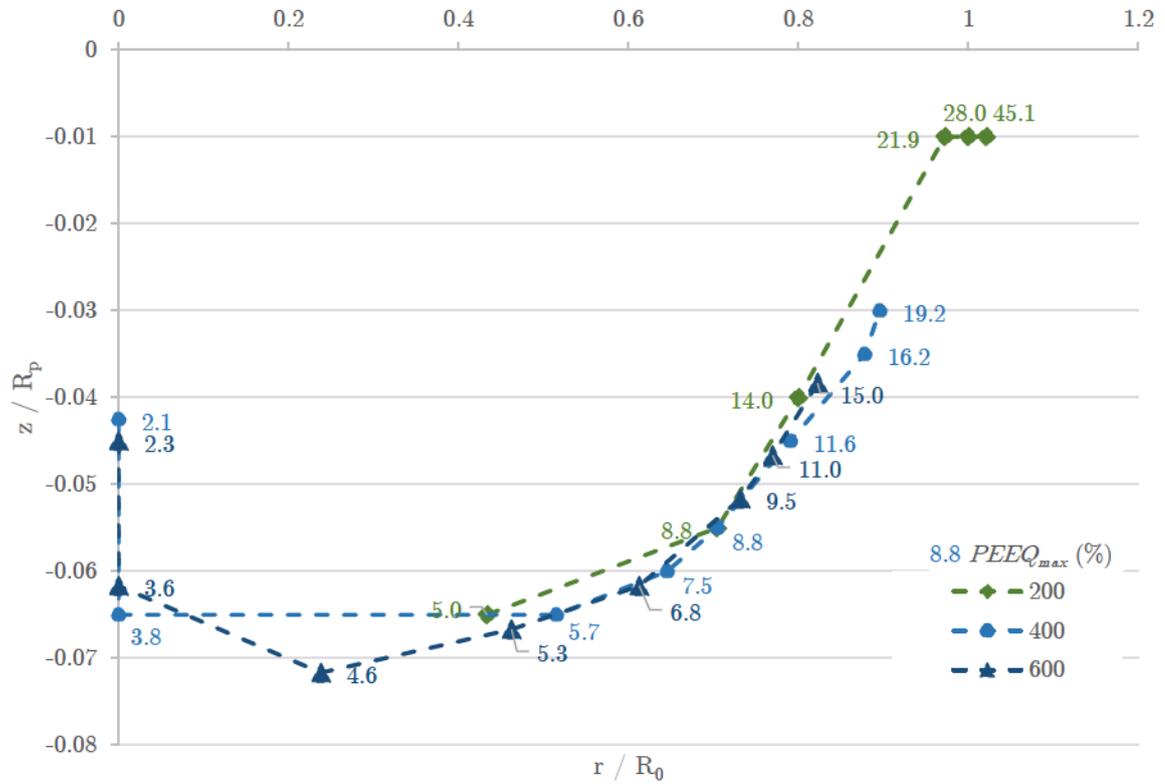


Figure III-18 Evolution du maximum de la déformation plastique cumulée, en profondeur et selon sa position radiale pour l'indentation d'un massif non nitruré.

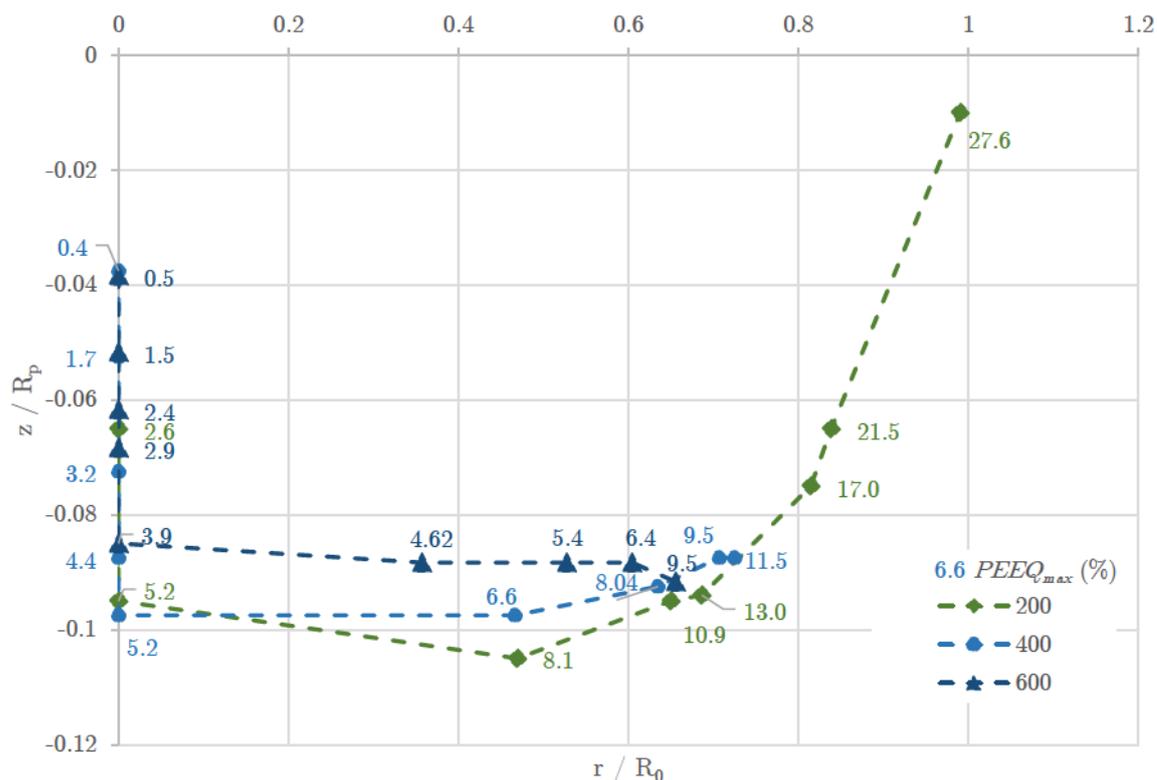


Figure III-19 Evolution du maximum de la déformation plastique cumulée, en profondeur et selon sa position radiale pour l'indentation d'un massif nitruré.

c. Contraintes résiduelles

La contrainte équivalente de Von Mises pour les contraintes résiduelles à la fin de l'indentation a été représentée pour les indents 200-30 et 600-50 des deux massifs en Figure III-20.

On note qu'à charge et pointe équivalentes les niveaux des contraintes résiduelles sont jusqu'à 1,5 fois supérieur pour l'indentation du M50 Duplex, et sont particulièrement élevés pour les indents de pointe de 200 μm de rayon - jusque 4000 MPa. Ces contraintes sont maximales au niveau du bourrelet des indents et sont d'autant plus exclusivement concentrées dans cette zone pour le massif nitruré. On observe enfin que, contrairement aux niveaux de déformation plastique, les niveaux de contrainte résiduelle sont encore très importants à une distance R_0 du bord de l'indent, compris entre 1000 et 2000 MPa.

Les niveaux très élevés de contraintes introduits dans l'indentation du M50 Duplex sont des éléments de réponse dans la compréhension des mécanismes de la fissuration en bord d'indent. Une analyse plus détaillée du tenseur des contraintes est réalisée dans la section suivante.

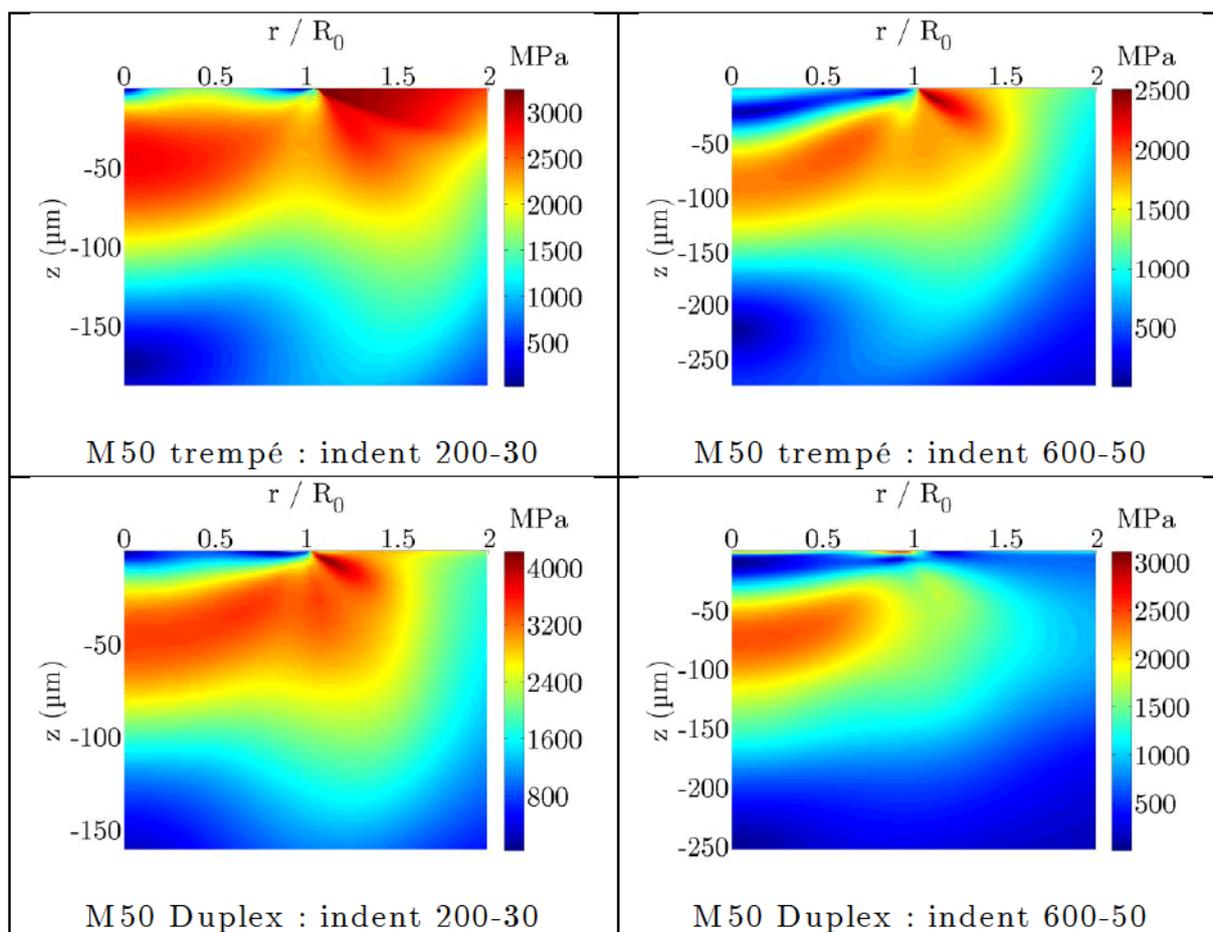


Figure III-20 Contrainte équivalente de Von Mises introduite par l'indentation des deux massifs.

III.3.4 Bilan

Les simulations numériques de l'indentation des massifs nitrurés et non nitrurés ont permis de mieux appréhender les risques d'endommagement liés au passage d'un corps roulant sur un indent.

Après validation des modèles, des fonctions analytiques ont pu être mises en place pour l'approximation des dimensions d'indent et des niveaux maximaux de déformations plastiques cumulées en fonction des pointes et des charges d'indentation.

Des différences notables ont été observées entre les deux massifs indentés. Les niveaux de déformation plastique et les dimensions des indents, notamment la hauteur des bourrelets qui est un paramètre déterminant dans les mécanismes d'endommagement, ont été évaluées comme étant moins critiques pour l'indentation du massif nitruré et corroborent le fait que le M50 Duplex est plus résistant à la fatigue de roulement pour des indents équivalents, comme observé au chapitre II. Cependant,

au regard des premières analyses faites sur les niveaux de contrainte, on comprend que ce matériau est beaucoup plus sensible à l'endommagement lors de l'indentation.

Il semble alors primordial d'étudier ce phénomène pour prévenir les avaries susceptibles de se produire lors de l'ingestion de particules dans le contact. Les modèles numériques réalisés sur l'indentation du M50 Duplex vont donc nous permettre d'évaluer la ténacité du matériau à l'indentation.

III.4 Amorçage de fissures à l'indentation du M50 Duplex

La préparation des éprouvettes M50 Duplex a révélé sa tendance à la fissuration lors de l'indentation. Ces fissures témoignent du caractère fragile du M50 Duplex. Une étude a été menée sur l'amorçage de ces fissures et une analyse des résultats numériques a été proposée afin de mieux comprendre les mécanismes en jeu.

III.4.1 Exploitation d'un test d'indentation initiant une fissure en bord d'indent

Une première série d'essais a été réalisée sur des éprouvettes prélevées sur un rebus de M50 Duplex difficilement traçable. S'il est évident que ces essais ne sont pas exploitables en termes de caractérisation du matériau, ils permettent néanmoins de mettre en évidence le caractère fragile du M50 Duplex en initiant des fissures radiales et circulaires en bord d'indent, comme présenté sur la Figure III-21.

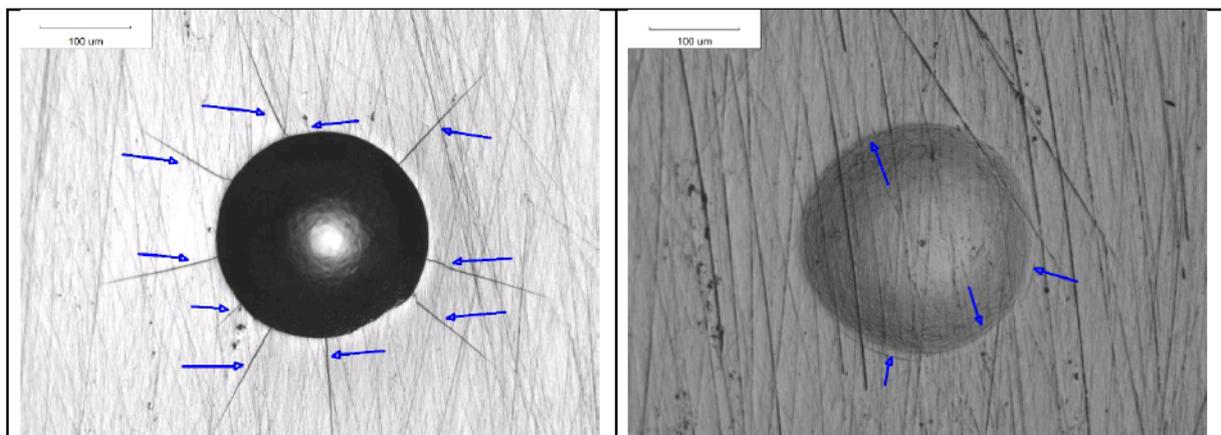


Figure III-21 Fissuration radiale et circulaire survenue lors de l'indentation de rebus de M50 Duplex.

Les fissures concentriques, qui s'apparentent fortement à des cônes de Hertz, sont typiques de celles observées lors d'essais semblables sur des matériaux fragiles, tels que les céramiques [AZE15]. Il a été montré dans la littérature que ces fissures sont le résultat de surcontraintes de traction présentes en bord de contact au moment de

l'augmentation de la charge de l'indenteur. Ce type de fissures apparaît lorsque la limite à la rupture en traction du matériau est atteinte. Les clichés pris après l'indentation de ces éprouvettes montrent des fissures radiales déviées par les fissures concentriques (voir Figure III-22). Ce phénomène implique que la fissuration radiale liée à l'indentation est postérieure à la fissuration concentrique. D'autant que plusieurs fissures concentriques sont observables sous le bord des indents (voir Figure III-22), alors que les fissures radiales ne sont observables qu'au niveau du bourrelet de l'indent.

Il semble alors que la fissuration radiale est un phénomène qui se produit plutôt lors de la décharge de l'indenteur alors que les fissures concentriques apparaissent au cours du chargement. La validation de ces hypothèses a fait l'objet de l'étude menée à la section III.4.2.

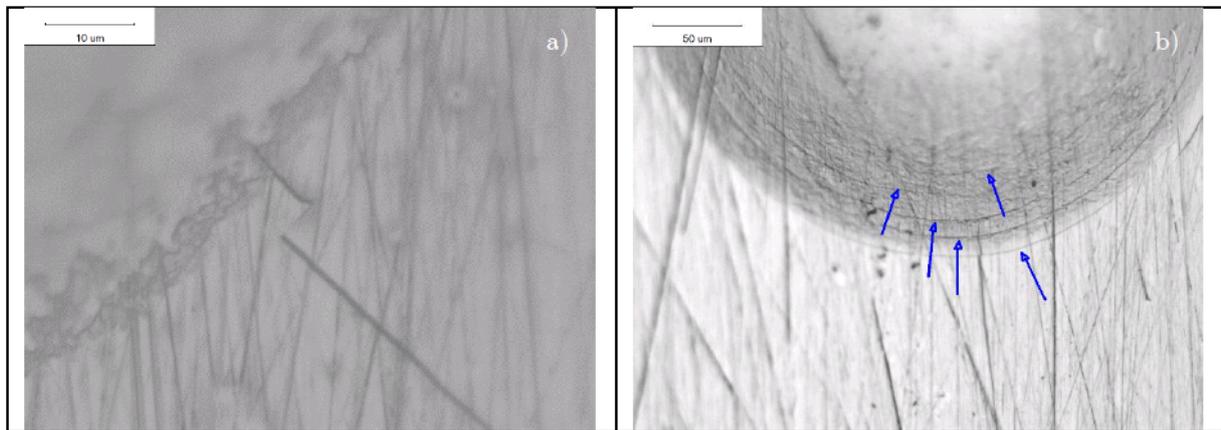


Figure III-22 Fissures circulaires ayant dévié une fissure radiale (a) et présentes en fond d'indent (b).

L'indentation de galets en M50 Duplex pour la préparation des essais de roulement sur indent fissuré, présentée en section II.5.2, a permis, dans un second temps, d'accéder à une meilleure évaluation des limites du matériau. En tout 20 à 35 indents ont été réalisés pour chaque charge (allant de 10 à 40 daN pour les pointes 200µm de rayon, et de 30 à 100 daN pour les pointes de 600µm de rayon), représentant un total de 75 indents pour la pointe 200µm, à 140 pour la pointe 400µm. Seul des fissures radiales ont pu être observées dans les gammes de charge d'indentation étudiées, et uniquement pour les indents réalisés à partir d'une pointe 200µm pour des charges allant de 20 à 40daN.

Pour l'indentation par une pointe de 200µm de rayon, 12 des 21 indents réalisés sous un chargement de 40 daN ont fissuré ; ce ratio descend à 7 pour 21 sous un chargement de 30 daN et seulement 1 indent sur 27 a fissuré sous un chargement de 20 daN. On peut alors considérer qu'avec respectivement 33% et 50% des cas fissurant, les indents

200-30 et 200-40 sont de bons indicateurs de la limite à la rupture du M50 Duplex. Ces différents résultats sont récapitulés dans le Tableau III-7.

Pointe d'indentation	Charge évaluée (daN)	Total d'indents	Indents fissurés
200	10 - 40	75	200-20 : 1/27 200-30 : 7/21 200-40 : 12 / 21
400	20 - 62,5	140	Ø
600	30 - 100	124	Ø

Tableau III-7 Récapitulatif des indents réalisés sur massif nitruré et cas fissurant.

III.4.2 Analyse des contraintes

Si les tests réalisés sur l'indentation d'un galet M50 Duplex permettent d'évaluer les couples pointe d'indentation / charge appliquée susceptibles d'initier une fissure en bord d'indent, ils ne permettent cependant pas de comprendre à quel moment celle-ci a été créée et quelle était la contrainte appliquée initiant cette fissuration.

Les modèles numériques présentés dans la section précédente étant axisymétriques, les analyses ont été faites en coordonnées polaires.

Lors de l'application de la charge les contraintes vont s'intensifier dans différentes zones du massif indenté. En considérant les symétries de la sollicitation, des fissures peuvent être la conséquence de la rupture du matériau selon deux composantes du tenseur des contraintes : la composante orthoradiale tendra à ouvrir des fissures radiales, tandis que la composante radiale est susceptible d'ouvrir des fissures circulaires. Ces mécanismes sont schématisés en Figure III-23.

L'analyse de la contrainte orthoradiale permettra dans un premier temps de définir un niveau de contrainte limite avant l'initiation de fissures. L'analyse de la contrainte radiale permettra alors d'assurer que cette limite est conforme au fait qu'aucune fissure circulaire n'a été observée durant l'indentation des éprouvettes nitrurées.

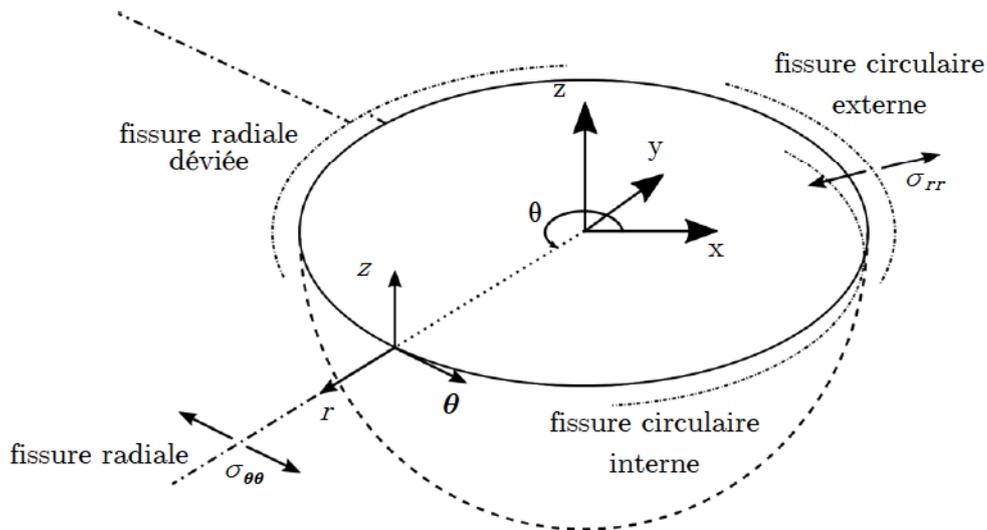


Figure III-23 Mécanisme de la fissuration en bord d'indent.

a. Analyse de la contrainte orthoradiale $\sigma_{\theta\theta}$

Les modèles numériques ont permis de constater que les niveaux de contrainte orthoradiale restaient assez faibles durant le chargement de la pointe et devenaient maximaux à la fin de la décharge de la pointe. Durant le chargement ces contraintes sont essentiellement compressives dans tout le massif, sauf en surface au bord du contact où elles sont en traction.

Les contraintes résiduelles liées à l'indentation d'un massif nitruré sont représentées en Figure III-24. Elles sont principalement positives dans une zone qui entoure l'indent et atteignent leur maximum en surface au niveau du bourrelet, ce qui est susceptible d'ouvrir une fissure radiale dans cette zone lors du retrait de la pointe d'indentation; et restent globalement négatives sous l'indent. On remarque que les niveaux atteints par l'indentation par une pointe de 200 μm de rayon sont nettement supérieurs à ceux atteints par l'indentation des autres pointes.

