

Influence of roughness in contact fatigue : role of running-in

Pierre Stéphan

▶ **To cite this version:**

Pierre Stéphan. Influence of roughness in contact fatigue : role of running-in. Engineering Sciences [physics]. Ecole Polytechnique X, 2009. English. NNT : . pastel-00005313

HAL Id: pastel-00005313
https://pastel.hal.science/pastel-00005313

Submitted on 24 Aug 2009

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.

THESE

Présentée pour obtenir

Le Grade de Docteur

ECOLE DOCTORALE DE L'ECOLE POLYTECHNIQUE

par

Pierre STEPHAN

INFLUENCE DE LA RUGOSITÉ EN FATIGUE DE CONTACT : ROLE DU RODAGE

Soutenue le 3 juin 2009 devant la commission d'examen :

Prof.	**L.**	**VINCENT**	
Prof.	**C.**	**HOOKE**	**Rapporteur**
Prof.	**G.**	**DEGALLAIX**	**Rapporteur**
Prof.	**K.**	**DANG VAN**	
Prof.	**A.A.**	**LUBRECHT**	
Dr.	**C.**	**RICHARD**	
Dr.	**H.P.**	**LIEURADE**	
Dr.	**L.**	**HOUPERT**	**Invité**
Dr.	**D.**	**GIRODIN**	**Invité**
Dr.	**P.**	**DELOEIL**	**Invité**

Cette thèse a été préparée au Laboratoire de Mécanique des Solides (LMS) de l'Ecole Polytechnique, au Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures (LaMCoS) de l'INSA de Lyon et au Centre Technique des Industries Mécaniques de Senlis (CETIM).

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au Laboratoire de Mécanique des Solides de L'école Polytechnique, au Laboratoire de Mécaniques des Contacts et des Structures de l'INSA de Lyon et dans le pôle Fatigue des Composants Mécaniques du CETIM de Senlis. Je tiens à remercier Messieurs HALPHEN, COMBESCURE et FENG puis RICARD de m'y avoir accueilli.

Je remercie Messieurs HOOKE et DEGALLAIX d'avoir accepté d'être les rapporteurs de ma thèse ainsi que les membres du jury, Madame RICHARD et Messieurs VINCENT, DANG VAN, LUBRECHT, LIEURADE, HOUPERT, GIRODIN et DELOEIL.

Pour tous leurs conseils avisés et leur soutien, je tiens à remercier mes directeurs de thèse Ton LUBRECHT et Ky DANG VAN. Un vif remerciement également à Habibou MAITOURNAM pour tous ses conseils et sa patience de tous les instants.

Je tiens à exprimer un chaleureux remerciement à M. Henri-Paul LIEURADE pour toute l'attention qu'il a porté à mon travail, pour m'avoir appris à rédiger et présenter des résultats scientifiques.

Je tiens également à remercier Maxence BIGERELLE pour sa précieuse collaboration lors du choix des paramètres de rugosité pertinents.

Je remercie également tous les membres du groupe de travail "Fatigue des roulements" pour tout l'intérêt porté à mon travail ainsi que pour leurs remarques pertinentes pendant ces trois années de thèse.

Une pensée également pour tous mes collègues de bureau qui se sont succedés et qui ont égayé le bureau : Nico (ou M. L'INDICE, ZELDA, ZBALDA et autres versions encore inconnues de son nom de famille, également intermittent du Cetim et éleveur de Volvo), Valentine, Shérif, Zulmira ("Tu fatigues ma beauté", Chewlmira restera dans les mémoires), Mohammed, Jérôme (mon premier stagiaire), Clément, Constantin, Tom (et l'échelle de la "cool attitude"). Et un merci tout particulier à ceux des bureaux d'à côté : Julien ("toujours être au top", le ski, le kite et toutes les mémorables soirées..), Yann (et les soirées PES, les quelques matchs de tennis), Galiane (aujourd'hui bilingue et aware), Lucie et Sandrine (Clark se souviendra de vous), Diana ("la vague"), Jérôme et Aurélien, Adeline.

Je tiens à exprimer toute ma gratitude à mes anciens et nouveaux collègues du pôle FCM pour leur accueil et leur gentillesse : Annie (Chef de pôle bis), Josette, Odile (merci pour tous les gateaux), Annick, Bob, Jeff (sans qui je n'aurais certainement jamais intégré le Cetim), Catherine, Guillaume (merci pour ta patience et tes réponses sur la bi-disque.. Aujourd'hui je te la confie à nouveau), Pascale et Clotilde (combien de points de mesure RX??), Isabel, Jean-Pierre D. (notre éternel débat sur les chemises et les rayures), Jean-Pierre B. (et le roman dans le cahier de manip' de la bi-disque),

Jean-Paul, Jehan, Michel, Pierre-Christophe (et le budget, et "ce qui compte c'est la satisfaction du client"), Régis, Ludo, Fabien L., Fabien G., Sérafin (dernier héritier en date de la bi-disque), André, Cédric, Jérôme, Pascal, Jérôme, Cécile, Yanneck ("Nico est là aujourd'hui ?").

Je n'oublie pas non plus l'équipe de choc de la Tribo : Yan-Ming, Jean-Jacques, Jean-Claude (ex-aventurier et aujourd'hui photographe) et David (merci notamment pour les inombrables profils de rugosité et leur traitement informatique) ainsi que mes autres collègues du pôle Matériaux Métalliques et Surfaces, Jean-Michel C., Jean-Michel S., Pierre L., Jacques, Pierre-François, Tony, Loïc, Christophe, Marie-Louise, Jean-Marc, Laurence, Patrick, Marion, Marie-Laurence, Muriel, Claude, Eric et Gérard.

Je ne peux pas oublier de remercier tous les collègues que j'ai pu croiser au LMS et au LaMCoS. Un remerciement particulier à Ton pour tous les "restos du lundi soir" qu'il m'a fait découvrir sur Lyon.

Je ne remercierai jamais assez mes parents pour leur indéfectible soutien moral (et scientifique) qu'ils ont eu pendant toutes ses années de thèse (et pendant les précédentes !). Qu'ils sachent que je n'aurais jamais pu arriver jusque là sans eux.

NOMENCLATURE

Notation	Désignation	Dimension
a	demie largeur du contact	[m]
A_d	amplitude déformée de la rugosité	[m]
A_i	amplitude initiale de la rugosité	[m]
b	largeur de contact hertzienne	[m]
C, k , γ	coefficients caractéristiques du matériau (Armstrong Frederick)	
E_i	Module d'élasticité du matériau i	[Pa]
E^*	module d'élasticité réduit $(= \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}\right))$	[Pa]
F	force extérieure	[N]
$\bar{f}(r)$	rapport $e^{1-\frac{1}{r}}$ si $r > 1$, 1 sinon	
F_z	force normale	[N]
h_{min}	hauteur minimale du film d'huile au centre du contact calculée pour des surfaces lisses	[m]
k	limite d'élasticité en cisaillement du matériau	[Pa]
L	paramètre de matériau de Moes $(=G(2U)^{1/4})$	
L	longueur d'évaluation dans le calcul des paramètres R_a et Δ_a	[m]
M	paramètre de charge de Moes $(=W(2U)^{-3/4}$)	
p^*	pression de contact moyenne	[Pa]
$p(x)$	distribution de pression	[N]
P_0	pression de contact hertzienne	[N]
r	rapport λ_x/λ_y	[-]
R	pente des aspérités $(= \frac{h}{L})$	[-]
R_a	moyenne arithmétique de la hauteur des points du profil	[m]
$2U$	paramètre de vitesse $= (\eta_0 u_s)/(E' R_x)$	[-]
V	vitesse	$[m.s^{-1}]$
W	paramètre de charge $(= F/(E' R_x^2))$	[-]
x	abscisse d'un point	[m]
z	ordonnée d'un point d'un profil	[m]
$Z(x)$	hauteur du profil évalué dans une position quelconque x	[m]
Δ	demie amplitude de la simusoïde	[m]
Δ_a	pente moyenne de la rugosité	[°]
$\Delta\sigma$	étendue de contrainte	[Pa]
$\Delta\epsilon_p$	étendue de déformation plastique	[m/m]
η	viscosité dynamique	[Pa.s]
λ_i	longueur d'onde d'une aspérité ou d'une sinusoïde dans la direction i	[m]
μ	coefficient de frottement	[-]
∇_2	rapport $(\lambda/b)(M^{1/2}/L^{1/2})$	
σ	écart type de la rugosité de deux surfaces	
$\sigma_{R-moy-stabil}$	moyenne des contraintes résiduelles stabilisées sur une profondeur de $6\mu m$ dans la direction circonférentielle (du roulement) ou transversale	[Pa]

Introduction

Contexte de l'étude

Les roulements sont des organes essentiels et souvent vitaux des constructions mécaniques. Ils sont utilisés dans tous les domaines, du train à l'avion en passant par les machines tournantes et les vélos.

C'est au au XV$^{\text{ème}}$ siècle que le principe du roulement fut découvert par Léonard de Vinci. Cependant, ce n'est qu'au XVIII$^{\text{ème}}$ qu'il fut breveté et mis en pratique pour la première fois. Au XIX$^{\text{ème}}$ siècle, les applications et les perfectionnement des roulements se multiplièrent du fait des progrès réalisés dans le domaine de la métallurgie et des techniques de fabrication. Depuis la fin du XIX$^{\text{ème}}$ et les travaux de Hertz, la prévision de durée de vie des paliers à roulements a fait l'objet de nombreuses études et une norme a d'ailleurs été écrite à ce sujet ([1]). Cependant, cette norme ne donne pas d'indication précise sur la prise en compte de facteurs tels que la lubrification (épaisseur de film, additifs), la rugosité des surfaces en contact et les contraintes résiduelles, dans le calcul de durée de vie.

Dans ce contexte, G. Thoquenne [2] présente dans sa thèse une méthode numérique de prévision de durée de vie des paliers à roulements prenant en compte la rugosité des surfaces (via la forme de la distribution de pression au niveau du contact), les contraintes résiduelles et le gradient de propriétés mécaniques du matériau (prise en compte des traitements thermiques superficiels...), *ces paramètres étant pris à l'état après rodage du matériau.* Cet état après rodage correspond à un état stabilisé du matériau en terme de contraintes résiduelles en surface, de rugosité et/ou géométrie du contact, obtenu généralement après les premières dizaines de milliers de cycles de fonctionnement.

Or, il n'est pas envisageable industriellement de démonter des paliers à roulements après rodage pour déterminer leur durée de vie. La prévision de cet état du matériau après rodage (géométrie du contact, rugosité, contraintes résiduelles) à partir de l'état initial et des conditions d'opération (pression de contact, taux de glissement, lubrification...) est donc cruciale pour une prévision plus précise de la durée de vie des paliers à roulements.

Objectifs de l'étude

Le but du travail de thèse présenté ici est d'avancer sur la compréhension du mécanisme du rodage et d'étudier l'influence de cet état après rodage sur la durée de vie en fatigue de contact des paliers à roulements. De ce fait, les objectifs de cette étude sont de :

- mener une recherche bibliographique sur les travaux déjà effectués sur le rodage des surfaces,
- étudier expérimentalement le mécanisme de rodage dans les paliers à roulements,
- modéliser numériquement la phase de rodage afin de prédire en termes de rugosité des surfaces, de contraintes résiduelles et de gradient des propriétés mécaniques l'état après rodage du matériau à partir de son état initial,
- donner des indications sur l'influence de l'état rodé sur la durée de vie des paliers à roulements.

Table des matières

1 Synthèse bibliographique **15**

1.1 Définitions préliminaires 15

1.1.1 Le palier à roulements 15

1.1.2 Les différents modes de lubrification 16

1.1.2.1 La lubrification hydrodynamique (HD) et élastohydrodynamique (EHD) 16

1.1.2.2 Les différents régimes de lubrification 17

1.2 Mécanique du contact 20

1.2.1 Le contact idéal lisse 20

1.2.1.1 Le contact élastique : théorie de Hertz 20

1.2.1.2 Le contact élastoplastique 21

1.2.2 Modélisation du contact rugueux 22

1.3 Fatigue des paliers à roulements 24

1.3.1 La phase de rodage 25

1.3.1.1 Aspect macroscopique 25

1.3.1.2 Aspect méso et microscopique 26

1.3.2 La phase de "durée de vie" 30

1.3.2.1 Modes d'endommagement des roulements 31

1.3.2.2 Influence des conditions de fonctionnement des roulements sur leur durée de vie en fatigue de contact 33

1.3.2.3 Influence des caractéristiques des roulements 35

1.4 Conclusion 40

1.5 Hypothèses adoptées dans cette thèse 41

2 Mise en évidence expérimentale de la phase de rodage dans les roulements **43**

2.1 Matériau et lubrifiant 44

2.1.1 Caractéristiques du matériau . . . 44
2.1.1.1 Type de matériau et composition chimique . . . 44
2.1.1.2 Caractéristiques mécaniques . . . 44
2.1.1.3 Etude micrographique . . . 45
2.1.2 Caractéristiques du lubrifiant . . . 46
2.2 Présentation des moyens d'essais et de mesure . . . 47
2.2.1 Présentation de la machine bi-disques de fatigue de contact . . . 47
2.2.2 Géométrie des galets et conditions d'essai . . . 48
2.2.3 Précisions sur les essais de rodage . . . 48
2.3 Programme d'essais . . . 48
2.3.1 Objectifs poursuivis . . . 48
2.3.2 Rugosités des galets . . . 49
2.3.3 Pressions de contact . . . 49
2.3.4 Taux de glissement . . . 49
2.3.5 Lubrification . . . 50
2.3.6 Nombre de répétitions et conditions des essais de rodage . . . 50
2.3.7 Caractéristiques des galets avant essais . . . 50
2.3.8 Evaluation de la rugosité . . . 51
2.3.8.1 Choix des paramètres de rugosité . . . 51
2.3.8.2 Méthodologie de mesure . . . 52
2.3.8.3 Définition des paramètres de rugosité étudiés . . . 52
2.3.9 Evaluation des contraintes résiduelles . . . 54
2.4 Résultats des essais de rodage . . . 55
2.4.1 Essais entre galets de même rugosité théorique ($R_a = 0{,}2\mu m$) . . . 55
2.4.1.1 Evolution des contraintes résiduelles de surface . . . 56
2.4.1.2 Evolution de la rugosité . . . 60
2.4.2 Comportement en contact de deux galets de rugosité différente ($R_a = 0,2\mu m$ et un autre de $R_a = 0,05\mu m$) . . . 62
2.4.2.1 Evolution des contraintes résiduelles de surface . . . 62
2.4.2.2 Evolution de la rugosité . . . 67
2.4.3 Essais entre galets de rugosité $R_a = 0{,}05\mu m$ . . . 71
2.4.3.1 Evolution des contraintes résiduelles de surface . . . 71
2.4.3.2 Evolution de la rugosité . . . 75

2.4.4 Conclusion des essais de rodage 78

3 Modélisation numérique de la phase de rodage 81

3.1 Objectif des calculs 82

3.2 Modélisation du contact 82

3.2.1 Principe 82

3.2.2 Stratégie de maillage 83

3.2.2.1 Type de maillage 83

3.2.2.2 Dimensions du maillage 84

3.2.2.3 Logiciels de calculs 85

3.2.2.4 Justification du choix d'un calcul 2D 85

3.2.3 Caractéristiques des aspérités 85

3.2.3.1 Définition de la pente des aspérités 85

3.2.3.2 Choix de h et L 86

3.2.4 Choix et détermination de la loi de comportement 86

3.2.5 Conditions aux limites du calcul 87

3.2.5.1 Conditions aux limites dans le cas des indentations successives 87

3.2.5.2 Conditions aux limites dans le cas des passages d'une aspérité sur une autre 88

3.3 Paramètres du calcul 89

3.3.1 Indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage 89

3.3.2 Indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement 90

3.3.3 Passages successifs d'une aspérité sur une autre 90

3.4 Résultats des calculs numériques 91

3.4.1 Hypothèses préliminaires 91

3.4.1.1 Contact lubrifié sans glissement 91

3.4.1.2 Cas du contact lubrifié avec glissement 92

3.4.1.3 Synthèse 93

3.4.2 Prévision de l'état après rodage à partir des calculs d'indentations successives fixes 94

3.4.2.1 Prévision des contraintes résiduelles en surface 94

3.4.2.2 Prévision de la géométrie résiduelle 94

3.4.3 Prévision de l'état après rodage à partir des calculs d'indentations successives aléatoires . . . 96
3.4.3.1 Prévision des contraintes résiduelles en surface . . . 96
3.4.3.2 Prévision de la géométrie résiduelle . . . 96
3.4.4 Prévision de l'état après rodage à partir des calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre . . . 98
3.4.5 Synthèse des prévisions de l'état après rodage . . . 98
3.5 Conclusions . . . 98

4 Validation des résultats numériques par l'expérience 101
4.1 Démarche globale . . . 102
4.1.1 Base de comparaison des contraintes résiduelles . . . 102
4.1.2 Base de comparaison des niveaux de rugosité . . . 104
4.2 Comparaison des contraintes et des rugosités résiduelles . . . 104
4.2.1 Contraintes résiduelles en surface . . . 104
4.2.1.1 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux . . . 104
4.2.1.2 Comparaison des résultats numériques entre eux . . . 106
4.2.2 Rugosité résiduelle . . . 106
4.3 Conclusion . . . 106

5 Discussion des résultats 111
5.1 Analyse de l'influence des paramètres expérimentaux . . . 112
5.1.1 Méthodologie . . . 112
5.1.2 Analyse de l'évolution de la rugosité et des contraintes résiduelles . . . 112
5.1.2.1 Contact rugueux / rugueux . . . 112
5.1.2.2 Contact rugueux / lisse . . . 112
5.1.2.3 Contact lisse / lisse . . . 113
5.1.3 Influence de la pression de contact . . . 114
5.1.4 Influence du taux de glissement . . . 115
5.1.5 Influence de la rugosité . . . 116
5.2 Résultats numériques . . . 116
5.2.1 Loi de comportement . . . 116
5.2.2 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux . . . 116

6 Conclusions et perspectives **119**

6.1 Conclusions . . . 119

6.2 Perspectives . . . 120

7 ANNEXES **127**

A Amplitude totale et longueur d'onde moyenne des aspérités **129**

B Evolution des contraintes résiduelles en surface et des paramètres de rugosité entre éprouvettes plates et bombées de $R_a = 0,2\mu m$ **131**

C Adéquation du champ de pression numérique et analytique **135**

C.1 Présentation du calcul . . . 135

C.2 Calcul théorique . . . 136

C.3 Conclusion . . . 137

D Examen métallographique de l'acier 100Cr6 **139**

E Stabilisation des champs de contraintes résiduelles **143**

E.1 Cas des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités . . . 143

E.2 Cas des calculs d'indentations successives aléatoires . . . 143

E.3 Cas des calculs de passages d'une aspérité sur une autre . . . 144

E.4 Conclusions . . . 145

F Influence du champ de contraintes résiduelles initiales sur l'état stabilisé après rodage **147**

F.1 Introduction d'un champ des contraintes résiduelles initial équilibré . . . 147

F.2 Résultats des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités 148

F.2.1 Principe . . . 148

F.2.2 Paramètres de calculs . . . 148

F.2.3 Influence d'un champ de contraintes résiduelles initiale sur les profils des contraintes résiduelles en profondeur . . . 148

F.2.3.1 Résultats des calculs d'indentations successives . . . 149

F.2.3.2 Aplatissement résiduel maximal . . . 151

F.2.4 Résultats des calculs d'indentations aléatoires . . . 153

F.2.4.1 Principe . . . 153

F.2.4.2 Paramètres de calculs . . . 153

F.2.4.3 Comparaison des profils des contraintes résiduelles en profondeur . . . 153
F.2.5 Comparaison des champs de contraintes résiduelles obtenus après 100 indentations aléatoires . . . 155
F.2.6 Aplatissement résiduel maximal . . . 155
F.3 Résultats des calculs de passage d'une aspérité sur une autre . . . 157
F.3.1 Principe . . . 157
F.3.2 Paramètres de calculs . . . 157
F.3.3 Résultats . . . 157
F.3.4 Comparaison des champs de contraintes résiduelles obtenus après dix passages successifs d'une aspérité sur une autre . . . 160
F.3.5 Aplatissement résiduel maximal . . . 160
F.4 Comparaison des trois types de calculs . . . 160
F.4.1 Comparaison des profils de contraintes résiduelles . . . 160
F.4.2 Comparaison des champs de contraintes résiduelles . . . 160
F.4.3 Aplatissement résiduel maximal . . . 161
F.4.4 Conclusions . . . 161
F.5 Conclusion . . . 162

G Choix des conditions aux limites 163
G.1 Influence des conditions aux limites . . . 163
G.1.1 Paramètres de calculs . . . 163
G.1.2 Résultats . . . 163
G.1.3 Conclusions . . . 166

H Etude paramétrique 169
H.1 Indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage . . . 169
H.2 Indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement 170
H.3 Passages successifs d'une aspérité sur une autre . . . 171

I Synthèse résultats numériques et expérimentaux 173

J Détail des résultats numériques 175

K Gamme d'usinage des galets d'essai de rodage 183

L Calcul de l'épaisseur du film d'huile 185

M Résumé des résultats de la théorie de Hertz **189**

N Méthode de calcul de la durée de vie d'un roulement **191**

O Plan des éprouvettes de fatigue de contact pour machine bi-disque **193**

P Méthodologie de mesure : relevés profilométrique des surfaces **195**

P.1 Principe . . . 195

P.2 Positionnement du galet . . . 196

P.3 Zone de mesure . . . 196

Q Méthodologie de mesure : contraintes résiduelles **199**

R "Diagrammes de Johnson" numériques **203**

R.1 Diagramme de Johnson dans le cas des indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités 203

R.2 Diagramme de Johnson dans le cas des indentations suivant un axe vertical dont la position varie aléatoirement dans le sens horizontal . . . 205

R.3 Diagramme de Johnson dans le cas des passages successifs d'une aspérité sur une autre 205

S Justification des calculs 2D **207**

T Evolution des contraintes et rugosité pendant le rodage **213**

U Comparaison des profils expérimentaux et numériques **215**

V Evolution de l'écartement des pics lors des calculs numériques **217**

W Pression de contact relevée lors des calculs numériques **219**

X Méthode de choix des paramètres de rugosité pertinents **221**

X.1 Introduction . . . 222

X.1.1 Contexte . . . 222

X.1.2 Démarche . . . 222

X.2 Définition des paramètres de rugosités utilisés . . . 224

X.2.1 Le paramètre R_a . . . 224

X.2.2 Le paramètre Δ_A . . . 225

X.2.3 Le paramètre S_m . . . 225

X.2.4 Paramètres d'Abbott . . . 226

X.2.5 Caractéristiques de rugosité mis en évidence . . . 228

X.3 Moyens expérimentaux . . . 228
X.4 Résultats . . . 228
X.4.1 Conditions d'essais . . . 228
X.4.2 Résultats obtenus . . . 230
X.5 Discussion . . . 231
X.5.1 Caractérisation de la rugosité initiale des surfaces . . . 231
X.5.1.1 Classement des paramètres . . . 231
X.5.1.2 Analyse des résultats . . . 231
X.5.2 Effet du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces . . . 231
X.5.2.1 Classement des paramètres . . . 231
X.5.2.2 Analyse des résultats . . . 233
X.5.3 Effet de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces . . . 234
X.5.3.1 Classement des paramètres . . . 234
X.5.3.2 Analyse des résultats . . . 234
X.5.4 Effet du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces . . . 236
X.5.4.1 Classement des paramètres . . . 236
X.5.4.2 Analyse des résultats . . . 236
X.5.5 Interactions . . . 237
X.5.5.1 Interaction [Nombre de cycles * Taux de glissement] . . . 237
X.5.5.2 Interaction [Nombre de cycles * Rugosité] . . . 240
X.5.5.3 Autres interactions . . . 240
X.6 Conclusions . . . 241
X.6.1 Paramètres pertinents . . . 241
X.6.2 Niveau de l'indice de performance . . . 242
X.6.3 Interactions . . . 242
X.6.4 Paramètres d'Abbott R_k, R_{pk} et R_{vk} . . . 243
X.6.5 Analyse multiéchelle . . . 243

Chapitre 1

Synthèse bibliographique

1.1 Définitions préliminaires

1.1.1 Le palier à roulements

Le roulement est un organe mécanique de précision permettant la rotation d'une pièce par rapport à une autre en réduisant le frottement. Il assure trois fonctions principales [3] :

- la transmission des efforts,
- la rotation précise d'une pièce avec un minimum de frottement,
- le positionnement d'un arbre par rapport à son logement.

Un roulement est généralement fabriqué en acier ou en céramique suivant l'application pour laquelle il est conçu. Il se compose de plusieurs parties (voir figure 1.1) :

- Une bague intérieure et une bague extérieure,
- Un corps roulant (billes, rouleaux ou aiguilles),
- Une cage séparant les corps roulants.

Afin de leur garantir une durée de vie suffisamment longue, les paliers à roulements sont lubrifiés à la graisse ou à l'huile. Suivant leurs conditions de fonctionnement (chargement, vitesse de fonctionnement ...), différents régimes de lubrifications peuvent intervenir :

- un régime de lubrification hydrodynamique (HD),
- un régime de lubrification élastohydrodynamique (EHD).

De plus amples informations sur ces modes de lubrification sont données dans le paragraphe suivant.