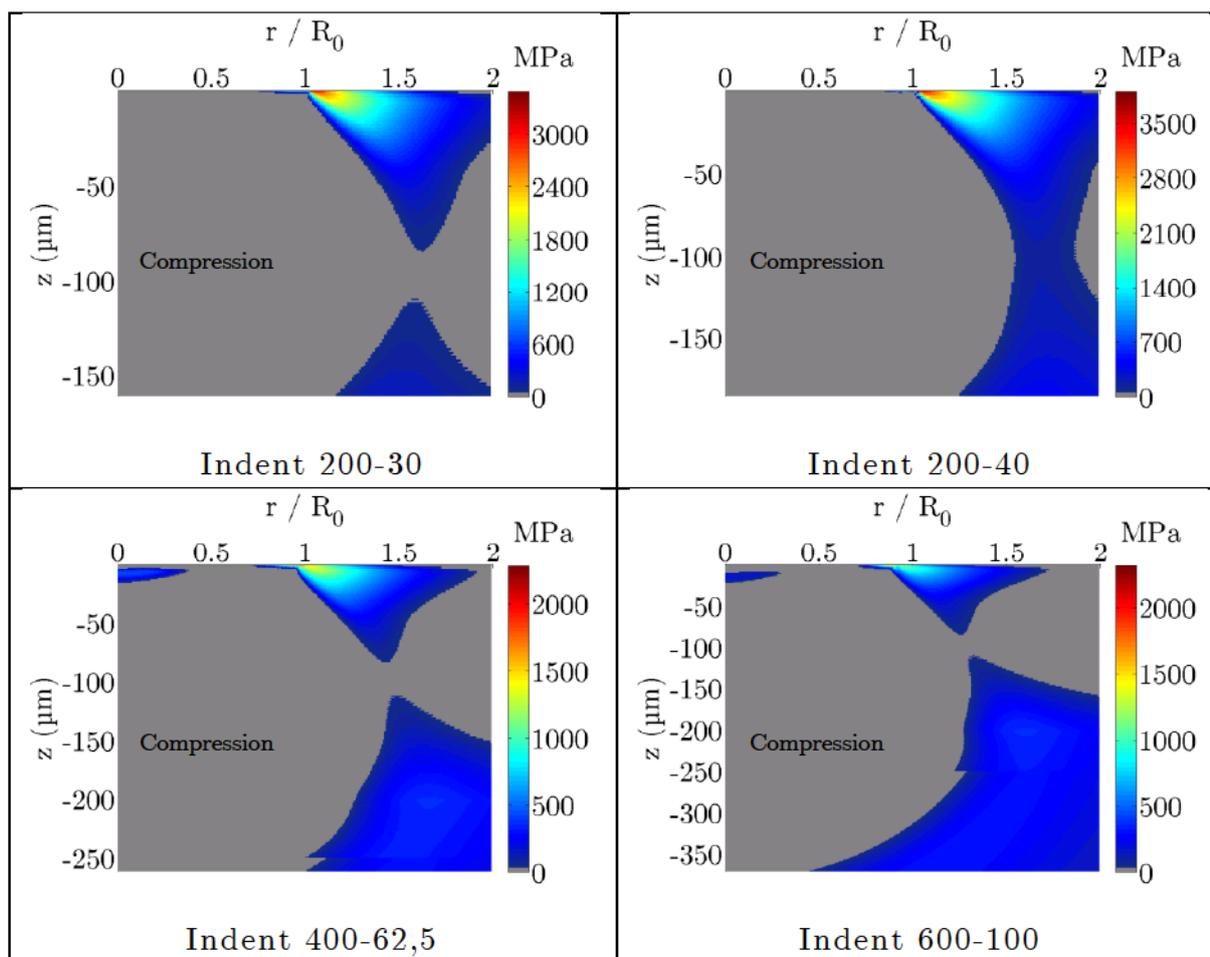


Figure III-24 Contrainte résiduelle orthoradiale $\sigma_{\theta\theta}$ après indentation d'un massif nitruré.

Pour chaque pointe, l'évolution de cette contrainte au nœud où elle est maximale après indentation a été tracée sur la Figure III-26. Ce nœud se situe généralement en surface au niveau du bourrelet de l'indent (voir Figure III-25). On remarque que le maximum atteint en fin de chargement augmente avec la charge appliquée. L'indent 200-30 génère des contraintes orthoradiales atteignant un maximum de 3500 MPa tandis que l'indent 200-20 (lequel a exceptionnellement fissuré durant les essais d'indentation) génère des contraintes ne dépassant pas 2700 MPa. Au regard du rapport important d'indents fissurés par indents réalisés pour l'indent 200-30, il a été admis que la contrainte limite en traction responsable de l'initiation de fissure en bord d'indent se situe entre 2700 MPa et 3500 MPa, et constituera une référence dans la suite de l'étude. On note enfin que les niveaux de contrainte orthoradiale pour les deux autres indenteurs sphériques restent bien inférieurs à 2700 MPa, ce qui explique pourquoi aucune fissure radiale n'a été décelée lors de l'indentation du massif nitruré par ces pointes.

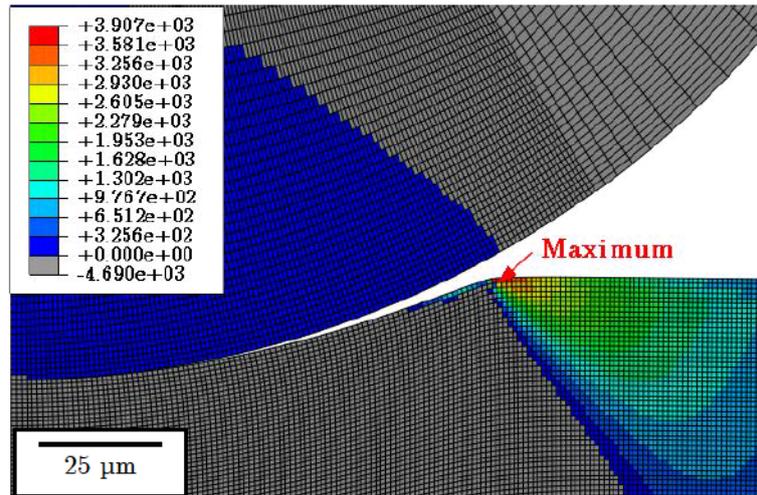


Figure III-25 Localisation du noeud où la contrainte orthoradiale est maximale à la fin de la décharge de l'indenteur pour l'indent 200-40.

Enfin ces observations permettent de définir l'instant de la fissuration radiale qui se situe plutôt à la fin de la décharge de l'indenteur et corroborent ainsi les observations faites à la section III.4.1.

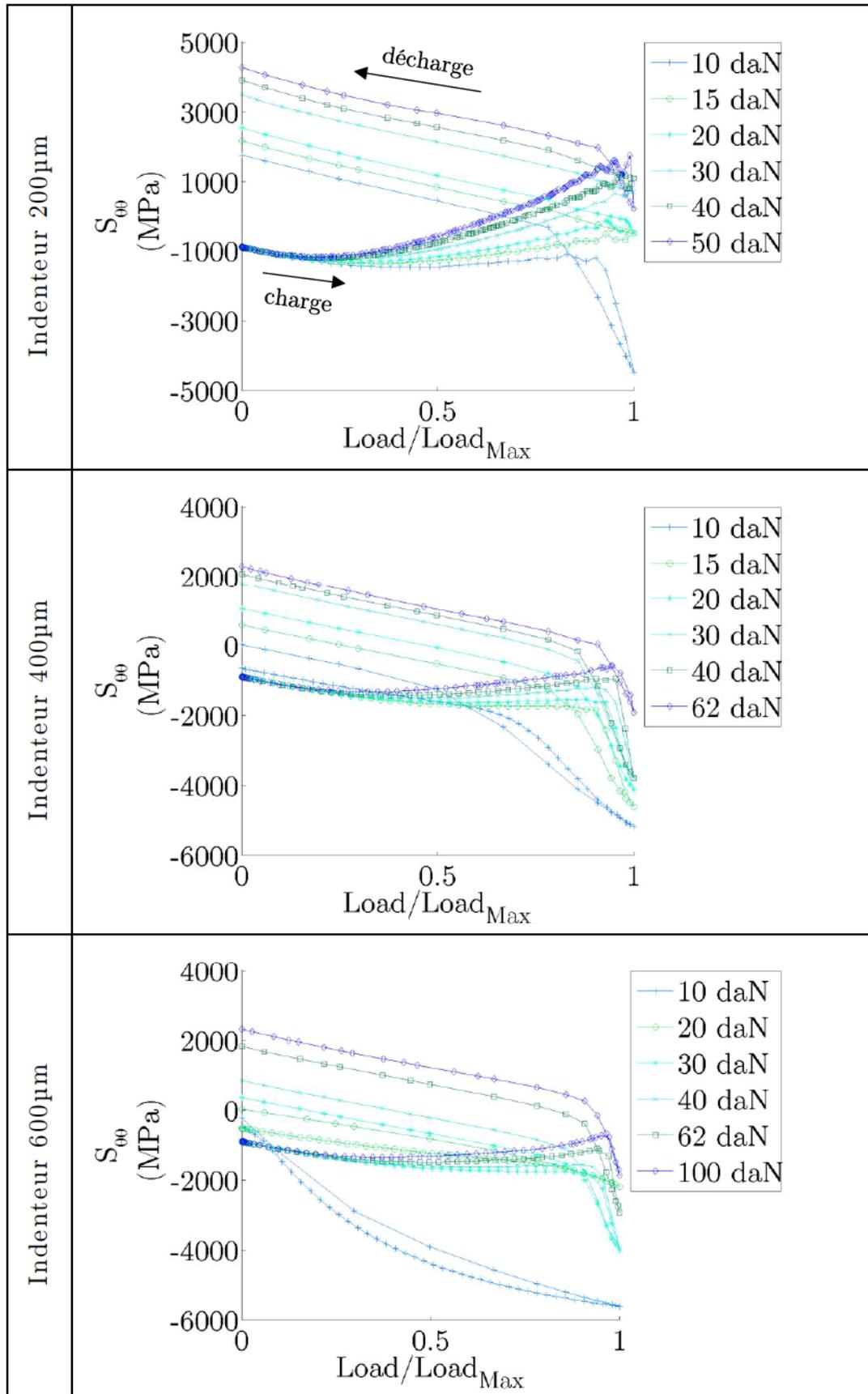


Figure III-26 Trajet de chargement adimensionné par le chargement maximum de la contrainte orthoradiale $\sigma_{\theta\theta}$ au noeud où elle est maximale à la fin de la décharge.

b. Analyse de la contrainte de cisaillement σ_{rz}

On remarque tout d'abord, Figure III-27, que les contraintes résiduelles de cisaillement dues à l'indentation d'un massif nitruré atteignent au maximum 3400MPa pour l'indenteur de 200 μm de rayon, à la fin du chargement de l'indenteur, et se concentrent en surface en sortie de contact. Lors de la décharge elles diminuent pour atteindre un minimum de -1200MPa à une profondeur d'environ 15 μm . Le niveau des contraintes résiduelles de cisaillement n'est pas suffisant pour que la limite à rupture du matériau soit dépassée lors de la décharge. En revanche lors du chargement ces contraintes dépassent des niveaux importants qui pourraient être à l'origine de l'initiation d'une fissure.

Les essais d'indentation sur M50 Duplex ont montré que la fissuration radiale était un phénomène qui se produisait plutôt à la décharge, et il semble plus cohérent que les fissures observées soient initiées en surface plutôt qu'en profondeur. Ces observations discréditent donc fortement l'hypothèse que ces contraintes soient à l'origine des fissures radiales initiées durant l'indentation.

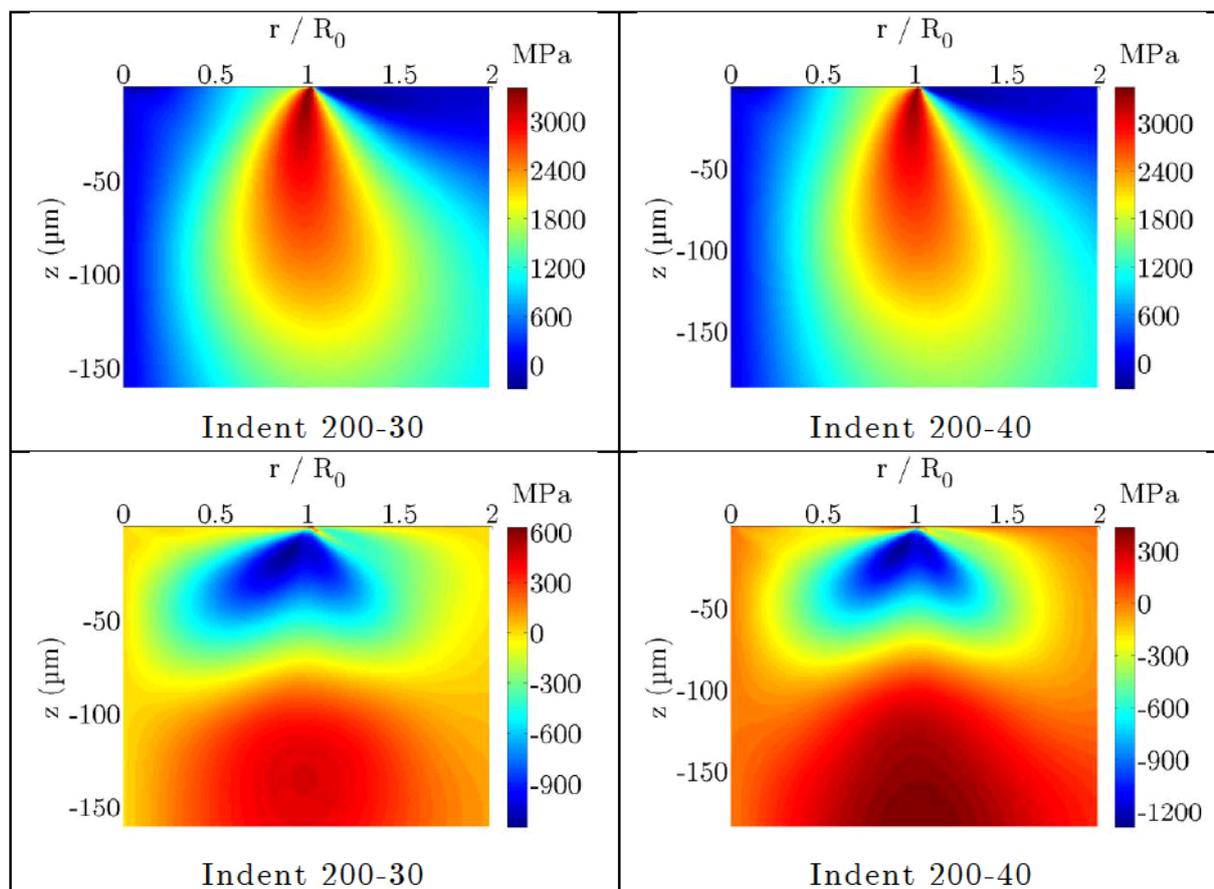


Figure III-27 Contrainte de cisaillement σ_{rz} en fin de chargement de l'indenteur (haut), et résiduelle après l'indentation (bas) d'un massif nitruré.

c. Analyse de la contrainte radiale σ_{rr}

Contrairement aux contraintes orthoradiales, les contraintes radiales tendent à augmenter durant le chargement dans une zone située juste en sortie de contact, puis diminuent durant la décharge. Les niveaux de contrainte à la fin du chargement, lorsque la pointe d'indentation est encore appliquée, sont présentés en Figure III-28.

De même l'évolution de la contrainte radiale, au nœud où elle est maximale à la fin du chargement, est présentée pour chaque pointe d'indentation en Figure III-31. La position de ce nœud dépend de la charge d'indentation appliquée et est repérée dans une zone située juste après la sortie de contact (voir Figure III-29).

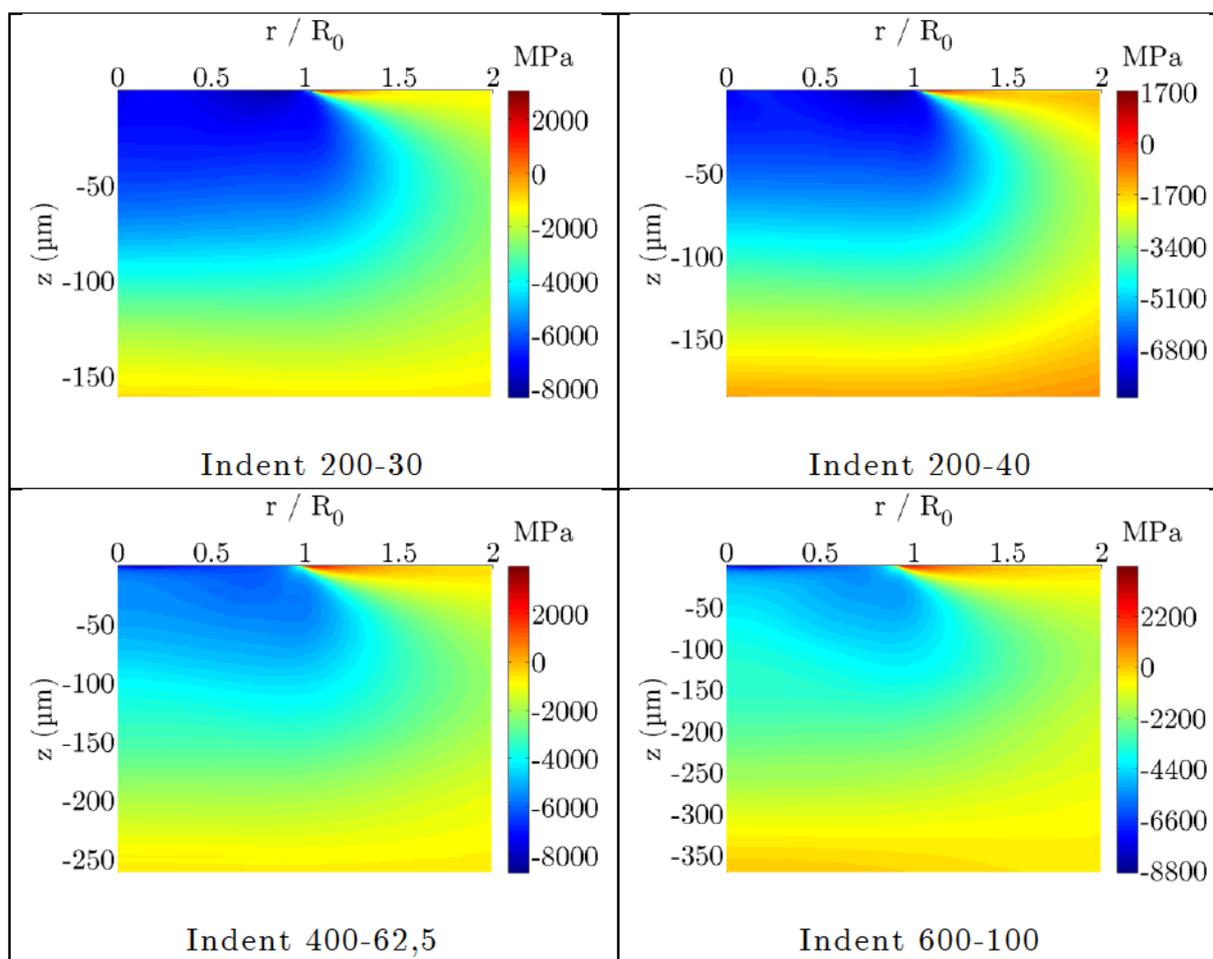


Figure III-28 Etat des contraintes radiales σ_{rr} pour l'indentation d'un massif nitruré à la fin du chargement de la pointe d'indentation.

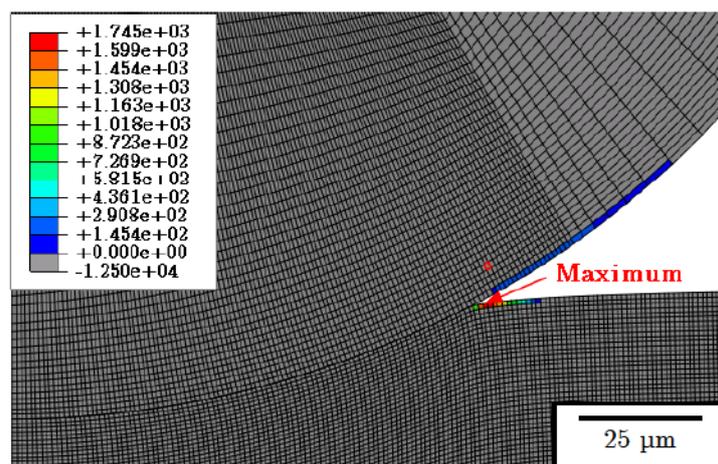


Figure III-29 Localisation du noeud où la contrainte radiale σ_{rr} est maximale à la fin du chargement de l'indenteur sphérique pour l'indent 200-40.

On remarque que pour les indents réalisés à partir d'une pointe 200 μm , toutes les charges étudiées génèrent des contraintes inférieures à la limite à initiation de fissure déterminée à la section précédente, ce qui est en accord avec le fait qu'aucun indent réalisé sur les galets nitrurés n'a généré de fissure circulaire. Aussi pour des charges allant de 10 à 30daN le maximum global de la contrainte radiale augmente et diminue à partir de 40daN. Ceci semble être lié au fait qu'à partir de 40daN la zone impactée par l'indentation est plus profonde, là où la limite d'élasticité est plus faible. Ainsi les déformations plastiques se concentrent davantage sous l'indent ce qui a pour effet de réduire le niveau de contrainte résiduelle au niveau du bourrelet.

En revanche pour les pointes 400 μm et 600 μm , cette limite est atteinte pour les charges étudiées les plus importantes, que ce soit en cours de chargement ou de déchargement (voir Figure III-31). Et même après indentation, les contraintes radiales résiduelles sont encore supérieures à 3500MPa pour l'indent 600-100.

Si l'on compare les niveaux de contrainte résiduelle pour la contrainte orthoradiale (voir Figure III-24) et pour la contrainte radiale (voir Figure III-30), on remarque que les surcontraintes pour la contrainte radiale se concentrent essentiellement en surface, alors que pour la contrainte orthoradiale, elles s'homogénéisent sous la surface jusqu'à une profondeur d'environ 50 μm . Cette observation reste valable quel que soit l'instant de chargement. Hors il a été admis au paragraphe III.2 de ce présent chapitre, que la méthode utilisée pour caractériser le gradient de plasticité de notre matériau n'est pas qualitative en surface. Les niveaux de contrainte radiale obtenus par les modèles numériques sont alors beaucoup plus sensibles aux erreurs d'approximation dans cette zone et auront pu être plus largement surestimés.

On remarque néanmoins que les niveaux importants de la contrainte radiale atteints lors du chargement de la pointe corroborent la présence de fissures circulaires en fond d'indent comme il a été observé à la section III.4.1 sur les éprouvettes mises au rebus.

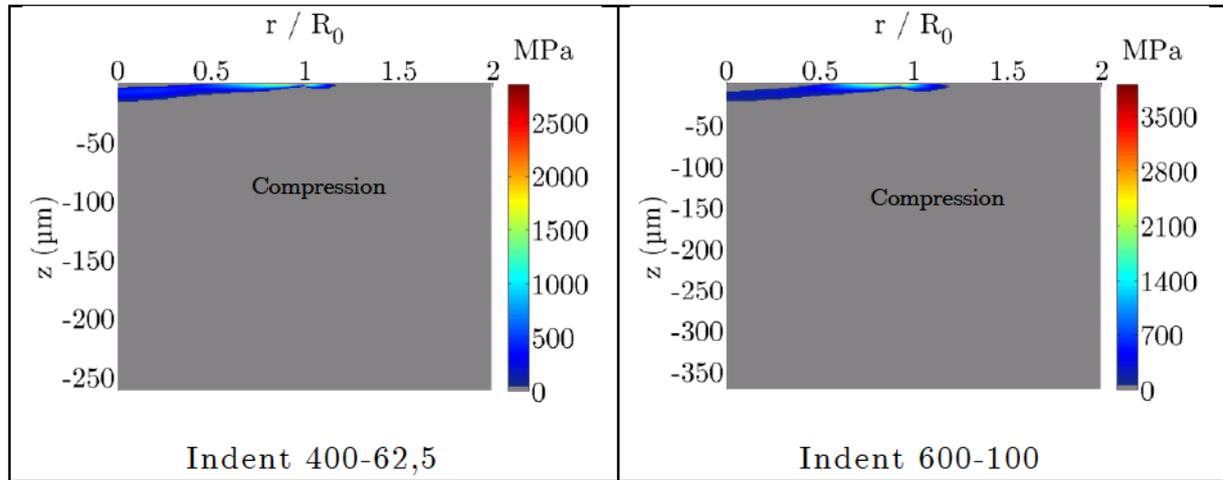


Figure III-30 Contrainte résiduelle radiale σ_{rr} pour l'indentation d'un massif nitruré.

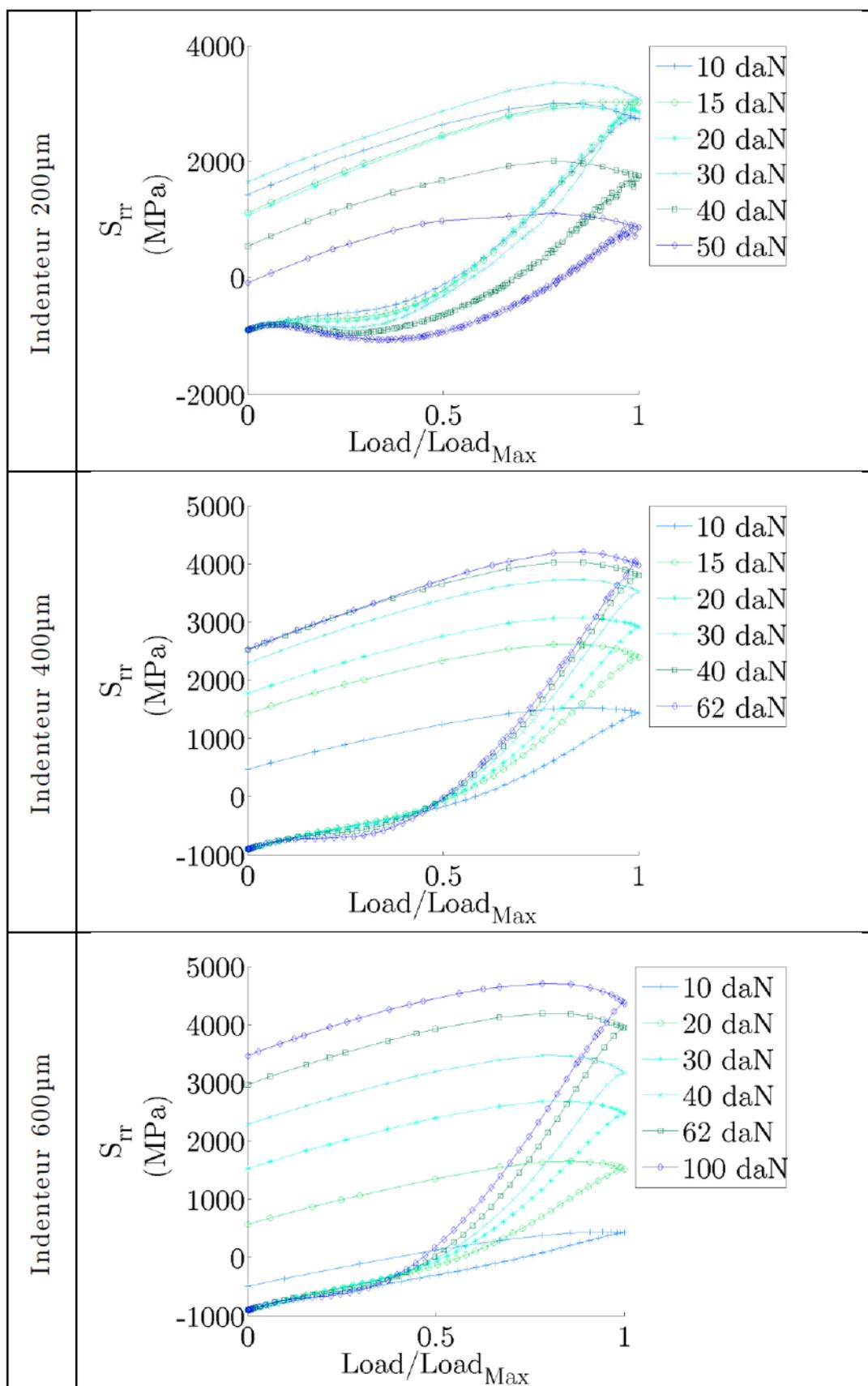


Figure III-31 Trajet de chargement adimensionné par le chargement maximum de la contrainte radiale σ_{rr} au noeud où elle est maximale à la fin du chargement de l'indenteur.

III.5 Conclusion

Nous nous sommes intéressés à l'évaluation des propriétés mécaniques du M50 Duplex. Ces propriétés jouent un rôle essentiel dans la fatigue de roulement et les contraintes résiduelles d'indentation.

Une méthode d'évaluation du gradient de plasticité dans le M50 Duplex a été mise au point en se basant sur les observations faites par El Ghazal sur le 32CrMoV13. Cette méthode nous a permis d'approximer une loi de Voce qui décrit les propriétés plastiques du matériau en profondeur, proportionnellement au gradient de dureté mesuré et présenté en Figure III-4.

$$\begin{cases} \sigma_{eq,z} = \sigma_z \cdot (1 + 1,38 \cdot [1 - \exp(-(390 \cdot \varepsilon_p)^{0,352})]) \\ \sigma_z = 1444 \cdot \frac{HV_z}{HV_0} \end{cases}$$

Les contraintes résiduelles et l'érouissage liés à l'indentation des matériaux étant difficilement évaluables, des modèles d'indentation ont été mis en place et une validation à partir de mesures expérimentales a été réalisée. La méthode utilisée pour la caractérisation du gradient de plasticité paraît adaptée pour décrire un état global de la matière, mais des difficultés subsistent pour décrire précisément son comportement près de la surface.

Des lois analytiques ont été établies pour approximer les caractéristiques pratiques liées à l'indentation, telles que certaines dimensions de l'indent ou la déformation plastique cumulée maximale.

Une analyse des contraintes résiduelles a permis de mieux comprendre les mécanismes de fissuration orientés par l'indentation des massifs nitrurés et a permis de donner une première appréciation de la limite à rupture du matériau en surface qui doit se situer entre 2700 MPa et 3500 MPa.

Ces modèles numériques nous ont alors permis de réaliser une étude numérique du roulement sur indent présentée dans le chapitre ci-après.

IV. SIMULATION NUMERIQUE DE LA FATIGUE DE ROULEMENT ET PREDICTION DE L'ENDOMMAGEMENT

IV.1	Introduction	162
IV.2	Présentation du modèle semi-analytique	163
IV.2.1	Présentation du modèle de roulement sur indent	163
IV.2.2	Importation des modèles d'indentation.....	168
IV.3	Rodage des indents et influence des conditions d'essai sur la fatigue du roulement	171
IV.3.1	Détermination du nombre de cycles de redémarrage	171
IV.3.2	Influence des conditions d'essai sur la fatigue de roulement	173
IV.3.3	Influence de la fatigue de roulement sur la fissuration radiale des indents.....	177
IV.4	Application du critère de Dang Van	181
IV.4.1	Mise en place du critère de Dang Van.....	181
IV.4.2	Calibration des paramètres du critère de Dang Van.....	184
IV.4.3	Evaluation du critère.....	187
IV.5	Conclusion.....	192

IV.1 Introduction

La fatigue de roulement en présence d'indent est un phénomène complexe qui nécessite une analyse numérique pour être étudiée en détail. Dans les chapitres précédents, nous avons pu étudier de manière expérimentale la fatigue de roulement au voisinage d'indent, lesquels ont fait l'objet d'une étude numérique approfondie, et des lois de comportement pour les matériaux étudiés ont été évaluées et critiquées. Nous avons alors tous les outils nécessaires à la mise en place de modèles numériques pour la simulation de la fatigue de roulement en présence d'indent.

L'objectif de ce chapitre est de mettre en place un critère permettant de prédire l'endommagement au voisinage d'indent. Pour cela il faut d'abord évaluer les sollicitations que subit un indent lors de son passage dans un contact roulant. Aussi nous devons considérer que les premiers cycles de roulement sont en général une phase durant laquelle la géométrie de l'indent va être modifiée : les surpressions en bord d'indent vont générer un écrouissage local qui va réorganiser le champ de contrainte au voisinage de cet indent.

Il convient alors de considérer deux phases lors du roulement : une première, couramment appelée phase de rodage, qui décrit les modifications physiques de l'indent dans les premiers cycles de passage de la charge, et une seconde phase, couramment appelée phase de fatigue, qui décrit les sollicitations subies par cet indent rodé tout au long d'un essai de fatigue de roulement.

La simulation numérique de la fatigue de roulement se décompose alors en trois phases présentées en Figure IV-1.

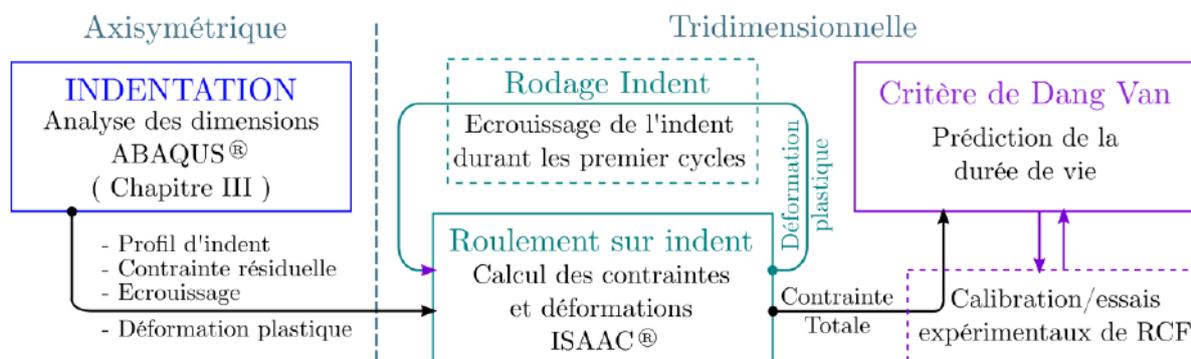


Figure IV-1 Schématisation du processus de simulation numérique de la fatigue de roulement et de la prédiction de l'endommagement.

IV.2 Présentation du modèle semi-analytique

Dans cette étude nous avons choisi d'utiliser le programme de simulation semi-analytique ISAAC® développé au laboratoire LaMCoS de l'INSA de Lyon. Il repose sur la théorie de Hertz pour le calcul analytique des pressions de contact et emploie des algorithmes FFT pour calculer les contraintes et les déplacements en surface. Ces spécificités en font un outil rapide pour la simulation 3D du contact élastoplastique. De nombreux travaux ont montré son efficacité et sa précision pour la simulation du contact élastique, élastoplastique ou en présence d'inclusions [JAC02], [ANT04], [BOU07], [CHA11], [KOU15] et [AMU16].

Cet outil permet d'évaluer en trois dimensions les pressions de contact, les champs de contraintes ainsi que les déformations induites par le contact (normal et tangentiel) de surfaces sphériques, cylindriques, elliptiques, planes, voire de géométrie quelconque par la donnée initiale d'un fichier représentant cette géométrie. Il permet également de prendre en compte la présence de déformations ou de contraintes initiales, ou encore d'inclusions sous la surface du massif.

IV.2.1 Présentation du modèle de roulement sur indente

La mise en place d'un modèle de roulement sur indente se résume en la donnée de X paramètres :

- les dimensions des surfaces en contact ;
- les matériaux en contact ;
- les conditions de glissement dans le contact ;
- l'indente et ses caractéristiques (géométrie, déformations, contraintes résiduelles, etc.) ;
- les charges normales et les déplacements tangentiels des corps en roulement.

Les différents modèles qui ont été mis en place tendent à reproduire certaines des caractéristiques des essais expérimentaux réalisés.

a. Choix des surfaces

Durant nos essais le contact est réalisé entre deux sphères de 30mm de rayon, ce qui représente un rayon équivalent de 15mm. Les modèles mis en place seront donc simplifiés par le déplacement d'une bille de 15mm de rayon sur un plan indenté.

b. Choix des matériaux

Trois types de contact ont été simulés : le contact hybride en présence de M50 trempé, le contact hybride en présence de M50 Duplex et le contact tout acier entre un galet M50 trempé lisse et un galet M50 Duplex indenté. Le corps roulant est toujours considéré comme étant élastique. Cette approximation est justifiée pour des pressions de contact relativement faibles, mais elle surestime les déformations du massif indenté dans le cas de plus fortes pressions de contact pour lesquelles les déformations plastiques devraient être équi-réparties. On rappelle les propriétés élastiques des différents matériaux dans le tableau suivant.

M50 trempé	M50 Duplex	Si3N4
E = 210 GPa	E = 219 GPa	E = 320 GPa
$\nu = 0,3$	$\nu = 0,3$	$\nu = 0,29$

Tableau IV-1 Propriétés élastiques des matériaux utilisées dans les simulations numériques.

Aussi comme l'a montré Jacq [JAC01], il est nécessaire de reconsidérer les lois d'érouissage mises en place pour les simulations de l'indentation. Ces simulations ayant été réalisées dans le cadre des grandes déformations, les lois de Voce évaluées au chapitre III sont données en contraintes vraies et en déformations logarithmiques et ne peuvent s'appliquer au code de contact ISAAC, qui a été développé selon l'hypothèse des petites déformations. Ces lois ont été adaptées selon la démarche décrite par Jacq [JAC01] en ajoutant la prise en compte du gradient de plasticité dans le M50 Duplex comme il a été présenté à la section III.2.2 du chapitre III. Ces lois transcrites en petites déformations sont des lois à 6 paramètres et prennent la forme suivante :

Si $\varepsilon_p < A_6$

$$\sigma_{eq} = A_1 \cdot \left(1 + A_2 \cdot \left[1 - \exp\left(-A_3 \cdot (\varepsilon_p + A_4)^{A_5}\right) \right] \right) \quad (IV.1)$$

Si $\varepsilon_p > A_6$

$$\sigma_{eq} = \sigma_{eq}(A_6) + (\varepsilon_p - A_6) \cdot \frac{d\sigma_{eq}}{d\varepsilon_p}(A_6) \quad (IV.2)$$

L'équation (IV.2) représente alors la partie linéaire de la loi de Voce modifiée pour une utilisation en petite déformation. Les différents paramètres utilisés pour la simulation du M50 trempé sont présentées ci-après.

	A_1 (MPa)	A_2 (MPa)	A_3	A_4	A_5	A_6
M50 trempé	784	4,56	124	0,211	$10 \cdot 10^{-6}$	0,062

Tableau IV-2 Paramètres de la loi de Voce modifiée.

Afin de prendre en compte le gradient de plasticité dans le M50 Duplex, on considère que le paramètre A_1 évolue en profondeur proportionnellement au gradient de dureté évalué au chapitre III. La pertinence de cette méthode a été critiquée dans ce dernier chapitre. Les lois d'érouissage évaluées en surface et au cœur du matériau permettent de borner le gradient de plasticité (voir Figure IV-2).

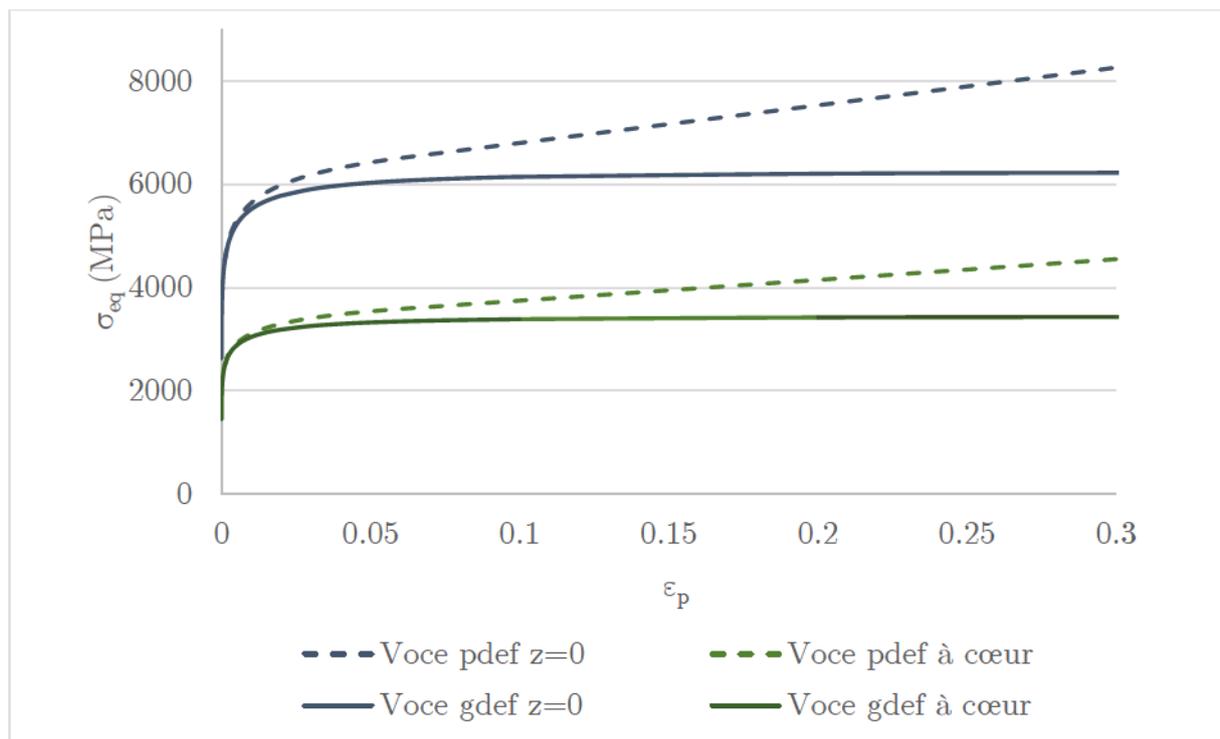


Figure IV-2 Lois de comportement de Voce identifiées pour le M50 Duplex exprimées en grandes déformations (gdef) et adaptées aux petites déformations (pdef) en surface et à cœur.

c. Choix des conditions de glissement

La version actuelle du code ne permet pas de prendre en compte de manière physiquement satisfaisante les effets du lubrifiant dans le contact (contact élasto-hydrodynamique). La prise en compte du glissement dans les simulations se traduit par l'utilisation d'un coefficient de frottement non nul pour distinguer les cas de roulement pur des cas de roulement plus glissement. Le sens du frottement par rapport à la surface du corps roulant est alors imposé par le signe de ce coefficient.

On rappelle que dans nos essais le frottement est orienté dans le sens du passage de la charge pour le massif indenté. Cela se traduit par un frottement opposé au passage de la charge pour le corps roulant. Le contact hybride a donc été modélisé par un coefficient de frottement de $-0,1$ tandis que le contact tout acier a été modélisé par un coefficient de frottement de $-0,3$. Ceci revient à considérer une rupture locale du film d'huile au bord de l'indent liée à la cavitation présente dans l'indent.

d. Choix des indents

Le processus d'indentation a fait l'objet du chapitre précédent. Le rayon R_0 maximum a été évalué à $186\mu\text{m}$ pour l'indent 600-100. Les indents testés durant les simulations ont un rayon variant entre $60\mu\text{m}$ et $186\mu\text{m}$ et se situent généralement autour de la centaine de μm . On comprend alors que le pas de maillage du domaine est directement lié au choix de l'indent testé car il est nécessaire qu'il soit assez fin pour permettre de bien représenter l'indent au niveau du bourrelet, sans être trop faible pour éviter d'augmenter les temps et les ressources nécessaires à la simulation. Une optimisation du pas de maillage a permis de conclure qu'un rapport de $0,06$ fois le rayon d'indent était nécessaire pour répondre à la première condition. On peut noter sur la Figure IV-3 qu'un pas de maillage plus petit ($0,05R_0$) ne correspond pas nécessairement à un indent mieux représenté au niveau du bourrelet, et qu'une appréciation du pas de maillage est nécessaire pour chaque indent testé.

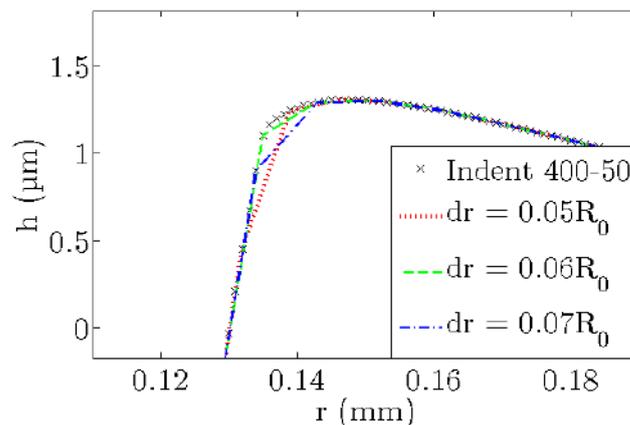


Figure IV-3 Discretisation de l'indent 400-50 selon trois pas de maillage.

e. Choix des pressions de contact et des dimensions de la zone de calcul

Trois pressions de contact ont été retenues : $2,6\text{GPa}$, $4,5\text{GPa}$, et $5,5\text{GPa}$. A ces pressions de contact les rayons de Hertz R_H valent respectivement $0,44\text{mm}$, $0,76\text{mm}$ et $0,93\text{mm}$ pour un contact hybride en présence de M50 Duplex. Le rayon du contact est

donc au minimum 2 fois plus grand que le rayon R_0 du plus grand des indents (indents 600-100) et en général 4 à 8 fois supérieur au rayon moyen des indents testés.