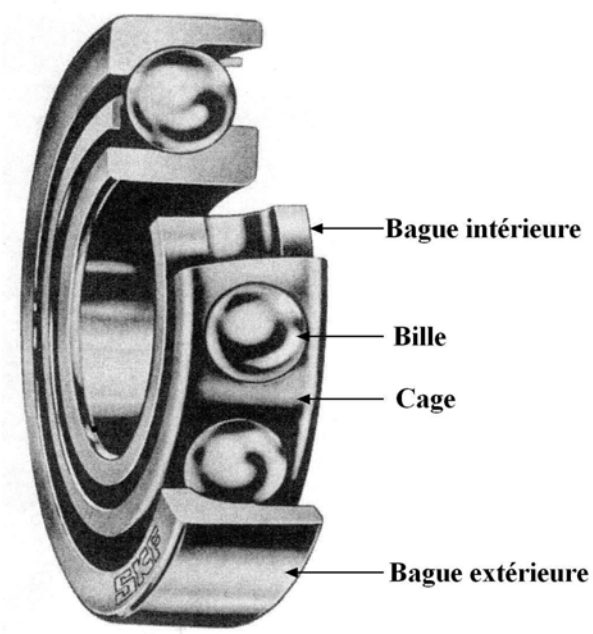


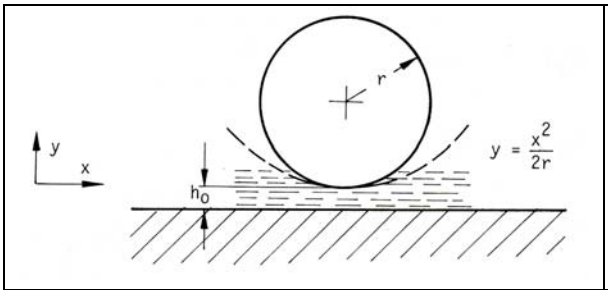
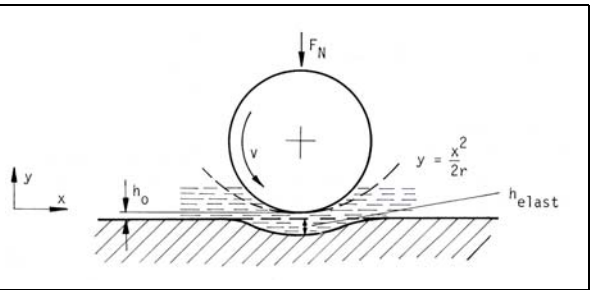
FIG. 1.1 – Exemple de roulement à billes [4]

1.1.2 Les différents modes de lubrification

1.1.2.1 La lubrification hydrodynamique (HD) et élastohydrodynamique (EHD)

On parle de *lubrification hydrodynamique (HD)* lorsque que les deux surfaces en contact sont entièrement séparées par un film de lubrifiant et que les pressions générées dans le film sont faibles [5, 6]. Au niveau du contact, il n'y a donc pas de déformation élastique importante des surfaces (voir tableau 1.1).

Lorsque les pressions générées dans le film d'huile sont fortes, elles provoquent des déformations élastiques importantes au niveau du contact. Ces dernières peuvent être supérieures à l'épaisseur du film dans la contact. La géométrie du film de lubrifiant est alors modifiée et on parle de régime de *lubrification élastohydrodynamique (EHD)* (voir tableau 1.1) [6].

	
Lubrification HD	Lubrification EHD

TAB. 1.1 – Lubrification hydrodynamique (HD) et élastohydrodynamique (EHD)

Dans le cas de la lubrification EHD, la répartition de pression n'est plus celle trouvée dans le cadre du contact statique où la distribution des pressions est hémisphérique ou ellipsoïdale. Elle est illustrée en figure 1.2 [6].

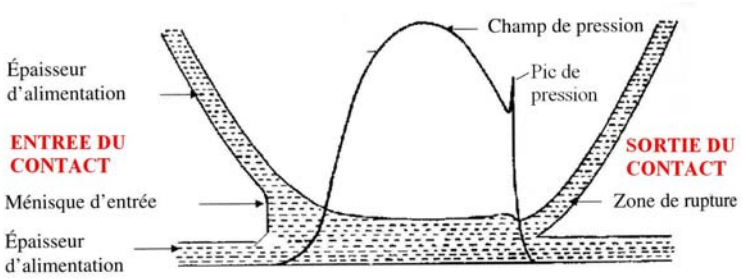


FIG. 1.2 – Profils de pression et différentes zones de contact [6]

On peut alors diviser le contact en trois zones :

- En entrée du contact, le lubrifiant subit une brusque montée de pression,
- Dans la zone centrale du contact, les deux surfaces sont parallèles et séparées par un film de lubrifiant d'épaisseur constante,
- En sortie du contact, un bourrelet se forme et introduit un pic de pression dont l'amplitude dépend des conditions d'opération. Ceci est dû à la formation d'un bourrelet à la sortie du contact. C'est ici que se situe l'épaisseur minimale du film d'huile. Cette zone est donc très importante car c'est à cet endroit que les interactions entre rugosités sont les plus importantes. De ce fait, cette zone conditionne l'usure des pièces en contact [6].

Dans le cadre de cette thèse, le contact entre les billes et les bagues des roulements est étudié. Dans la zone de contact, les pressions générées dans le film d'huile sont très fortes et entraînent des déformations importantes des surfaces. *On se place donc dans le cadre de la lubrification élastohydrodynamique EHD.*

1.1.2.2 Les différents régimes de lubrification

Comme on l'a vu dans le paragraphe précédent, l'épaisseur du film d'huile a un rôle important sur les contacts entre aspérités. Cette épaisseur de film d'huile est donc très importante pour la future tenue à la fatigue des pièces en contact. Trois types de régimes sont généralement distingués :

- *le régime de film épais* : dans ce cas, les deux surfaces sont séparées par un film continu de lubrifiant. Le comportement tribologique du sytème est alors gouverné par la rhéologie du lubrifiant.
- *le régime de lubrification mixte* : ce régime intervient lorsque le premier contact entre aspérité a lieu. La charge est alors supportée à la fois par le film de lubrifiant et par les aspérités en

contact.

– *le régime de lubrification limite* : dans ce régime, le film de lubrifiant est extrêment mince et la charge est entièrement supportée par les aspérités en contact. Le frottement et l'usure du système sont alors déterminées par les interactions physico-chimiques solide/lubrifiant (additifs)[5].

La courbe de Stribeck, courbe donnant l'évolution du coefficient de frottement en fonction du paramètre de Stribeck $f(\eta V/F_z)$, donne une bonne visualisation de ces trois régimes de lubrification (voir figure 1.3). Cette courbe est très utile pour connaître, à partir de la viscosité dynamique η, de la force normale appliquée F_z et de la vitesse V, le régime de lubrification du couple de pièces en contact et donc de savoir s'il peut y a voir des risques d'usure prématurée.

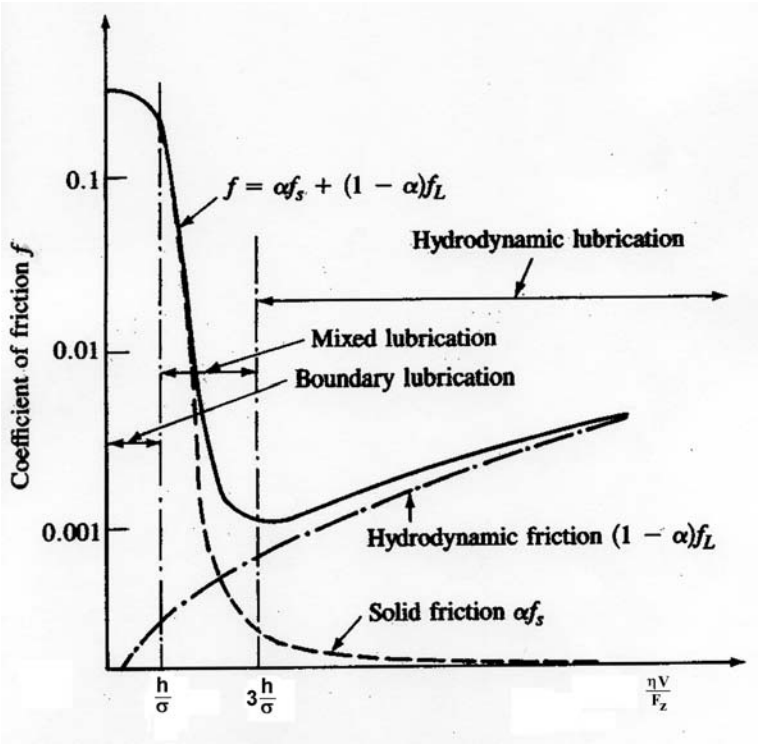


FIG. 1.3 – Courbe de Stribeck

Dans cette étude, l'épaisseur minimale de film d'huile h_m a été calculée à partir de la formule donnée par Dowson et Higginson (voir annexe L).

Afin de caractériser le régime de lubrification, on utilise généralement le rapport Λ [7] [8] défini par :

$$\Lambda = \frac{h_{min}}{\sigma} \tag{1.1}$$

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2} \tag{1.2}$$

avec :

- h_{min} : hauteur minimale du film d'huile au centre du contact calculée pour des surfaces lisses,
- σ : écart type de la rugosité des deux surfaces.

Il est admis que :

- Si $\Lambda > 3$, la rugosité n'a pas d'effet sur l'épaisseur du film d'huile car les surfaces sont totalement séparées même si quelques rugosités peuvent être en contact. On se situe alors dans le régime de film épais,
- Si $1,5 < \Lambda < 3$, on se situe dans le régime de lubrifiation mixte,
- Si $\Lambda < 1,5$, il y a contact métallique sévère. Il s'agit alors du régime de lubrification limite.

1.2 Mécanique du contact

Avant d'aborder le cas du contact entre deux solides en mouvement, il est utile d'étudier le cas plus simple du contact sec statique. Le contact lisse élastique (théorie de Hertz) puis élastoplastique entre deux corps (K.L. Johnson) puis une méthode simple de prise en compte de la rugosité sont exposés ci-après.

1.2.1 Le contact idéal lisse

1.2.1.1 Le contact élastique : théorie de Hertz

Le contact élastique sec et lisse entre deux solides paraboliques élastiques est décrit par la théorie de Hertz (1882). Lorsqu'un effort est appliqué entre deux massifs, celui-ci crée une distribution de pression à l'interface entre les deux solides. Le maximum de cette distribution de pression est généralement appelé *"pression de Hertz"*, notée p_0 (figure 1.4).

Les contraintes normales appliquées en surface engendre également un champ de contrainte de cisaillement croissant jusqu'à une profondeur, dite *"profondeur de Hertz"*, fonction de la largeur du contact, puis décroissant ensuite. De ce fait, la zone soumise aux contraintes les plus pénalisantes ne se situe pas en surface mais en sous-couche, à une profondeur dépendant de la largeur de la zone de contact. La valeur de la contrainte maximale de cisaillement est d'environ $0,3p_0$.

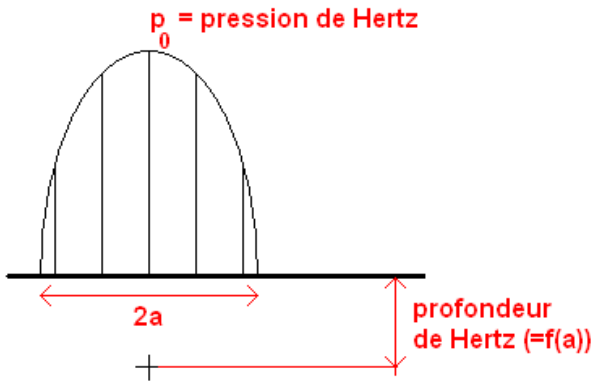


FIG. 1.4 – Contact entre deux corps élastiques

Dans la théorie de Hertz, les hypothèses suivantes sont prises en compte :

– les corps sont élastiques, isotropes et homogènes,

– l'action de contact est purement normale, pas de frottement à l'interface,

– les dimensions de l'aire de contact sont petites devant les rayons de courbure et la tailles des

corps,

– les surfaces sont lisses.

Suivant la forme des solides en contact, la zone de contact peut avoir différentes formes :

– circulaire (contact sphère/sphère par exemple),

– linéique (contact cyclindre/cyclindre par exemple),

– elliptique (cas général).

Un résumé des résultats de la théorie de Hertz est donné en annexe M.

1.2.1.2 Le contact élastoplastique

Dans les applications industrielles, les contacts ne peuvent souvent pas être considérés comme élastiques. Johnson et Jefferis [9] ont, en 1963, étudié le cas du contact d'un cylindre rigide glissant sur un plan élastoplastique. Ils ont notamment obtenu un diagramme cartographiant les domaines élastiques, d'adaptation et d'accomodation en fonction de la pression de contact hertzienne et du coefficient de frottement (figure 1.5).

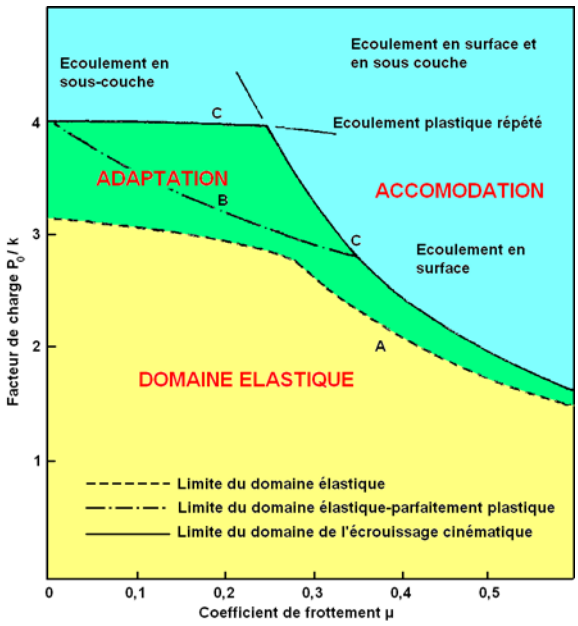


FIG. 1.5 – Carte des zones d'adaptation et d'accomodation théoriques dans le cas d'un cylindre rigide glissant sur un demi-plan élastoplastique [10]

Le diagramme obtenu se décompose en 3 zones :

– la zone du domaine élastique (en jaune),

– la zone de l'état adapté (en vert),

– la zone de l'état accomodé (en bleu).

On peut remarquer que les courbes de séparation de ces zones présentent une discontinuité à l'abscisse correspondant à un coefficient de frottement μ de 0,25. En dessous de cette valeur, l'état d'adaptation ou d'accommodation est controlé par les contraintes de sous couche. La zone de fatigue se situera donc en sous-couche ([11]). Pour $\mu > 0,25$, l'écoulement plastique est controlé par les contraintes de surface et la zone de fatigue se situera donc en surface.

1.2.2 Modélisation du contact rugueux

Le paragraphe précédent a décrit le cas du contact lisse et donne le champ de contraintes auquel sont soumis les corps en contact. Or, dans la réalité, les deux corps sont rugueux et cette théorie ne peut plus s'appliquer aussi simplement. En effet, la présence de la rugosité amène :

- des champs de contraintes locaux situés juste sous la surface : les aspérités introduisent une modification du champ de pression, créant des pics de surpressions le long de la distribution de pression hertzienne, créant ensuite des surcontraintes dans les pièces.
- des forces tangentielles dues au contact entre les pics de rugosité et du frottement local, de type métal-métal, pouvant être très important.

Johnson [12] a étudié le contact 1D d'un plan élastique soumis à une distribution de pression sinusoïdale, modélisant ainsi la surface rugueuse. Ce cas peut se rencontrer dans le contact entre deux pièces tournées par exemple. De plus, il s'agit d'une simplification du cas réel complexe.

On peut alors distinguer trois cas :

- le contact entre le plan et les aspérités est partiel (figure 1.6c),
- le contact entre le plan et les aspérités est total, le fond des vallées n'étant cependant soumis à aucune pression (figure 1.6b),
- le contact entre le plan est les aspérités est total mais le fond des vallées est soumis à une pression non nulle.

Cas du contact partiel Johnson indique que, dans le cas du contact partiel, il n'y a pas de contact continu entre les deux surfaces. Les contacts sont localisés sur des bandes de largeur $2a$ correspondant aux sommets des ondulations (voir figure 1.6 (c)). Dans ce cas, on considère que les déplacements de surface correspondent à chaque zone de contact prise individuellement ($|x - n\lambda| \leq a$) et où la largeur de chaque zone de contact a doit être déterminée comme partie de la solution. En dehors des zones de contact, la pression $p(x)$ est nulle et les surfaces ne s'interpénétrent pas. Si les zones de contact sont petites vis à vis de la longueur d'onde λ (contact peu chargé), un contact aura un effet négligeable sur ces voisins.

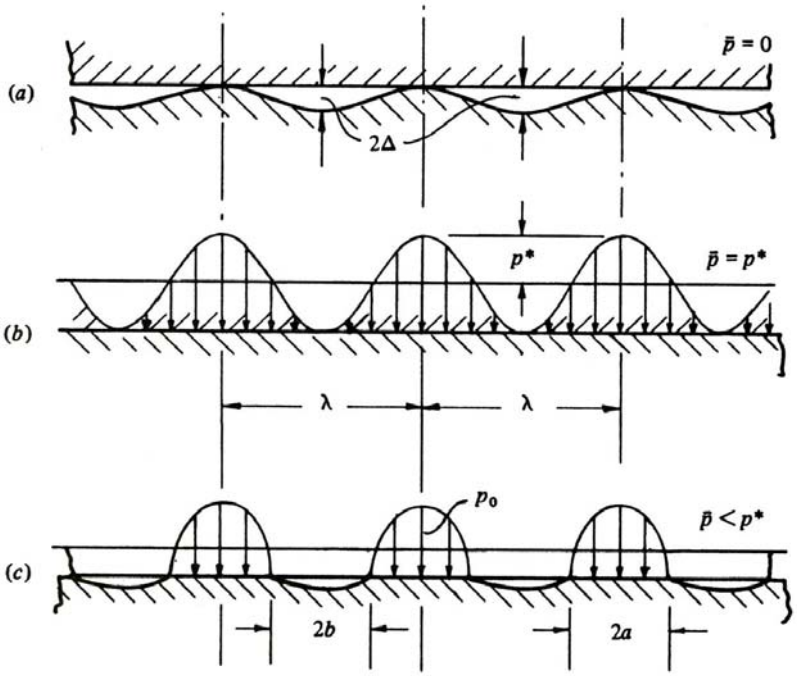


FIG. 1.6 – Contact d'une surface plane avec une surface sinusoïdale [12] : (a) déchargé ($\bar{p} = 0$) (b) contact total ($\bar{p} = p^*$) (c) contact partiel ($\bar{p} < p^*$).

Dans ce cas, *il est possible de considérer chaque contact individuellement comme hertzien* et de superposer les contraintes et déplacements résultants.

Cas du contact total Pour des charges plus importantes, l'interaction entre les contacts adjacents devient significative et une solution complète doit être trouvée (voir figure 1.6 (b)). Lorsque la distribution de pression est telle que celle présentée en figure 1.6(b), c'est-à-dire les aspérités sont totalement écrasées et le fond des vallées tout juste en contact avec le plan rigide, la pression de contact moyenne p^* est alors donnée par :

$$p^* = \frac{\pi E^* \Delta}{\lambda} \tag{1.3}$$

(1.4)

avec $E^* = \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}\right)$ module d'élasticité réduit, λ longueur d'onde de la sinusoïde, Δ demie amplitude de la simusoïde.

Lorsque le contact est de type cylindre / cylindre ayant leurs axes perpendiculaires, sphère / sphère ou encore sphére / plan, et que l'un des solides possède une rugosité sinusoïdale, la forme de la distribution de pression est telle que donnée en figure 1.7 [13].

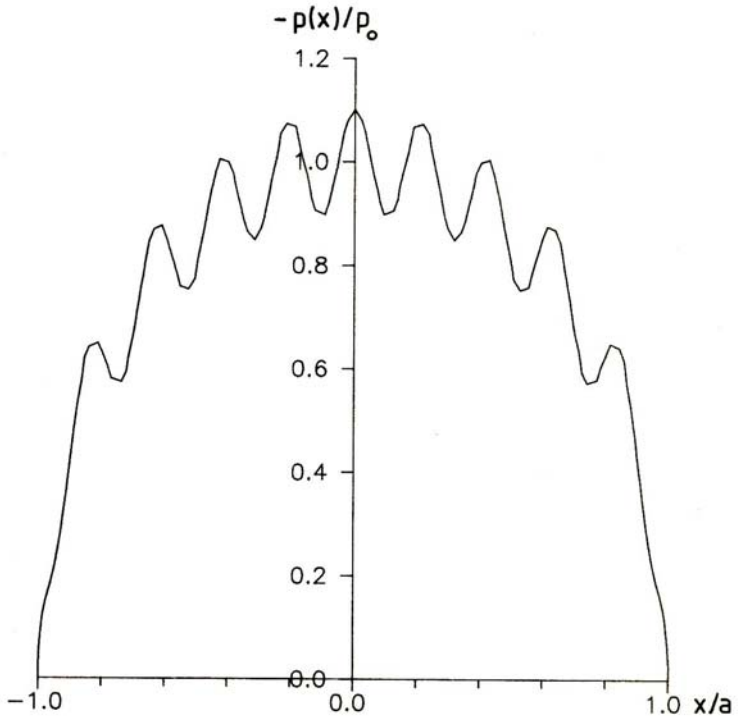


FIG. 1.7 – Distribution de pression typique trouvée pour le contact d'un cylindre rugueux sur un demi plan élastique (ici, contact total) [13]

1.3 Fatigue des paliers à roulements

La durée de vie d'un palier à roulements peut être décomposée en deux phases principales qui seront étudiées ici :

- *la phase de rodage*, constituant les quelques premières dizaines de milliers de cycles de la vie du palier à roulements, pendant laquelle la géométrie de contact et/ou la rugosité, et les contraintes résiduelles de surface se stabilisent,
- *la phase de durée de vie*, qui suit la phase de rodage et qui peut durer plusieurs dizaines de millions de cycles.

1.3.1 La phase de rodage

La phase de rodage est la première étape de la durée de vie d'un roulement. Cette phase, très courte, est cependant extrêmement importante pour la durée de vie future du palier à roulements car c'est elle qui fixe l'état stabilisé en termes de rugosité des pièces en contact, géométrie résiduelle, et contraintes résiduelles de surface, qui sont des facteurs déterminants dans la tenue à la fatigue [2] des pièces mécaniques.

La phase de rodage peut être étudiée à deux échelles :

- *l'échelle macroscopique* : on observe alors globalement l'effet des paramètres de fonctionnement (charge, taux de glissement, lubrification...) et des paramètres intrinsèques du palier à roulements sur l'évolution de la rugosité et des contraintes résiduelles de ses composants (bagues et corps roulant),
- *l'échelle méso et microscopique* : on s'intéresse alors uniquement à l'évolution de l'état d'une ou quelques aspérités soumises aux conditions de fonctionnement du palier à roulements. On tente alors d'expliquer les phénomènes observés à l'échelle macroscopique à partir de résultats numériques ou expérimentaux trouvées à l'échelle méso et microscopique.

1.3.1.1 Aspect macroscopique

Le rodage des surfaces est une phase durant laquelle plusieurs changements morphologiques ont lieu. Christansen [14] et Ostvik et Christansen [15] indiquent que, pendant le rodage, les aspérités les plus hautes s'aplatissent et se déforment plastiquement. Cette idée est reprise par Sreenath et Raman [16], D.M. Bailey et al.[17] et Jia-Jun et Yin-Qian [18]. Sreenath et Raman [16] et Jia-Jun et Yin-Qian [18] ajoutent que de l'usure (enlèvement de matière) peut également avoir lieu lors du rodage.

Ces deux mécanismes provoquent une augmentation de la surface de contact (D.M. Bailey et al.[17], J-H. Horng et al. [19]), ce qui réduit les pressions de contact et les contraintes de sous-couche résultantes.

L'aplatissement des aspérités est également à l'origine d'une augmentation de l'épaisseur du film d'huile (Jia-Jun et Yin-Qian [18], Kelly et al. [20]), caractérisée par le rapport Λ, et du développement de tribofilms. Chou et Lin [21] ajoutent avoir observé, dans le cas du contact entre deux éprouvettes lisses, une *augmentation de la rugosité* de leur pièces après rodage et supposent que ceci a entraîné une *augmentation du volume d'huile stocké* entre les surfaces en contact. On peut également ajouter que ces remontées sont généralement très faibles par rapport à l'aplatissement des sommets des aspérités.

En conséquence des changements induits par l'usure et/ou la déformation plastique des surfaces, l'état de surface des pièces en contact change jusqu'à se stabiliser (G. Thoquenne [2]). Chou et Lin

[21] indiquent également que la phase de rodage cause une augmentation de la rugosité de leurs éprouvettes quand celles-ci sont lisses et une diminution de la rugosité des éprouvettes après rodage quand celles-ci sont rugueuses. Il est également observé que lorsque deux pièces en contact ont des rugosités différentes, la rugosité de la pièce la plus rugueuse s'améliore tandis que la rugosité de la pièce la plus lisse se dégrade [2] [21] . Foucher et al. [22] et Kelly et al. [20] observent, lors de leurs essais sur machine bi-disques, une diminution du nombre de pics de rugosité dans la zone où les surfaces sont en contact.