La simulation d'un cycle de roulement sur indent débute par une phase d'augmentation de la charge normale en amont de l'indent sur une période allant de 7 à 25 pas de temps, pour les charges les plus importantes. Ensuite une phase de roulement est pilotée par le déplacement selon l'axe Ox de la surface sphérique jusqu'à une position suffisamment éloignée en aval de l'indent (voir Figure IV-4). Les travaux d'évaluation du code ISAAC® ont montré qu'un pas de roulement inférieur ou égal à 2 fois le pas de maillage était nécessaire afin d'assurer une cohérence dans les résultats. Cette étape s'étale généralement sur 82 à 158 pas de déplacement selon la charge appliquée.

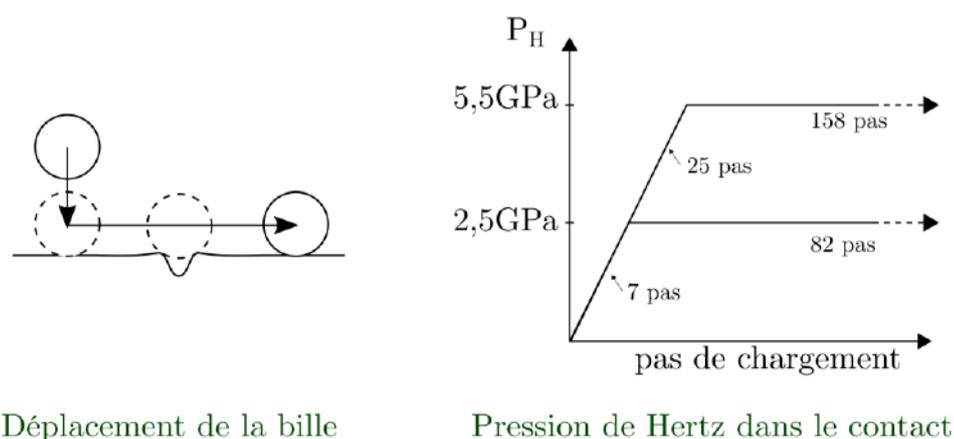


Figure IV-4 Schématisation du déplacement et de la mise en charge de l'élément roulant sur l'indent.

Le choix de la pression de contact influe donc sur la définition de la zone de calcul car il faut à la fois que le chargement soit suffisamment loin de l'indent pour assurer une bonne représentation du cycle réel de roulement, et à la fois que cette zone ne soit pas surdimensionnée, afin d'optimiser les temps de calcul. Il a été convenu que le positionnement du centre de l'indent à une distance de $2R_H$ du centre du premier chargement permet d'assurer une distance minimum de R_0 entre le bord d'indent et le bord du contact. Le roulement se fait donc sur une distance de $4R_H$. Une distance de $1,5R_H$ est imposée entre les bords du domaine et les positions initiales et finales du cycle de roulement afin d'éviter les effets de bords. De même cette condition est imposée entre l'axe de roulement Ox et les bords du domaine selon Oy . Enfin une distance de 1 fois R_H est imposée en profondeur pour permettre de bien prendre en compte les effets de la plasticité.

Toutes ces conditions qui permettent de mettre en place un modèle numérique de roulement sur indente sont schématisées ci-après.

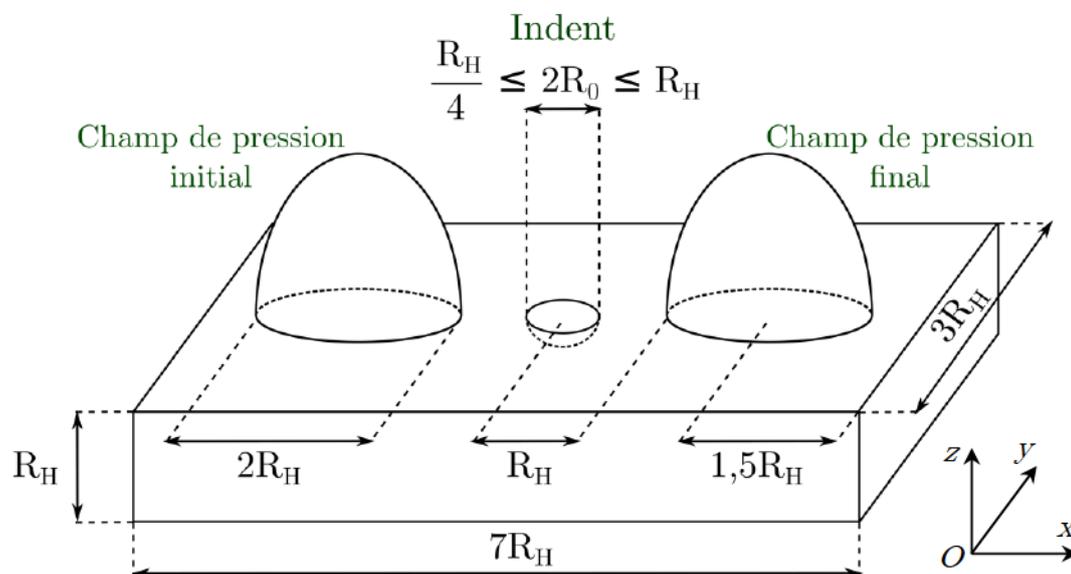


Figure IV-5 Géométrie de la zone simulée en fatigue de roulement en présence d'indente.

L'optimisation du pas de maillage que l'on a fait dépendre du rayon de l'indente devient donc une étape cruciale dans la mise en place du modèle au regard des dimensions du domaine de calcul. Le domaine sera alors généralement représenté par environ $460 \times 200 \times 60$ éléments dans les directions Ox , Oy et Oz , soit un total de 4,8 millions d'éléments, et presque le double pour les plus grandes charges.

IV.2.2 Importation des modèles d'indentation

Ce code a été développé dans le cadre des petites déformations considérant les massifs en contact comme des massifs semi-infinis. Il ne peut donc correspondre aux besoins nécessaires à la simulation de l'indentation, puisque les indents réalisés atteignent des niveaux de déformation généralement supérieurs à 15% et sortent donc de cette hypothèse. Il est donc nécessaire de passer par un logiciel tiers pour simuler l'indentation en grande déformation avant d'importer les résultats en données d'entrée pour la simulation de roulement sur indente.

Deux méthodes d'importation ont donc été imaginées. La première consiste à intégrer les déformations plastiques induites par l'indentation du massif. Cette méthode possède l'avantage de définir directement la totalité de l'indente car les contraintes résiduelles, la modification de la surface en contact et l'écroutissement du massif peuvent être directement recalculés dès les premiers pas de chargement de la simulation. La seconde, qui a été décrite par Jacq [JAC01], consiste en l'importation d'un profil

d'indent, pour simuler la géométrie de l'indent, l'importation des contraintes résiduelles d'indentation et l'écroûissage du matériau induit par l'indentation du massif. Une des limites de cette méthode est que les déformations calculées au cours du passage de la charge ne sont pas les déformations réelles, mais seulement l'apport de déformations induites par le roulement auxquelles il faut ajouter les déformations plastiques liées à l'indentation.

Une évaluation de ces deux méthodes est présentée en Figure IV-6 et Figure IV-7 pour un cas de roulement sur indent 400-62,5 réalisé sur massif nitruré. On distingue très clairement que si en termes de pression de contact ou de déformation finale les deux méthodes semblent correspondre (voir Figure IV-6), le champ de contraintes résiduelles à la fin du premier cycle de roulement est largement surestimé pour la première méthode (voir Figure IV-7). Cette erreur vient directement du fait que les approximations faites dans le cadre des petites déformations ne tiennent plus dans notre cas où des déformations supérieures à 15% sont introduites en données initiales. Le calcul des contraintes résiduelles se basent sur un calcul d'équilibre qui n'est plus physiquement admissible dans ce cas. Pour ces raisons la première méthode a été abandonnée au profit de la seconde dans la suite de l'étude.

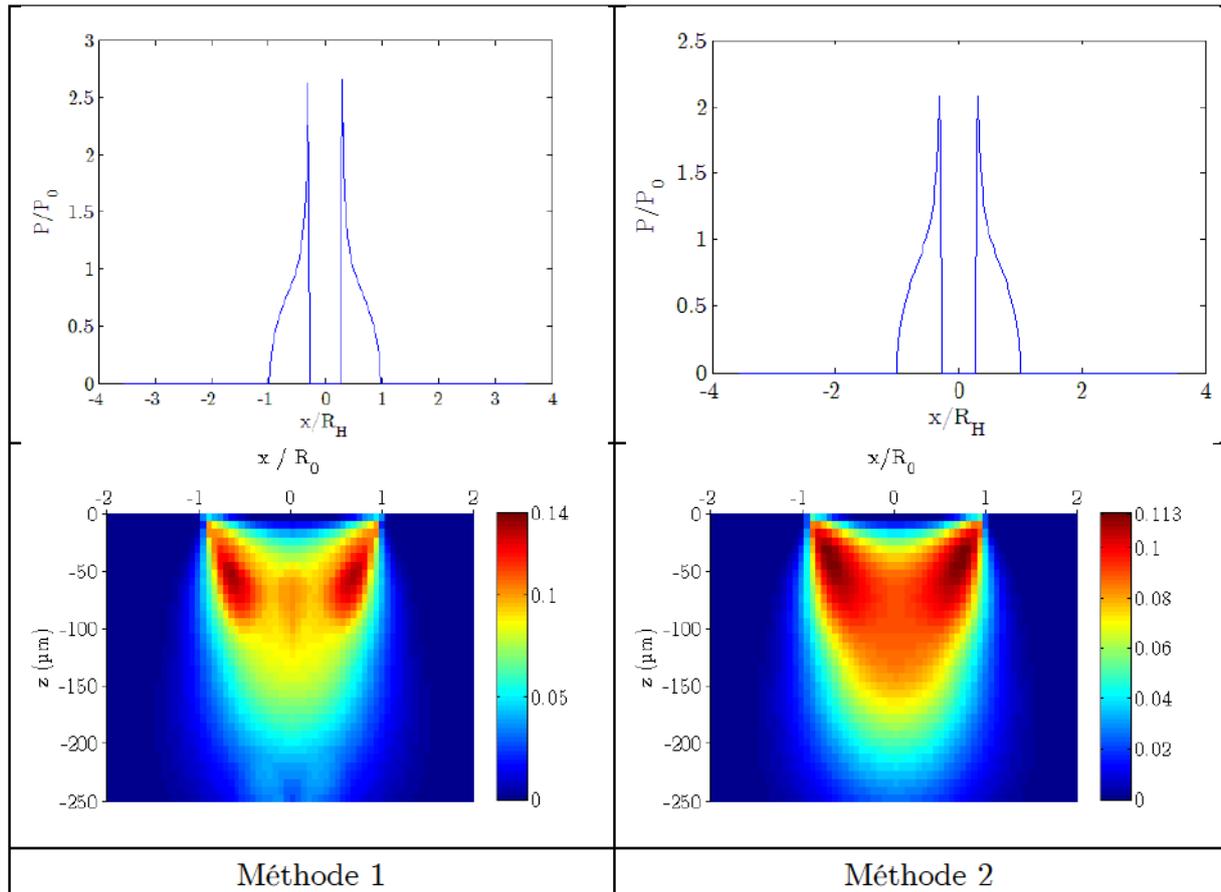


Figure IV-6 Champ de pression au passage du corps roulant sur un indent 400-62,5 sur M50 Duplex et champ de déformation plastique cumulée en fin de cycle pour la méthode d'importation des contraintes (droite) et celle d'importation des déformations (gauche).

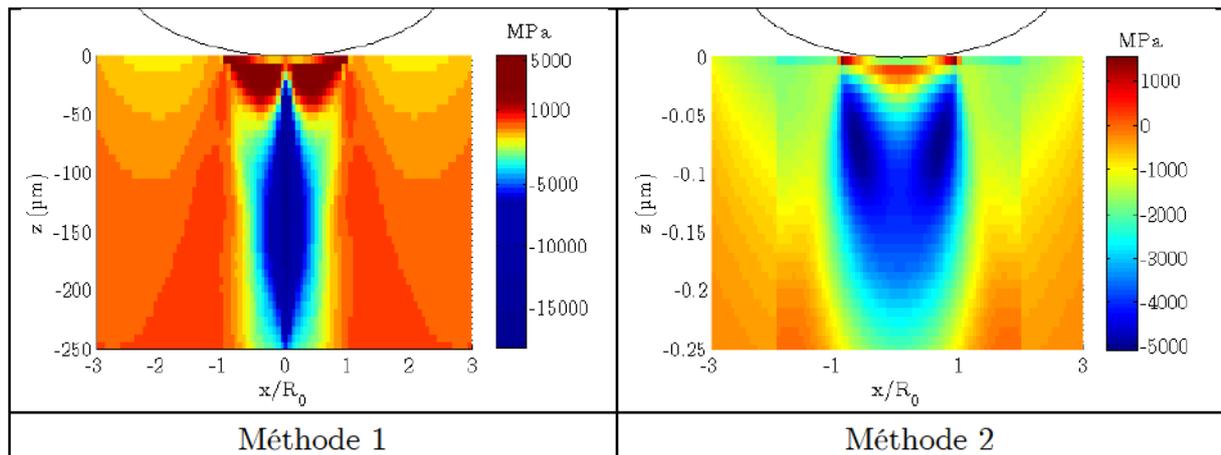


Figure IV-7 Champ de contrainte σ_{yy} au passage du corps roulant sur un indent 400-62,5 sur M50 Duplex pour la méthode d'importation des contraintes (droite) et celle d'importation des déformations (gauche) dans le plan $y = 0$.

IV.3 Rodage des indents et influence des conditions d'essai sur la fatigue du roulement

Le passage d'un corps roulant sur un indent génère localement des surcontraintes susceptibles, pendant les premiers cycles de roulement, d'écrouir davantage le matériau et de modifier les contraintes résiduelles au voisinage de cet indent. L'étude de la fatigue de roulement nécessite la prise en compte de ce phénomène, car elle repose sur l'étude des sollicitations stabilisées que le matériau subit au cours des cycles consécutifs à cette phase de rodage. Après que le nombre de cycles de redémarrage assurant le rodage de l'indent a été défini, une étude de l'influence des conditions d'essai (pressions, géométrie d'indent, etc.) sur le passage d'une « bille » sur un massif indenté a été réalisée pour donner les premiers éléments de réponse sur la fatigue des indents en roulement. Les simulations de roulement sur indent ont également permis d'étudier plus précisément les phénomènes à l'origine de la fissuration de certains indents mis en évidence dans la phase expérimentale.

IV.3.1 Détermination du nombre de cycles de redémarrage

Une fois un modèle établi et une première simulation réalisée, il est possible d'intégrer dans un nouveau cycle de roulement les déformations plastiques résultantes du cycle précédent afin de simuler les passages successifs du corps roulant sur l'indent et donc le rodage de l'indent.

Les effets des passages successifs d'un corps roulant sur le profil de l'indent 400-50 sur un massif non nitruré sont présentés en Figure IV-8.

Les différentes grandeurs comparées en Figure IV-8 selon le nombre de cycles de passage de la bille sur un indent 400-50 montre que la solution converge très vite vers des résultats stabilisés. De manière générale l'erreur sur les niveaux de contrainte résiduelle d'un cycle par rapport au précédent passe en dessous de 5% dès le 3^e cycle et est totalement inférieure à 2% à partir du 4^e. Cela signifie qu'il y a eu une accommodation plastique durant les 2 premiers cycles et une convergence des déformations plastiques à partir du 3^e cycle. Il a donc été établi que 2 cycles de redémarrage suffisaient à simuler le rodage de l'indent. On retiendra le 3^e cycle comme cycle représentatif de la phase de fatigue de roulement.

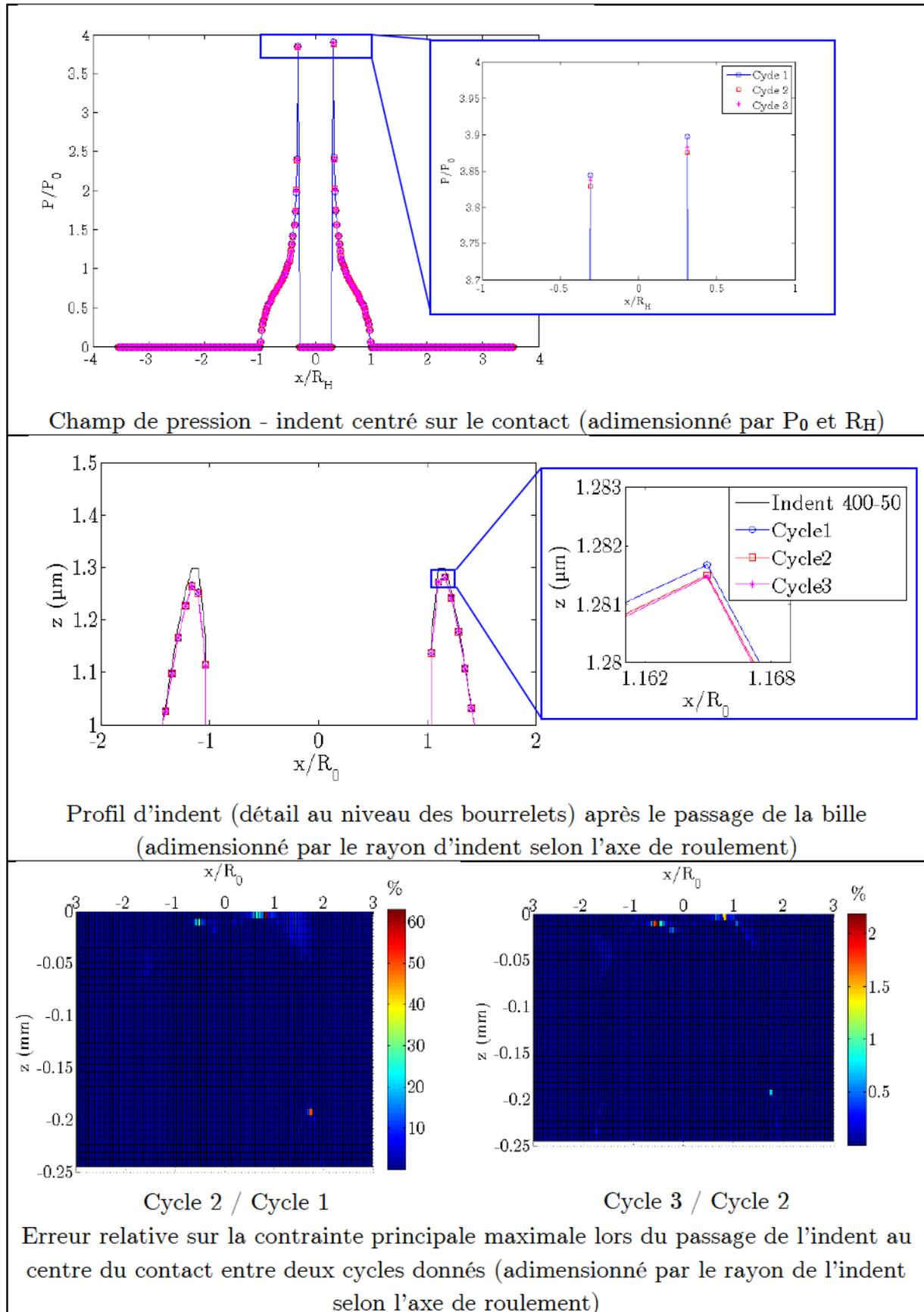


Figure IV-8 Evolution de certaines grandeurs relatives à la simulation de la fatigue de roulement selon le nombre de cycles réalisés.

Il convient de remarquer que la rapide stabilité des résultats s'explique par le fait d'avoir utilisé des lois d'érouissage isotrope pour la modélisation des matériaux. La mise en place d'un érouissage cinématique serait physiquement plus réaliste mais nécessiterait un nombre de cycles de redémarrage nettement plus important pour simuler le rodage et une caractérisation des lois de comportement plus complexe. Néanmoins les travaux de Jacq ont montré que pour le M50 et dans nos gammes de pression de contact, la solution obtenue par cette approximation donnait des résultats physiquement proches de la réalité.

IV.3.2 Influence des conditions d'essai sur la fatigue de roulement

Chacun des essais réalisés comportent des caractéristiques que nous avons cherché à reproduire dans les simulations numériques, que ce soit en termes de pression de contact, de glissement ou encore de dimensions d'indent. Bien que les observations réalisées dans cette section ne permettent pas de prédire la durée de vie d'un massif indenté, elles peuvent néanmoins donner des indices sur l'impact qu'aura une certaine condition d'essai sur la fatigue de roulement.

a. Effet du type de roulement

Comme nous avons pu le montrer précédemment les dimensions d'indent, à charge d'indentation et rayon d'indenteur égaux, évoluent fortement suivant la nature du massif indenté. Ainsi l'indentation d'un massif nitruré générera des indents de dimensions inférieures (rayon d'indent et hauteur de bourrelet) à celle de l'indentation d'un massif non nitruré, à charge d'indentation et rayon d'indenteur égaux. Aussi, à rayon d'indent équivalent, un indent sur massif nitruré présentera un bourrelet moins important qu'un indent sur massif non nitruré.

La Figure IV-9 présente, pour les deux matériaux étudiés, les champs de pression dans le contact au moment du passage du corps céramique sur l'indent (contact centré sur le centre de l'indent), à charge d'indentation et rayon d'indenteur identiques. On observe que les pics de pression pour le M50 Duplex font près de $2/3$ de ceux évalués pour le M50 trempé. De même, en Figure IV-10, on remarque qu'à rayon d'indent équivalent le passage d'un indent sur M50 Duplex dans le contact génère des pics de pression deux fois moins élevés que dans le cas du M50 trempé. Ces observations permettent de conclure que, pour des conditions d'essai équivalentes, un indent laissé sur le M50 Duplex est moins sollicité en fatigue que son équivalent laissé sur le M50 trempé, ce qui corrobore les conclusions apportées au chapitre II sur l'amélioration de la durée de vie des éléments nitrurés.