Tous ces changements en surface s'accompagnent de changements dans le volume. Chou et Lin [21] pensent qu'il n'y a pas de doutes sur le fait que les changements les plus évidents dus au rodage apparaissent sur les surfaces ou en sous-couche. Ils indiquent que ces changements sont accompagnés de changements significatifs dans la microstructure et la texture crystallographique, c'est à dire l'orientation préférentielle des cristaux. Archard [23] indique que, dans le cas de l'usure de l'acier, lorsque deux surfaces sont en frottement, les couches en surface subissent un écrouissage important, ce qui peut être à l'origine d'une amélioration de la résistance à l'usure.

Il est également observé que la fin de la période de rodage s'accompagne de la stabilisation de la valeur du coefficient de frottement. En effet, Chou et Lin [21] et J-H. Horng et al. [19] ont remarqué, pendant leurs essais, que la valeur du coefficient de frottement décroît rapidement jusqu'à une *valeur stabilisée*. T.G. King et K.J. Stout [24] ajoutent que plus les surfaces en contact sont rugueuses, plus la valeur stabilisée de ce coefficient de frottement est élevée.

Le rodage est donc une phase pendant laquelle interviennent déformation plastique et/ou usure (enlèvement de matière) suivant les conditions de fonctionnement des pièces en contact. *Dans cette thèse, on supposera que le rodage est dominé par la déformation plastique des aspérités* du fait de la rugosité très faible des pièces en contact et des conditions de fonctionnement de celles-ci.

Les observations faites sur la phase de rodage sont résumées dans le tableau 1.2.

1.3.1.2 Aspect méso et microscopique

Afin de mieux comprendre les effets du rodage sur la rugosité des surfaces en contact, de nombreux auteurs se sont intéressés aux contacts entre aspérités. Dans le cas du contact entre deux corps roulant l'un sur l'autre, deux types de contact entre rugosités ont généralement lieu :

- si les deux corps en contact présentent une rugosité transversale, il y aura contact transversal entre les aspérités, comme montré dans le tableau 1.3.
- si les deux corps en contact présentent des rugosités longitudinal, il y aura contact tel que celui montré dans le tableau 1.3.Il est possible de rencontrer ce type de contact dans les roulements à

Paramètres	Observations après rodage	Explications
Pression de contact	- Baisse de la pression de contact [19, 17, 14, 15]	- Augmentation de l'aire de la surface de contact
Usure	- Augmentation de la résistance à l'usure après rodage [19, 26, 20, 21, 25]	- Augmentation de l'aire de la surface de contact [19] - Augmentation de la rugosité des pièces en contact [20, 25] - Augmentation de l'épaisseur du film d'huile [20] - Formation de film tribochimique [21] - Ecrouissage en surface [23]
Frottement	- Baisse du coefficient de frottement jusqu'à stabilisation - Plus le coefficient de frottement initial est élevé, plus la valeur stabilisé est élevée [21, 19, 24]	- Formation de film tribochimique [19] - Contact entre aspérités encore présent dans le cas des fortes rugosités [24]
Température du contact	- Augmentation de la température pouvant amener de l'oxydation, de l'usure et de la déformation plastique - Noircissement des surfaces [20, 21]	- Rôle de la température flash [19]
Etat de surface	- Augmentation de la rugosité des surfaces dans le cas du contact d'éprouvettes lisses[2, 21] - Baisse de la rugosité des surfaces dans le cas du contact d'éprouvettes rugueuses [2, 22]	
Film d'huile	- Augmentation de l'épaisseur du film d'huile [18, 20, 21, 19]	- Lissage des surfaces [18] - Augmentation de la rugosité équivalente et donc du volume d'huile stocké dans les vallées des rugosités [21]

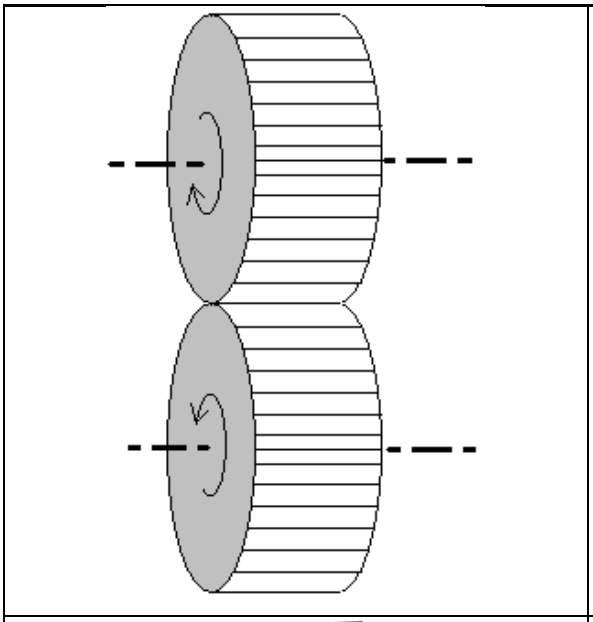
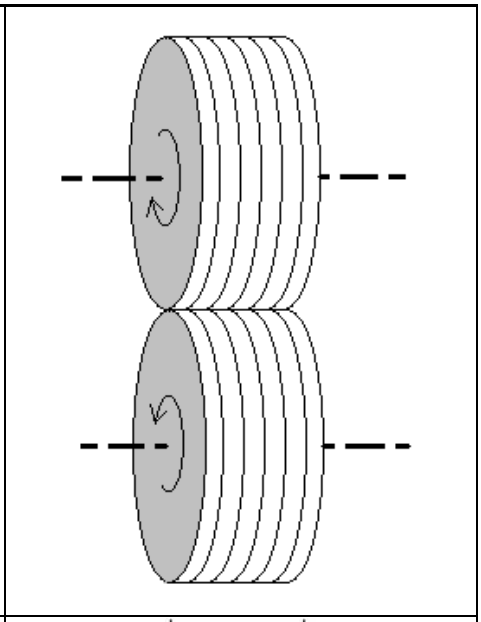
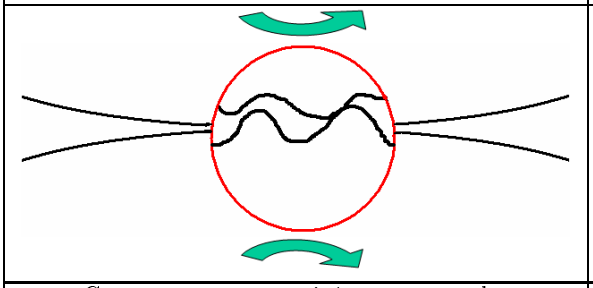
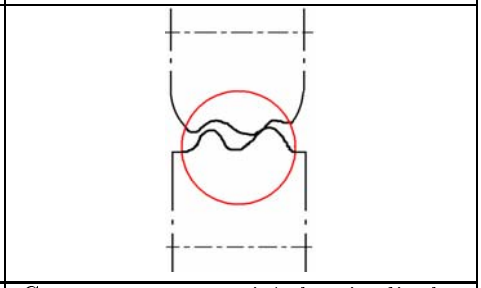
TAB. 1.2 – Résumé des observations menées sur la phase de rodage

rouleaux ou à aiguilles par exemple.

En général, le contact réel entre aspérités se situe entre le cas du contact entre aspérités transversales et le cas du contact entre aspérités longitudinales.

La déformation des aspérités par indentation ou le passage d'une aspérité sur une autre a été étudiée expérimentalement, numériquement et théoriquement par de nombreux auteurs. Celles-ci ont été généralement modélisées par des coins [27, 28, 29], des cylindres [30] ou des sinusoides [31, 32]. Les calculs d'indentations ou de passage d'une aspérité sur une autre peuvent être interprétés comme des simplifications des cas de contact entre rugosités longitudinales ou transversales. Dans cette thèse, on supposera par exemple que les calculs d'indentations représentent le cas du contact entre rugosités longitudinales ou transversales sans glissement et que le passage d'une aspérité sur une autre ces mêmes cas de contact avec glissement.

La déformation des aspérités par indentation a été étudiée largement par A.H. Uppal et S.D. Probert [33, 34, 35, 36, 37] et Barwell et al. [38]. Dans toutes leurs expérimentations, ils indentent

	
	
Contact entre rugosités transversales	Contact entre rugosités longitudinales

TAB. 1.3 – Contact entre rugosités transvervales ou entre rugosités longitudinales

une aspérité ductile par un plan lisse rigide. Ils notent un aplatissement des aspérités et, sous fortes charges, une remontée du matériau sur les bords des aspérités.

Le passage latéral d'une aspérités sur une autre a fait l'objet de nombreux travaux. Des études expérimentales ont été menées successivement par Green [39], Greenwood et Tabor [40], Edwards et Halling [28], Challen et Oxley [27], Black et al. [29] et Tasan et al. [41, 42] auxquelles sont venues s'ajouter des études numériques (A.G. Tangena et al. [30], Cheng et Wu [31]) et théorique (Johnson et Shercliff [32]).

Ces travaux ont permis d'obtenir des renseignements sur l'évolution de la forme des aspérités, la valeur du coefficient de frottement entre deux aspérités, l'influence de la pente ou du rayon de courbure des aspérités sur les contraintes en sous-couche.

Les principales conclusions de ces travaux sont que :

- la pente des aspérités en contact baisse après un passage d'une aspérité sur une autre,
- plus la pente des aspérités est faible, plus les contraintes de Von Mises au centre du contact sont faibles,

- si la longueur d'onde des aspérités est suffisamment grande, chaque contact peut être considéré comme hertzien,
- la pente des aspérités a beaucoup d'influence sur le coefficient de frottement macroscopique,
- le coefficient de frottement local peut être très élevé.

Le tableau 1.4 donne des valeurs de coefficients de frottement entre aspérités en fonction des matériaux en contact et du type de lubrification. On remarque que les valeurs du coefficient de frottement sont de l'ordre de 0,05 à 2. Le présence d'un lubrifiant abaisse le coefficient de frottement jusqu'à des valeurs inférieures à 0,05.

D. François et al. [43] présentent un modèle de contact entre aspérités. Ils indiquent qu'à l'échelle du contact entre aspérités, le contact entre deux aspérités peut se diviser en trois étapes principales qui contribuent au frottement (voir figure 1.8) :

1. les microcontacts subissent successivement des déformations élastiques, puis plastiques accompagnées de l'interpénétration des aspérités.
2. L'interpénétration des aspérités amène le développement de liaisons adhésives entre les aspérités.
3. Les jonctions créées se cisaillent et une détente élastique de l'aspérité a lieu.

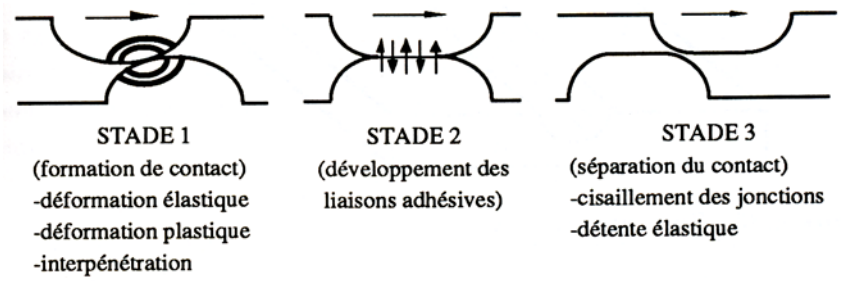


FIG. 1.8 – Etapes du passage d'une aspérité sur une autre [43]

D. François et al. [43] précisent que deux mécanismes se distinguent, la déformation élastique et plastique et l'adhésion. Ces mécanismes ne sont pas indépendants généralement mais, dans certains cas, un processus peut s'avérer indépendant et les autres négligeables en première approximation.

Le tableau 1.5 présente un synthèse des conclusions obtenues après les travaux effectués sur le passage du aspérité sur une autre.

Matériaux	Coefficient de frottement μ
Métaux purs dans le vide	> 5
Métaux purs dans l'air sec	0,8 - 2
Métaux purs dans l'air humide	0,5 - 1,5
Acier sur métaux de frottement (plomb, bronze)	0,1 - 0,5
Acier sur céramiques (diamant, glace, etc)	0,1 - 0,5
Céramiques sur céramiques (ex : carbures sur carbures)	0,05 - 0,5
Polymère sur polymère	0,05 - 1
Métaux et céramiques sur polymères (PTFE, PE ...etc)	0,04 - 0,5
Lubrifiants solides (MoS_2, graphite)	0,05- 0,2
Lubrification hydrodymanique	0,001 - 0,005

TAB. 1.4 – Coefficients de frottement [43]

Paramètres	Observations
Forme de l'aspérité	- Pour les aspérités coin, baisse de la pente [27] - Tout le matériau déplacé du sommet de l'aspérité ne se retrouve pas dans le bombement créé [32] - Lorsqu'une aspérité est trois fois plus dure que l'autre, elle ne plastifie pas [32]
Usure / rupture	- L'usure n'interviendra que pour un faible pourcentage d'aspérité - La lubrification favorise la non-rupture des aspérités [27] [29]
Coefficient de frottement	Le coefficient de frottement peut être très élevé localement [43]
Pente, rayon de courbure	- La pente a beaucoup d'effet sur le coefficient de frottement macroscopique [30] - Baisse des contraintes de Von Mises au centre du contact d'autant plus importante que la pente est faible [31] - Augmentation des contraintes de Von Mises au centre des vallées d'autant plus importante que la pente est faible [31]
Champ de contraintes	Si l'interférence entre les aspérités est faible, chaque contact peut être considéré comme hertzien [31]
Raideur	Les aspérités sont plus raides si l'axe de la rugosité est parallèle à la direction de roulement [41]

TAB. 1.5 – Synthèse des conclusions obtenues après les travaux menés sur le passage d'une aspérité sur une autre

1.3.2 La phase de "durée de vie"

Après avoir atteint son état rodé, le palier à roulements va tourner pendant plusieurs dizaines de millions de cycles avant son endommagement. Cet endommagement par fatigue peut être caractérisé par :

- du micro-écaillage (ou micro-spalling),
- de l'écaillage (ou spalling),
- de l'usure (due à un 3^{eme} corps par exemple),
- du grippage (scuffing).

Dans le cas des roulements, le phénomène de fatigue se produit généralement entre la bague intérieure ou extérieure et le corps roulant (voir figure 1.1). Ces quatre types d'endommagement par usure

et fatigue ainsi que les paramètres influant sur la durée de vie d'un palier à roulements sont détaillés dans les paragraphes suivants.

1.3.2.1 Modes d'endommagement des roulements

⋆ **Le micro-écaillage**

Le micro-écaillage (ou microspalling ou micropitting pour les engrenages) est un mode d'endommagement par fatigue apparaissant à la surface des matériaux en contact (voir figure 1.9). C'est une usure évolutive où le métal est éliminé sous forme de petites écailles (de 10 à 25μm de longueur et de de 10 à 20μm de profondeur) . Ce mode d'endommagement est notamment influencé par la rugosité, la vitesse linéraire des pièces en contact, la rhéologie du lubrifiant et le rapport lambda Λ, rapport entre l'épaisseur du film d'huile et la rugosité équivalente des surfaces en contact [44, 45].



FIG. 1.9 – Exemple de micro-écaillage sur une dent de pignon [46]

⋆ **L'écaillage**

L'écaillage (ou spalling ou pitting, voir figure 1.10) provient généralement de la propagation des fissures de surface à travers l'épaisseur du matériau, fissure s'initiant généralement en sous-couche à la profondeur de Hertz. La taille de ces écailles est plus importante que dans le cas du micropitting : leur longueur est de l'ordre du dixième de millimètre voire du millimètre pour une profondeur de l'ordre du dixième de millimètre. Généralement, ce mode d'endommagement est dépendant de la contrainte de Hertz, de la contrainte de cisaillement à la surface et de la formation du film lubrifiant [45].

Berthe [48] a montré que l'endommagement par écaillage semble être reliée à deux paramètres :

- Le rapport du maximum de la contrainte de compression de Hertz et de la valeur de la limite élastique du matériau,
- L'épaisseur du film d'huile (rapport Λ).

⋆ **L'usure**



FIG. 1.10 – Exemple d'écailles sur une bague intérieure de roulement [47]

Il existe deux types d'usure : le premier est un mode d'endommagement continu, dans des conditions de film fin et de vitesses faibles, quand les interactions entre les rugosités de surface des matériau peuvent avoir lieu. Ce mode d'endommagement amène un enlèvement de matière à chaque cycle de chargement [45]. Le second mode d'usure est l'usure par un "troisième corps", des débris d'usure en suspension dans l'huile par exemple. Dans ce cas, ce sont les particules d'usure très dures qui usinent les matériaux en contact.

⋆ **Grippage (Scuffing)**

Le scuffing est un mode d'endommagement instantané, où les matériaux en contact se soudent sous pression et température, généralement dans des conditions de vitesses moyennes à élevées [45] (voir figure 1.11).



FIG. 1.11 – Exemple de scuffing sur une bague de roulement [49]

⋆ **Synthèse**

Les modes d'endommagement décrits ci-dessus apparaissent selon :

– les conditions de fonctionnement des roulements (pression de contact, caractéristiques du lubrifiant, taux de glissement ...),

– les caractéristiques intrinsèques du palier à roulements (rugosité des surfaces, matériau ...).

L'influence de ces paramètres sur la durée de vie des paliers à roulements est donnée dans les paragraphes suivants.

1.3.2.2 Influence des conditions de fonctionnement des roulements sur leur durée de vie en fatigue de contact

La durée de vie des roulements est fortement influencée par ses conditions de fonctionnement, à savoir :

– la pression de contact,

– le taux de glissement,

– le frottement à l'interface,

– le régime de lubrification du contact et donc le lubrifiant utilisé.

Une forte pression de contact peut provoquer des changements microstructuraux importants [50]. De plus, la présence d'un défaut de surface accélère la propagation de fissures proches de la surface jusqu'à la profondeur de Hertz. Ceci est à l'origine de la formation d'écailles profondes, catastrophiques pour un élément de machine tournante [51]. Lieurade et al. [52] indiquent également que, pour certaines nuances d'aciers à rails, une augmentation du rapport p_0/τ_e (p_0 étant la pression de contact maximale et τ_e la limite d'élasticité en cisaillement du matériau) conduit à une réduction de la durée de vie.

Concernant l'influence du taux de glissement, D. Nélias et al. [51] supposent qu'il peut être à l'origine de micro-fissures transverses observées sur les surface en contact. M.L. Dumont [26] ajoute qu'en roulement avec glissement, le frottement à l'interface lubrifiant/massif semble jouer un rôle déterminant dans le mode d'amorçage et de propagation des fissures. Dans le cadre des essais sur machine bi-disques menés pendant sa thèse, M.L. Dumont a observé des fissures orientées selon la direction transverse à celle du roulement.

Le frottement peut entraîner trois phénomènes (Suh et al [53]) :

– la déformation plastique des aspérités,

– de l'adhésion,

– du labourage.

Lieurade et al. [52] confirment qu'une augmentation du coefficient de frottement entraîne une augmentation rapide des déformations plastiques résiduelles de cisaillement. Ils observent également qu'une augmentation de la valeur du coefficient de frottement conduit à une réduction de la durée de

vie.

Concernant le développement de fissures dues au contact, M.L. Dumont [26] précise que l'inclinaison des fissures par rapport à la surface est liée à la direction du frottement : la propagation des fissures s'effectue dans le sens oppposé à celui du frottement.

L'huile utilisée dans la lubrification des roulements est d'une importance primordiale pour leur durée de vie. En effet, en plus des microfissures existantes à la surface et suivant le mouvement de la charge, de la direction du frottement et de l'orientation des fissures, le lubrifiant peut aider à la propagation des fissures de surface par des effets de pression hydraulique [44]. La quantité d'huile prisonnière dans les fissures est liée à l'écoulement d'huile et à sa viscosité. La pollution de l'huile (par des particules solides ou des liquides, eau par exemple) joue également un rôle important dans la tenue à la fatigue des roulements : des particules solides peuvent créer des indents qui vont créer à la fois une perturbation du film d'huile et des zones de fortes concentrations de contraintes (Xu et al. [54] et Ville et Nélias [55]), la présence d'eau provoque une fragilisation des surfaces et donc une baisse de la durée de vie (R. Barnsby et al. [56], figure 1.12)). Sayles et MacPherson [57] ajoutent que plus le taux de contamination de l'huile est important, plus la durée de vie des roulements sera faible.

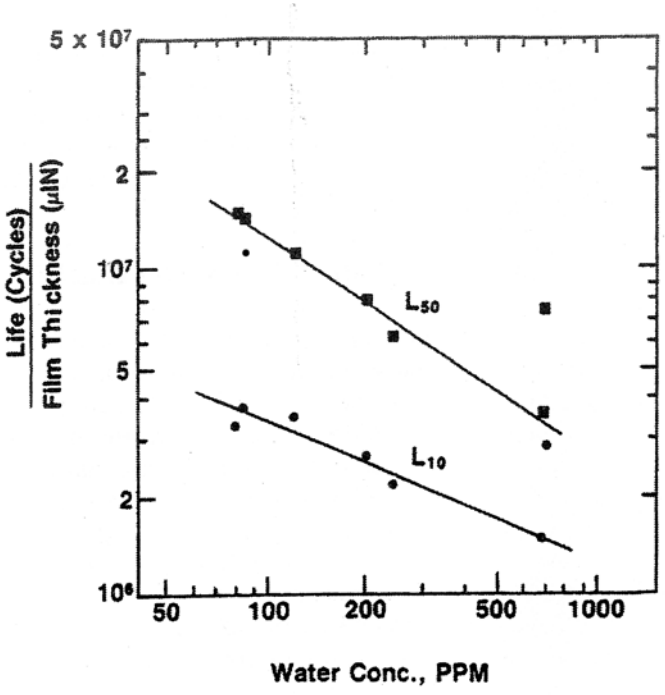


FIG. 1.12 – Influence de l'eau sur la durée de vie des roulements [56]

Il est important de noter que les caractéristiques intrinsèques d'un lubrifiant sont dépendantes de :

– la température d'utilisation du lubrifiant,

– des additifs,

En effet, une hausse de le température de l'huile joue sur la viscosité de l'huile, les réactions chimiques entre l'huile et la surface et sur les forces adhésives entre les surfaces [58]. Horng et al. [59] indiquent qu'en lubrification limite ou EHL, *l'augmentation de la charge* et/ou *la vitesse de rotation* sont des facteurs contrôlant l'élévation de température du lubrifiant. Chou et Lin [21] ajoutent que la température de l'huile est aussi déterminée par deux facteurs, *les coefficients de frottement* créés pendant la lubrification et *l'application de prérodage* sur les éprouvettes. La hausse de la température de l'huile influe également sur l'épaisseur du film d'huile et donc le régime de lubrification.

Les additifs présents dans l'huile sont les éléments gérant les propriétés du lubrifiant. On compte de très nombreux additifs ajoutés aux huiles de base. Parmi eux, on trouve les additifs épaississants, antiusure, abaisseurs du point d'écoulement, détergents, dispersants, antirouille, anticorrosion, émulsifiants, antimousse, désémulsifiants, colorants, ...

Les additifs supposés avoir un rôle prédominant en fatigue de contact sont les additifs antiusure, antimousse, détergents, dispersants, extrême pression (EP) et antioxydants. Ces additifs jouent sur la viscosités du film d'huile et sa faculté à se cisailler. C.C. Chou et J.F. Lin [60] montrent que l'ajout d'un additif EP dans une huile de base atténue la vitesse d'écrouissage de la surface de contact ce qui conduit à une amélioration de la durée de vie à la fatigue (à la rupture par pitting). De plus, certains additifs, par réactions chimiques avec les surfaces de contact, forment des tribofilms sur celles-ci. Ces couches améliorent la tenue à la fatigue des pièces en contact [61]. Ceci a été observé dans la thèse de G. Thoquenne [2]. Il faut cependant noter que les additifs ne sont pas toujours seuls à produire des tribofilms.

Cependant, les additifs soit-disants bénéfiques à la tenue en fatigue de contact peuvent parfois avoir un rôle nocif dans la durée de vie en fatigue. Par exemple, Torrance et al. [62] ont montré que l'additif EP utilisé dans leur étude réduisait la durée de vie des roulements, probablement par un mécanisme de fatigue-corrosion avancé.

Synthèse Le tableau 1.6 donne un résumé de l'influence des paramètres de fonctionnement sur la tenue à la fatigue de contact.

1.3.2.3 Influence des caractéristiques des roulements

Influence de la rugosité La rugosité est un des facteurs influant sur la durée de vie en fatigue de deux pièces en contact. En effet, elle joue un rôle important dans :

- la valeur du coefficient de frottement,
- la pression locale de contact,
- la propagation de fissures.