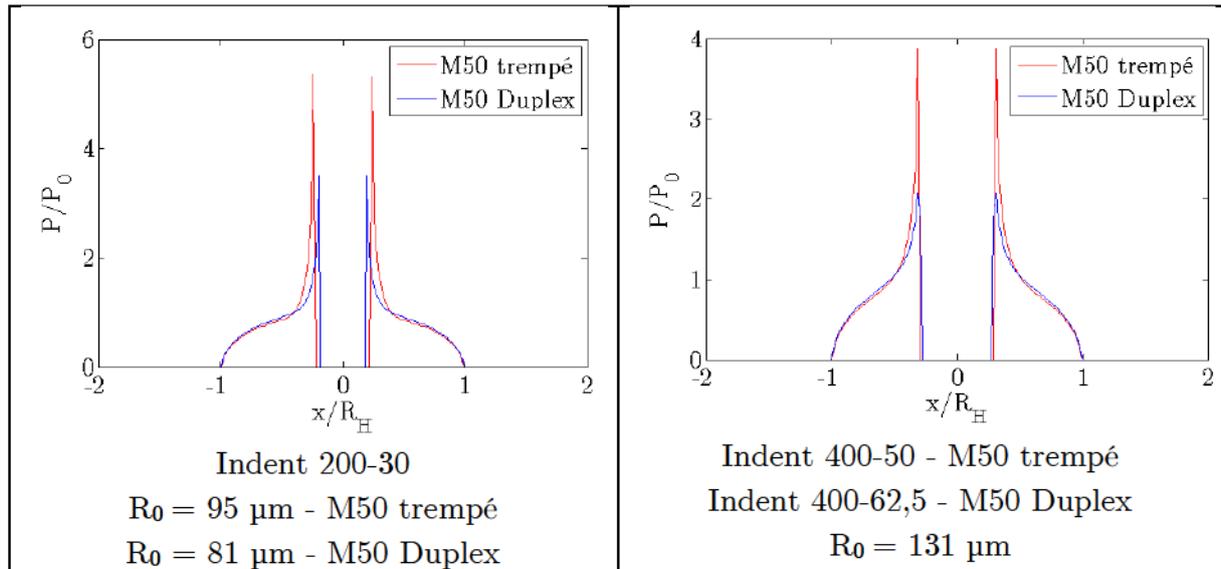


Figure IV-9 Comparaison des champs de pression pour le contact centré sur l'indent des massifs M50 - Roulement Hybride.

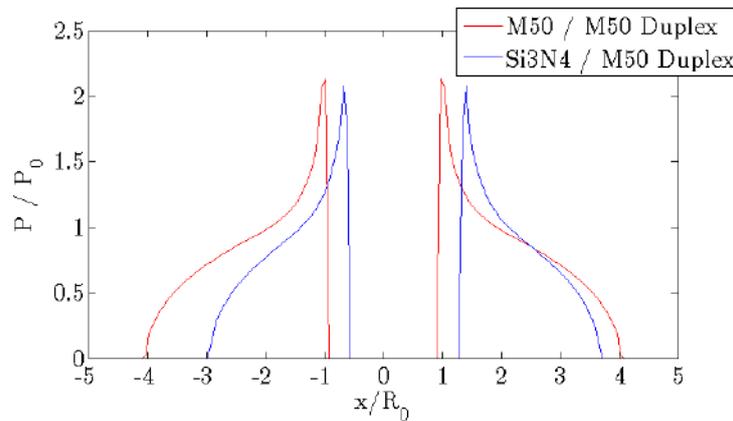


Figure IV-10 Comparaison des champs de pression pour le contact centré sur un indent 400-62,5 suivant deux types de roulement (hybride v.s tout acier).

b. Effet du chargement

Le passage d'une pression de 2,5GPa à 4,5GPa se traduit par la multiplication du chargement normal par 5. La comparaison des champs de pression pour un indent 600-50 sur M50 trempé, faite en Figure IV-11-a, n'affiche qu'un rapport de 1,3 entre les surpressions rencontrées en bord d'indent. Ce phénomène s'explique par un écrouissage du bourrelet bien plus important dans le premier cas que dans le second (voir Figure IV-11-b). Cet écrouissage augmente localement le champ de contraintes global du cycle de roulement, pouvant ainsi réduire la tenue en fatigue du matériau.

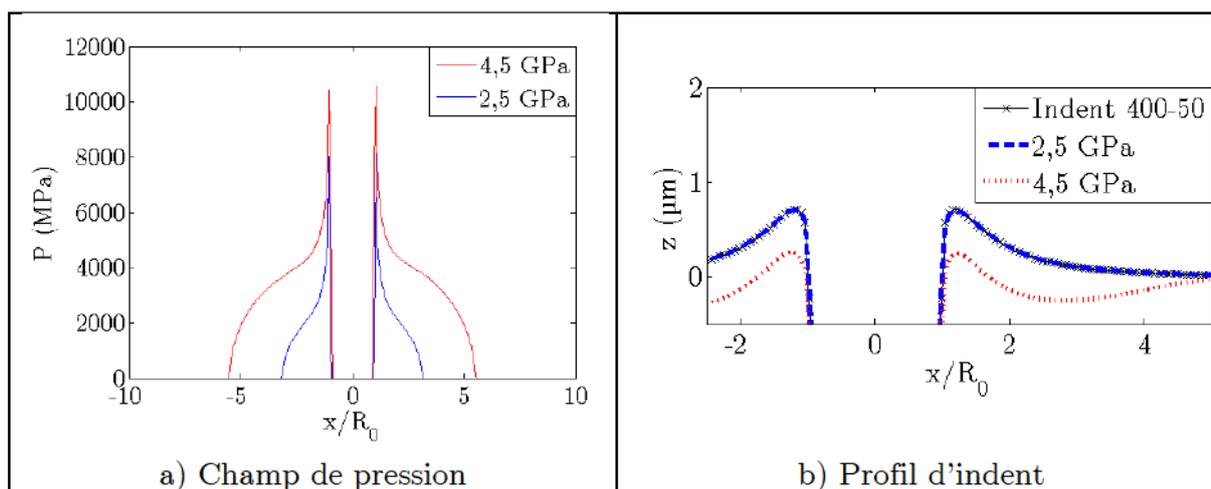


Figure IV-11 Influence de la charge sur les champs de pression (indent 600-50 centré dans le contact) et sur le profil d'indent après 3 cycles d'écaissage isotrope sur M50 trempé - Roulement Hybride.

c. Effet du glissement

On rappelle que les simulations réalisées à partir du code ISAAC[®] ne permettent de prendre en compte le glissement dans le contact que grâce à l'utilisation d'un coefficient de frottement de Coulomb qui va ajouter dans la résolution du problème de contact une contrainte tangentielle proportionnelle à ce coefficient. La Figure IV-12 permet d'observer l'influence de ce coefficient sur le champ de pression dans le contact. Les résultats ont volontairement été décalés dans la direction Ox dans un souci de lisibilité. On remarque que la prise en compte des efforts tangentiels provoque une dissymétrie dans les champs de pression. Cette dissymétrie génère une surpression sur le bord d'attaque de l'indent lorsque le frottement est positif, et sur le bord de fuite lorsqu'il est négatif. On rappelle par ailleurs que le coefficient de frottement s'applique au corps roulant et non au massif indenté, ce qui induit qu'un coefficient négatif modélise un frottement dans le sens du passage de la charge par rapport au massif. Cette précision permet alors de conclure que les résultats sont en accord avec un endommagement susceptible de se produire davantage en aval de l'indent dans le sens du passage de la charge en cas de glissement.

De même, les niveaux de contrainte résiduelle, présentés en Figure IV-13, pour la contrainte orthoradiale de l'indent 400-50 sur massif non nitruré, montrent que le rodage de l'indent génère une dissymétrie dans la distribution de ces contraintes en bord d'indent en présence de glissement. Comme pour le champ de pression cette dissymétrie induit une élévation du niveau de contrainte en aval de l'indent dans le

sens du frottement et tend à expliquer les raisons d'un endommagement plus marqué dans cette zone en fatigue de roulement, comme il a été observé au chapitre II.

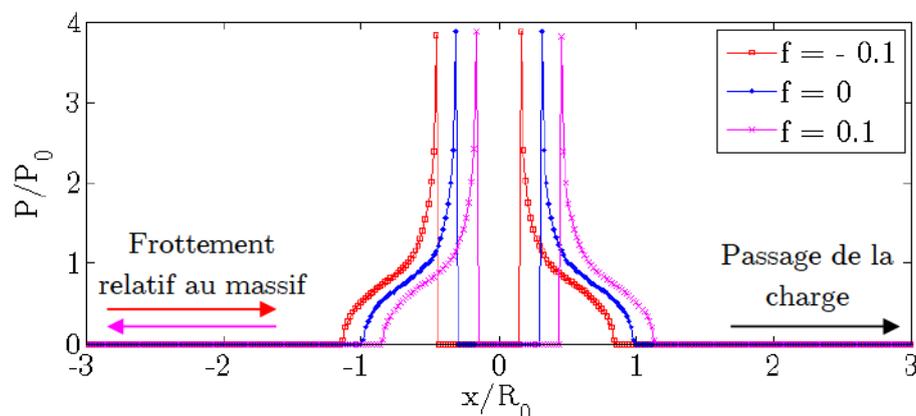


Figure IV-12 Effet du glissement sur le champ de pression pour un contact centré sur l'indent 400-50 sur massif M50 trempé.

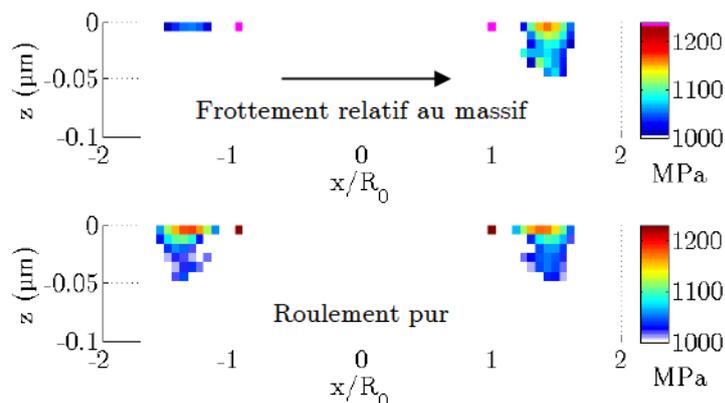


Figure IV-13 Champ de contrainte résiduelle orthoradiale après rodage de l'indent 400-50 sur M50 trempé en présence de frottement (haut) et en roulement pur (bas).

d. Bilan

Une première évaluation de la fatigue de roulement basée sur l'évaluation des champs de pression et des niveaux de contrainte permet de retrouver les tendances observées dans le chapitre II qui traite des essais expérimentaux de fatigue de roulement en présence d'indent. Si ces observations sont donc de bons indicateurs de l'endommagement en fatigue de roulement, ils ne permettent pas de prédire précisément le risque d'endommagement en réponse à une sollicitation donnée. Il devient alors nécessaire de mettre en place un critère qui permettra d'évaluer un cycle de roulement dans son intégralité de manière plus rapide, sans avoir à évaluer chacune des grandeurs indépendamment les unes des autres.

IV.3.3 Influence de la fatigue de roulement sur la fissuration radiale des indents

Dans la section II.5.2 du chapitre II, nous avons mis en évidence une tendance pour certains indents à fissurer après un nombre très réduit de cycles de roulement (voir Figure II-30), et un tableau récapitulatif des essais ayant initié des fissures radiales a été donné au Tableau II-14.

On rappelle que les indents affectés par ce phénomène sont principalement les indents 200-30, 200-40 et 400-62,5 des galets M50 Duplex. On rappelle également que les fissures radiales apparues lors du passage de la charge étaient principalement orientées à 90° par rapport au sens du passage de la charge, et que les résultats du chapitre III nous ont permis d'évaluer une limite à rupture en traction en surface située entre 2700 et 3500 MPa.

Ces conditions d'essai ont été reproduites, de même que trois cas supplémentaires n'ayant pas initié de fissures en cours d'essai. Nous serons ainsi en mesure de comparer les niveaux de contrainte orthoradiale en bord d'indent entre les cas fissurants et non fissurants. Pour une meilleure analyse des contraintes de traction en bord d'indent, les résultats ont alors été rapportés dans un repère cylindrique centré sur l'indent. Les cas étudiés sont référencés dans le tableau suivant. Comme présenté dans la section II.5.2, l'angle α_f représente l'angle de la fissure par rapport à la direction du roulement.

Indent	Essai	Pression de contact (GPa)	Frottement	Etat	α_f (°)
200-30	RCO2	2,6	0	Fissuré	100 / -75
200-40	RCO2 / RCO3	2,6	0		90 / -81 / -98
	RCO4		- 0,1		-90
400-62,5	IN5	2,6	- 0,1		-90
	IN7		- 0,3 (tout acier)		-78
200-20	RCO1	2,6	0	Fissuration remarquable	-98
400-40	RCO1 / RCO2 / RCO3 ...	2	0	Non fissuré	
	RCO4		- 0,1		
400-62,5	RCO2	2	0		

Tableau IV-3 Liste des essais simulés ayant initié une fissuration en bord d'indent lors du passage de la charge et essais « témoins ».

Dans un premier temps le maximum de la contrainte orthoradiale $\sigma_{\theta\theta}$ a été évalué au cours du chargement pour chaque cas et quelques exemples ont été tracés en surface pour l'itération où elle est maximale (voir Figure IV-14 et Figure IV-15). La croix rouge permet de repérer le centre du contact lors de cette itération. On remarque que le

maximum global sur un cycle de chargement pour la contrainte orthoradiale est généralement atteint lorsque l'indent se situe en bord du contact (entrant ou sortant) et se concentre plutôt au niveau des bords latéraux de l'indent (par rapport à la direction du roulement). Aussi on note que les cas non fissurés présentent des niveaux de contrainte n'excédant pas 2700 MPa, donc en deçà de la limite à rupture évaluée au chapitre III. A l'inverse, les cas fissurés dépassent largement ce niveau, et le minimum observé se situe aux environs de 2900 MPa. Ces résultats confortent les observations effectuées au chapitre II. La limite à rupture évaluée précédemment semble donc un bon indicateur du risque de fissuration du M50 Duplex et peut être ré-étalonnée entre 2700 MPa et 2900 MPa.

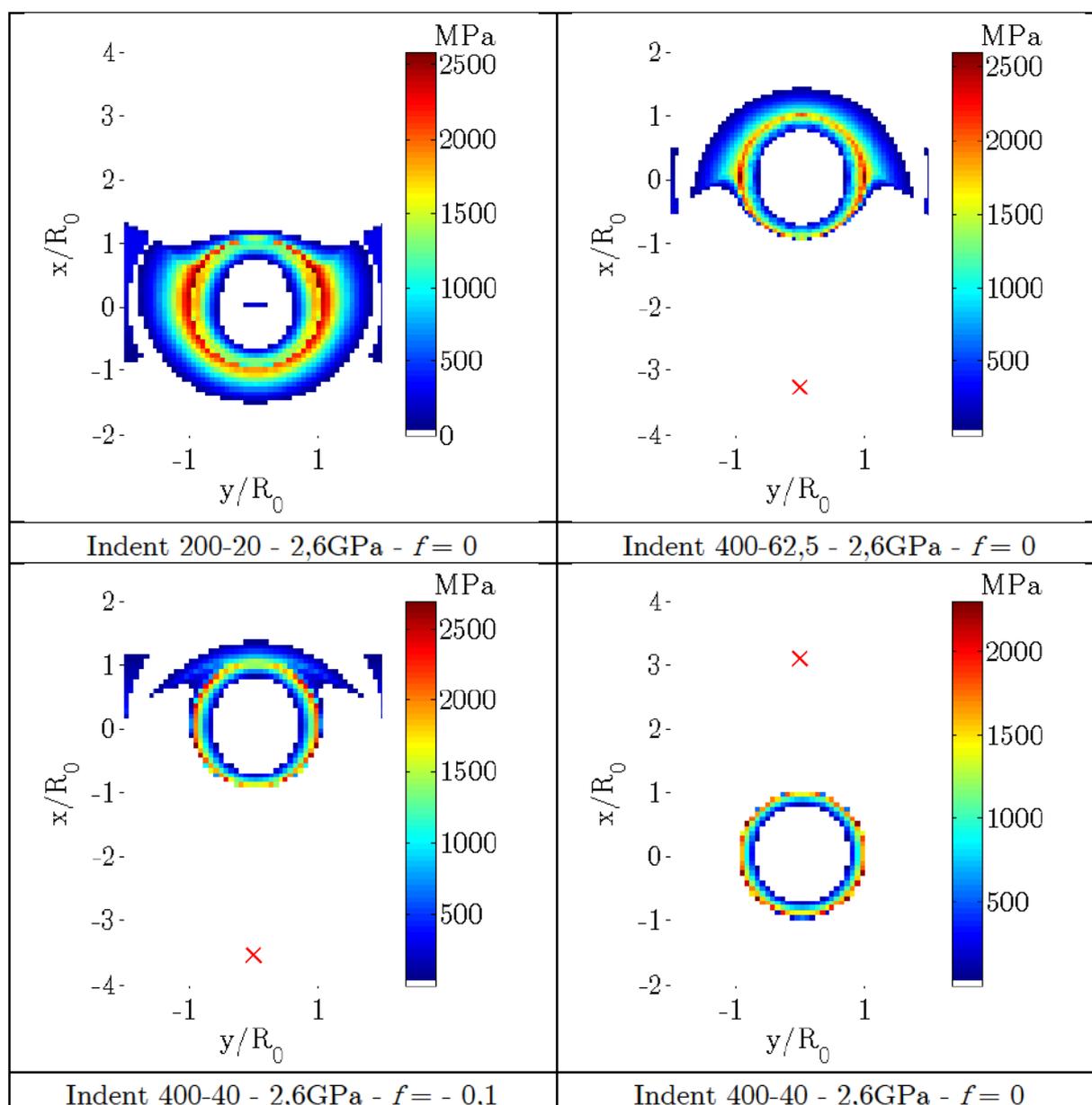


Figure IV-14 Traction orthoradiale au pas de chargement où elle est maximale sur un cycle de roulement - cas non fissurés (axes adimensionnés par le rayon d'indent).

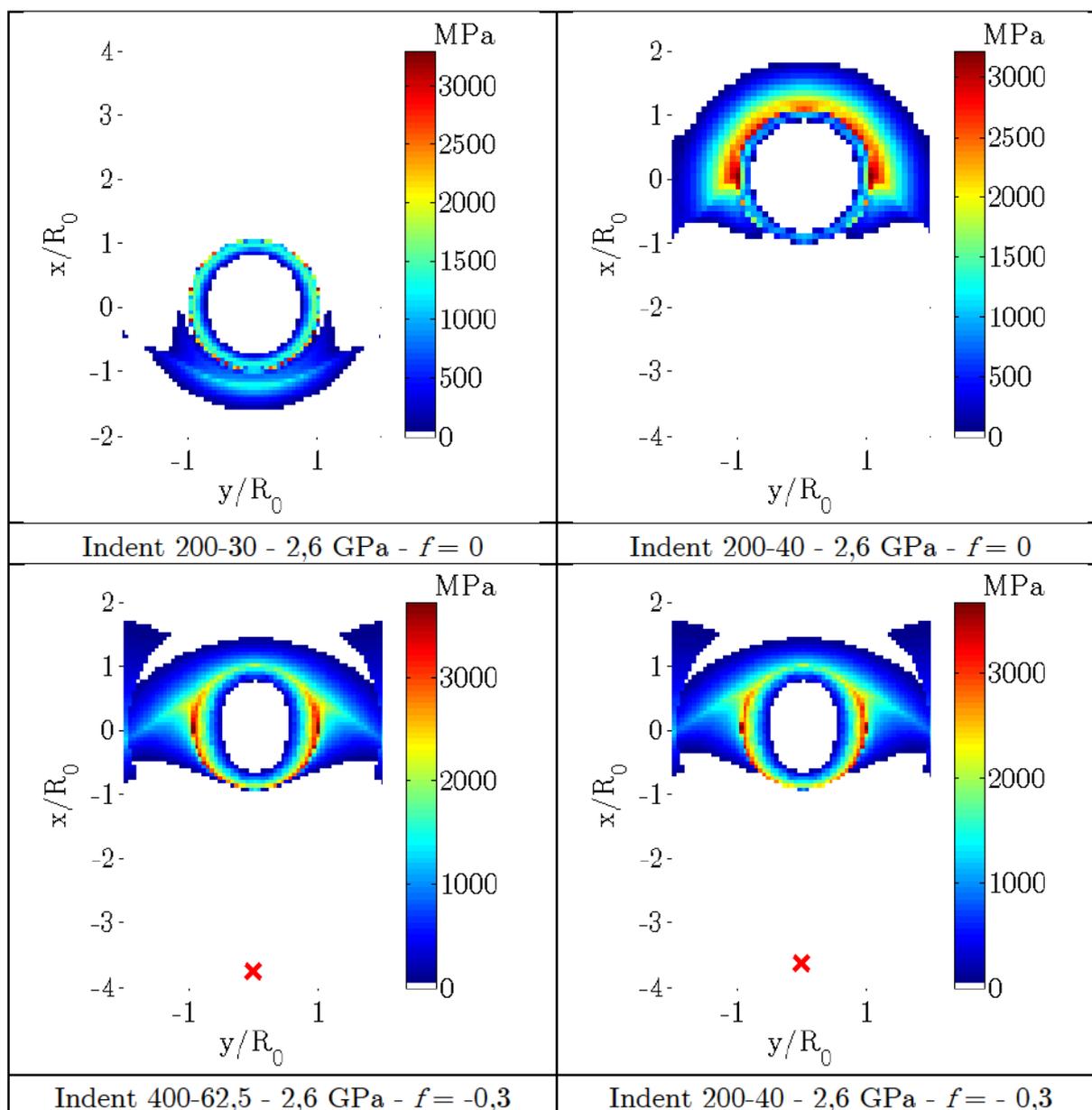


Figure IV-15 Traction orthoradiale au pas de chargement où elle est maximale sur un cycle de roulement - cas fissurés (axes adimensionnés par le rayon d'indent).

Dans un second temps l'évolution de la contrainte orthoradiale au niveau du bord d'indent, durant un cycle de chargement, a été évaluée afin de définir les zones dans laquelle une fissure est susceptible d'apparaître. Chaque nœud du bord d'indent est représenté par l'angle qu'il fait avec l'axe de roulement (voir Figure IV-16). On peut donc suivre la valeur de la contrainte orthoradiale suivant cet angle au cours d'un cycle de roulement. Le champ de contrainte étant symétrique par rapport à l'axe Ox , nous n'avons étudié l'évolution de la contrainte que sur le bord droit pour un angle allant de 0° (bord d'attaque de l'indent) à 180° (bord de fuite de l'indent). Les positions angulaires où la contrainte orthoradiale dépasse la limite fixée de 2900 MPa définissent les angles critiques à la fissuration radiale en bord d'indent.

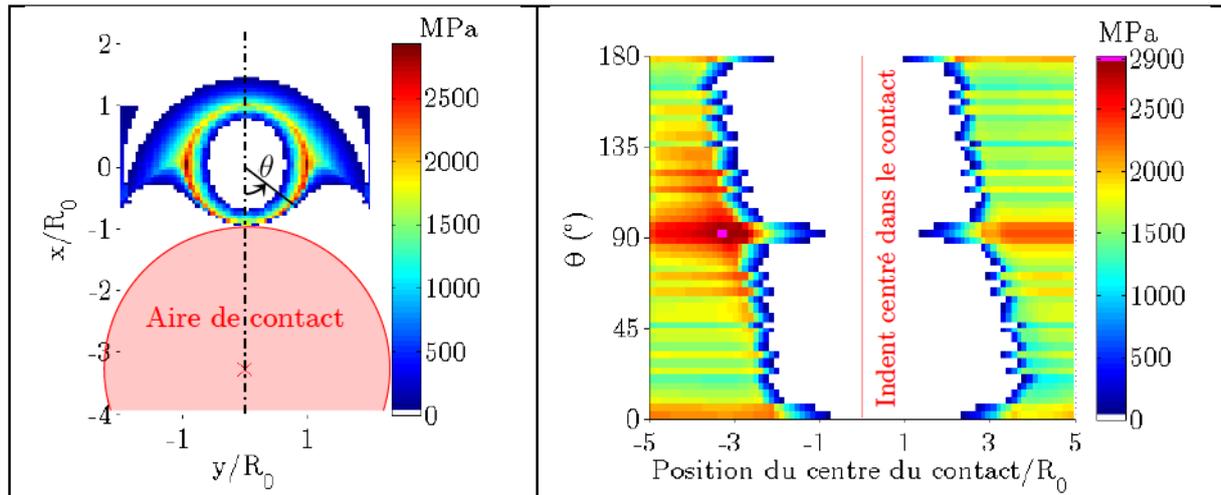


Figure IV-16 Exemple de l'évolution sur un cycle de roulement de la traction orthoradiale en bord d'indent suivant l'angle θ : indent 400-62,5 - 2,6 GPa - $f = -0,3$ (tout acier).

On observe en Figure IV-16 que lors du passage du corps roulant sur l'indent, le bord d'indent est en compression lorsque l'indent est centré dans le contact, et atteint son maximum lorsque la distance entre le centre du contact et le bord d'indent équivaut à 1 fois le rayon de Hertz (dans le cas présenté en Figure IV-16 le rayon de Hertz équivaut à environ $2R_0$). La fissuration d'un indent lors du passage de la charge roulante est donc plutôt un phénomène qui doit se produire lorsque les bords du contact atteignent les bords (de fuite ou d'attaque) de l'indent. Les résultats de la fatigue de roulement sur ces indents sensibles à la fissuration en cours d'essai de RCF, montrent que les simulations reproduisent bien les zones sensibles à la fissuration radiale des indents (voir Tableau IV-4 et Figure IV-17).

Indent	Pression de contact (GPa)	Frottement	$\sigma_{\theta\theta}$ Max (MPa)	α_f (°)	Angle(s) critique(s) (°)
200-30	2,6	0	3300	100 / -75	65 / 75 / 105 / 115
200-40	2,6	0	3220	90 / -81	50 / 70 / 85-95 / 110 / 130
		- 0,1	3420	-90	70 / 85-95 / 110
400-62,5	2,6	- 0,1	2930	-90	85 - 95
		- 0,3 (tout acier)	3720	-78	80 - 100
200-20	2,6	0	2590	-98	60 / 120
400-40	2,6	0	2300		45
		- 0,1	2700		110
400-62,5	2,6	0	2600		90

Tableau IV-4 Récapitulatif des résultats de la fatigue sur indent sensible à la fissuration (cf. Tableau IV-3).

Seul l'indent 200-20 reste un cas remarquable tant par le niveau de contraintes qui reste relativement faible au regard des limites à rupture évaluée, que par la position de l'angle critique de fissuration simulé. On rappelle néanmoins que l'unique indent de ce

type qui a fissuré aux cours de la campagne expérimentale avait déjà fissuré à l'indentation (renforçant se caractère exceptionnel) et on peut mettre en cause soit une fragilité locale du galet qui pourrait venir d'un défaut dans le processus de nitruration ou d'usinage du galet, soit des contraintes sous estimées dans la simulation, laquelle ne prend pas en compte l'existence d'une première fissure d'indentation.

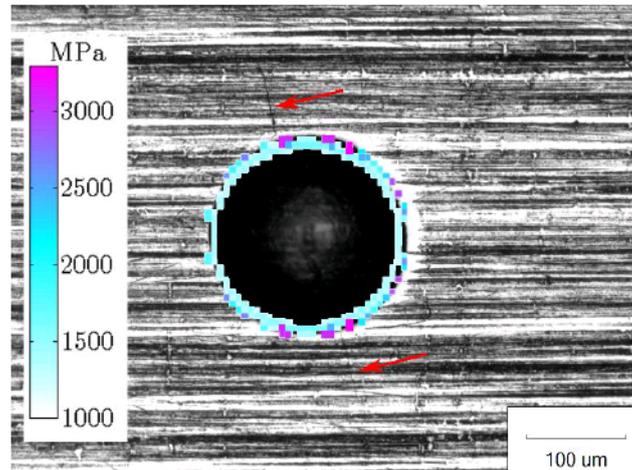


Figure IV-17 Comparaison entre l'angle critique de fissuration simulée et la fissuration d'un indent 200-30 sans frottement sous une pression de 2,6GPa durant un essai de RCF.

IV.4 Application du critère de Dang Van

La fatigue de roulement en présence d'indent a simulée grâce au code ISAAC et l'analyse de certaines grandeurs relatives aux sollicitations subies par un indent durant un cycle de roulement a permis de mieux comprendre les phénomènes responsables de l'endommagement aux voisinages d'un indent.

Afin de prédire les risques d'endommagement au voisinage d'indent en réponse à une sollicitation de fatigue de roulement simulée par le code ISAAC, nous avons choisi de mettre en place une évaluation par le critère de Dang Van. Ce critère dépend de deux paramètres, actuellement inconnus, lesquels dépendent du matériau sollicité ou du nombre de cycles que l'on cherche à atteindre. Une première étape de cette section sera donc de recalibrer ces paramètres sur quelques cas de référence. Nous pourrons alors évaluer d'autres cas d'études en recourant à ce critère afin d'apprécier son applicabilité à une utilisation industrielle.

IV.4.1 Mise en place du critère de Dang Van

Le Critère de Dang Van est généralement représenté comme l'évaluation de l'équilibre entre la contrainte hydrostatique et le cisaillement au cours du cycle de chargement. Ainsi, si à un instant donné le cisaillement dépasse un seuil qui dépend

directement de la contrainte hydrostatique, on peut prévoir que le matériau s'endommagera. Ce seuil dépend également du nombre de cycles avant endommagement du matériau : en effet, il sera plus élevé pour évaluer le risque d'endommagement à 1 Mcycles qu'il ne le sera pour évaluer le risque d'endommagement en durée de vie infinie. On peut alors représenter l'évaluation du critère de Dang Van comme suit :

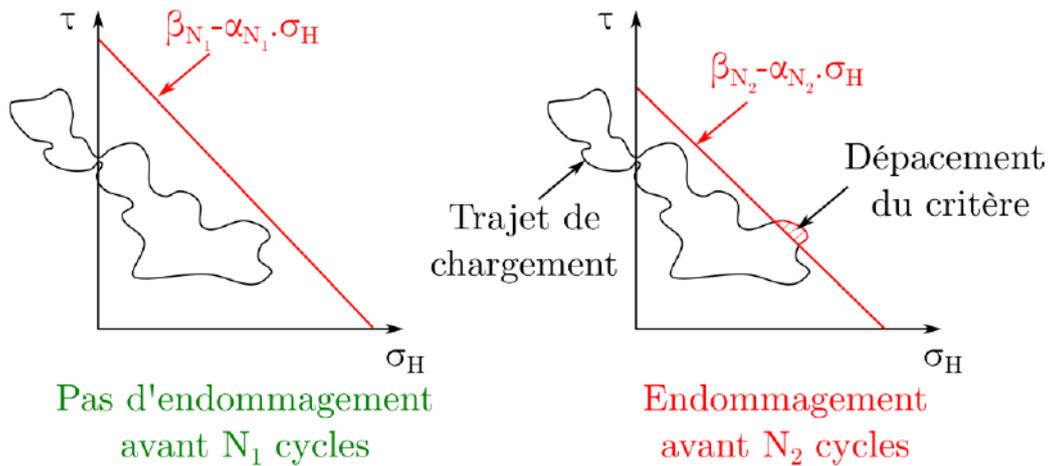


Figure IV-18 Schématisation du critère de Dang Van.

Comme la limite à rupture en traction est généralement supérieure à la limite à rupture en cisaillement pour un matériau métallique, il convient d'admettre que le paramètre α est généralement inférieur à 1. La limite de ce critère repose sur le fait qu'il est difficile de bien évaluer la contrainte de cisaillement à prendre en compte pour l'évaluation du critère.

Dans sa formulation initiale, le critère de Dang Van introduit la recherche de plan critique [DAN73]. Cette formulation consiste à rechercher le plan de l'espace où la partie alternée du cisaillement (cisaillement rapporté au cisaillement moyen), sommée à une part de la pression hydrostatique, est maximale au cours d'un cycle de chargement. Pour cela on a discrétisé l'espace à partir d'un quart de sphère découpé en un nombre fini de facettes qui définissent chacune un plan de vecteur directeur h . Dans chaque plan nous pouvons évaluer les deux composantes du vecteur cisaillement τ en le projetant selon les produits scalaires :

$$\tau_h(t) = \begin{pmatrix} \mathbf{u} \cdot \overline{\boldsymbol{\sigma}}(t) \cdot \mathbf{h} \\ \mathbf{v} \cdot \overline{\boldsymbol{\sigma}}(t) \cdot \mathbf{h} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.3})$$

L'évolution des composantes du vecteur cisaillement au cours du passage de la charge peut alors être schématisée dans le plan (O, h, u, v) comme suit :

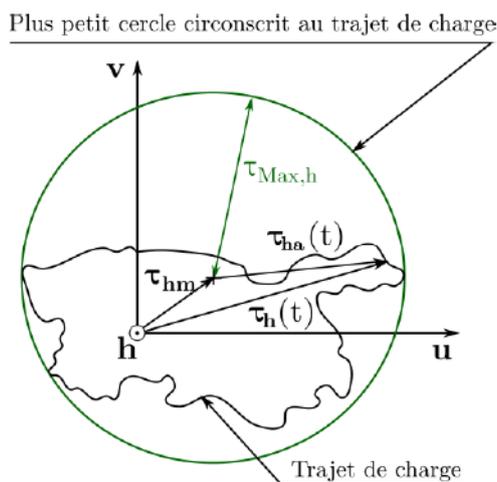


Figure IV-19 Schématisation de la projection du cisaillement dans le plan de normal h et grandeurs associées.

L'évaluation du critère revient donc, dans un premier temps, à calculer les composantes du vecteur cisaillement moyen dans le plan (O, h, u, v) en prenant la moyenne sur le cycle de chargement des deux composantes de τ_h . On pourra alors calculer pour chaque itération la partie alternée du vecteur cisaillement $\tau_{ha}(t)$.

$$\tau_{ha}(t) = \tau_h(t) - \tau_{hm} \quad (IV.4)$$

Le passage à la norme de la partie alternée du cisaillement nous permet de prendre en compte les effets de toute l'histoire du chargement au moment d'évaluer le critère à une itération donnée. On peut alors pour chaque plan évaluer le critère tel qu'il a été présenté en Figure IV-18, en vérifiant si l'indicateur de dommage par plan, C_h , donné à l'équation (IV.5), reste inférieur à un paramètre β qui dépend du matériau et du nombre de cycles critiques.

$$C_h = \max_T (\|\tau_{ha}(t)\| + \alpha \cdot \sigma_H(t)) \quad (IV.5)$$

L'évaluation du critère de Dang Van revient finalement à chercher le plan qui maximise cet indicateur, afin de rapporter cette valeur maximale au paramètre β . Si elle lui est inférieure alors aucun endommagement n'est prévu, tandis que si elle lui est supérieure le critère exposé prévoit un endommagement dans la zone étudiée et selon le susdit plan.

$$\begin{cases} C_{DV} = \max_h (C_h) \\ C_{DV} < \beta \Rightarrow \text{pas d'endommagement} \\ C_{DV} > \beta \Rightarrow \text{endommagement} \end{cases} \quad (IV.6)$$

L'avantage de formuler ainsi le critère réside dans le fait qu'en plus d'apprécier l'endommagement en chaque nœud du maillage, il permet d'évaluer le plan critique à la fatigue de roulement.

IV.4.2 Calibration des paramètres du critère de Dang Van

Afin d'évaluer les résultats obtenus selon le critère de Dang Van, il est nécessaire de connaître pour les matériaux étudiés les paramètres α et β qui en dépendent.

La méthode proposée pour évaluer ces paramètres consiste à choisir une base de résultats expérimentaux représentatifs d'un encadrement de l'endommagement (voir Tableau IV-5) et à reproduire les conditions d'essai dans le code de calcul ISAAC® afin de recalibrer ces paramètres. Cette méthode est limitée car elle tend à généraliser les paramètres selon quelques cas particuliers. Il faudrait donc produire une quantité suffisante de cas de vérification pour confirmer que ce recalage témoigne bien d'un état général, indépendamment des conditions d'essai choisies pour réaliser cette calibration. De plus, la campagne d'essai ayant été réalisée dans des conditions volontairement sévères, les essais ont généralement été stoppés autour de 2 millions de cycles, et ne permettront donc de calibrer ces paramètres que pour une prédiction de l'état de l'endommagement avant 2 millions de cycles.

M50 trempé ; 2.6GPa ; g = 20% ; 2Mcycles					
I7	20	30	40	50	100
200	++?	++●	●●●		
400	+++	+++		+●●	
600		+++		+++	+●+

Tableau IV-5 Encadrement de l'endommagement en termes de dimensions d'indent pour le M50 trempé - l'indent 200-20 n'endommage pas tandis que le 200-30 endommage.

La première donnée que nous avons pour permettre un recalage cohérent des paramètres est que le paramètre α doit rester positif et inférieur à 1 et que le paramètre β doit avoir un ordre de grandeur du GPa, qui constitue une valeur standard de limite à rupture que l'on peut trouver dans la littérature.

Les essais qui ont été choisis pour calibrer le critère de Dang Van sont présentés au Tableau IV-6. Pour chaque essai l'indicateur de dommage par plan C_h donné à l'équation (IV.5) a été évalué pour plusieurs valeurs de α . Pour un α donné on a pu évaluer l'indicateur de dommage maximal C_{DV} en chaque nœud du domaine (voir Figure IV-20), ainsi que le maximum global sur tout le domaine qui représente l'endommagement global de l'essai. Nous sommes donc en mesure d'évaluer en fonction

du paramètre α une borne supérieure et inférieure pour le paramètre β , selon que l'essai simulé est endommageant ou non.

Matériau	Essai	Pression de contact (GPa)	Frottement	Indent	Etat
M50 trempé	I7	2,6	- 0,1	200-20	Non endommagé
				200-30	Endommagé
	I2	4,5	0	600-50	Non endommagé
					I3
M50 Duplex	IN6	4,5	- 0,1	600-40	Non Endommagé
				600-62,5	Endommagé
	RCO4	2,6	0	400-62,5	Non Endommagé
	IN4	4,5			Endommagé

Tableau IV-6 Essais expérimentaux reproduits par simulation de fatigue de roulement pour le recalage des paramètres du critère de Dang Van.

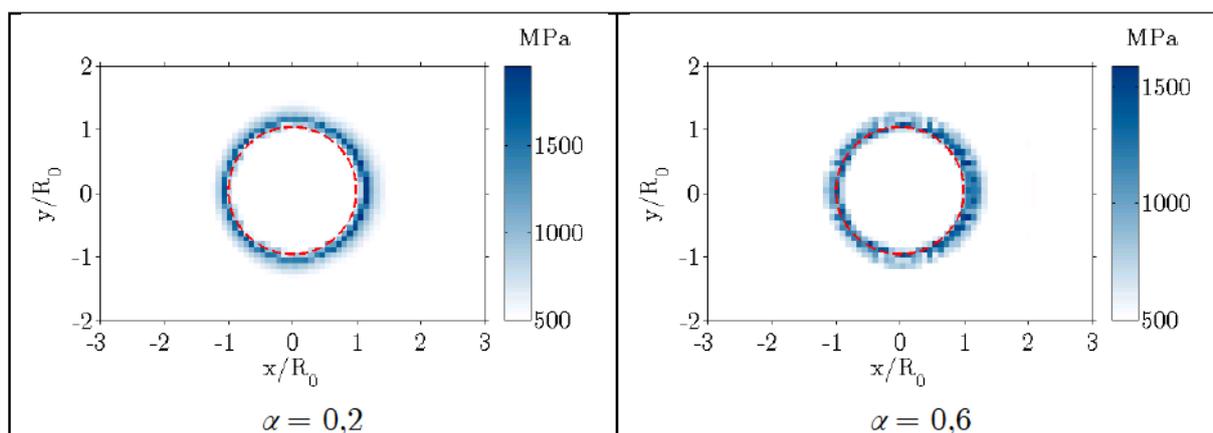


Figure IV-20 Evaluation de l'indicateur de dommage maximal C_{DV} - essais I7 / indent 200-30 pour différentes valeur de α .

L'évolution de l'indicateur de dommage maximal a été tracée suivant α pour le M50 trempé en Figure IV-21 pour quatre conditions de RCF. Ces courbes permettent d'encadrer les paramètres α et β car elles définissent une borne supérieure pour l'initiation de l'endommagement (pointillé) et une borne inférieure qui décrit un état non endommagé (trait plein). Cet encadrement est repéré dans cette figure par un polygone rouge. Les paramètres du critère de Dang Van pour le M50 trempé ont donc été définis par la valeur médiane des deux grandeurs dans cet encadrement et sont présentés dans le Tableau IV-7. Ces paramètres définissent le risque d'endommagement à 2 Mcycles. Par ailleurs les conditions d'essai reproduites pour le M50 nitruré ne permettent pas de mettre en évidence un tel encadrement (voir Figure IV-22). Nous avons donc fait l'hypothèse que la nitruration du M50 améliorerait sa tenue à la fatigue

de roulement en traction et en cisaillement selon un même rapport. Cela se traduit par la conservation de la pente (paramètre α) et par l'augmentation de l'ordonnée à l'origine (paramètre β) de la courbe de Dang Van dans la formulation du critère telle qu'elle a été présentée Figure IV-18. En considérant que le paramètre α du M50 Duplex était identique à celui du M50 trempé, nous avons pu déterminer un encadrement du paramètre β qui a donc été défini par la valeur médiane de cet encadrement (voir Tableau IV-7).

	M50 trempé	M50 Duplex
α	0,478	0,478
β	1650 MPa	2050 MPa

Tableau IV-7 Paramètres de Dang Van évalué par calibration expérimentale pour la prédiction de l'endommagement avant 2 Mcycles.

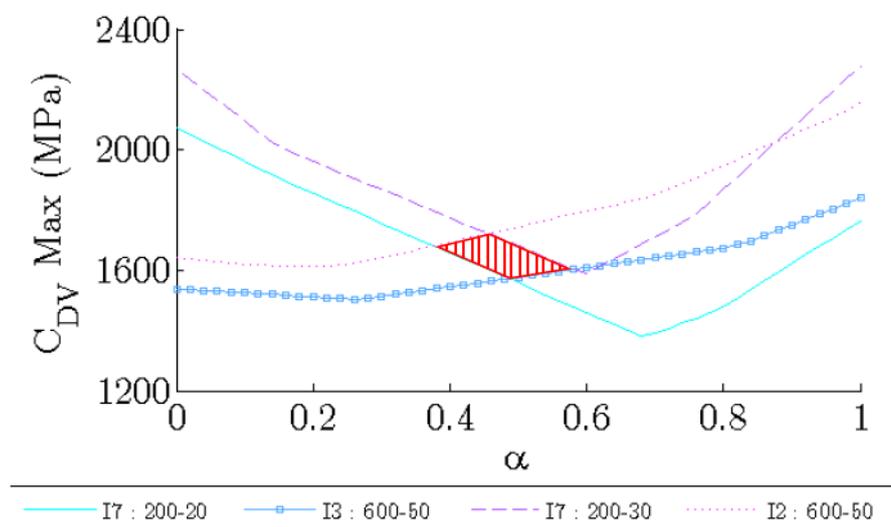


Figure IV-21 Encadrement des paramètres de Dang Van pour le M50 trempé.

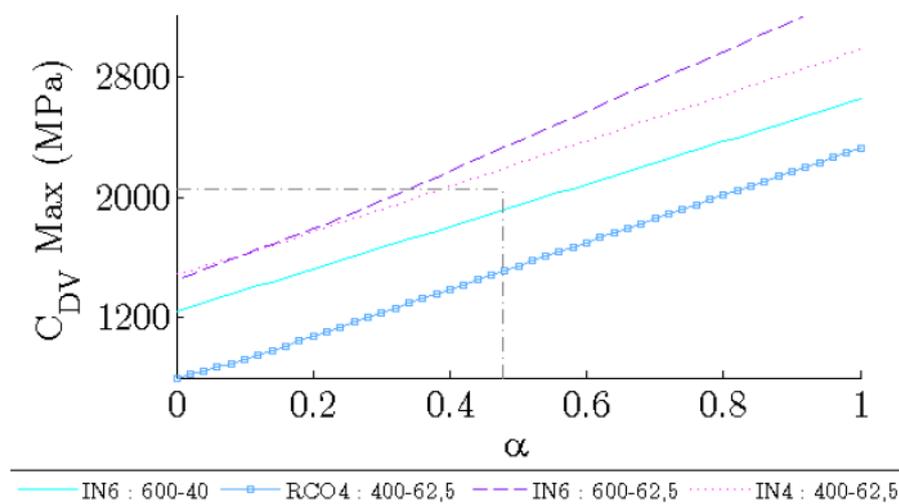


Figure IV-22 Encadrement des paramètres de Dang Van pour le M50 Duplex.

Le recalage de ces paramètres permet de mettre en évidence un phénomène déjà discuté dans les précédents chapitres : le M50 Duplex possède une meilleure résistance à l'endommagement que le M50 trempé au regard de la borne de l'indicateur de dommage, nettement supérieure pour ce matériau (paramètre β).

Aussi, en considérant que la limite en traction est un cas particulier de l'évaluation du risque de l'endommagement durant les premiers cycles de sollicitation, on peut estimer que cette limite diminue en fonction du nombre de cycles auquel on souhaite évaluer le risque d'endommagement (dans notre cas ce nombre est fixé à 2 millions de cycles). Cette précision nous conforte dans le fait que la valeur du paramètre β du M50 Duplex est bien inférieure à la limite en traction évaluée à 2800 ± 100 MPa à la section IV.3.3 de ce présent chapitre.

Enfin, une première confrontation d'un essai modélisé pour cette calibration aux résultats expérimentaux montre que le critère semble bien reproduire la localisation de l'endommagement par rapport à l'indent, comme en témoigne la Figure IV-23.