Paramètre	Influence	Explication
Température de l'huile	- influe sur l'épaisseur du film d'huile et donc sur le régime de lubrification - réduit le frottement - distribue la pression de contact dans le film d'huile	- Réactions chimiques entre additifs ou entre additifs et surface suivant la température et le chargement
Additifs	- Améliorent les caractéristiques de l'huile de base - Améliorent la tenue à la fatigue	- Réactions chimiques entre additifs et avec les surfaces en contact, - Création de tribofilms
Contamination	Plus la contamination est importante, plus la tenue à la fatigue est faible	- Crée des perturbations dans le film d'huile - Crée des zones de fortes concentrations de contraintes (indents) - Si contamination par de l'eau, fragilisation des surfaces
Frottement	Plus le frottement est important, plus la tenue à la fatigue est faible	- Déformations plastiques des aspérités - Adhésion, labourage - Contraintes en surface et sous-couche créées d'autant plus fortes que le frottement est important
Glissement	- Plus le glissement est important, plus la tenue à la fatigue est faible - supposé être à l'origine de microfissures orientées perpendiculairement à la direction de roulement	- Contraintes en surface et sous-couche créées d'autant plus fortes que le glissement est important
Chargement	- Plus le chargement est important, plus la tenue à la fatigue est faible - peut être à l'origine de changements microstructuraux	- Augmentation des champs de contraintes avec l'augmentation de la pression de contact - aide à la formation de fissures

TAB. 1.6 – Synthèse : influence des paramètres de fonctionnement sur la durée de vie des roulements

– Rugosités et propagation des fissures

M.L. Dumont [26] a mené une étude expérimentale (essais sur banc d'essais de fatigue de contact bi-disques) sur l'acier 100Cr6 soumis à des pressions de contact de 1,5 , 2,5 et 3,5 GPa. Elle a mis en évidence que la finition des éprouvettes influe non seulement sur la durée de vie des pièces en fatigue de contact, mais aussi sur le lieu d'amorçage des fissures. En effet, pour les éprouvettes avec surfaces non polies (R_a=0,5 μm), les fissures s'amorcent en surface tandis que pour les éprouvettes avec surfaces polies (R_a=0,1μm), l'amorcage des fissures a lieu en sous-couche à la profondeur de Hertz. Elle indique également que, dans le cas des éprouvettes non polies et dans ses conditions d'essais, l'influence de l'état de surface est prépondérante devant celle des inclusions.

Les marques dues au processus de fabrication sont à l'origine de microfissures en surface. Une longueur d'onde importante produit une fluctuation de la pression normale et conduit parfois à l'amorçage de fissures en sous couche en mode de cisaillement [51]. Flamand et al. [52] indiquent que dans un contact sec rugueux, la microgéométrie introduit des surpressions pouvant augmenter fortement les contraintes et créant des maxima secondaires proches de la surface des massifs. Le rayon de courbure

moyen des pics d'aspérités est également important pour les valeurs des contraintes au niveau des pics [22]. La conséquence de la superposition des contraintes de Hertz aux contraintes locales dues à la rugosité peut accelérer la propagation de fissures de la surface de contact vers la sous couche jusqu'à ce que la profondeur de Hertz soit atteinte. Le rodage des aspérités de faible longueur d'onde est également d'une grande importance car elles produisent de fortes concentrations de contrainte, même à de faibles charges normales [51].

– **Rugosités et pression de contact**

B.-R. Höhn et al. [63] montrent expérimentalement que plus la rugosité de la surface est forte, plus la pression maximale mesurée sur le contact est élevée. Les pics et les vallées de rugosité se traduisent par des pics et des vallées de pression autour de la distribution de pression elliptique de Hertz.

Il est également rappelé par D. Foucher et al. [22] que la distribution des hauteurs de pics de rugosités, caractérisée par la moyenne et l'écart type, gouverne l'épaisseur minimum de film EHD dans le contact rugueux et donc par conséquent la durée de vie des pièces en contact.

– **Rugosités et coefficient de frottement**

Horng et al. [59] ont mené une étude expérimentale sur le rôle des irrégularités de surface dans le comportement tribologique d'éléments roulants en aciers sous contact en roulement-glissement. Leurs résultats expérimentaux montrent que le motif de la rugosité (longitudinale, transversale...) ainsi que la hauteur des pics de rugosités sont des paramètres importants pour la valeur du coefficient de frottement. Il indique également que le plus faible taux d'usure est obtenu avec la rugosité la plus faible.

– **Influence de l'orientation des rugosités**

Horng et al. [59] indiquent dans leur étude que, sous une certaine charge et avec une certaine vitesse de rotation, le coefficient de frottement des éléments roulants ayant des rugosités orientées dans le sens transversal (sans tenir compte des hauteurs de rugosités) est plus faible que pour les surfaces dont les rugosités sont orientées dans le sens longitudinal. Ils précisent également qu'un plus faible coefficient de frottement est créé par des hauteurs d'aspérités plus faibles pour les éléments roulant ayant une rugosité transversale. Ils ont également vérifié qu'en lubrification mixte, la température de l'huile est reliée au motif de la rugosité. Une autre de leurs remarques est que le taux d'usure maximum est obtenu avec un motif de rugosité transversal.

B.-R. Höhn et al. [63] ont étudié expérimentalement (essais sur machine bi-disques) l'effet de l'orientation des rugosités sur l'épaisseur du film d'huile et la distribution de pression de contact. Ils indiquent que, dans le cas d'un meulage circonférentiel de leurs éprouvettes, l'épaisseur du film d'huile décroît avec l'augmentation de la rugosité de la surface. Par contre, dans le cas d'un meulage

transversal, cette finition n'a pas d'influence sur l'épaisseur du film d'huile (voir figures 1.13 et 1.14).

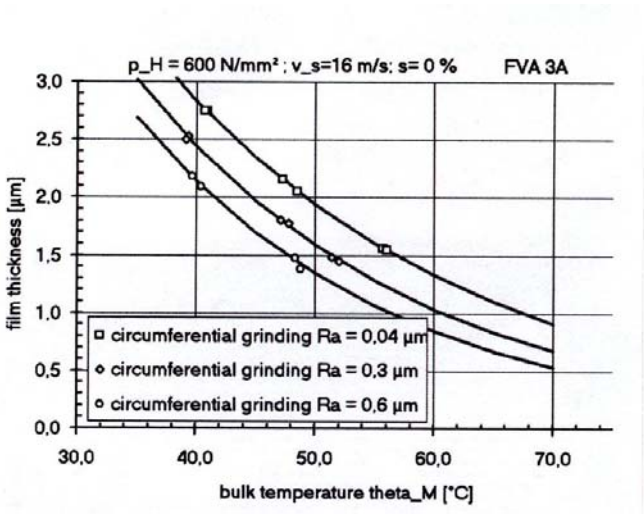


FIG. 1.13 – Influence de la rugosité circonférentielle (obtenue par meulage) sur l'épaisseur du film d'huile [63]

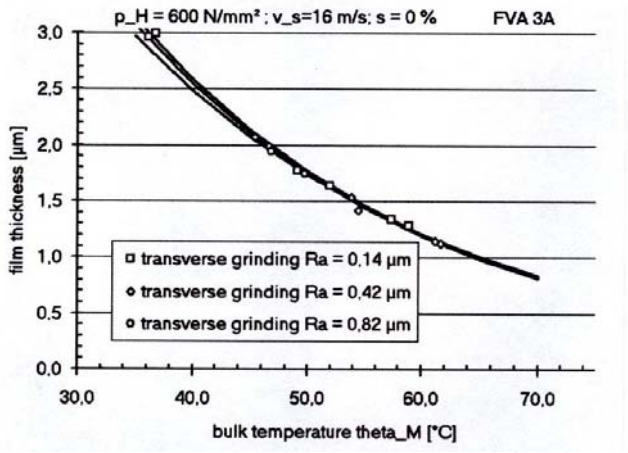


FIG. 1.14 – Influence de la rugosité transversale (obtenue par meulage) sur l'épaisseur du film d'huile [63]

Kaneta et al. [64] ajoutent que la distribution de l'épaisseur du film d'huile, dans le cas de la rugosité transversale, est influencée de manière non négligeable par le coefficient glissement/roulement.

Nakajima et Mawatari [65] ont examiné l'effet de la combinaison de la rugosité de deux surfaces par rapport à l'apparition de pitting. Les résultats indiquent que le pitting est apte à apparaître sur la surface la plus lisse mais est relié à la surface la plus rugueuse quand les deux galets en contact ont des rugosités très différentes.

Influence de la métallurgie Littman et al. [66], Monnot et al. [67] et D. Nélias et al. [51] indiquent que la formation de fissures peut être une conséquence de l'interaction entre plusieurs inclusions. La fréquence des inclusions et sa distribution sont des facteurs importants dans la propagation des fissures. Une fissure qui croît est en effet attirée par les inclusions voisines d'elle.

Sanchette [68] indique que la dangerosité des inclusions peut être classée en fonction de leur nature. La forme, la taille, l'orientation, le module d'élasticité, les contraintes résiduelles autour des inclusions et la répartition des inclusions ont une grande importance. En effet, les inclusions aux contours anguleux sont plus nocives que les inclusions sphériques [26] car les concentrations de contraintes créées par les plus anguleuses sont plus importantes. De même, plus la taille des inclusions est élevée, plus leur nocivité sera grande. P. Lamagnere et al. [69] ajoutent que le module d'Young d'une inhomogénéité dans le matériau influence la durée de vie en fatigue des roulements. Plus les différences de module d'Young sont élevées, plus la durée de vie est réduite.

Lieurade et al. [52] indiquent que, dans le cas d'un acier à rail, l'affinement de la microstructure améliore à la fois les caractéristiques mécaniques monotones et cycliques du matériau.

Influence des contraintes résiduelles A.C. Batista et al. [70] indiquent qu'en fatigue de contact comme en fatigue classique, les contraintes résiduelles de compression sont bénéfiques et peuvent augmenter la durée de vie des composants car elles retardent l'initiation et le propagation des fissures. Cependant, ils précisent également qu'il ne faut pas uniquement regarder les contraintes résiduelles en surface mais aussi la forme de leur gradient ainsi que leurs valeurs. En effet, en fatigue de contact, les contraintes maximales dues au contact sont souvent situées sous la surface, ce qui peut amener des amorçages de fissures en sous-couche à partir des défauts du matériau. S.S. Cretu [71] ajoute que pour une forme de contact et un chargement donné, il existe une distribution de contraintes résiduelles optimale amenant à la durée de vie maximale.

G. Thoquenne [2] indique que la prise en compte, dans des calculs numériques, du champ de contraintes résiduelles à l'état stabilisé (après rodage) et du gradient des propriétés mécaniques du matériau, en plus de l'influence de l'état de surface (via des pics de surpression dus à la rugosité de la surface), est indispensable dans la prédiction de durée de vie des paliers à roulements.

Synthèse Le tableau 1.7 résume les influences des caractéristiques intrinsèques des matériaux en contact dans sa tenue à la fatigue.

Paramètre	Influence	Explication
Rugosité	- Augmentation de la durée de vie avec la baisse de la rugosité - Détermine le lieu d'amorçage des fissures - Influe sur l'épaisseur du film d'huile	- Plus la rugosité des pièces est importante, plus les maximas des champs de contraintes créés sont importants
Métallurgie	- Un affinement de la microstructure améliore les caractéristiques cycliques - La fréquence des inclusions et sa distribution sont des facteurs importants dans la propagation des fissures	- Les zones inclusionnaires sont des lieux de fortes concentrations de contraintes
Contraintes résiduelles	- Les contraintes résiduelles de compression sont bénéfiques pour la tenue à la fatigue	- Elles retardent l'initiation et la propagation des fissures

TAB. 1.7 – Synthèse : influence des caractéristiques intrinsèques du matériau sur la durée de vie des roulements

1.4 Conclusion

Les paliers à roulements ont fait l'objet de très nombreuses études qui ont mis en évidence les paramètres influant sur leur durée de vie (pression de contact, rugosité des pièces, taux de glissement, lubrifiant...).

La phase de rodage est toujours considérée comme une phase primordiale dans la tenue à la fatigue des roulements. Plusieurs méthodes de calcul de durée de vie ont été mises en oeuvre et peu à peu de nouveaux paramètres sont pris en compte mais aucune d'elle ne prend en compte le rodage des surfaces. La méthode développée par Thoquenne [2] prend en compte la rugosité de la surface et le gradient des propriétés mécaniques des matériaux en contact *à l'état rodé*. La rugosité des pièces en contact (à l'état rodé) est prise en compte via la distribution de pression appliquée (distribution de pression de Hertz théorique modifiée par la variation de pression due à la présence des aspérités). Les caractéristiques mécaniques du matériau à différentes profondeur (correspondantes aux couches créées par traitement de surface) sont déterminées expérimentalement par des essais de flexion quatre points. Le calcul mécanique intègre ces différentes lois de comportement. Un calcul stationnaire et l'application du critère de Dang Van permet alors de déterminer la durée de vie des pièces en contact [2].

Il apparaît que la phase de rodage semble avoir surtout fait l'objet d'études expérimentales. Une grande majorité des conclusions concernant le rodage sont des constatations expérimentales [32]. La seule étude théorique relevée est celle de Johnson et Shercliff [32]. Aucune simulation numérique de cette phase n'a été relevée.

L'objet de cette thèse est de compléter cette dernière méthode en prenant en considération le rodage des surfaces en termes de rugosité des surfaces et de contraintes résiduelles.

1.5 Hypothèses adoptées dans cette thèse

Dans la suite de cette thèse, les hypothèses suivantes sont posées :

1. On se place dans le cadre de la lubrification EHD,
2. Le rodage n'intègre que la déformation plastique des aspérités. On supposera qu'il n'y a pas d'usure des pièces en contact.

Chapitre 2

Mise en évidence expérimentale de la phase de rodage dans les roulements

Ce chapitre contient l'ensemble des résultats de l'étude expérimentale de la thèse. L'objectif de ce chapitre est plus précisement de :

- *présenter les matériaux, les moyens d'essais et d'analyse utilisés,*
- *décrire les essais de rodage et de durée de vie réalisés sur la machine bi-disque de fatigue de contact,*
- *donner les résultats de ces essais et ses conclusions.*

Cette étude expérimentale va mettre en évidence la phase de rodage des surfaces par l'évolution de sa rugosité (R_a et Δ_a la pente moyenne des aspérités) et des contraintes résiduelles en surface. L'ensemble des résultats expérimentaux servira par la suite de référence pour les modèles numériques.

2.1 Matériau et lubrifiant

2.1.1 Caractéristiques du matériau

2.1.1.1 Type de matériau et composition chimique

Le matériau utilisé pour la fabrication des galets est une nuance de l'acier 100Cr6. Il a été trempé puis revenu dans la masse à 170^{o}C. Il s'agit d'un matériau couramment utilisé pour les roulements. Le traitement thermique appliqué est notamment pratiqué dans le domaine de l'industrie automobile. La dureté relevée sur ce matériau varie de 60 à 62 HRc.

La composition chimique de ce matériau est donnée dans le tableau 2.1 :

Elément	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Cu	P	S	Al	Ti	O2
Valeur (%)	1,023	0,342	0,212	1,476	0,082	0,027	0,175	0,013	0,013	0,025	0,0020	0,00040

TAB. 2.1 – Composition chimique de l'acier 100Cr6 trempé puis revenu à 170^{o}C

2.1.1.2 Caractéristiques mécaniques

Il a été décidé d'utiliser la loi de comportement monotone identifiée dans la thèse de G. Thoquenne (acier 100Cr6 trempé puis revenu à 235^{o}C, voir figure 2.1) [2].

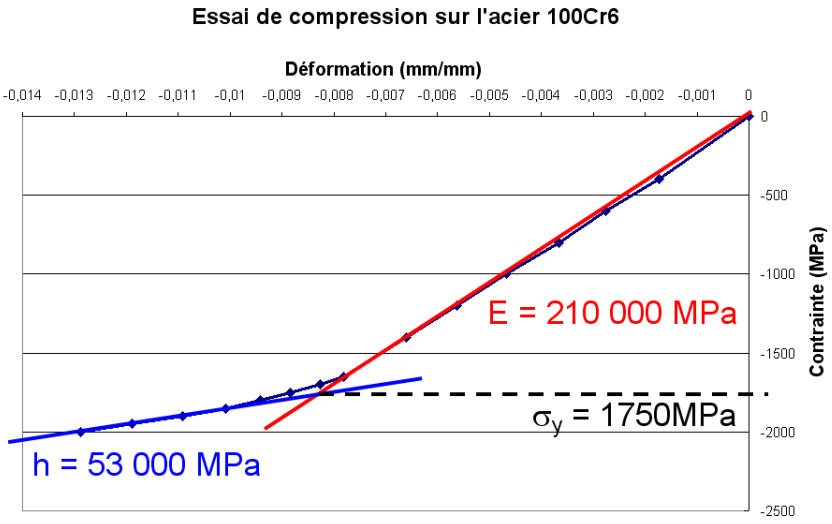


FIG. 2.1 – Essai de compression sur acier 100 Cr6

A partir de cette courbe, le module d'élasticité E ainsi que le module d'écrouissage h sont calculés.

On trouve alors :

- E = 210 000 MPa,
- h = 53 000 MPa.

2.1.1.3 Etude micrographique

Un zoom sur la structure de l'acier 100Cr6 trempé puis revenu dans la masse à 170°C est donné sur la figure 2.2.



FIG. 2.2 – Structure de l'acier 100Cr6 trempé dans la masse à 170°C (grossissement x 50)

On peut remarquer que l'acier présente une structure en bandes et que les carbures sont très peu visibles. Un analyse métallographique plus détaillée est donnée en annexe D.

2.1.2 Caractéristiques du lubrifiant

Le lubrifiant utilisé pour les essais de fatigue de contact est une huile de base minérale fournie par TOTAL. Etant donné qu'il s'agit d'une huile non commercialisée, elle ne possède pas de dénomination particulière. Ses caractéristiques sont données dans le tableau 2.2.

Données	**Valeurs**
viscosité cinématique (100^oC) (cSt)	7,8
viscosité cinématique (80^oC) (cSt)	12,6
viscosité cinématique (60^oC) (cSt)	22,9
viscosité cinématique (40^oC) (cSt)	49,3
viscosité cinématique (20^oC) (cSt)	134,6
Viscosité dynamique (80^oC) (Pa.s)	$1{,}016\ 10^{-2}$
Piézoviscosité (80^oC) (Pa^{-1})	$2{,}63\ 10^{-8}$
Coefficient viscosité-pression évalué (100^o) (GPa^{-1})	24
Coefficient viscosité-pression évalué (40^o) (GPa^{-1})	31
masse volumique (15^o) (g/cm^3)	0,8466
masse volumique (80^o) (g/cm^3)	0,8066
Thermoviscosité (K^{-1})	3585,2
Groupe	3

TAB. 2.2 – Caractéristiques de l'huile de base utilisée

2.2 Présentation des moyens d'essais et de mesure

2.2.1 Présentation de la machine bi-disques de fatigue de contact

Les essais de fatigue de contact sont réalisés sur la machine bi-disques du Cetim (conception INSA Lyon, voir figure 2.3).

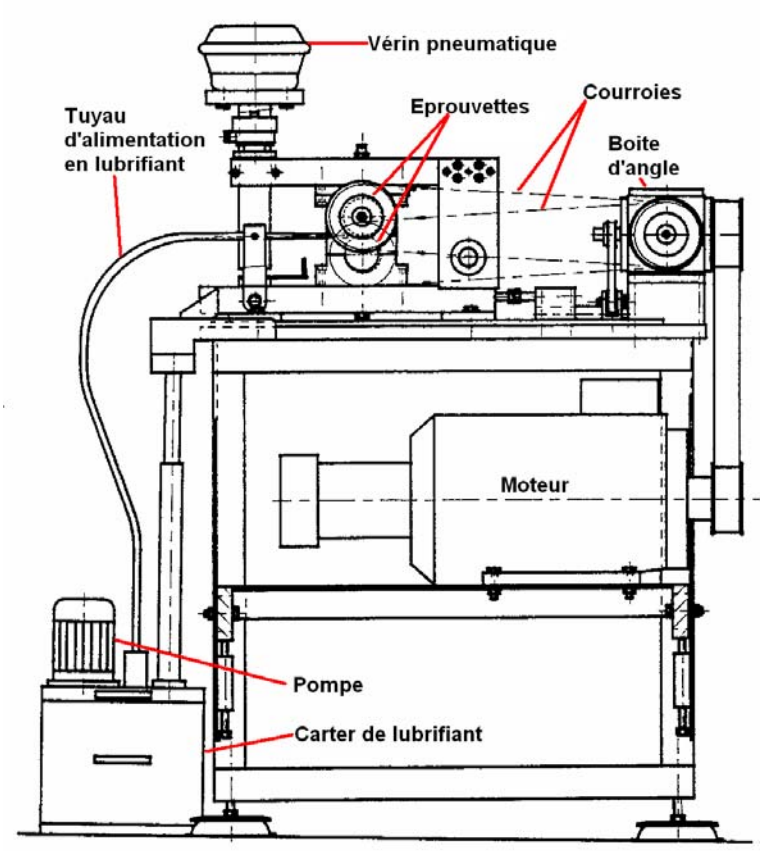


FIG. 2.3 – Machine bi-disques

Les caractéristiques techniques de cette machine sont données dans le tableau 2.3.

Vitesse de rotation	1200 à 3000 tr/min
Charge	$\leq$ 11kN
Taux de glissement	ajustable
Lubrification	lubrifiant liquide
Température de l'huile	$\leq 80^oC$

TAB. 2.3 – Caractéristiques techniques de la machine bi-disques

2.2.2 Géométrie des galets et conditions d'essai

Les galets utilisées sont des galets de fatigue de roulement classiques pour la machine d'essai bi-disques du Cetim. Leurs dimensions sont données en annexe O.

Les essais sont réalisés à température ambiante. Le contact est lubrifié par de l'huile de base (donc sans additif) chauffée à 70^{o}C. Le contact entre le galet plat et le galet bombé étant décalé par rapport au milieu de la largeur du galet plat, ce dernier est utilisée pour deux essais. Par contre, chaque galet bombé n'est utilisé que pour un seul essai.

2.2.3 Précisions sur les essais de rodage

Le but de l'étude expérimentale est d'observer le mécanisme du rodage sur deux pièces en contact. Des essais de rodage interrompus après 10000, 20000 et 100000 cycles ont donc été réalisés. Ces essais permettront d'avancer dans la compréhension du mécanisme de rodage, plus précisement sur l'évolution de la rugosité des surfaces en contact et des contraintes résiduelles en surface. Le choix de limiter les essais de rodage a 100 000 cycles a été fait suite à une étude expérimentale préliminaire [72] ayant montré que, dans nos conditions d'essais, les contraintes résiduelles en surface et les paramètres de rugosité étaient stabilisées avant 100 000 cycles.

L'évolution de la rugosité des surfaces et des contraintes résiduelles a été regardée pendant les interruptions des essais de rodage. La liste des opérations effectuées à chaque interruption est donnée dans le tableau 2.4.

Interruptions	**Mesures effectuées**
Avant essai	- Contraintes résiduelles en surface (2 points à 180^o par galets) - Rugosité de la surface (par galets, 20 relevés 2D sur 2 zones situées à 180^o l'un de l'autre) - Profil des contraintes résiduelles en profondeur sur deux galets correspondant à des rugosités R_a égales respectivement à 0,2 et 0,05μm
10000 cycles 20000 cycles	- Contraintes résiduelles en surface (2 points à 180^o par galets) - Rugosité de la surface (par galets, 20 relevés 2D sur 2 zones situées à 180^o l'un de l'autre)
100 000 cycles	- Contraintes résiduelles en surface (2 points à 180^o par galets) - Rugosité de la surface (par galets, 20 relevés 2D sur 2 zones situées à 180^o l'un de l'autre)

TAB. 2.4 – Mesures effectuées sur les disques pendant les interruptions des essais de rodage

2.3 Programme d'essais

2.3.1 Objectifs poursuivis

L'objectif des essais de rodage réalisés sur la machine de fatigue de contact bi-disque est de reproduire la phase de rodage observée sur les paliers à roulements. Afin de mettre en évidence cette phase,

l'évolution de la rugosité et des contraintes résiduelles en fonction du nombre de cycles de roulement est regardée en fonction :

- de la rugosité des galets en contact,
- de la pression de contact maximale,
- du taux de glissement.

2.3.2 Rugosités des galets

Deux niveaux de rugosité, représentatifs d'une surface rectifiée et superfinie, ont été choisis : $R_a = 0,2\mu m$ et $R_a = 0,05\mu m$. Les essais de rodage ont donc donné lieu à trois types de contact :

- $R_a = 0,2\mu m$ sur $R_a = 0,2\mu m$: une rugosité $R_a = 0,2\mu m$ n'est jamais réalisée sur un palier à roulements. Cependant, ce type de contact a pour objectif d'exacerber les phénomènes ayant lieu pendant la phase de rodage.
- $R_a = 0,2\mu m$ sur $R_a = 0,05\mu m$: la rugosité $R_a = 0,05\mu m$ correspond à un niveau de rugosité pouvant être réalisé sur une piste de roulement. Ces essais ont pour but de mettre en évidence les actions du rodage sur deux pièces dont les états de surface sont différents. Ce type de contact se retrouve par exemple dans le cas des roulements à rouleaux où la rugosité de la piste est plus faible que celle des rouleaux.
- $R_a = 0,05\mu m$ sur $R_a = 0,05\mu m$: ce type de contact est le plus proche de ceux rencontrés dans les paliers à roulement. Les résultats de ces essais de rodage nous donneront donc les évolutions de surface et de contraintes résiduelles les plus probablement rencontrées dans les paliers à roulements.

La gamme d'usinage pour obtenir ces deux états de surface est donnée en annexe K.

2.3.3 Pressions de contact

Deux niveaux de pression de contact, 2 et 3,5 GPa ont été choisis. La pression la plus faible correspond à celle rencontrée généralement dans les roulements à rouleaux (contact rouleau / piste) et la pression la plus forte à celle rencontrée généralement dans les roulements à billes (contact bille / piste).

2.3.4 Taux de glissement

Deux taux de glissement, 0 et 3,7% sont appliqués lors des essais de rodage. Le taux de glissement de 3,7% est de l'ordre de celui trouvé dans les paliers à roulements. Le taux de glissement nul a été choisi pour pouvoir évaluer l'influence du taux de glissement sur la rodage des paliers à roulements.

2.3.5 Lubrification

Le choix de la lubrification par de l'huile de base a été fait afin d'éviter les réactions physico-chimiques entre les additifs de l'huile et les deux surfaces. En effet, ces réactions sont différentes suivant les conditions d'essai (température de l'huile, pression de contact...) et leur introduction pouvaient biaiser les conclusions concernant les effets des paramètres d'essai sur l'évolution du rodage.

2.3.6 Nombre de répétitions et conditions des essais de rodage

Il est important de noter qu'il n'y a eu généralement qu'un seul essai de rodage par référence donnée dans le tableau 2.5. Cette restriction est due au temps nécessaire à la réalisation des essais et des expertises.

Référence essai	R_a galet plat théorique	R_a galet bombé théorique	Pression hertzienne	Taux de glissement
1	0,2 μm	0,2 μm	2 GPa	0%
2	0,2 μm	0,2 μm	3,5 GPa	0%
3	0,2 μm	0,2 μm	2 GPa	3,7%
4	0,2 μm	0,2 μm	3,5 GPa	3,7%
5	0,2 μm	0,05 μm	2 GPa	0%
6	0,2 μm	0,05 μm	3,5 GPa	0%
7	0,2 μm	0,05 μm	2 GPa	3,7%
8	0,2 μm	0,05 μm	3,5 GPa	3,7%
9	0,05 μm	0,05 μm	2 GPa	0%
10	0,05 μm	0,05 μm	3,5 GPa	0%
11	0,05 μm	0,05 μm	2 GPa	3,7%
12	0,05 μm	0,05 μm	3,5 GPa	3,7%

TAB. 2.5 – Résumé des essais de rodage effectués, fréquence de rotation = 20 Hz (1200 tr/min), température de l'huile = 70^{o}C

2.3.7 Caractéristiques des galets avant essais

On peut remarquer, dans le tableau 2.6, que sur tous les galets de $R_a = 0{,}2\mu m$, la contrainte résiduelle circonférentielle en surface(dans le sens du roulement) est environ deux fois plus faible que la contrainte résiduelle transversale en surface. Avant essai, la contrainte résiduelle circonférentielle en surface se situe aux environs de -220 MPa tandis que la contrainte résiduelle en surface transversale a, en moyenne, une valeur légèrement supérieure à -450 MPa. Cette répétabilité a été également vérifiée dans la thèse de G. Thoquenne ([2]).Ceci doit être dû à la procédure d'usinage des galets (voir annexe K).

Référence essai	Type du galet	R_a réel	Δ_a initial	$\sigma_{res-ini}$ (surface) longitudinale	$\sigma_{res-ini}$ (surface) transversale
1 et 2	plat	0,20 μm	2,99^o	-224 MPa	-449 MPa
1	bombé	0,21 μm	2,93^o	-274 MPa	-461 MPa
2	bombé	0,19 μm	2,79^o	-246 MPa	-407 MPa
3 et 4	plat	0,16 μm	2,70^o	-243 MPa	-467 MPa
3	bombé	0,20 μm	2,81^o	-276 MPa	-434 MPa
4	bombé	0,19 μm	2,91^o	-210 MPa	-398 MPa
5 et 6	plat	0,20 μm	3,10^o	-235 MPa	-443 MPa
5	bombé	0,046 μm	0,49^o	-256 MPa	-475 MPa
6	bombé	0,020 μm	0,49^o	-321 MPa	-484 MPa
7 et 8	plat	0,19 μm	3,05^o	-267 MPa	-428 MPa
7	bombé	0,033 μm	0,53^o	-257 MPa	-502 MPa
8	bombé	0,056 μm	0,97^o	-237 MPa	-456 MPa
9 et 10	plat	0,046 μm	1,16^o	-585 MPa	-705 MPa
9	bombé	0,062 μm	1,03^o	non mesurée	non mesurée
10	bombé	0,054 μm	1,03^o	non mesurée	non mesurée
11 et 12	plat	0,079 μm	1,80^o	-325 MPa	-540 MPa
11	bombé	0,025 μm	0,57^o	-186 MPa	-371 MPa
12	bombé	0,028 μm	0,61^o	-142 MPa	-329 MPa

TAB. 2.6 – Données complémentaires sur les essais de rodage : rugosité réelle mesurée avant essai, contraintes résiduelles en surface avant essai

2.3.8 Evaluation de la rugosité

2.3.8.1 Choix des paramètres de rugosité

La rugosité des surfaces est relevée car c'est un des paramètres clés de la phase de rodage. De plus, la rugosité est également facilement mesurable, elle permettra donc par la suite de valider les modèle numériques de la phase de rodage.

Les paramètres de rugosité étant très nombreux, le choix d'un paramètre pertinent peut s'avérer très complexe. Dans cette thèse, les paramètres de rugosité les plus pertinents ont été déterminés par une méthode développée par Najjar, Bigerelle et al. [73, 74], à partir des relevés de rugosités des essais de rodage interrompus. Cette méthode utilise l'analyse de la variance pour chaque paramètre de rugosité existant. Chaque paramètre de rugosité est caractérisé par un indice de performance pour un paramètre d'essai étudié (rugosité, taux de glissement, pression...) ou de leurs interactions. Ces indices permettent alors de classer les différents paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence pour discriminer les effets des paramètres d'essai.

Cette méthode de choix a été utilisée pour la première fois en fatigue de contact dans cette thèse. Elle a été réalisée à partir des essais menés à un taux de glissement nul (voir annexe X).

A l'issue de cette analyse, deux paramètres de rugosité se sont distingués et ont été retenus : R_a et la pente moyenne des aspérités Δ_a [72]. Du fait de leur définition mathématique, ils pourront être

utilisés pour valider les modèles numériques de simulation de la phase de rodage.

On pourra cependant noter que le paramètre S_m, correspondant à l'écartement moyen des pics de la rugosité, n'a pas été retenu pour l'étude, bien qu'il se soit révélé pertinent lors de l'étude expérimentale (Annexe X). En effet, ce paramètre n'est pas adapté pour fonctionner avec les modèles numériques développés par la suite (pas de variation de l'écartement des pics avec le chargement et les conditions aux limites utilisés lors des calculs, voir annexe V).

2.3.8.2 Méthodologie de mesure

Les mesures de rugosité ont concerné l'ensemble des galets utilisés lors de l'étude expérimentale. Les relevés de rugosité ont été effectués sur deux zones diamètralement opposées de chaque galet. Chacune des zones contient vingt relevés de rugosité 2D. Au total, pour chaque galet et à chaque interruption des essais de rodage (à 10 000, 20 000 et 100 000 cycles), 40 relevés de rugosité 2D ont été réalisés.

Les zones de mesure de rugosité ont été les mêmes à chaque interruption sur tous les galets. Une procédure de positionnement des galets a été mise en place. Pour de plus amples informations, la méthodologie de mesure des profils de rugosité est donné en annexe P.

2.3.8.3 Définition des paramètres de rugosité étudiés

Paramètre R_a Le paramètre R_a est la moyenne arithmétique des valeurs absolues de toutes les ordonnées du profil de rugosité à l'intérieur d'une longueur d'évaluation [75]. La définition du paramètre R_a est donnée par la relation suivante [1] :

$$R_a = \frac{1}{L}\int_0^l |Z(x)| \tag{2.1}$$

avec :

- L : longueur d'évaluation,
- Z(x) : hauteur du profil évalué dans une position quelconque x.

Ici, la ligne de référence utilisée est un polynôme de degré trois. Une représentation imagée de ce paramètre est donnée en figure X.2.

Ce paramètre a été choisi du fait de sa très forte utilisation dans l'industrie.

Paramètre Δ_a Le paramètre Δ_A représente la valeur moyenne arithmétique des pentes du profil de rugosité concerné. La valeur du paramètre Δ_a est donnée par la relation suivante [77] :

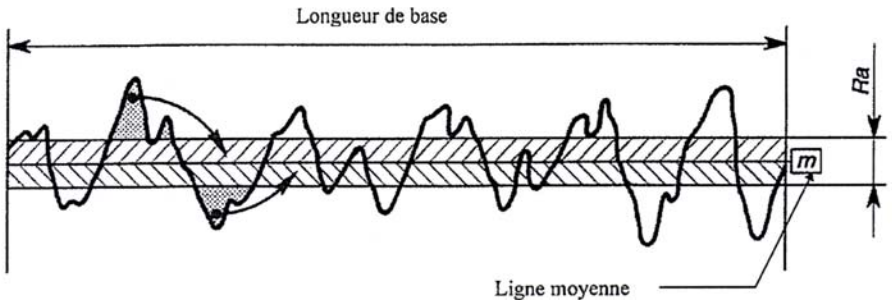


FIG. 2.4 – Représentation imagée du R_a [76]

$$\Delta_a = \frac{1}{L}\int_0^L |\frac{dz}{dx}|dx = \frac{1}{L}\sum_{i=2}^{n} |\frac{(z_i - z_{i-1})}{(x_i - x_{i-1})}| \tag{2.2}$$

avec

- x = abscisse du point du profil considéré,
- z = ordonnée du point du profil considéré,
- L = longueur d'évaluation.

Il est important de noter que ce paramètre fait appel à deux points proches et que, de ce fait, sa valeur peut être fortement influencée par les conditions expérimentales de mesure (rayon du palpeur, fréquence d'échantillonnage...). Une illustration du calcul de ce paramètre est donnée en figure X.3.

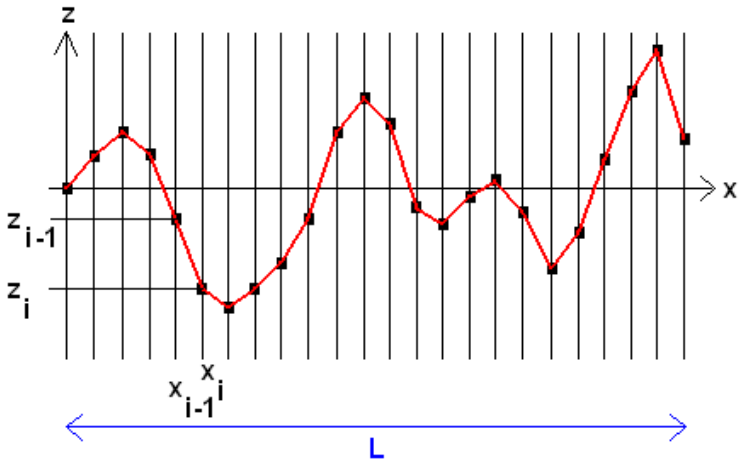


FIG. 2.5 – Détermination du paramètre Δ_a

Il est également à noter que Badger et al. [78] indiquent que le paramètre Δ_A est important pour caractériser les mécanismes d'usure par déformation plastique.

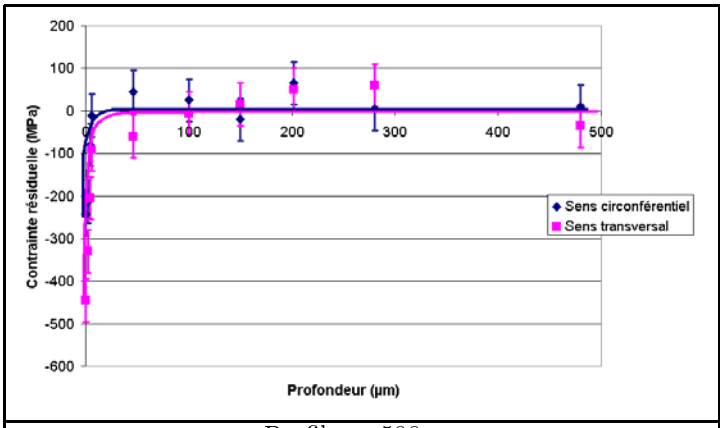
2.3.9 Evaluation des contraintes résiduelles

Les mesures de contraintes résiduelles de surface ont été effectuées sur chaque galet utilisé lors de l'étude expérimentale, avant et à chaque interruption des essais de rodage (à 10 000, 20 000 et 100 000 cycles). Bien qu'elles ne puissent pas servir au calcul de la durée de vie des paliers à roulements, les contraintes résiduelles de surface ont été relevées car elles sont à la fois aisément mesurables expérimentalement et aisément calculables après les calculs numériques. Leurs variations permettront de valider les modèles numériques développés par la suite.

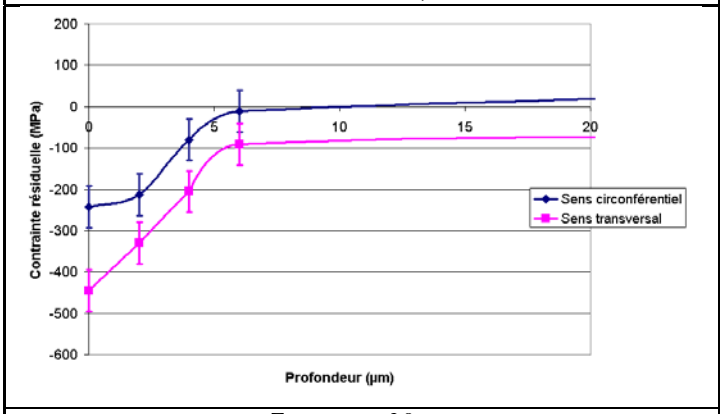
Tout comme la rugosité, les contraintes résiduelles de surface ont été mesurées sur chaque galet en deux points diamétralement opposés. Chaque point reporté sur les graphiques correspond donc à la moyenne des deux mesures réalisées sur le galet considéré. Comme ces mesures sont effectuées à chaque interruption des essais de rodage. Plus de 190 points de mesures ont été réalisés au cours de cette thèse.

Dans ce manuscrit, quand on parlera de contraintes résiduelles en surface, il s'agira plus précisement de la moyenne des contraintes résiduelles sur six microns de profondeur. Une méthodologie de mesure des contraintes résiduelles plus complète est disponible en annexe Q.

Les profils des contraintes résiduelles en profondeur initiales d'un galet de rugosité $R_a = 0{,}2\mu m$ et d'un galet de rugosité de rugosité $R_a = 0{,}05\mu m$ ont également été relevés. Ils sont présentés en figure 2.7 et en figure 2.8 respectivement. Les barres d'erreur sur les graphiques correspondent à plus ou moins un écart-type de répétabilité (± 2 écart-types), celui-ci étant lié uniquement à la statistique de comptage. On remarque que des contraintes résiduelles de compression sont très importantes à la surface puis deviennent nulles à une profondeur d'environ $10\mu m$ environ.



Profil sur $500\mu m$



Zoom sur $20\mu m$

TAB. 2.7 – Profil des contraintes résiduelles expérimentales initiales (avant essai) dans le cas des galets plats de rugosité $R_a = 0,2\mu m$

2.4 Résultats des essais de rodage

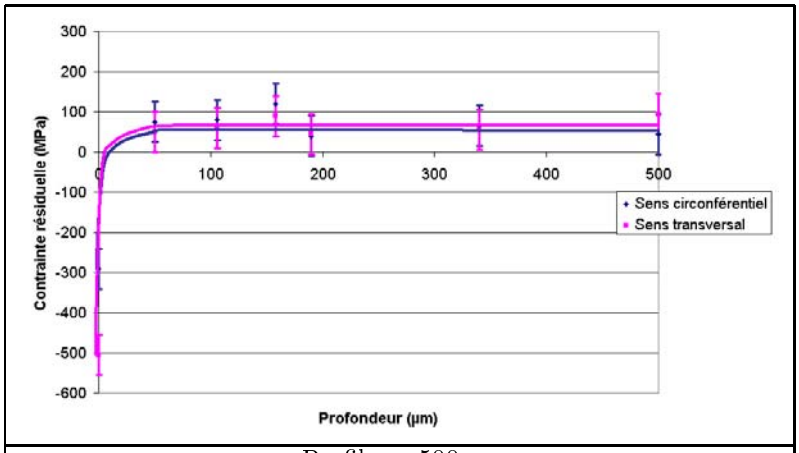
Ce paragraphe regroupe l'ensemble des résultats des essais de rodage, à savoir l'évolution de la rugosité et de la variation des contraintes résiduelles de surface au cours des cycles pour chaque cas d'essai donné dans le tableau 2.5.

Il est à noter que dans les paragraphes qui suivent, lorsque l'on parlera de variation ΔY d'un paramètre Y, il s'agira de $\Delta Y = Y_{initial} - Y_{100000cycles}$.

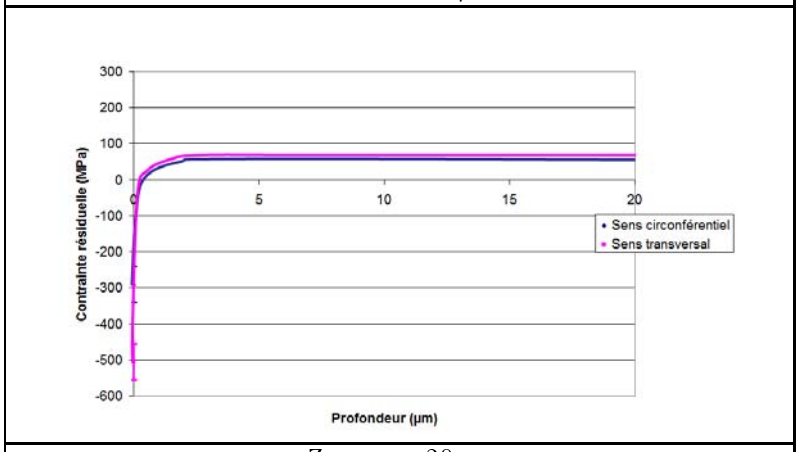
2.4.1 Essais entre galets de même rugosité théorique ($R_a = 0,2\mu m$)

Des essais de rodage entre galets de rugosité $R_a = 0,2\mu m$ ont été menés sur la machine bi-disque de fatigue de contact, en faisant varier les paramètres pression et taux de glissement. Il s'agit des essais référencés 1 à 4 dans le tableau 2.5 page 50. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- P = 2 GPa, G = 0% (essai référencé 1),
- P = 3,5 GPa, G = 0% (essai référencé 2),



Profil sur $500\mu m$



Zoom sur $20\mu m$

TAB. 2.8 – Profil des contraintes résiduelles expérimentales initiales (avant essai) dans le cas des galets plats de rugosité $R_a = 0,05\mu m$

– P = 2 GPa, G = 3,7 % (essai référencé 3),

– P = 3,5 GPa, G = 3,7% (essai référencé 4).

Pour rappel, tous ces essais ont été interrompus à 10000, 20000 et 100000 cycles. L'évolution des contraintes résiduelles en surface et de la rugosité sera regardée sur le galet plat, les essais ayant montré que les évolutions sont similaires sur galet plat ou bombé de même rugosité initiale (voir annexe et tableau I.2).

2.4.1.1 Evolution des contraintes résiduelles de surface

Evolution générale De manière générale, sur les graphiques du tableau 2.9, on observe que :

– dans tous les cas, les contraintes résiduelles de surface augmentent en compression,

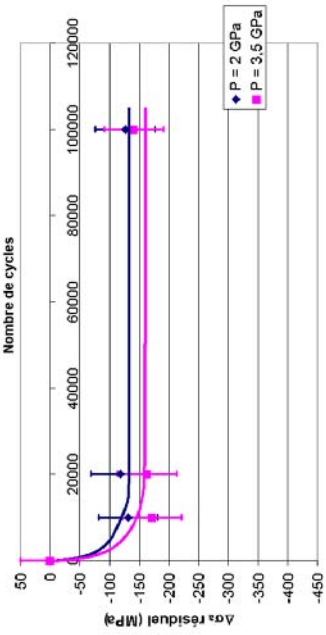
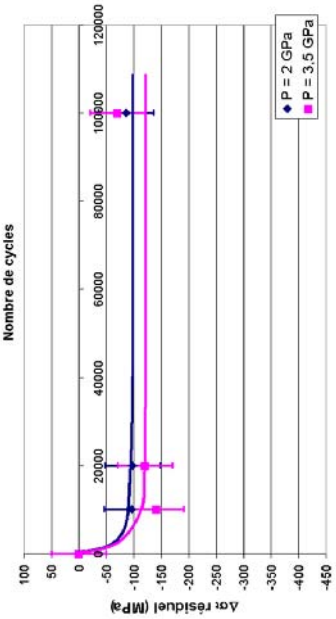
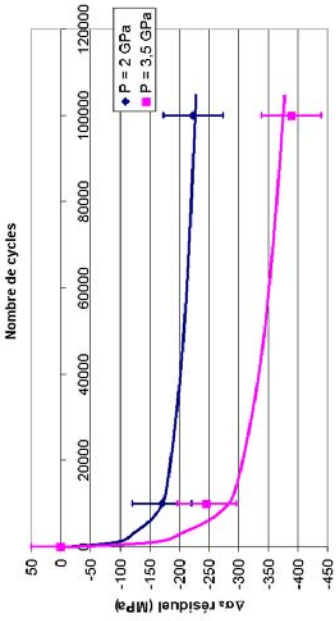
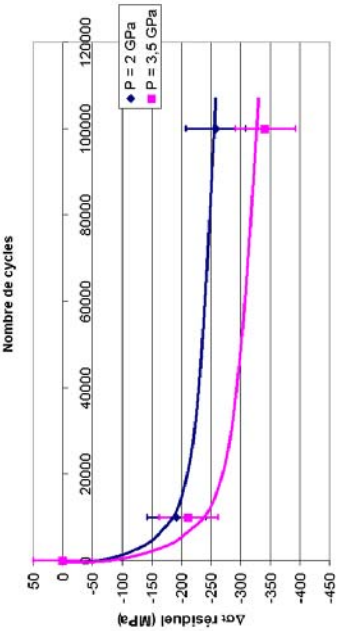
– l'évolution des contraintes résiduelles de surface comprend deux stades : une évolution rapide suivie d'une évolution lente,

– pour un même chargement, la limite de la première évolution (en terme de nombre de cycles)

est comparable pour les contraintes résiduelles dans le sens longitudinal et transversal.

Influence de la pression de contact En ne considérant que les essais à taux de glissement nul (essais référencés 1 et 2), on remarque que :

- la pression de contact a une influence négligeable sur la variation des contraintes résiduelles stabilisées, et ceci quelle que soit la direction de la contrainte résiduelle considérée (tableau 2.9). En effet, quelle que soit la pression appliquée, les valeurs stabilisées des contraintes résiduelles sont quasi-identiques.
- les contraintes résiduelles dans les deux directions considérées semblent être stabilisées avant 20000 cycles (tableau 2.9).

Paramètres d'essais	$\Delta\sigma_{Res-circ}$	$\Delta\sigma_{Res-trans}$
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.9 – Evolution de la variation des contraintes résiduelles en surface dans le sens circonférentiel et transversal dans le cas d'essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$ (essais référencés 1 à 4)

Influence du taux de glissement Lorsque l'on réalise les essais avec un taux de glissement de 3,7%, on observe que :

- l'introduction de ce taux de glissement non nul provoque une augmentation, en valeur absolue, de la variation des contraintes résiduelles à 100 000 cycles, ceci quelle que soit la direction considérée (essais référencés 3 et 4, tableau 2.9),
- l'augmentation de la variation des contraintes résiduelles de surface est d'autant plus importante que la pression de contact est élevée,
- l'absence d'un point de mesure entre 10 000 et 100 000 cycles ne permet pas conclure sur la stabilisation ou non des contraintes résiduelles de surface.

Conclusions D'après les essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$, on observe finalement, dans nos conditions d'essais, que :

1. les contraintes résiduelles en surface augmentent en compression pendant le rodage,
2. à taux de glissement nul, l'influence de la pression de contact sur la variation des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface est négligeable,
3. par contre, à taux de glissement non nul, la pression de contact a une influence sur la variation des contraintes résiduelles en surface,
4. à pression appliquée équivalente, la variation des contraintes résiduelles en surface est plus importante dans le cas où le taux de glissement de 3,7% est introduit. Une augmentation des contraintes résiduelles de surface dans le sens de la compression est observé. Le taux de glissement a donc une influence sur la variation des contraintes résiduelles de surface,
5. à taux de glissement équivalent, les contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface stabilisées (à 100 000 cycles) varient du même ordre de grandeur, à 50 MPa près,
6. la variation des contraintes résiduelles en surface dans les sens circonférentiel et transversal sont du même ordre de grandeur.