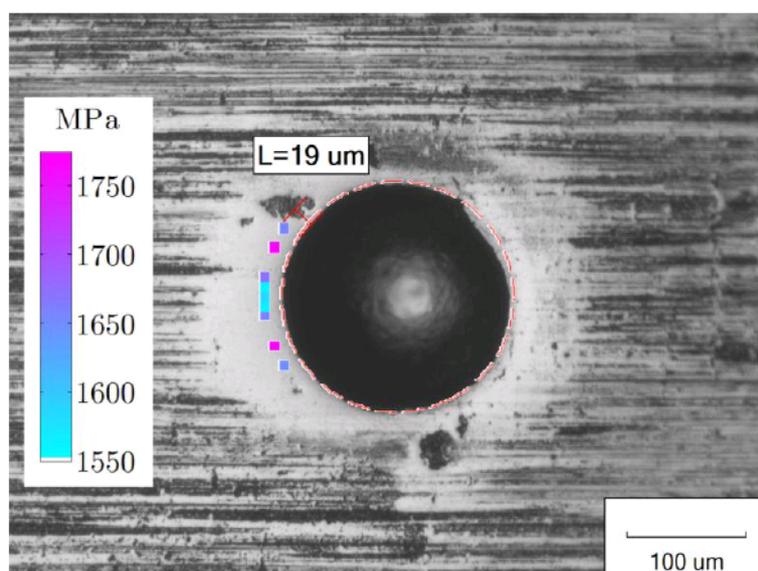


Figure IV-23 Evaluation de l'endommagement par le critère de Dang Van en bord d'indent - Essai I7 / indent 200-30 (ici $\beta = 1650$ MPa).

IV.4.3 Evaluation du critère

Comme présenté en Figure IV-23, l'étude menée dans ce présent mémoire nous a permis d'évaluer tous les éléments nécessaires à la prédiction de l'endommagement d'un indent en sollicitation de fatigue de roulement, avant 2 Mcycles. L'influence de certaines conditions d'essai sur la prédiction de l'endommagement a fait l'objet de l'étude qui suit. Les différentes simulations réalisées ont pu être confrontées aux résultats expérimentaux afin d'estimer la validité du critère mis en place.

Les résultats relatifs au critère établi seront présentés adimensionnés par rapport au paramètre β , évalué au paragraphe précédent pour chaque matériau. Ainsi on pourra évaluer plus rapidement la criticité d'un essai selon l'écart à l'unité de ce critère adimensionné.

a. Effet du matériau considéré sur la prédiction de l'endommagement

Afin de comparer l'effet du matériau considéré sur la localisation de l'endommagement, quatre modèles ont été comparés. Les conditions d'essai utilisées pour observer cet effet sont présentées dans le Tableau IV-8. L'étude a été réalisée pour un contact hybride à 2,6GPa en roulement pur et pour des indents équivalents en termes de rayon d'indent.

Matériau	Indent	R_0 (μm)
M50 trempé	200-30	93
	400-50	131
M50 Duplex	200-40	95
	400-62,5	131

Tableau IV-8 Récapitulatif des conditions d'essai pour l'étude de l'influence du matériau sur la prédiction de l'endommagement.

Même si le critère d'endommagement n'est pas atteint pour ces 4 essais, on a néanmoins pu observer la localisation des zones plus sensibles à l'endommagement. On remarque que pour les indents sur M50 trempé elle se situe plutôt au niveau du bord de fuite de l'indent tandis qu'il n'y a pas de direction favorisée pour les indents étudiés sur M50 Duplex (voir Figure IV-24). Ces observations confirment les tendances observées au chapitre II quant à la localisation de l'endommagement au voisinage d'indent en roulement pur. Aussi on a pu observer qu'à rayon d'indent équivalent, les valeurs de l'indicateur de dommage sont plutôt équivalentes pour les deux matériaux.

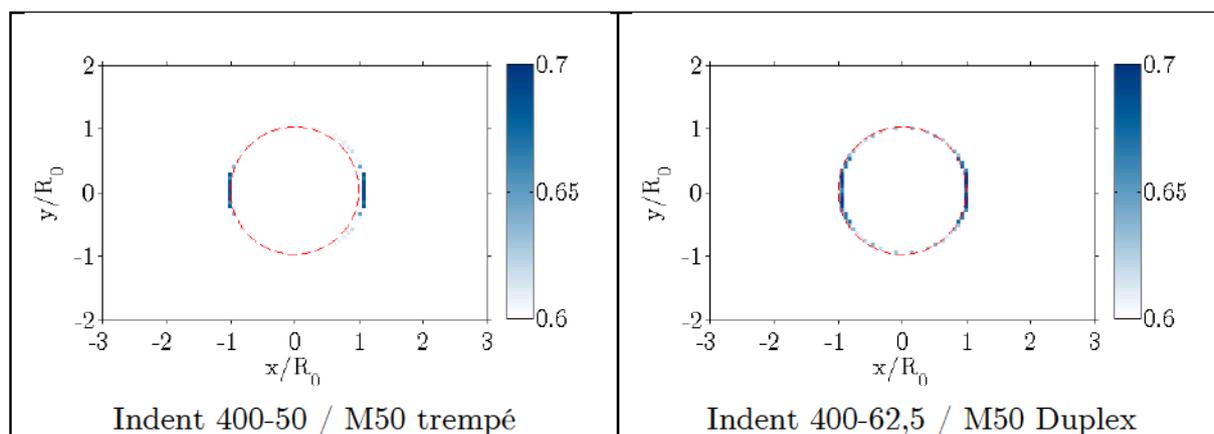


Figure IV-24 Influence du matériau testé sur la prédiction de l'endommagement.

b. Effet du frottement sur la prédiction de l'endommagement

Une étude de l'effet du frottement sur la prédiction de l'endommagement a également été réalisée à partir de 4 essais représentatifs des conditions d'essai expérimental. Les paramètres des modèles utilisés sont résumés dans le tableau ci-après.

Matériau	Indent	Frottement	Pression de contact (GPa)
M50 trempé	600-50	0	4,5
		- 0,1	
M50 Duplex	400-62,5	0	2,6
		- 0,1	

Tableau IV-9 Récapitulatif des conditions d'essai pour l'étude de l'influence du frottement sur la prédiction de l'endommagement.

Les résultats sont représentés en Figure IV-25 où l'on peut noter que non seulement la présence de frottement augmente le risque d'endommagement global, mais qu'elle influe aussi sur l'orientation des zones sensibles à l'endommagement par rapport à la direction du passage de la charge. Ainsi la présence de frottement dans le sens du passage de la charge va augmenter le risque d'endommagement vers le bord de fuite de l'indent, ce qui corrobore les observations réalisées au chapitre II.

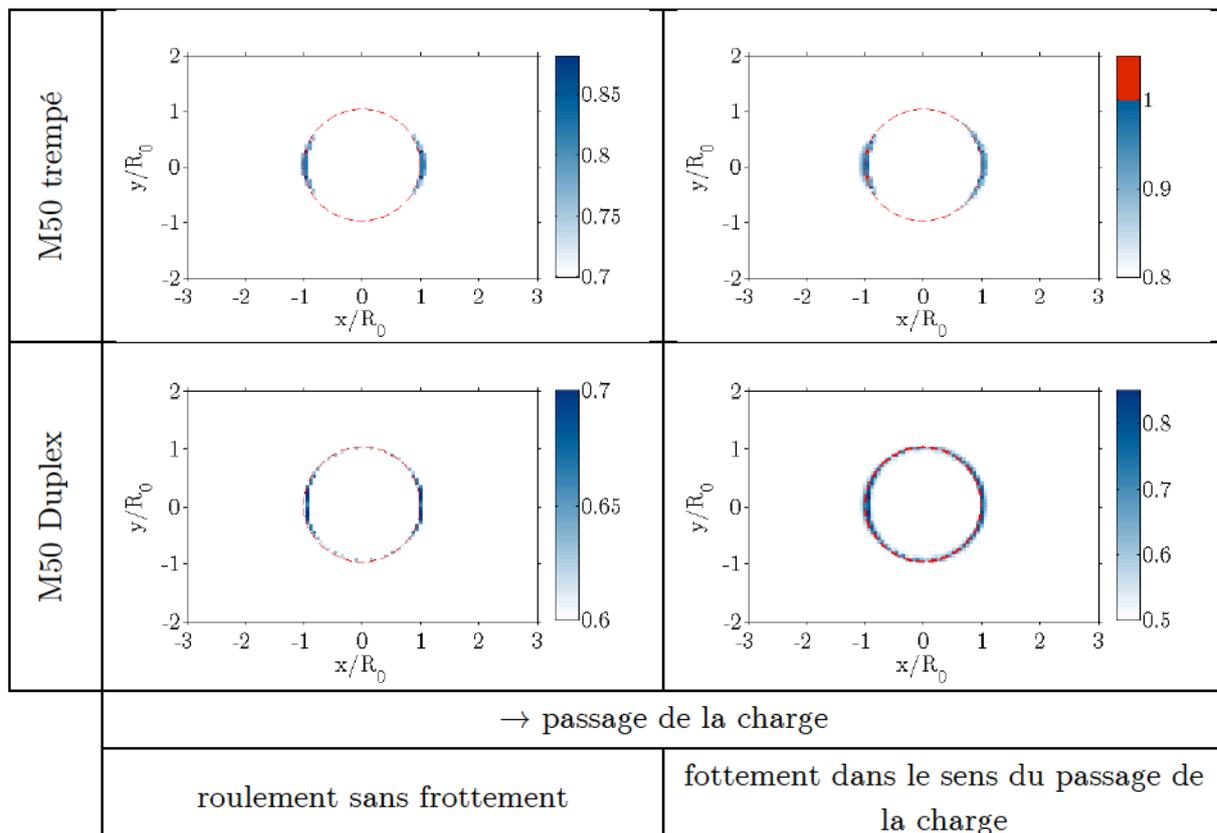


Figure IV-25 Influence du frottement sur la prédiction de l'endommagement.

c. Confrontation Expérimentale

Ces conclusions montrent que le critère développé décrit plutôt bien les tendances en matière de risque d'endommagement au voisinage d'indent et de positionnement par rapport au sens du passage de la charge de cet endommagement. Nous avons donc choisi au hasard un panel d'essais menés dans la campagne expérimentale, que nous avons simulés afin de valider la pertinence du critère développé.

Les essais qui ont été reproduits sont les suivants :

	Essai	Conditions d'essai						
Non endommageant	I2	4,5 GPa g = 0%	Indents	600-50		600-100		
			$C_{DV,max} / \beta$	0,882		0,883		
	I7	2,6 GPa g = 20%	Indents	200-20	400-50	600-50	600-100	
			$C_{DV,max} / \beta$	0,958	0,834	0,691	0,870	
	IN3	2,6 GPa g = 0%	Indents	200-20	200-30	200-40	400-40	400-62,5
			$C_{DV,max} / \beta$	0,768	0,881	0,822	0,755	0,725
IN5	2,6 GPa g = 20%	Indents	200-40		400-40		400-62,5	
		$C_{DV,max} / \beta$	0,948		0,878		0,849	
IN6	4,5 GPa g = 20%	Indent	600-40					
		$C_{DV,max} / \beta$	0,969					
Endommageant	I3	4,5 GPa g = 20%	Indent	600-50				
			$C_{DV,max} / \beta$	1,051				
	I4	5,5 GPa g = 0%	Indents	600-50		600-100		
			$C_{DV,max} / \beta$	1,028		1,00		
	I7	2,6 GPa g = 20%	Indent	200-30				
			$C_{DV,max} / \beta$	1,031				
	IN4	4,5 GPa g = 0%	Indent	400-62,5				
			$C_{DV,max} / \beta$	1.10				
IN6	4,5 GPa g = 20%	Indents	400-30		600-62,5			
		$C_{DV,max} / \beta$	1,191		1,164			

Tableau IV-10 Récapitulatif des essais expérimentaux modélisés pour la validation du critère établi et valeur de l'indicateur de dommage maximal.

On a reporté dans ce tableau la valeur de l'indicateur de dommage maximal. Il a été validé que, selon le critère établi, tous les essais ayant endommagé ont un indicateur de dommage adimensionné effectivement supérieur à 1, tandis que pour les essais non endommageants, il reste bien en dessous de l'unité. Ces observations permettent de valider le critère établi dans la mesure où il estime correctement le caractère endommageant d'une sollicitation donnée sur un indent donné, à une échelle globale. Une confrontation en termes de localisation de l'endommagement en bord d'indent a alors été réalisée afin d'apprécier ce critère à l'échelle locale. On peut alors constater

en Figure IV-26 et en Figure IV-27, que les zones critiques mises en évidence par ce critère correspondent aux observations expérimentales.

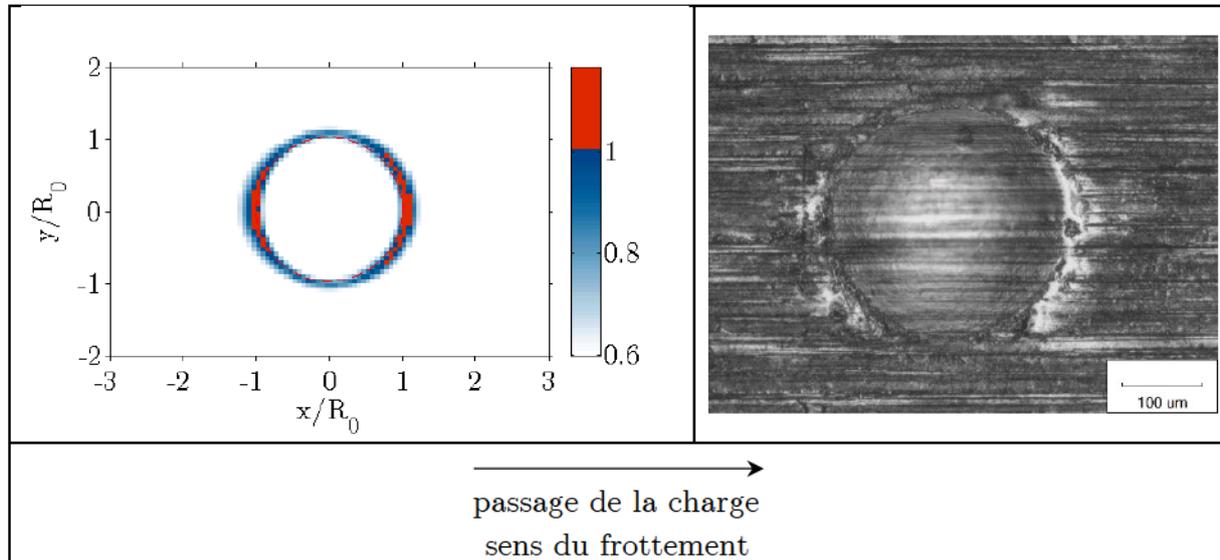


Figure IV-26 Endommagement des bords de l'indent 600-62,5 lors de l'essai IN6 comparé à l'évaluation du critère de Dang Van - Correspondance de la zone sensible prédite.

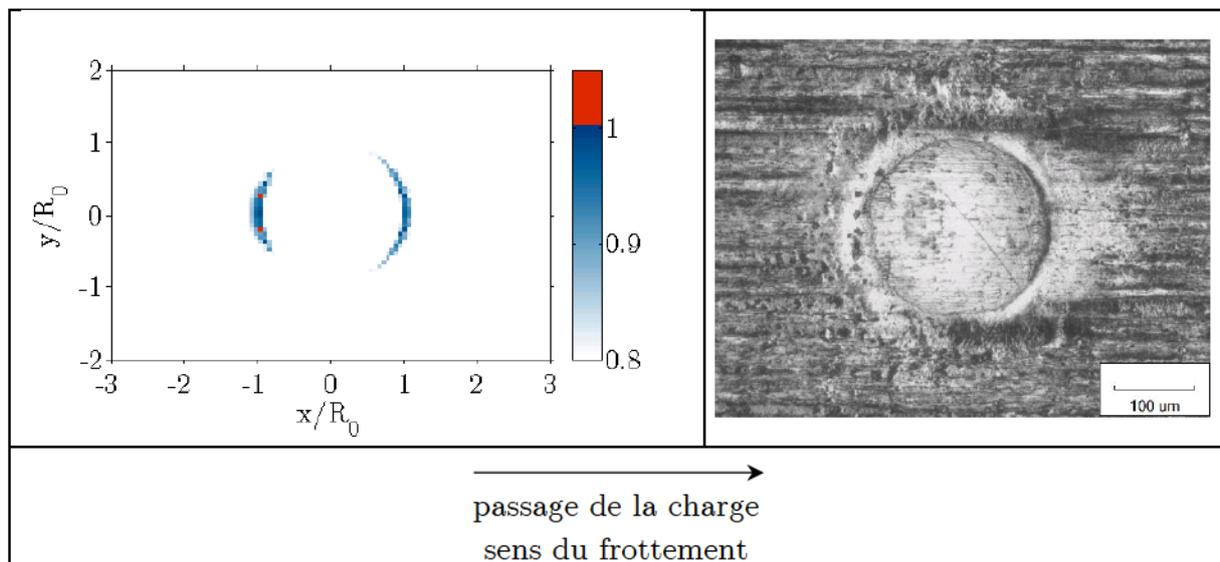


Figure IV-27 Endommagement du bord d'attaque de l'indent 600-50 lors de l'essai I3 comparé à l'évaluation du critère de Dang Van - Correspondance de la zone sensible prédite.

IV.5 Conclusion

Dans ce chapitre un modèle de simulation numérique de la fatigue de roulement a été mis en place *via* l'utilisation du code semi-analytique ISAAC® développé par le laboratoire LaMCoS de l'INSA de Lyon.

L'analyse de certaines grandeurs physiques liées au passage de la charge sur un indent, telles que les champs de pression et de contrainte, a été réalisée et a pu être confrontée aux observations expérimentales présentées au chapitre II. Des liens ont pu être établis, qui attestent de la pertinence du modèle par rapport à la simulation de la fatigue de roulement. Par exemple, on a pu observer une dissymétrie dans les champs de pression selon l'axe Ox lors de la prise en compte de frottement dans les modèles numériques. Les champs de pression affichent un pic plus élevé au niveau du bord de fuite de l'indent lorsque le glissement est orienté dans le sens du passage de la charge. En parallèle, les essais expérimentaux du chapitre II ont montré un endommagement plus marqué dans cette zone dans des conditions d'essai équivalentes.

Aussi une analyse de la contrainte orthoradiale en bord d'indent au cours d'un cycle de fatigue de roulement a été étudiée, ce qui a permis de mieux évaluer la limite à rupture du M50 Duplex mise en évidence aux chapitres II et III. Nous avons pu déterminer qu'elle devait être comprise entre 2700 MPa et 2900 MPa.

Enfin une analyse prédictive de l'endommagement a été réalisée selon le critère de Dang Van. Dans un premier temps, les paramètres de ce critère ont été évalués grâce à un recalage des résultats de la simulation sur les résultats d'essais expérimentaux judicieusement choisis. La prédiction de l'endommagement a ensuite pu être évaluée pour d'autres cas d'étude, et une bonne correspondance entre les modèles de prédiction et les observations expérimentales a été mise en évidence. Le critère établi a permis en outre de reproduire précisément les zones sensibles à l'endommagement mises à jour par la campagne d'essai.

CONCLUSION GENERALE

La prédiction de l'endommagement est un point essentiel de l'analyse de la fiabilité d'éléments aussi capitaux que les roulements à billes de turboréacteurs. L'étude de la fatigue de roulement nécessite la prise en compte de nombreux paramètres et une connaissance suffisante des matériaux afin de réaliser des modèles précis et de qualité.

L'étude de la fatigue de roulement en présence d'indent, telle qu'elle a été traitée dans ce rapport, a reposé sur l'analyse de l'endommagement initié par la présence d'indents artificiels dans le contact. Une campagne d'essai a donc été menée afin d'étudier la fatigue oligocyclique en conditions sévères au voisinage d'indents. Cette étude expérimentale a montré que le glissement jouait un rôle capital dans la diminution de la durée de vie des contacts indentés. Par conséquent l'ajout d'éléments céramique dans le contact est un atout puisque le frottement dans un contact hybride est 3 fois plus faible que dans un contact tout acier. Aussi cette étude a montré que la nitruration du M50 permettait d'accroître sa résistance à la fatigue de roulement. Cependant, nous avons pu observer qu'elle augmentait le risque de fissuration radiale en bord d'indent lors du passage de l'indent dans le contact. On a alors montré que ces fissures pouvaient accélérer la ruine des éléments roulants dès lors que les pressions de contact dépassaient 3 GPa.

Les conclusions relatives aux défaillances de la céramique sont à nuancer. En effet, nous avons mis à jour un risque important de rupture des galets céramique dès lors que les pressions dans le contact excédaient 4,5GPa selon un processus relativement long d'accumulation et de propagation de C-Cracks en écaille. Aussi, le nombre de cycles avant rupture est significativement réduit lorsque la pression dans le contact dépasse 5GPa. Il faut néanmoins rappeler que l'approvisionnement en galets céramique, nécessaires à cette étude, a été sujet à certaines problématiques en matière de coût de fabrication, d'usinage des éprouvettes et de délais de fabrication, qui ont influé sur la qualité des éprouvettes.

Dans un second temps, le M50 Duplex a été caractérisé en profondeur et une loi de comportement permettant de représenter le gradient de plasticité sous la surface a été évaluée. Cette loi a ensuite été validée par analogie entre les dimensions des indents réalisés sur des galets en M50 Duplex et celles des indents simulés *via* un modèle éléments finis axisymétrique ABAQUS®. L'indentation du M50 Duplex a par ailleurs

montré des risques d'initiation de fissures radiales en bord d'indent. Une analyse de la contrainte orthoradiale a alors permis d'encadrer la limite à rupture du matériau entre 2700MPa et 3500 MPa.

Une étude numérique de la fatigue de roulement a permis d'analyser l'ensemble des sollicitations induites par le passage d'un corps roulant sur un indent. L'analyse de ces sollicitations nous a permis dans un premier temps de réduire l'encadrement de la limite à rupture du M50 Duplex entre 2700 MPa et 2900 MPa. Cette conclusion a été réalisée par corrélation entre les observations réalisées dans l'étude expérimentale quant à la fissuration d'indent en fatigue de roulement, et l'analyse des contraintes orthoradiales en bord d'indent. Dans un second temps, le paramétrage du critère de Dang Van pour les deux matériaux étudiés nous a permis d'analyser le risque d'endommagement qu'elles induisent. Le critère ainsi établi a permis de prédire l'endommagement relatif à une condition expérimentale donnée et même de localiser les zones sensibles à l'endommagement.

Perspectives

L'analyse numérique des contraintes en surface du bord d'indent a montré que les modèles éléments finis réalisés étaient sujets à contradiction dans cette zone très localisée. Il convient de considérer que les techniques utilisées pour la caractérisation du M50 Duplex sont très approximatives en surface. En effet, l'évaluation de la dureté par micro-indentation dans cette zone est rendue difficile du fait de la géométrie non conforme de l'indent induit par le haut gradient de plasticité qui y règne. Ainsi la caractérisation de cette zone serait plus efficiente par une étude de la nano-dureté ou par une étude de la micro-limite d'élasticité, comme Jacq l'a décrite pour le 32CrMoV13.

Par ailleurs, la simulation de la fatigue de roulement telle qu'elle a été réalisée, ne permet pas de prendre en compte toutes la physique d'un contact lubrifié. L'intégration des travaux de Kachhia [JOS15] dans le code ISAAC® permettrait de modéliser le contact élasto-hydrodynamique, ce qui donnerait une meilleure évaluation de la fatigue de roulement au voisinage d'indent.