2.4.1.2 Evolution de la rugosité

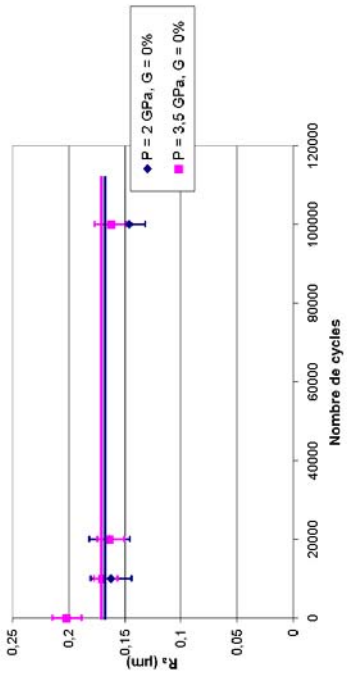
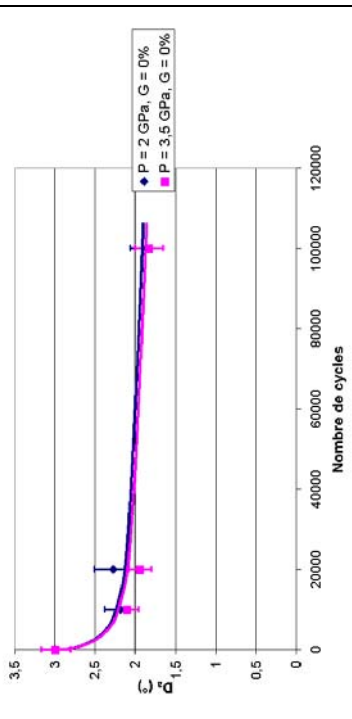
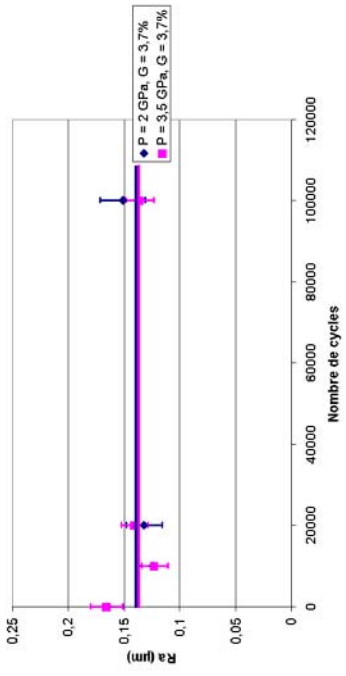
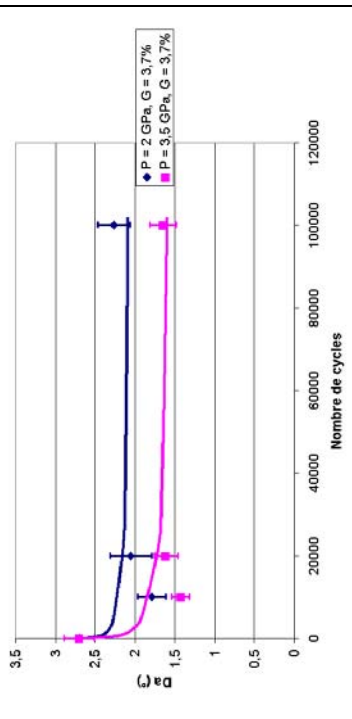
Dans le cas du contact entre deux galets ayant la même rugosité initiale théorique de $R_a = 0{,}2\mu m$, l'étude expérimentale a montré que cette rugosité évolue de la même manière sur les deux galets en contact (voir annexe B). De ce fait, dans ce paragraphe, nous ne considérerons que les résultats obtenus sur les galets plats.

Evolution du paramètre R_a Le tableau 2.10 donne l'évolution du paramètre R_a en fonction du nombre de cycles. D'après ces graphiques :

- pour G = 0%, on observe une légère baisse du R_a avec une stabilisation dès les premiers cycles, qui ne dépend pas de la pression appliquée : les valeurs du R_a stabilisé à 100 000 cycles sont très proches pour les deux niveaux de pression (tableau 2.10),
- pour G = 3,7%, le comportement observé est comparable à celui de G = 0%. Le niveau de stabilisation est cependant légèrement plus bas.

Evolution de la pente des aspérités Δ_a L'évolution de la pente moyenne des aspérités Δ_a a été mise en évidence lors des essais de rodage entre galets de même rugosité $R_a = 0,2\mu m$. On a pu observer que (tableau 2.10) :

- Dans le cas des essais à taux de glissement nul (essais référencés 1 et 2), on peut remarquer que la pente moyenne des aspérités Δ_a baisse puis se stabilise avant 10 000 cycles (tableau 2.10). La pression de contact ne semble pas avoir d'influence sur la variation du paramètre Δ_a, les valeurs stabilisées du Δ_a étant identiques à 100 000 cycles.
- Lors des essais avec glissement (essais référencés 3 et 4), la pente des aspérités baisse très légèrement et se stabilise à partir de 10 000 cycles. Ces variations sont du même ordre de grandeur que celles observées à taux de glissement nul.

Paramètres d'essais	R_a (μm)	Δ_a (^{o})
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.10 – Evolution des paramètres de rugosité R_a et Δ_a dans le cas d'essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$ (essais référencés 1 à 4)

Conclusions Les essais de rodage entre galets de rugosité initiale $R_a = 0,2\mu m$ montrent que :

1. le paramètre R_a et la pente moyenne des aspérités Δ_a diminuent et se stabilisent avant 10 000 cycles,
2. à taux de glissement nul, la pression de contact n'a pas d'influence significative sur l'évolution du R_a et du Δ_a,
3. à taux de glissement non nul, on n'observe pas non plus d'influence de la pression de contact sur le R_a. Par contre, ce n'est pas le cas pour la pente des aspérités Δ_a où on observe une différence significative entre les valeurs de Δ_a stabilisées pour les deux niveaux de pression appliqués. L'interaction entre la pression de contact et le taux de glissement a donc une influence sur la pente moyenne des aspérités Δ_a stabilisée.

La stabilisation des contraintes résiduelles et des paramètres de rugosité avant 10 000 cycles confirment les observations faites par Thoquenne [2].

2.4.2 Comportement en contact de deux galets de rugosité différente ($R_a = 0,2\mu m$ et un autre de $R_a = 0,05\mu m$)

Des essais de rodage entre un galet plat de $R_a = 0,2\mu m$ et un autre bombé de $R_a = 0,05\mu m$ ont été menés sur la machine bi-disque de fatigue de contact. Il s'agit des essais référencés 5 à 8 dans le tableau 2.5. Ces galets ont été soumis aux mêmes niveaux de pression (2 et 3,5 GPa) et de glissement (0 et 3,7%) que les galets de même rugosité (paragraphe 2.4.1).

L'objectif de ces essais est de regarder comment les surfaces en contact évoluent lors de la phase de rodage lorsque leurs rugosités sont différentes.

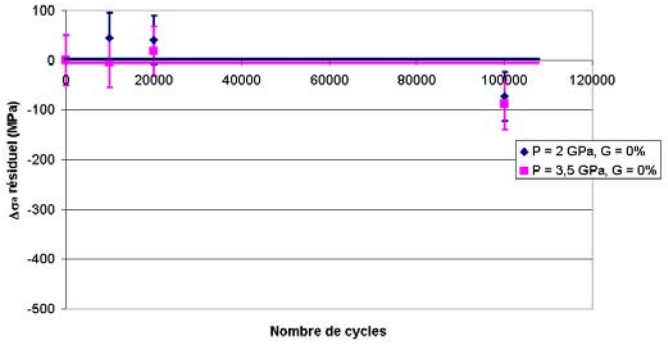
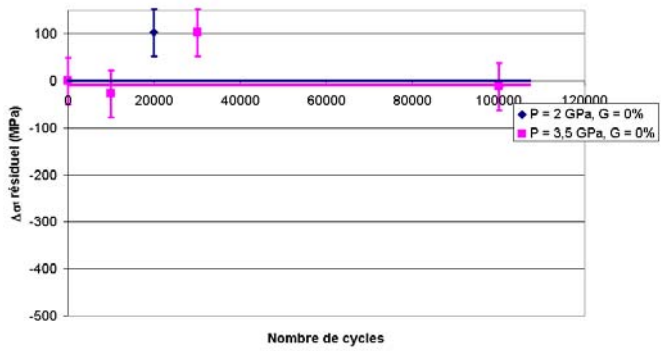
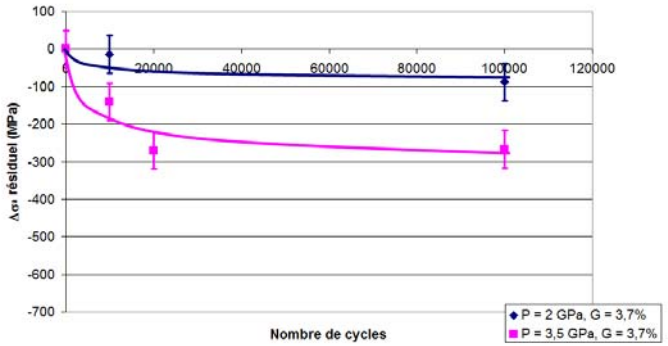
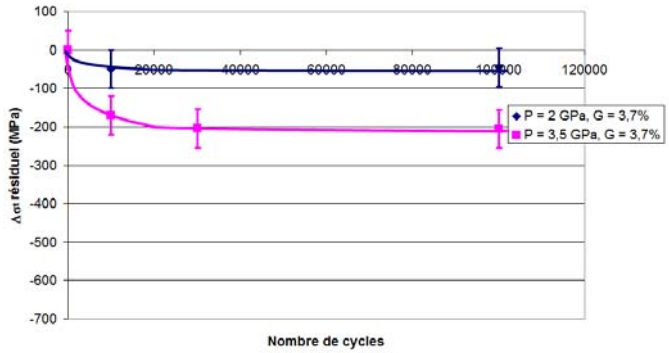
Les essais ont été interrompus à des nombres de cycles compris entre 10 000 et 100 000 cycles. La rugosité des galets en contact étant différente, les variations des contraintes résiduelles en surface et des paramètres de rugosité ont été évaluées sur les galets plats et bombés en contact.

2.4.2.1 Evolution des contraintes résiduelles de surface

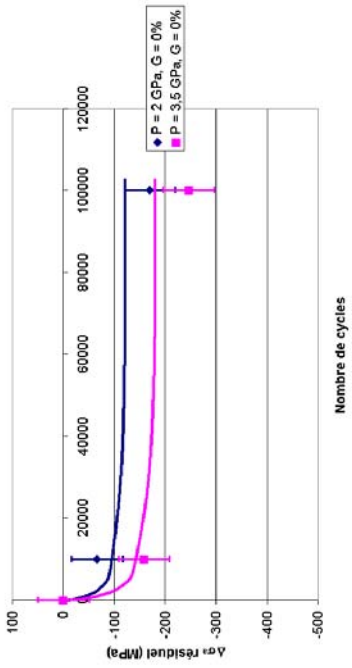
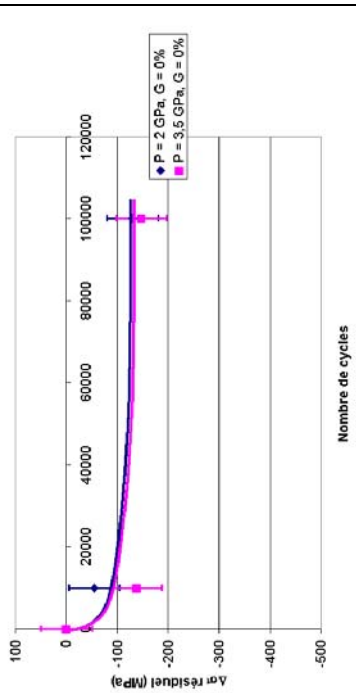
Influence de la pression de contact De manière générale, sur les galets de $R_a = 0{,}2\mu m$ et $R_a = 0{,}05\mu m$ initiaux, on peut observer, pour G = 0% :

- une stabilisation des contraintes résiduelles en surface avant 20 000 cycles (dans le cas où elles varient, cas des galets de $R_a = 0,05\mu m$),
- une variation de ces contraintes résiduelles stabilisées circonférentielle et transversale en surface plus forte sur les galets les plus lisses (rugosité initiale $R_a = 0{,}05\mu m$, tableau 2.12),

- sur les galets de $R_a = 0,2\mu m$, la variation des contraintes résiduelles en surface dans les deux directions est quasi-nulle,
- dans nos conditions d'essais, la pression de contact n'a que très peu d'influence sur les valeurs des contraintes résiduelles de surface stabilisées : en effet, quelle que soit la pression de contact appliquée, les valeurs des contraintes résiduelles stabilisées sur les galets en contact sont quasi-identiques pour les deux niveaux de pression appliqués (voir tableau 2.12).

Paramètres d'essais	$\Delta\sigma_{Res-circ}$	$\Delta\sigma_{Res-trans}$
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.11 – Evolution de la variation des contraintes résiduelles en surface dans le sens circonférentiel et transversal dans le cas d'essais entre un galet de $R_a = 0{,}2\mu m$ et un autre de $R_a = 0{,}05\mu m$: mesures sur les galets plats de $R_a = 0{,}2\mu m$.

Paramètres d'essais	$\Delta\sigma_{Res-circ}$	$\Delta\sigma_{Res-trans}$
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.12 – Evolution de la variation des contraintes résiduelles en surface dans le sens circonférentiel et transversal dans le cas d'essais entre un galet de $R_a = 0{,}2\mu m$ et un autre de $R_a = 0{,}05\mu m$: mesures sur les galets bombés de $R_a = 0{,}05\mu m$.

Influence du taux de glissement Comme dans le cas du contact entre galets de rugosité $R_a = 0,2\mu m$, le taux de glissement a un effet significatif sur les contraintes résiduelles de surface. En effet, on peut remarquer, à G = 3,7%, que :

- la variation des contraintes résiduelles en surface est plus importante lorsque le taux de glissement est introduit,
- la variation des contraintes résiduelles en surface est plus importante sur les galets les plus lisses que sur les galets rugueux.

Conclusions D'après les essais entre un galet de $R_a = 0,2\mu m$ et un autre de $R_a = 0,05\mu m$, on observe finalement que, sur les galets de $R_a = 0,2\mu m$ théorique :

1. la variation des contraintes résiduelles de surface est du même ordre de grandeur dans les deux directions de mesure,
2. à taux de glissement nul, quelle sur soit la pression, les contraintes résiduelles en surface n'évoluent quasiment pas. On ne note pas non plus d'influence de la pression de contact sur les valeurs stabilisées des contraintes résiduelles.
3. A taux de glissement G = 3,7%, on observe une forte variation des contraintes résiduelles en surface stabilisées. On remarque également que la variation des contraintes résiduelles stabilisées en surface est différente suivant la pression de contact appliquée. Ceci permet de mettre en avant l'influence du taux de glissement sur les contraintes résiduelles de surface.
4. à pression équivalente, on remarque des écarts de variations des contraintes résiduelles en surface importants entre les essais réalisés à G = 0 et 3,7%. Ces écarts sont d'autant plus grands que la pression de contact est élevée.

Sur les éprouvettes de $R_a = 0,05\mu m$ théorique, on note que :

1. de manière générale, à taux de glissement et à pression identiques, les variations des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales sont du même ordre de grandeur.
2. à taux de glissement nul, la pression de contact n'a pas d'influence sur la variation des contraintes résiduelles de surface. L'écart entre les variations de contraintes résiduelles en surface relevées est toujours inférieur à 100 MPa.
3. à pression de contact équivalente, le taux de glissement a une influence importante sur la variation des contraintes résiduelles en surface.

En comparant les variations des contraintes résiduelles en surface sur les éprouvettes de $R_a = 0,2\mu m$ et $R_a = 0,05\mu m$, on remarque qu'à taux de glissement nul (essais référencés 5 et 6), celles-ci

sont beaucoup plus importantes sur les éprouvettes de $R_a = 0,2\mu m$. On considère que les contraintes résiduelles sont stabilisées avant 20 000 cycles. De manière générale, on observe également que les variations de contraintes résiduelles en surface sont peu importantes lorsque le glissement est nul et beaucoup plus significatives lorsque le taux de glissement est non nul.

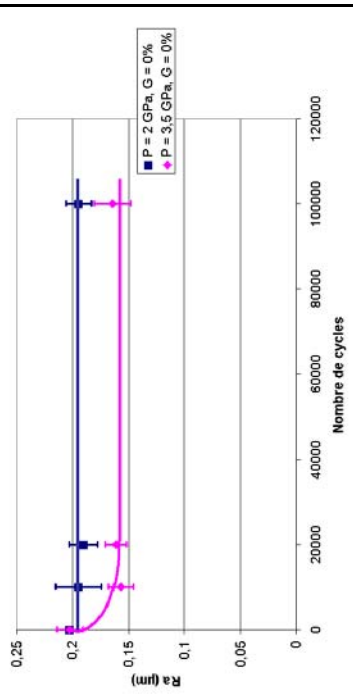
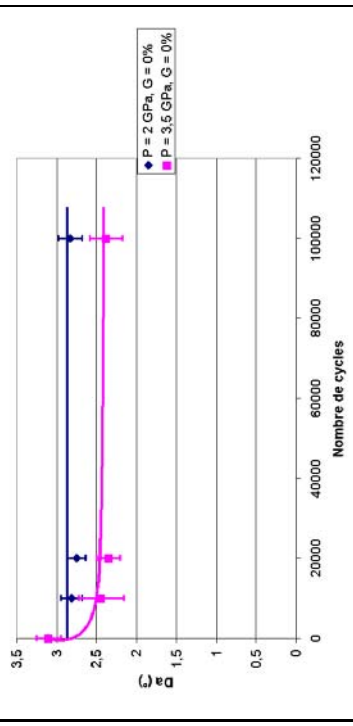
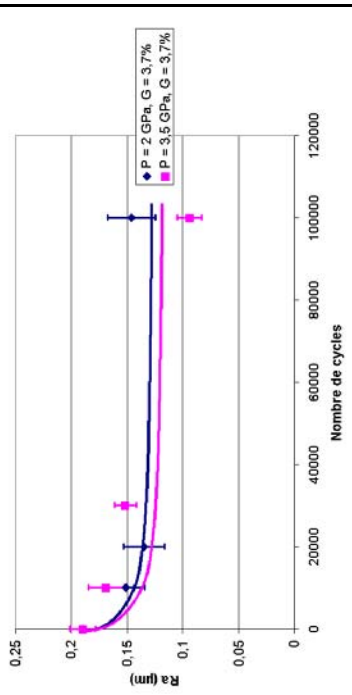
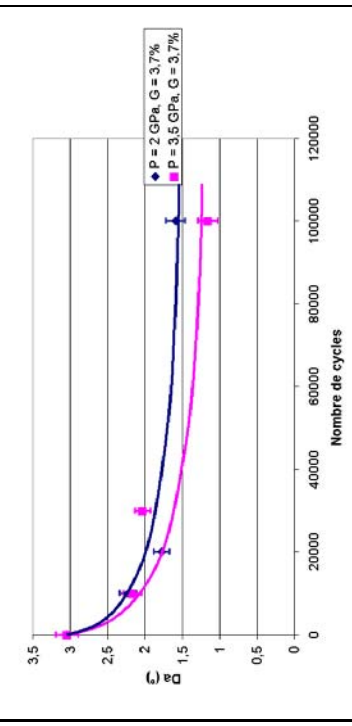
Le rodage des surfaces n'est pas identique sur deux surfaces de rugosités différentes.

2.4.2.2 Evolution de la rugosité

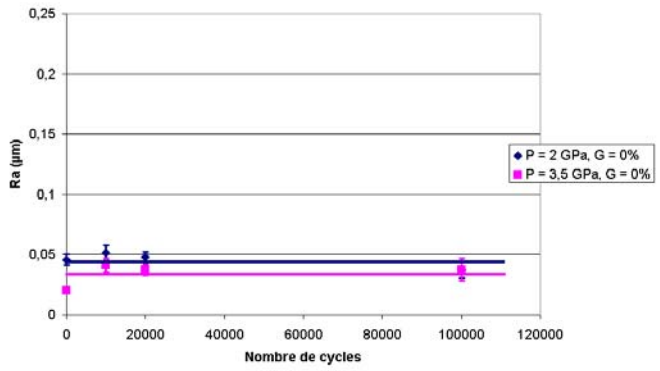
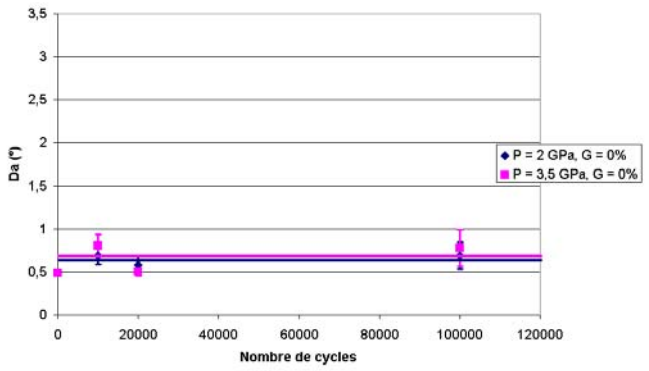
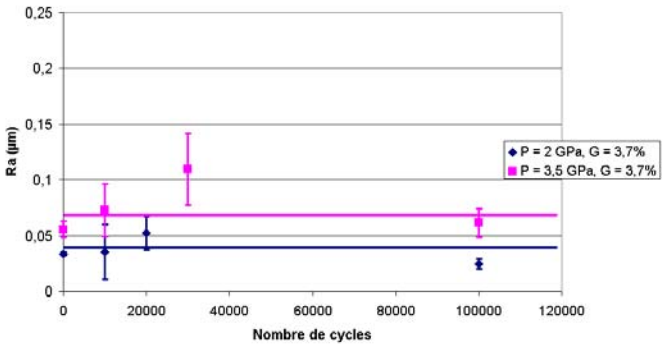
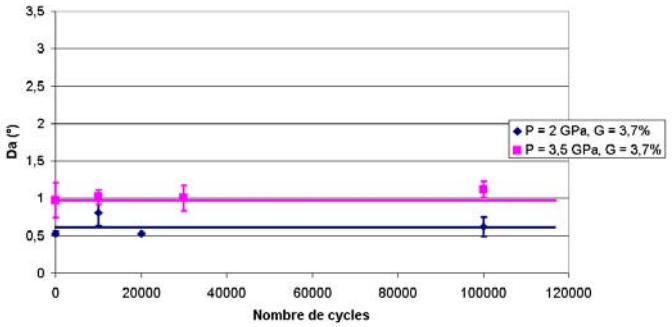
Evolution du paramètre R_a De manière générale, on observe que :

- sur le galet le plus lisse, quel que soit la pression et le taux de glissement, la rugosité (R_a ou Δ_a) n'évolue pas (voir tableaux 2.13 et 2.14),
- sur les galets le plus rugueux, lorsque G = 0% et à P = 2 GPa, le paramètre R_a ne varie pas sur les galets en contact. La rugosité des galets baisse lorsque la pression est de 3,5 GPa,
- par contre, lorsque G = 3,7%, on observe une baisse du R_a sur le galet le plus rugueux quelle que soit la pression appliquée. La variation des paramètres de rugosité est identique quelle que soit la pression appliquée,
- sur les galets les plus rugueux, l'introduction du taux de glissement non nul provoque une baisse des paramètres de rugosité plus importante que lorsque le glissement est nul. On note donc un effet du taux de glissement sur l'évolution des paramètres R_a et Δ_a.

De manière générale, on observe que lorsque deux galets de rugosité différente sont mis en contact, le paramètre R_a du galet le plus lisse stagne et celui du plus rugueux diminue. L'état de surface du galet le plus rugueux s'améliore donc au cours de la phase de rodage.

Paramètres d'essais	R_a (μm)	Δ_a (^{o})
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.13 – Evolution des paramètres de rugosité R_a et Δ_a dans le cas d'essais entre un galet de $R_a = 0,2\mu m$ et un autre de $R_a = 0,05\mu m$: mesures sur les galets plats de $R_a = 0,2\mu m$ initial.

Paramètres d'essais	R_a (μm)	Δ_a $(^o)$
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.14 – Evolution des paramètres de rugosité R_a et Δ_a dans le cas d'essais entre un galet de $R_a = 0,2\mu m$ et un autre de $R_a = 0,05\mu m$: mesures sur les galets bombés de $R_a = 0,05\mu m$ initial.

Evolution de la pente des aspérités Δ_a La pente des aspérités a une évolution assez semblable à celle du R_a. En effet :

- Dans le cas où G = 0%, la pente moyenne des aspérités Δ_a des galets les plus rugueux ne varie pas à P = 2 GPa (voir tableaux 2.13 et 2.14). Une légère baisse du Δ_a est observable pour P = 3,5 GPa,
- A G = 0%, le paramètre Δ_a ne varie pas sur les galets les plus lisses quelle que soit la pression appliquée,
- Lorsque G = 3,7%, la pente moyenne des aspérités des galets les plus rugueux est au moins divisée par deux, quelle que soit la pression. La pression de contact ne semble pas avoir d'effet sur la valeur du Δ_a stabilisée.
- A ce taux de glissement, le Δ_a des galets les plus lisses ne varie pas.

Conclusions Les essais de rodage entre un galet de rugosité initiale $R_a = 0,2\mu m$ et un autre de $R_a = 0,05\mu m$ montrent que, sur les galets les plus rugueux :

1. à taux de glissement nul, on observe que la pression de contact a une légère influence sur la variation des paramètres R_a et Δ_a : plus la pression est importante, plus la valeur de ces paramètres baisse,
2. plus le taux de glissement est important, plus la variation des paramètres R_a et Δ_a est importante.

Sur les galets les plus lisses ($R_a = 0,05\mu m$), la rugosité des surface n'a pas évoluée. Par contre, l'état de surface des galets les plus rugueux s'est améliorée (de 25 à 40% selon les conditions d'essai).

Ces conclusions ont été confirmées par les travaux de Chou et Lin [21] et Thoquenne [2].