Enfin, l'étude de la fatigue de roulement n'a été réalisée que par rapport aux observations faites sur l'endommagement au voisinage d'indent, alors que l'étude expérimentale a également porté sur la fatigue de roulement induite par la présence de fissures radiales en bord d'indent ou encore sur la fatigue des éléments céramique en présence de C-Cracks. Les travaux de Koumi [KOU15] et Amuzuga [AMU16] ont

permis de d'intégrer dans le code ISAAC® la présence d'hétérogénéités telles que des vides ou des inclusions de diverses formes. Une première approche serait donc de modéliser les fissures en bord d'indent ou les C-Cracks observées sur les galets céramique par des inclusions ellipsoïdales, afin d'étudier la fatigue de roulement qui en résulte.

REFERENCES

- [ALF00] B. Alfredsson. *A study on contact fatigue mechanisms*. Thèse de doctorat. Stockholm (Suède) : Department of Solid Mechanics, Royal Institute of Technology, 2000.
- [AND84] R.A. Andrievskii et I.I. Spivak. *En russe (Silicon Nitride and Materials Based on It)*. Metallurgiya, 1984, p. 136.
- [AND95] R.A. Andrievskii. *Silicon nitride: synthesis and properties*. Russian Chemical Reviews, 1995, vol. 64, n°4, pp. 291-308.
- [ANT04] E. Antaluca, D. Nélias et S. Cretu. *A Three-Dimensional Model for Elastic-Plastic Contact With Tangential Loading: Application to a Dented Surface*. Proceedings of the 2004 STLE/ASME Tribology Conference, 2004, n°TRIB 2004-64331.
- [AMU15] K.V. Amuzuga, T. Chaise, A. Duval et D. Nélias. *Fully Coupled Resolution of Heterogeneous Elastic-Plastic Contact Problem*. Journal of Tribology, 2016, vol. 138, n°2, pp. 021403_1- 021403_22.
- [AVE91] B.L. Averbach et E.N. Bamberger. *Analysis of Bearing Incidents in Aircraft Gas Turbine Mainshaft Bearings*. Tribology Transactions, 1991, vol. 34, n°2, pp. 241-247.
- [AZE15] N. Azeggagh. *Damage mechanisms in silicon nitride materials under contact loading*. Thèse de Doctorat. Lyon : INSA de Lyon, 2015, 110 p.
- [BAC87] E. Backer, J. Heinrich et K.H. Schueller. *Herstellung und heissisostatisches Pressen von Si3N4-Proben aus einem Si3N4-Ausgangspulver*. Keramische Zeitschrift, 1987, vol. 39, n°9, 587-594.
- [BAM71] E.N. Bamberger, T.A. Harris, W.M. Kacmarsky, C.A. Moyer, R.J. Parker, J.J. Sherlock et W.C. Zaretsky. *Life adjustment factors for ball and roller bearings*. Technical report, The American Society of Mechanical Engineers, New York, USA, 1971, 10 p.
- [BAM83] E.N. Bamberger. *Status of Understanding for Bearing Materials*. Tribology in the 80's, 1984, vol. 2, n°CP-2300-VOL-2, ed. W.F. Loomis, National Aeronautics and Space Administration, Washington, D.C., pp. 773-794.

[BEE07] O. Beer. *Plasma Assisted Heat Treating Processes of Bearing Components*. Journal of ASTM International, 2007, vol. 3, n°3, p. 178.

[BHA12] H.K.D.H. Bhadeshia. *Steel for bearings*. Progress in Materials Science, 2012, vol. 57, n°2, pp. 268-435.

[BOH92] H.J. Böhmer, F.J. Ebert et W. Trojahn. *M50NiL bearing material - heat treatment, material properties and performance in comparison with M50 and RBD*. Lubrication Engineering, 1992, vol. 48, pp. 28-35.

[BOU07] V. Boucly, D. Nélias, I. Green. *Modeling of the rolling and sliding contact between two asperities*. Journal of Tribology, 2007, vol. 129, n°2, pp. 235-245.

[BOY87] H. Boyer. *Case Hardening of Steel*. ASM International, 1987, ed. Metals Park, OH, 319 p.

[BRA86] W. Braue, G. Woetting et G. Ziegler. *Influence of sintering conditions on mechanical properties at room and high temperature for selected Y-Al-Si-O-N materials*. Journal de Physique, 1986, vol. 2, pp. 341-345.

[BRA93] J.F. Braza et P.K. Pearson. *Creative Use of Bearing Steels*. ASTM International, 1993, ed. J.J.C. Hoo, 314 p.

[BRA09] N.A. Branch, N.K. Arakere, V. Svendsen et N.H. Forster. *Stress Field Evolution in a Ball Bearing Raceway Fatigue Spall*. Journal of ASTM International, 2009, vol. 7, n°2, p. 40.

[CHA11] T. Chaise, D. Nélias. *Contact pressure and residual strain in 3D elasto-plastic rolling contact for a circular or elliptical point contact*. Journal of Tribology, 2011, vol. 133, n°4, pp. 041402_1-041402_9.

[CHE95] S.Y. Chen, T.N. Farris et S. Chandrasekar. *Contact mechanics of Hertzian cone cracking*. International Journal of Solid Structures, 1995, vol. 32, pp. 329-340.

[DAN73] K. Dang Van. *Sur la résistance à la fatigue des métaux*. Sciences et techniques de l'Armement, 1973, vol. 47, n°3, pp. 641-722.

[DOD01] A. Dodd et J. Kinder. *Surface treatment of rolling element bearing steel*. US Patent 6179933 B1, 2001.

[DOD99] A. Dodd, N. Mitamura et H. Kawamura. *Motion & Control*, NSK Technical Journal, 1999, vol. 6, ed. K. Furumura, 43 p.

[DOW66] D. Dowson, G.R. Higginson et W. Hopkins. *Elasto-hydrodynamic lubrication*. 1966, ed. Pergamon Press, 235 p.

[DUM97] M.L. Dumont. *Etude des endommagements de surface induits par fatigue de roulement dans les contacts élastohydrodynamiques pour des aciers M50 et 100Cr6*. Thèse de doctorat. Lyon : INSA de Lyon, 1997, 197 p.

[ELG99] H. El Ghazal. *Traitements thermo-chimiques de cémentation et nitruration – Tenue de fatigue de roulement*. Thèse de doctorat. Lyon : INSA de Lyon, 1999, 234 p.

[ERT39] A.M. Ertel. *En russe (Hydrodynamic Lubrication Based on New Principles)*. *Nauk SSSR Prikadnaya Matematika i Mekhanika*, 1939, vol. 3, n°2, pp. 41-52.

[EVA83] A.G. Evans. *Progress in Nitrogen Ceramics*. 1983, ed. P.L. Riley, Martinus Nijhoff Publishers, 595p.

[FRA67] F.C. Frank et B.R. Lawn. *On the theory of Hertzian Fracture*. *Proceedings of the Royal Society of London Series A*, 1967, vol. 299, pp. 291-306.

[GLO10] P. Gloeckner et F.J. Ebert. *Micro-Sliding in High-Speed Aircraft Engine Ball Bearings*. *Tribology Transactions*, 2010, vol. 53, pp. 369-375.

[GRU49] A.N. Grubin. *Fundamentals of the Hydrodynamic Theory of Lubrication of Heavily Loaded Cylindrical Surfaces*. Central Scientific Research Institute for Technology and Mechanical Engineering, 1949, vol. 30, ed. Kh.F. Ketova, D.S.I.R. London translations n°337, pp. 115-166.

[GUM16] L. Gümbel. *Über geschmierte Arbeitsräder*. *Z. Ges. Turbinenwesen*, 1916, vol. 13, p. 357.

[HAD93a] M. Hadfield, T. Stolarski, R.T. Cundill et S. Horton. *Failure modes of ceramic elements with ring crack defects*. *Tribology International*, 1993, vol. 26, pp. 157-164.

[HAD93b] M. Hadfield, T.A. Stolarski et R.T. Cundill. *Failure modes of ceramic elements with ring-crack defects*. *Proceedings of the Royal Society of London Series A*, 1993, vol. 443, pp. 607-621.

[HAD93c] M. Hadfield, T.A. Stolarski, R.T. Cundill et S. Horton. *Failure Modes of Pre-Cracked Ceramic Elements Under Rolling Contact*. *Wear*, 1993, vol. 169, pp. 69-75.

[HAD94] M. Hadfield, S. Tobe, et T.A. Stolarski. *Subsurface Crack Investigation on Delaminated Ceramic Elements*. *Tribology International*, 1993, vol. 27, pp. 359-367.

[HAD95] M. Hadfield and T. A. Stolarski, *Observations of Delaminated Fatigue on Pre-Cracked Ceramic Elements in Rolling Contact*. *Ceramics International*, 1995, vol. 21, pp. 125-130.

[HAM76] B.J. Hamrock, D. Dowson. *Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts. Part I- Theoretical foundation*. ASME Journal of Lubrication Technology series F, 1976, vol. 98, n°2, pp 223-229.

[HAM76b] B.J. Hamrock, D. Dowson. *Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts. Part II- Ellipticity parameter results*. ASME Journal of Lubrication Technology series F, 1976, vol. 98, n°3, pp. 375-383.

[HER81] H. Hertz. *Über die Berührung fester Elastischer Körper*. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 1881, vol. 92, pp. 156-171.

[HIR54] G. Hirn. *Sur les principaux phénomènes qui présentent les frottements Médiats*. *Bulletin de la Société Industrielle de Mulhouse*, 1854, vol. 26, pp. 188-277.

[HEI84] J. Heinrich et M. Boehmer. *Some high-temperature properties of hot-isostatic-pressed silicon nitride*. *Ceramic Forum International cfi/Ber. DKG*, 1984, vol. 61, n°8, pp. 399-405.

[IOA85] E. Ioannides et T.A. Harris. *A New Fatigue Life Model for Rolling Bearings*. ASME Transaction, *Journal of Tribology*, 1985, vol. 107, n°3, pp. 367-378.

[ISO281] *Roulements - Charges dynamiques de base et durée nominale*. Norme Internationale ISO 281/1, 1990.

[ISO6507] *Matériaux métalliques -- Essai de dureté Vickers -- Partie 1: Méthode d'essai*. Norme Internationale ISO 6507-1:2005, 2015.

[JAC01] C. Jacq. *Limite d'endurance et durée de vie en fatigue de roulement du 32CrMoV13 nitruré en présence d'indentations*. Thèse de doctorat. Lyon : INSA de Lyon, 2001.

[JAC02] C. Jacq, D. Nélias, G. Lormand et D. Girodin. *Development of a three-dimensional semi-analytical elastic-plastic contact code*. ASME Journal of Tribology, 2002, vol. 124, n°4, pp. 653–667.

[JOS15] A. Joshi, B. Kachhia, H. Kikkari, H. Sridhar et D. Nélias. *Running Torque of Slow Speed Two-Point and Four-Point Contact Bearings*. Lubricants, 2015, vol. 3, pp. 181-196.

[KAC62a] N.N. Kachanov. *Hardenability of bearing steel*. Metal Science and Heat Treatment, 1962, vol. 4, pp. 48–51.

[KAC62b] N.N. Kachanov. *The effect of certain factors on hardenability of ShKh15 steel*. Metal Science and Heat Treatment, 1962, vol. 4, pp. 499–502.

[KAN91] M. Kaneta et Y. Murakami. *Propagation of semi-elliptical surface cracks in lubricated rolling/sliding elliptical contacts*. ASME Transaction, Journal of Tribology, 1991, vol. 113, n°2, pp. 270-275.

[KAT94] H. Kato, T.S. Eyre et B. Ralph. *Wear mechanism map of nitrided steel*. Acta Metallurgica et Materialia, 1994, vol. 42, pp. 1703–1713.

[KLE02] H. Klemm. *Corrosion of silicon nitride materials in a gas turbine environment*, Journal of the European Ceramic Society, 2002, vol. 22, n°14-15, pp. 2735-2740.

[KLE13] M.A. Klecka, G. Subhash et N.K. Arakere. *Microstructure Property Relationships in M50-NiL and P675 Case-Hardened Bearing Steels*. Tribology Transactions, 2013, vol. 56, pp. 1046-1059.

[KOU15] E. Koumi, T. Chaise et D. Nélias. *Rolling contact of a rigid sphere/sliding of a spherical indenter upon a viscoelastic half-space containing an ellipoidal inhomogeneity*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2015, vol. 80, pp. 1-25.

[LAW94] B.R. Lawn. *Indentation of ceramics with spheres: a century after Hertz*. Journal of the American Ceramic Society, 1994, vol. 81, pp. 1977-1794.

[LEV08] G. Levesque et N.K. Arakere. *An investigation of partial cone cracks in silicon nitride balls*. International Journal of Solids and Structures, 2008, vol. 45, pp. 6301-6315.

[LEV09] G. Levesque. *Critical Flaw Size in Silicon Nitride Ball Bearings*. Thèse de doctorat. Gainesville (USA) : MAE - University of Florida, 2009.

[LUN47] G. Lundberg, et A. Palmgren. *Dynamic Capacity of Rolling Bearings*. Acta Polytechnica, Mechanical Engineering Series, Royal Swedish Academy of Engineering Sciences, 1947, vol. 1, n°3, pp. 1-52.

[MAC01] J. Mackerle. *Finite element and boundary element analysis on indentation problems: a biography (1997-2000)*. Finite Elements in Analysis and Design, 2001, vol. 37, pp. 811-819.

[MAR16] H.M. Martin. *Lubrication of gear teeth*. Engineering (London), 1916, vol. 102, pp. 119-121.

[FRE12] S. Freiman et J.J. Mecholsky. *The Fracture of Brittle Materials*. 2011, ed. J. Wiley & Sons, 300 p.

[MIN96] J.R. Miner, J. Dell, A. Galbato et M.A. Ragen. *F-117-PW-100 hybrid bearing ceramic technology insertion*. ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1996, vol. 118, pp. 434-442.

[MOR15] G.E. Morales et A. Gabelli. *The progression of surface rolling contact fatigue damage of rolling bearings*. Tribology Transactions, 2015, vol. 58, pp. 418-431.

[OTS94] A. Otsuka, H. Sugawara, M. Shomura, M. Aoyama, S. -K. Yoo, et M. Shibata. *En japonais (Mechanism of Rolling Contact Fatigue and Mode II Fatigue Crack Growth)*. Journal of the Society of Materials Science, Japan, 1994, vol. 43, pp. 55-61.

[PAR71] R.J. Parker, E.V. Zaretsky et M.W. Dietrich. *Rolling-element fatigue lives of four M-series steels and AISI 52100 at 150 f*. Rapport Technique D-7033, NASA Lewis Research Center, Cleveland, Ohio, USA, 1971.

[PEA93] P.K. Pearson et M.M. Dezzani. *Rolling Contact Behavior of Nitrided Surfaces*. Advanced Materials and Processes for Aerospace Transmission, Institution of Mechanical Engineers Seminar, London, 1993.

[PEN01] O. Penas, R. Zenati, J. Dubois et G. Fantozzi. *Processing, microstructure, mechanical properties of Si₃N₄ obtained by slip casting and pressureless sintering*. Ceramics International, 2001, vol. 27, pp. 591-596.

[PET83] N.P. Petrov. *En russe (Friction in machine and effect of the lubricant)*. Inzhenernyj Zhurnal, St-Peterbourg, 1883, vol. 1, pp.71-140.

[PIO06] A.E. Piotrowski et M.J. O'Brien. *A novel test method to measure the fracture toughness of ceramic balls used in bearings*. Fatigue and Fracture in Engineering of Materials and Structures, vol. 29, pp. 558-572.

[POP82] D. Popgoshev et R. Valori. *Rolling contact fatigue evaluation of advanced bearing steels*. ASTM, Rolling Contact Fatigue Testing of Bearing Steels: A Symposium, 1982, n°771, ed. J.J.C. Hoo, pp. 342-357.

[RAE77] A.W.J.M. Rae, D.P. Thompson et K.H. Jack. *The Role of additives in the densification of nitrogen ceramics, Ceramics For High Performance Applications*. Proceedings of the 2nd Army Materials Technology Conference, 1977, pp. 1039-1067

[SAD09] F. Sadeghi, B. Jalalahmadi, T.S. Slack, N. Raje et N.K. Arakere. A review of rolling contact fatigue, Journal of Tribology, 2009, vol. 131, n°4, pp. 1-15.

[SIB61] L.B. Sibley et F.K. Orcutt. *Elastohydrodynamic Lubrication of Rolling Contact Surfaces*. ASLE Transactions, 1961, vol. 4, pp. 234-249.

[SIM75] A. Simbürger. *Festigkeitsverhalten zäher werkstoffe bei einer mehrachsigen phasenverschobenen schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen hauptspannungsrichtungen*. Thèse de doctorat. Darmstadt (Allemagne) : Technische Hochschule Darmstadt, 1975, 247 p.

[SOR82] C.C. Sorrell. *Silicon nitride and related nitrogen ceramics: I. Phase equilibria and properties of reaction bonded and hot pressed M-Si-O-N systems*. Journal of the Australian Ceramic Society, 1982, vol. 18, n°2, pp. 22-34.

[STA05] *Standard Test Method for Ultimate Strength of Advanced Ceramics with Diametrically Compressed C-Ring Specimens at Ambient Temperature*. ASTM Standards, 2005, vol. 15.01, n°C1323-96, 6 p.

[STR02] E. Streit et W. Trojahn. *Duplex hardening of aerospace bearings*. ASTM, Bearing steel technology, 2002, ed. J.M. Beswick, p. 386-98.

[STR07] E. Streit, J. Brock et P. Poulin. *Performance evaluation of « duplex hardened » bearings for advanced turbing engine applications*. Journal of ASTM International, 2007, vol. 3, n°4, pp. 1-9.

[TAL92a] T.E. Tallian. *Simplified contact fatigue life prediction model – Part II: New model*. Journal of Tribology, 1992, vol. 114, pp. 214-222.

[TAL92b] T.E. Tallian. *Simplified contact fatigue life prediction model – Part I: Review of published models*. Journal of Tribology, 1992, vol. 114, pp. 207-213.

[TAL99] T.E. Tallian. *Failure atlas for hertz contact machine elements. 2nd ed.* 1999, ed. ASME Press, 486 p.

[TAN81] K. Tanaka et T. Mura. *A dislocation model for fatigue crack initiation*. Journal of Applied Mechanics, 1981, vol. 48, n°1, pp. 97-103.

[THE89] L. Themelin. *Comportement mécanique et résistance à l'oxydation de nitrures de silicium et titane densifiés ou post-densifiés par compression isostatique à chaud*. Thèse de doctorat. Limoges : Université de Limoges, 1989.

[TON12] E. Tonicello. *Etude et modélisation de la fatigue de contact en présence d'indentation dans le cas de roulements tout acier et hybrides*. Thèse de doctorat. Lyon : INSA de Lyon, 2012.

[TOW83] B. Tower. *First Report on Friction Experiments (Friction of Lubricated Bearings)*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1883, pp. 632-659.

[VER95] P. Vergne et D. Nélias. *Tribological and rheological properties of a MIL-23699 lubricant*. Proceedings of the International Tribology Conference, Yokohama, 1995, pp 691-696.

[WAN00] Y. Wang et M. Hadfield. *The influence of ring crack location on the rolling contact fatigue failure of lubricated silicon nitride: experimental studies*. Wear, 2000, vol. 243, pp. 157-166.

[WAN07] W. Wang, P.L. Wong, F. He et G.T.Y. Wan, G. T. Y. *Experimental Study of the Smoothing Effect of a Ceramic Rolling Element on a Bearing Raceway in Contaminated Lubrication*. Tribology Letters, 2007, vol. 28, pp 89-97.

[WEB99] B. Weber. *Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque*. Thèse de doctorat. Lyon : INSA de Lyon, 1999.

[WOE86] G. Woetting et G. Ziegler. *Powder Characteristics and Sintering Behaviour of Si₃N₄-Powders*. Powder Metallurgy International, 1986, vol. 18, n°1, pp. 25-32.

[YAG10] K. Yagita et C. Ohki. *Plasma Nitriding Treatment of High Alloy Steel for Bearing Components*. NTN Technical Review, 2010, vol. 78, pp. 33-40.



INSA

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : ROBITAILLE
(avec précision du nom de jeune fille, le cas échéant)

DATE de SOUTENANCE : 14/12/2016

Prénoms : Corentin, Lucien

TITRE : Etude de la fatigue des roulements hybrides en conditions de fonctionnement aggravées.

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2016LYSEI141

Ecole doctorale : MEGA de Lyon

Spécialité : Génie Mécanique

RESUME :

Ce travail est consacré à l'étude de la fatigue des roulements hybrides (Si3N4 / M50 Duplex) soumis à des sollicitations extrêmes. Dans un premier temps, nous avons étudié le comportement expérimental du M50 trempé et du M50 Duplex sollicités en fatigue de roulement en présence d'indentation artificielle, dans le cas d'un contact hybride. Nous avons alors pu mettre en évidence le rôle prépondérant du glissement et nous avons pu caractériser et localiser l'endommagement relatif à ces conditions extrêmes. Aussi deux études portant sur la fissuration des éléments M50 Duplex, fissures radiales en bord d'indent, et sur la fissuration des éléments céramique Si3N4, sous forme de C-Cracks, ont été réalisées et ont permis d'évaluer la résistance de ces matériaux en sollicitation aggravée. Dans une seconde étape, nous avons mis au point une méthode d'évaluation du gradient de plasticité par mesure de la micro-dureté qui nous a permis de caractériser le M50 Duplex dans la zone de diffusion de la nitruration. Le processus d'indentation a alors été simulé par le logiciel éléments finis ABAQUS. Ces simulations ont permis d'analyser les mécanismes responsables de la fissuration des indents sur M50 Duplex. Enfin une étude numérique tridimensionnelle du roulement sur indent a été réalisée *via* le code semi-analytique ISAAC, développé au laboratoire LAMCOS de l'INSA de Lyon. Cette étude a permis d'évaluer le cycle de chargement au voisinage d'indents sollicités en fatigue de roulement. L'application du critère de Dang Van à ce cycle de sollicitation a alors permis de donner des indications quant à la prédiction de l'endommagement au voisinage d'indents.

MOTS-CLÉS : RCF - Plasticité - Si3N4 - M50 Duplex - Nitruration - Fatigue de roulement - Contact Hybride - Dang Van - Indentation - Machine bi-disque - C-Cracks - Endommagement

Laboratoire (s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures
UMR CNRS 5259 - INSA de Lyon
18-20 rue des Sciences
69621 Villeurbanne Cedex FRANCE

Directeur de thèse: Pr. Daniel NELIAS - Pr. Angelo MAZZU

Président de jury : Guillermo MORALES-ESPEJEL

Composition du jury : Agnès FABRE
Francesco MASSI
Daniel NELIAS
Angelo MAZZU
Giorgio DONZELLA