2.4.3 Essais entre galets de rugosité $R_a = 0{,}05\mu m$

Des essais de rodage ont été réalisés entre deux galets, un plat et un bombé, de rugosité théorique $R_a = 0,05\mu m$. Ces essais sont référencés 9 à 12 dans le tableau 2.5, page 50. Ces essais mettent en contact des galets dont la rugosité est représentative de celle trouvées sur les paliers à roulement. L'objectif de ces essais est donc d'observer le déroulement de la phase de rodage de l'élément roulant et de la piste d'un palier à roulements.

2.4.3.1 Evolution des contraintes résiduelles de surface

Influence de la pression de contact Dans le cas des essais à taux de glissement nul, on remarque que :

- les contraintes résiduelles en surface n'évoluent pas, ceci quelle que soient la pression et la direction de mesure considérée,
- la pression de contact n'a pas d'influence sur la variation des contraintes résiduelles (tableau 2.15 et 2.16).

Les mesures des contraintes résiduelles sur le galet bombé n'ont pas été effectuée.

Influence du taux de glissement Lors des essais à G = 3,7% :

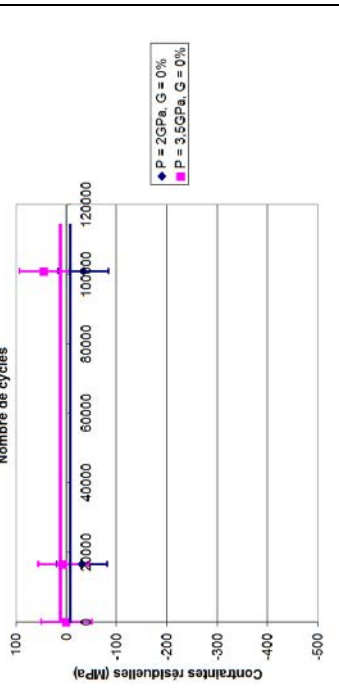
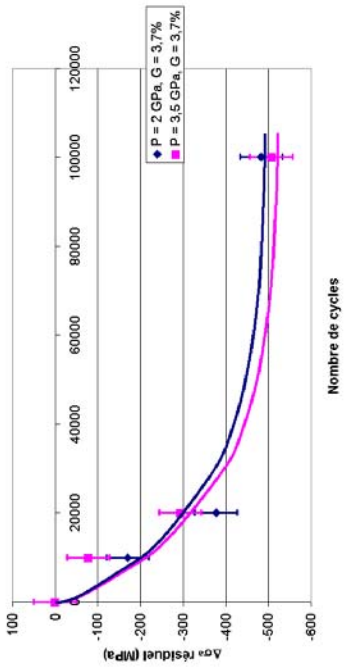
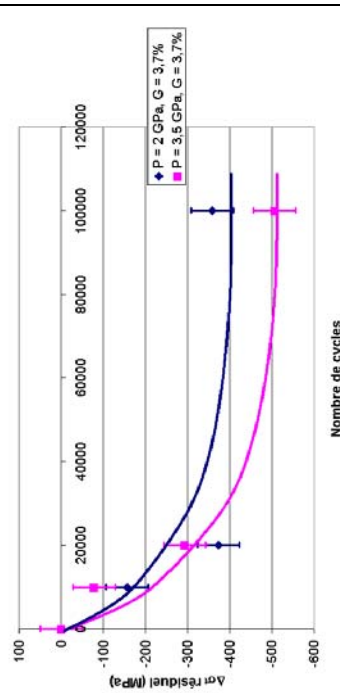
- sur les galets plats et bombés, les contraintes résiduelles en surface augmentent fortement dans le sens de la compression dès les premiers 20 000 cycles puis commencent à se stabiliser(voir tableaux 2.15 et 2.16),
- quelle que soit la pression appliquée, la variation des contraintes résiduelles à 100 000 cycles est identique. On observe également que la variation des contraintes résiduelles est la même sur les deux galets en contact.
- même si les résultats ne font pas apparaître clairement une stabilisation des contraintes résiduelles, les contraintes résiduelles en surface tendent vers une stabilisation avant 100 000 cycles.

De manière générale, on peut observer un fort effet du taux de glissement sur les contraintes résiduelles stabilisées en surface, la variation de celle-ci étant très faible voire négligeable pour les essais à G = 0%, et très forte pour les essais à G = 3,7%.

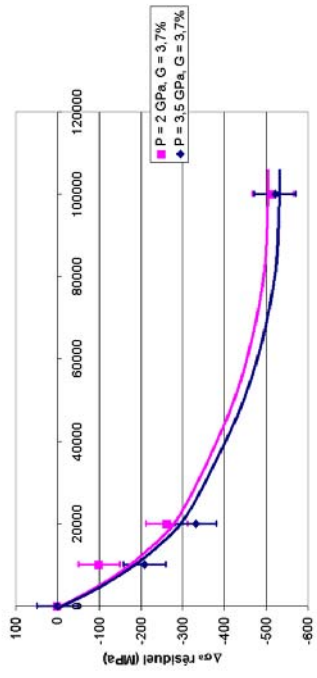
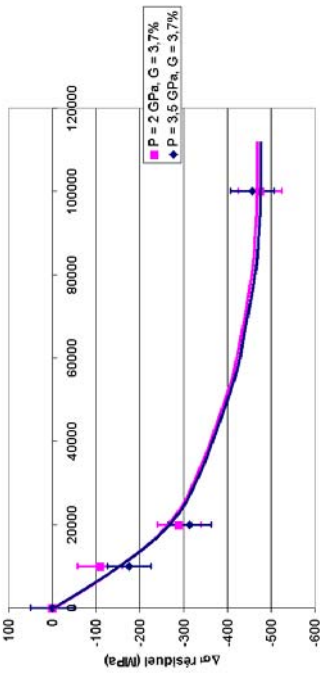
Conclusions D'après les essais entre galets de $R_a = 0,05\mu m$, on observe finalement que :

1. les contraintes résiduelles en surface sont stabilisées avant 100 000 cycles,
2. la variation des contraintes résiduelles en surface sur les deux galets en contact est similaire et du même ordre de grandeur,

3. à taux de glissement nul (essais référencés 9 et 10), les contraintes résiduelles, dans les deux directions de mesure, n'évoluent pas.
4. lorsqu'on introduit 3,7% de glissement, les contraintes résiduelles en surface augmentent fortement en compression,
5. les variations des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface sont du même ordre de grandeur.

Paramètres d'essais	$\Delta\sigma_{Res-circ}$	$\Delta\sigma_{Res-trans}$
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.15 – Evolution de la variation des contraintes résiduelles en surface dans le sens circonférentiel dans le cas d'essais entre galets de $R_a = 0{,}05\mu m$: mesures sur les galets plats.

Paramètres d'essais	$\Delta\sigma_{Res-circ}$	$\Delta\sigma_{Res-trans}$
G = 3,7%		

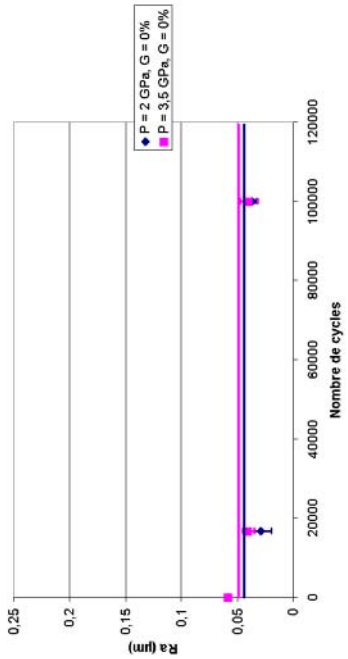
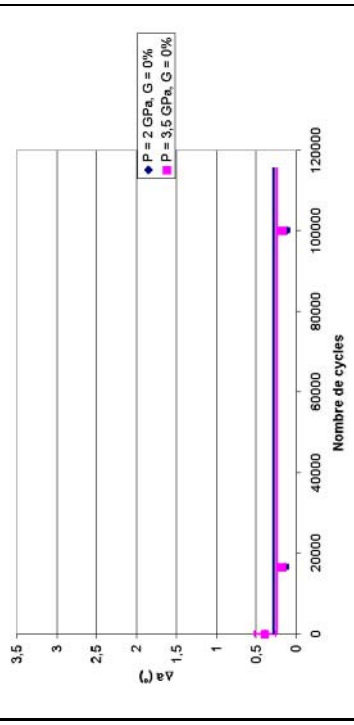
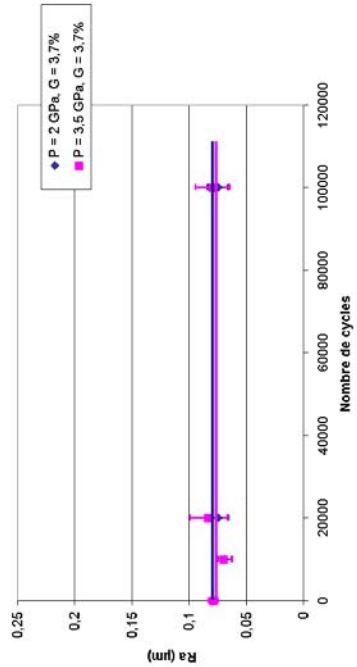
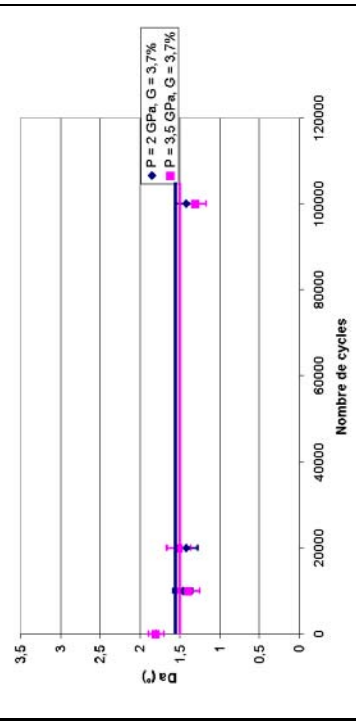
TAB. 2.16 – Evolution de la variation des contraintes résiduelles en surface dans le sens circonférentiel dans le cas d'essais entre galets de $R_a = 0{,}05\mu m$: mesures sur les galets bombés.

2.4.3.2 Evolution de la rugosité

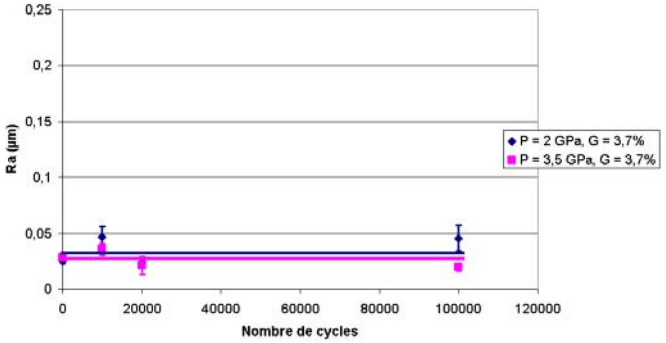
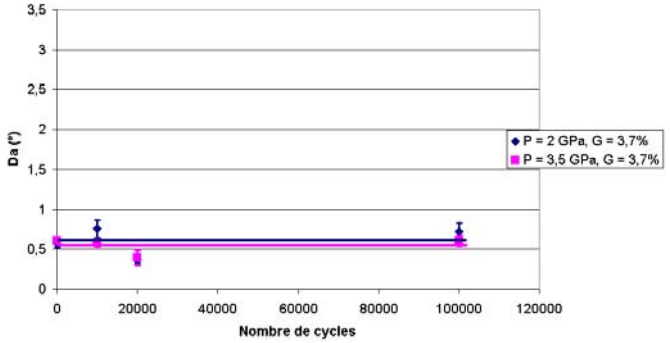
Evolution du paramètre R_a Lors des essais entre deux galets de rugosité intiale $R_a = 0,05\mu m$, on observe que :

- dans le cas des essais menés avec 0% de glissement (essais référencés 9 et 10), on remarque que le paramètre R_a n'évolue pas lors des essais. Les valeurs mesurées sont toutes comprises dans l'incertitude de mesure.
- lorsque l'on introduit 3,7% de glissement, on remarque que la rugosité R_a des galets plat et bombé n'évolue pas non plus.

On ne distingue donc pas d'effet de la pression de contact et du taux de glissement lors de ces essais (tableaux 2.17 et 2.18).

Paramètres d'essais	R_a (μm)	Δ_a (^{o})
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. 2.17 – Evolution des paramètres de rugosité R_a et Δ_a dans le cas d'essais entre galets de $R_a = 0,05\mu m$: mesures sur les galets plats.

Paramètres d'essais	R_a (μm)	Δ_a (^{o})
G = 3,7%		

TAB. 2.18 – Evolution des paramètres de rugosité R_a et Δ_a dans le cas d'essais entre galets de $R_a = 0,05\mu m$: mesures sur les galets bombés.

Evolution de la pente des aspérités Δ_a Les tableaux 2.17 et 2.18 montrent l'évolution de la pente moyenne des aspérités Δ_a lors des essais de rodage entre galets de $R_a = 0,05\mu m$. On observe que :

- Dans le cas des essais à 0% de glissement, on ne note pas d'évolution de la pente moyenne des aspérités Δ_a au cours de l'essai. On ne peut donc là encore pas conclure sur un effet de la pression de contact dans nos conditions d'essais (tableau 2.17 et 2.18).
- Dans le cadre des essais à 3,7% de glisssement, on ne remarque pas d'évolution de la pente moyenne des aspérités pour les galets plats et bombés. On ne note pas non plus d'effet de la pression de contact lorsque du glissement est ajouté.

On peut remarquer que les valeurs des pentes Δ_a initiales des galets des essais avec et sans glissement sont différentes. Ceci est dû au fait que les essais 9 et 10 n'ont pas été réalisés dans la même campagne que les essais 11 et 12. Lors de la campagne des essais 9 et 10, la rugosité des galets de rugosité théorique initiale $R_a = 0,05\mu m$ mesurée à chaque interruption, la machine de mesure a été règlée avec une gamme de mesure de $\pm 500\mu m$. Lors de la campagne des essais 11 et 12, cette gamme de mesure a été fixée à $\pm 50\mu m$ pour obtenir des profils plus précis de la surface.

Conclusions Les essais de rodage entre galets de rugosité initiale $R_a = 0,05\mu m$ montrent que les valeurs des paramètres R_a et Δ_a sur les deux galets en contact n'évoluent pas (essais référencés 9, 10, 11 et 12), quel que soient la pression de contact ou le taux de glissement appliqué.

2.4.4 Conclusion des essais de rodage

Les essais de rodage ont permis de mettre en évidence que la rugosité des pièces évolue différemment suivant le taux de glissement appliqué, la pression de contact et la rugosité initiale des galets en contact. Le tableau 2.19 résume les principales conclusions des essais de rodage effectués.

De manière générale, lorsque deux galets de même rugosité initiale sont mis en contact, on peut noter une diminution de leur rugosité (et donc une amélioration de l'état de surface, cas des galets de rugosité $R_a = 0,2\mu m$) au cours de l'essai, caractérisée notamment par une baisse de la pente moyenne des aspérités Δ_a (et du R_a). Cette baisse semble dépendre de la rugosité initiale des galets et du taux de glissement. En effet, lorsque les deux surfaces ont une rugosité assez importante (cas du contact entre deux galets de $R_a = 0,2\mu m$), l'évolution de la rugosité est visible, contrairement au cas du contact entre deux galets de rugosité initiale très faible ($R_a = 0,05\mu m$, essais référencés 9 à 12). La baisse de la rugosité est encore plus importante quand l'essai est accompagné de glissement.

Dans le cas du contact entre deux galets de même rugosité initiale, on observe les mêmes tendances sur l'évolution des contraintes résiduelles de surface. En effet, on observe une augmentation

des contraintes résiduelles de surface dans le sens de la compression sur les deux galets en contact. En outre, la valeur de cette augmentation dépend de la rugosité initiale des deux galets et du taux de glissement : l'augmentation en compression des contraintes résiduelles de surface est faible mais visible à G = 0% lors des essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$. Par contre, elle est nulle dans le cas des essais à G = 0% entre galets de rugosité initiale $R_a = 0,05\mu m$. On remarque également que le taux de glissement provoque une augmentation importante des contraintes résiduelles de surface dans le sens de la compression. Il est également à noter que la variation des contraintes résiduelles en surface observée lors des essais avec et sans glissement est du même ordre de grandeur dans les deux directions de mesure. , que cette variation est d'autant plus importante que les deux éprouvettes en contact ont une rugosité R_a faible. On a également pu noter que dans le cas des essais à G = 0%, la pression de contact n'a que très peu d'influence sur l'évolution des contraintes résiduelles en surface. Une explication à cette constatation sera développé dans la discussion des résultats.

Lorsque deux galets de rugosité différente sont mis en contact, le galet le plus rugueux voit sa rugosité diminuer (donc s'améliorer) tandis que le galet le plus lisse a tendance à voir sa rugosité augmenter au cours des cycles. Ce phénomène a déjà été observé par Chou et Lin [21]. Il peut s'expliquer par une adaptation de la rugosité des deux surfaces l'une par rapport à l'autre. Concernant les contraintes résiduelles en surface, elles augmentent en compression pour les deux galets en contact. La variation des contraintes résiduelles en surface est plus importante sur le galet le plus lisse. On peut remarquer ici également le rôle très important du taux de glissement qui accentue l'augmentation en compression des contraintes résiduelles de surface et l'évolution de la rugosité des surfaces.

De manière générale, dans les cas où la rugosité initiale sur les deux galets est soit suffisamment forte soit différente, contraintes résiduelles en surface et rugosité évoluent ensemble. Il est important de noter que l'évolution des contraintes résiduelles de surface et de la rugosité est souvent très rapide pendant les 20 000 premiers cycles puis plus lente voire négligeable après.

Lors de la discussion des résultats de cette étude expérimentale, il sera donc important d'essayer d'expliquer l'influence du taux de glissement sur l'évolution des contraintes résiduelles de surface et de la rugosité des galets.

Type d'essais	Conclusions
Essais entre deux galets de $R_a = 0{,}2\mu m$	Pour les deux galets en contact : - Augmentation, en valeur absolue, des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface, - Baisse de la pente des aspérités Δ_a et du R_a. - Influence importante du taux de glissement
Essais entre un galet de $R_a = 0{,}2\mu m$ et un autre de $R_a = 0{,}05\mu m$	Pour le galet le plus rugueux : - Augmentation, en valeur absolue, des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface, - Baisse de la pente des aspérités Δ_a et du R_a. - Influence importante du taux de glissement Pour le galet le plus lisse : - Augmentation, en valeur absolue, des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface, - légère augmentation de la pente des aspérités Δ_a et du R_a. - Influence importante du taux de glissement
Essais entre deux galets de $R_a = 0{,}05\mu m$	Pour les deux galets en contact : - Augmentation, en valeur absolue, des contraintes résiduelles circonférentielles et transversales en surface, - Peu de varition de la pente des aspérités Δ_a et du R_a. - Influence importante du taux de glissement sur $\Delta\sigma_{res}$

TAB. 2.19 – Synthèse des conclusions des essais de rodage

Chapitre 3

Modélisation numérique de la phase de rodage

Le chapitre précédent a montré les effets du rodage sur la rugosité des surfaces en contact et les contraintes résiduelles en surface. Ces résultats serviront de base de validation pour les calculs numériques de simulation de la phase de rodage.

L'objectif de ce chapitre est de présenter les trois modèles de calculs développés dans cette thèse pour simuler cette phase de rodage.

3.1 Objectif des calculs

Le but de la simulation exposée ici est de modéliser numériquement la phase de rodage. Plus précisement, il s'agit de :

- prévoir l'évolution de la rugosité des pièces en contact,
- prévoir l'évolution du champ de contraintes résiduelles.

3.2 Modélisation du contact

3.2.1 Principe

Les aspérités sont modélisées par des sinusoïdes caractérisées par une longueur d'onde et une amplitude totale correspondant à leurs dimensions réelles. Le choix de la modélisation par une sinusoïde se justifie par le fait que l'on peut décomposer en série de Fourier la rugosité d'une pièce et que le sinus en est le premier terme.

Le modèle numérique a pour but de reproduire le contact entre deux aspérités. Trois types de calculs ont été effectués afin de considérer différents types de contact possibles :

- cas du contact sans glissement entre rugosités orientées dans le sens longitudinal : un modèle de calculs d'indentations successives d'une aspérité sur une autre suivant l'axe de symétrie des aspérités a été développé. Les aspérités en contact sont identiques. La direction longitudinale représente la direction du roulement (figure 3.1). Pour simplifier, ce modèle sera nommé "modèle d'indentations fixes".
- cas du contact sans glissement entre rugosités orientées dans le sens longitudinal prenant en compte le fait que les aspérités ne sont pas toujours en contact crête sur crête : des calculs d'indentations successives d'une aspérité sur une autre où les indentations se font toujours dans la direction normale à la surface mais où la position horizontale de l'axe d'indentation varie aléatoirement. Pour simplifier, ce modèle sera nommé "modèle d'indentations aléatoires".
- contact avec glissement non nul entre rugosités orientées dans le sens longitudinal ou transversal : Le modèle développé ici simule des passages successifs d'une aspérité sur une autre. Le sens transversal représente la direction normale au roulement.

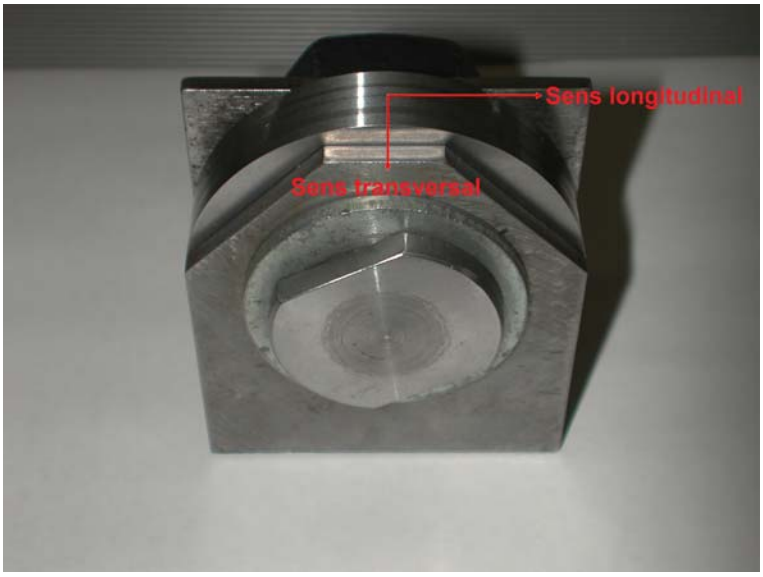


FIG. 3.1 – Définition des sens longitudinal et transversal

3.2.2 Stratégie de maillage

3.2.2.1 Type de maillage

Le maillage utilise un déraffinement par éléments triangles. Il peut être divisé en trois parties distinctes (figure 3.2 et 3.3) :

- De la sinusoïde "de peau" jusqu'à une profondeur de 40 microns, la zone est maillée très finement avec des éléments quadrangles QUA4. Le nombre d'éléments sur une période de la sinusoïde de peau est de 64. Dans la suite, cette zone maillée sera appelée "*zone de peau*". Cette zone a été maillée finement pour permettre le calcul fin des contraintes hertziennes en surface et en sous-couche.
- La zone située sous la zone de peau est la "*zone de déraffinement*". Elle consiste en une alternance de couches d'éléments triangles TRI3 et d'éléments quadrangles QUA4. De ce fait, après chaque couche d'éléments triangles, le nombre d'éléments sur la longueur de la sinusoïde est divisé par deux.
- Sous la zone de déraffinement se situe la zone appelée par la suite "*zone de sous-couche*". Elle est maillée avec les éléments quadrangles QUA4.

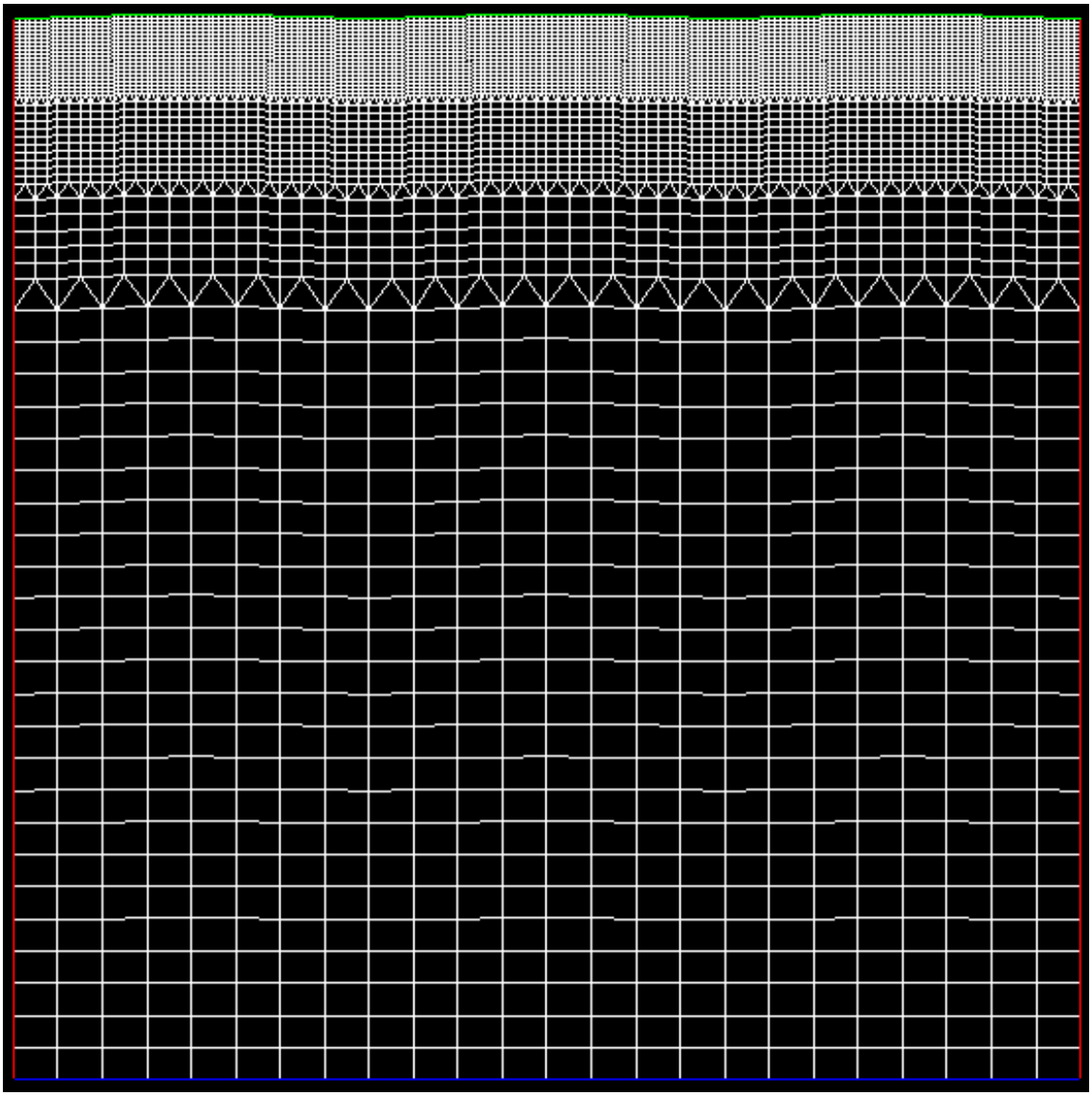


FIG. 3.2 – Maillage de trois aspérités de longueur d'onde 180 μm et d'amplitude totale $2\mu m$

3.2.2.2 Dimensions du maillage

Ce maillage a comme dimensions 540 μm en profondeur et 540 μm en largeur dans le cas du maillage de trois rugosités. Le choix de la modélisation de trois rugosités sur trois autres a été effectué pour éviter les problèmes d'effet de bord. En effet, on ne prendra en compte que les résultats du calcul trouvés sur l'aspérité centrale.

Les dimensions du maillage sont restées constantes pour tous les calculs. En effet, nous avons validé les modèles numériques dans le cas du contact entre deux galets de rugosité $R_a = 0,2\mu m$ dont la dimension des aspérités correpond à celle donnée dans les maillages.

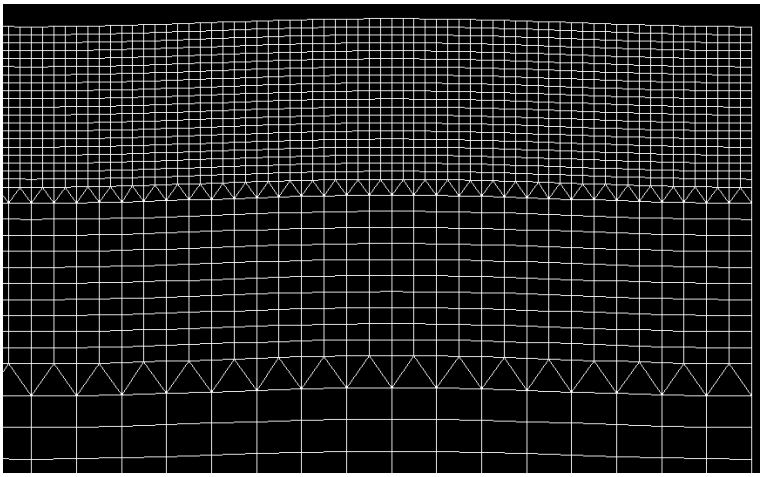


FIG. 3.3 – Zoom sur une aspérité du maillage utilisé

3.2.2.3 Logiciels de calculs

Le maillage et les dépouillements ont été réalisés avec le logiciel CAST3M version 2007 [79]. Les calculs a été effectués sous Code Aster version 9.1 [80], Castem 2007 ne permettant pas de réaliser correctement les types de calcul demandés.

3.2.2.4 Justification du choix d'un calcul 2D

Le choix du modèle de calcul 2D a été fait suite aux observations suivantes :

- un galet peut être considéré comme une répétition successive de plusieurs tranches 2D identiques,
- le temps de calcul est réduit.

3.2.3 Caractéristiques des aspérités

3.2.3.1 Définition de la pente des aspérités

La rugosité de la pièce (ici des galets) est modélisée par des sinusoïdes de longueur d'onde (ou période) L et d'amplitude h (figure 3.4). Dans les paragraphes suivants, on appellera "pente des aspérités" le rapport h/L.

$$R = \frac{h}{L} \tag{3.1}$$

Cette pente R est différente de la pente *moyenne* des aspérités Δ_a.

3.2.3.2 Choix de h et L

Plusieurs pentes d'aspérité seront étudiées dans cette étude : 1/72, 1/90 et 1/120, la longueur d'onde L étant toujours fixée à $180\mu m$. La pente d'aspérité 1/90 correspond aux valeurs trouvées sur des pièces réelles (voir Annexe A). Le choix des deux autres pentes est dû aux hypothèses posées concernant la prise en compte du taux de glissement et de la lubrification. Ce point sera expliqué dans les paragraphes 3.4.1.1 et 3.4.1.2.

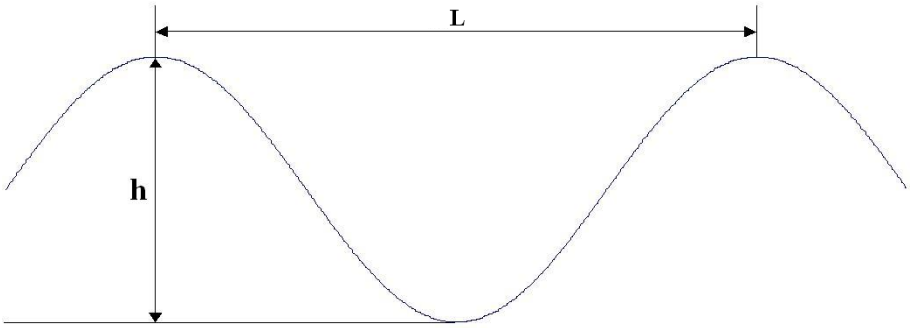


FIG. 3.4 – Définition des paramètres L et h

3.2.4 Choix et détermination de la loi de comportement

Les paragraphes qui suivent exposent les résultats des calculs obtenus avec une loi de comportement à écrouissage cinématique non linéaire de type Armstrong-Frederick. La loi d'Armstrong-Frederick a été préférée à une loi de comportement avec écrouissage cinématique linéaire pour avoir une meilleure transition entre plasticité et élasticité (meilleur lissage de la courbe contrainte/déformation).

Les paramètres de cette loi de comportement ont été identifiés à partir de la loi de comportement de compression monotone de l'acier 100Cr6 trempé revenu dans la masse à 235^oC [2].

Les paramètres de la loi de comportement de type Armstrong-Frederick ont été déterminés à partir de la courbe de compression monotone de l'acier 100Cr6 trempé revenu à 235^oC. L'identification des paramètres caractéristiques du matériau, k, C et γ a été faite en suivant la méthode proposée par Lemaitre et Chaboche [81].

La loi de comportement est approchée par une courbe d'équation :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} - k = \frac{C}{\gamma} Th\left(\gamma \frac{\Delta\epsilon_p}{2}\right) \tag{3.2}$$

avec :

– $\Delta\sigma$: Etendue de contrainte (MPa)

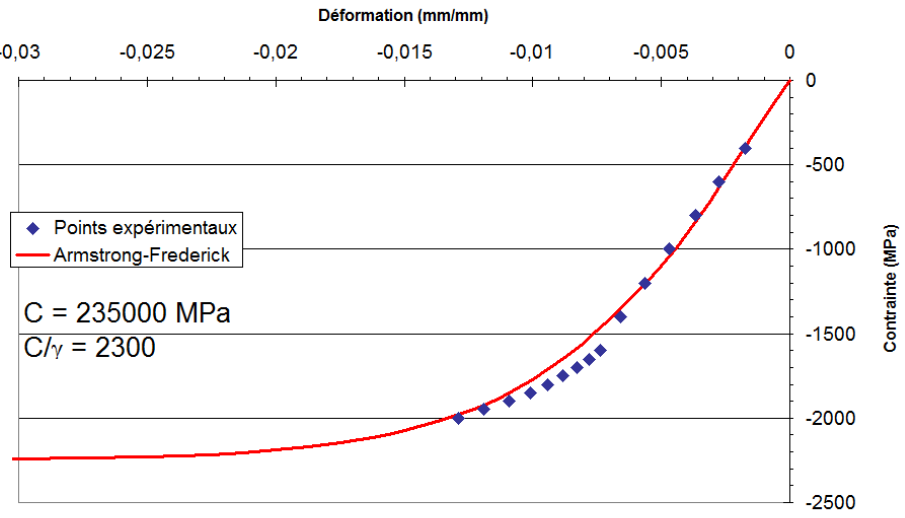


FIG. 3.5 – Détermination des paramètres de la loi de comportement d'Armstrong-Frederick à partir de la courbe de compression monotone de l'acier 100Cr6 trempé revenu à 235^{o}C

– k, C, γ : coefficients caractéristiques du matériau

– $\Delta\epsilon_p$: Etendue de déformation plastique

Le coefficient k est déterminé par le domaine élastique.

Le coefficient C/γ représente la valeur asymptotique des mesures $\Delta\sigma/2 - k$ lorsque $\Delta\epsilon$ augmente.

Le coefficient C est déterminé par lissage des valeurs précédentes à partir de la relation 3.2.

Ici, les valeurs des coefficients correspondant à la courbe présentée en figure 3.5 sont :

– C = 235 000 MPa,

– k = 1750 MPa,

– $C/\gamma = -2300$ MPa,

– donc $\gamma = 112{,}17$.

3.2.5 Conditions aux limites du calcul

Ce paragraphe présente et justifie les conditions aux limites utilisées dans les trois modèles de calculs utilisés dans cette thèse. L'influence des conditions aux limites sur les résultats obtenus a été étudiée en annexe G.

3.2.5.1 Conditions aux limites dans le cas des indentations successives

Deux calculs d'indentations ont été menés :

– un calcul où l'axe d'indentation est confondu avec l'axe de symétrie des aspérités. Les conditions aux limites de ce calcul sont données dans le tableau 3.1. Le bloc d'aspérités inférieur est maintenu fixe tandis que le bloc d'aspérités supérieur est animé d'un déplacement imposé vertical. Les bords latéraux des deux blocs sont bloqués suivant x.
– un calcul où la position de l'axe d'indentation varie aléatoirement : les conditions aux limites de ce calcul sont données dans le tableau 3.2. Le bloc inférieur est là aussi maintenu fixe tandis que le bloc supérieur est animé successivement de déplacements verticaux de valeur fixe et de déplacements latéraux d'amplitude aléatoire. Les bords latéraux des deux blocs sont bloqués suivant x.

La dénomination des segments correspond à celle donnée en figure 3.6. Sur un galet, la direction x correspond au sens transversal et la direction z au sens longitudinal.

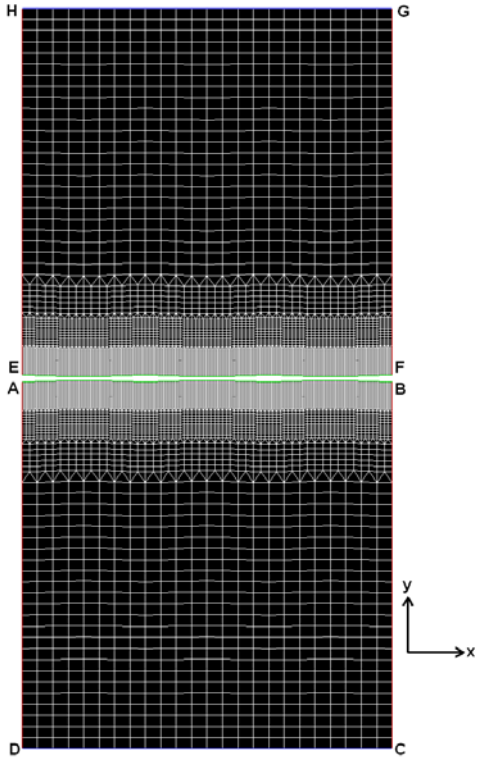


FIG. 3.6 – Dénomination des segments et des courbes

3.2.5.2 Conditions aux limites dans le cas des passages d'une aspérité sur une autre

Les conditions aux limites dans le cas des calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre sont données dans le tableau 3.3. La dénomination des segments correspond à celle donnée en figure 3.6.

	Aspérité supérieure	Aspérité inférieure
Sinusoïde de peau	Condition de contact	Condition de contact
Segments latéraux	Blocage suivant l'axe x des segments EH et FG	Blocage suivant l'axe x des segments AD et BC
Segment du fond du maillage	Déplacement imposé selon l'axe y du segment GH	Blocage suivant l'axe y du segment CD

TAB. 3.1 – Conditions aux limites : Cas des indentations successives d'une aspérité sur une autre suivant l'axe de symétrie de l'aspérité centrale

	Aspérité supérieure	Aspérité inférieure
Sinusoïde de peau	Condition de contact	Condition de contact
Segments latéraux	Déplacement imposé suivant l'axe x des segments EH et FG	Blocage suivant l'axe x des segments AD et BC
Segment du fond du maillage	Déplacement imposé selon les axes x puis y du segment GH	Blocage suivant l'axe y du segment CD

TAB. 3.2 – Conditions aux limites : Cas des indentations successives d'une aspérité sur une autre suivant un axe d'indentation aléatoire

	Aspérité supérieure	Aspérité inférieure
Sinusoïde de peau	Condition de contact	Condition de contact
Segments latéraux	Déplacement imposé suivant l'axe x des segments EH et FG	Blocage suivant l'axe x des segments AD et BC
Segment du fond du maillage	GH : Mouvement de corps rigide Déplacement imposé suivant y puis translation suivant x	CD : Blocage suivant l'axe y

TAB. 3.3 – Conditions aux limites : Cas du passage d'une aspérité sur une autre

3.3 Paramètres du calcul

3.3.1 Indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage

Le tableau H.2 en annexe H donne la liste des calculs réalisés dans le cas des indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités. Il s'agit du modèle de simulation de rodage le plus simple où le contact se fait crête sur crête.

Les calculs référencés 1, 2, 5 à 15 et 35 à 41 ont permis de tracer des courbes de prévision de l'état après rodage $\sigma_{R-m-s} = f(P_0)$, P_0 étant la pression de contact hertzienne et σ_{R-m-s} la moyenne des contraintes résiduelles stabilisées sur une profondeur de $6\mu m$ dans la direction circonférentielle (du roulement) ou transversale. Cette moyenne des contraintes résiduelles sur une profondeur de $6\mu m$ a été calculée après stabilisation des contraintes résiduelles dans le maillage (voir annexe E).

Les calculs référencés 3, 4, 16, 17 et 42 à 52 ont permis le tracé d'un diagramme de type "Johnson" $P_0/k = f(\mu)$, P_0 étant le pression de contact hertzienne, k la limite d'élasticité en cisaillement du matériau et μ le coefficient de frottement entre les pièces en contact . Plus précisement, les calculs 3,

4, 42, 45, 47, 48, 51 ont servi à la détermination de la limite d'adaptation du matériau et les calculs 17, 43, 46, 49 et 52 au tracé de la limite entre état accommodé et rochet du matériau en fatigue de contact. Ces diagrammes sont donnés en annexe R.

3.3.2 Indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement

Le tableau H.3 en annexe H donne la liste des essais ayant été réalisés dans le cas des indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement (figure 3.7). Ce modèle de calcul permet de modéliser le contact sans glissement entre rugosités isotropes ou orientées dans le sens longitudinal. Il a pour but de se rapprocher de la réalité physique en prenant en compte le fait que le contact entre aspérités ne se fait pas toujours crête sur crête.

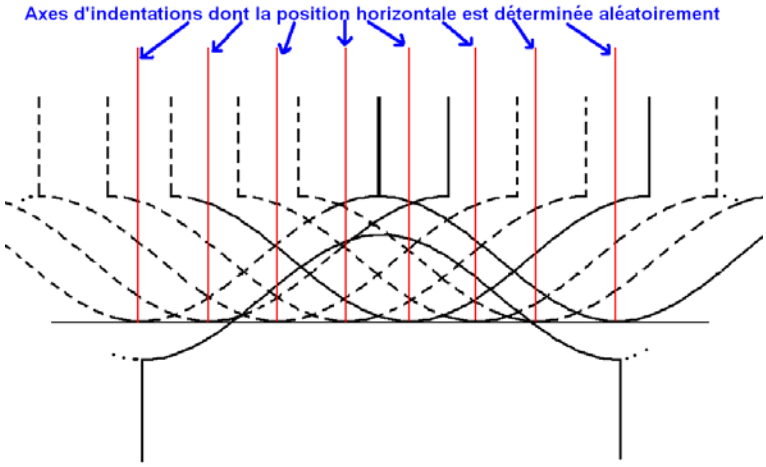


FIG. 3.7 – Schéma d'explication du calcul d'indentations successives dont la position horizontale varie aléatoirement

Les calculs référencés 53 à 57 ont été effectués pour tracer la courbe de prévision de l'état après rodage du matériau $\sigma_{R-m-s} = f(P_0)$ dont il a été fait mention au paragraphe précédent, P_0 étant la pression de contact hertzienne et σ_{R-m-s} la moyenne des contraintes résiduelles stabilisées sur une profondeur de $6\mu m$ dans la direction circonférentielle (du roulement) ou transversale.

Les calculs référencés 57 à 61 ont permis le tracé du diagramme de Johnson $P_0/k = f(\mu)$ pour ce modèle de calcul.

3.3.3 Passages successifs d'une aspérité sur une autre

Le tableau H.4 en annexe H donne la liste des calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre. Ce modèle de calcul a été créé afin de tenir compte du taux de glissement présent entre deux

pièces roulant l'une sur l'autre.

Les calculs référencés 64 à 66 ont été réalisés afin de pouvoir tracer la courbe de prévision de l'état après rodage du matériau $\sigma_{R-m-s} = f(P_0)$ dont il a été fait mention au paragraphe précédent. Ces calculs ont principalement mis en évidence l'influence du coefficient de frottement entre les aspérités sur les contraintes résiduelles en surface obtenues. Il est à noter qu'il n'a pas été possible d'obtenir des résultats avec des interpénétrations supérieures à $7\mu m$ avec le code de calcul utilisé, contrairement aux calculs d'indentations successives. Ceci peut être dû au maillage (finesse) et aux conditions de calculs utilisées (pas de déplacement latéral trop grand) et à la puissance de la machine de calcul utilisée.

Les calculs 67 à 73 ont permis de tracer le diagramme $P_0/k = f(\mu)$ pour ce modèle de calcul. On peut remarquer que le code de calcul n'a pas permis d'effectuer correctement un calcul de passage d'une aspérité sur une autre avec un coefficient de frottement supérieur à 0,7, ceci probablement pour les mêmes raisons que précédemment.

3.4 Résultats des calculs numériques

3.4.1 Hypothèses préliminaires

On a vu précédemment qu'il n'a pas été possible de réaliser les calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre. Or ce calcul devait permettre de prendre en compte le taux de glissement dans les calculs. De plus, les calculs précédents n'intègrent pas le paramètre lubrification.

De ce fait, dans le but d'intégrer dans les calculs la présence de lubrifiant et du taux de glissement non nul, des hypothèses ont été posées afin de trouver des équivalences entre l'étude expérimentale et les modèles numériques. Les calculs numériques effectués dans ce chapitre peuvent être interprétés comme une modélisation du contact entre aspérités correspondant à une rugosité moyenne des surfaces R_a de 0,2μm.

3.4.1.1 Contact lubrifié sans glissement

Afin de pouvoir utiliser les modèles de calcul numérique et de tenir compte du lubrifiant présent entre les pièces en contact, il est nécessaire de trouver un contact sec équivalent au contact lubrifié sans glissement. Il s'agit donc de trouver quelle est la variation d'amplitude des aspérités (due à la lubrification) dans le contact lubrifié afin de pouvoir déterminer leur géométrie équivalente. L'écrasement des aspérités dans le calcul (qui est un contact sec) doit être égal à l'écrasement des aspérités dans le cas du contact lubrifié réel.

Les dimensions des aspérités rencontrées sur les galets de rugosité $R_a = 0{,}2\ \mu m$ sont approchées

par des sinusoïdes de $2\mu m$ d'amplitude totale et de $180\mu m$ de longueur d'onde.

Venner et al. [82] ont trouvé la formule permettant de relier l'amplitude initiale A_i des aspérités et celle déformée A_d dans un contact lubrifié entre rugosités longitudinales :

$$\frac{A_d}{A_i} = \frac{1}{1 + 0,15\bar{f}(r)\nabla_2 + 0,012\left(\bar{f}(r)\nabla_2\right)^2} \tag{3.3}$$

avec :

- A_d : amplitude déformée [m],
- A_i : amplitude initiale [m],
- $r = \lambda_x/\lambda_y$
- $\bar{f}(r) = e^{1-\frac{1}{r}}$ si $r > 1$, 1 sinon,
- $\nabla_2 = (\lambda/b)(M^{1/2}/L^{1/2})$,
- λ : longueur d'onde des aspérités [m],
- b : largeur de contact hertzienne [m],
- $M = W(2U)^{-3/4}$: paramètre de charge de Moes,
- $L = G(2U)^{1/4}$: paramètre de matériau de Moes,
- $2U = (\eta_0 u_s)/(E'R_x)$: Paramètre de vitesse,
- $W = F/(E'R_x^2)$: Paramètre de charge,
- F : force extérieure [N].

De notre cas, on trouve $M = 5,69.10^3$, $L = 12,6$, $\nabla_2 = 3,83$ d'ou $A_d/A_i = 0,24$.

De ce fait, on suppose qu'un calcul d'un contact lubrifié sans glissement entre aspérités d'amplitude $2\mu m$ peut être simulée par un calcul sec entre aspérités d'amplitude $1,5\mu m$ $(= 2 * (1 - 0,24))$.

3.4.1.2 Cas du contact lubrifié avec glissement

Afin de tenir compte, dans les calculs numériques, des 3,7% de glissement présents lors des essais de rodage, il est nécessaire de trouver un contact sec équivalent à ce contact lubrifié avec glissement.

Un glissement G non nul (ici 3,7%) est synonyme d'un déplacement d'une aspérité par rapport à une autre, la vitesse des deux galets étant alors différente. Le galet le plus lent a une vitesse de rotation V_1 de 1200 tr/min, soit 4,4 m/s et le plus rapide une vitesse V_2 de 4,56 m/s ($V_2 = (1+G).V_1$). Sachant que la largeur du contact est de 1,5 mm (mesure expérimentale), le temps de traversée du contact Δt est de $2,2.10^{-3}$s. On peut alors déterminer la différence de distance $d = (V_2 - V_1).\Delta t = 55\mu m$ parcourue entre les deux galets sur cette largeur de contact. Pour simplifier, on considerara que cette distance est de l'ordre d'une demie longueur d'onde d'une aspérité.

Or, dans le contact, Kaneta et al. [83] ont montré que l'huile a un comportement proche d'un

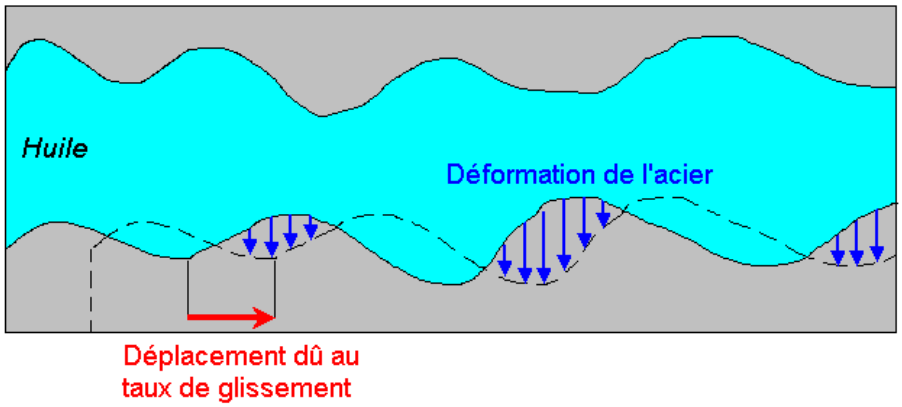


FIG. 3.8 – Déformation de l'acier imposée par l'huile lors d'un contact avec glissement

corps solide. L'huile impose donc sa déformation à l'acier, soit $1\mu m$, équivalente à la demie amplitude des aspérités "numériques". Pour tenir compte du taux de glissement, on se replace dans le cas du contact lubrifié sans glissement(paragraphe précédent) auquel on ajoute la déformation de l'acier de $1\mu m$ causée par l'huile (due au taux de glissement de 3,7%). On a vu dans le paragraphe précédent qu'un calcul lubrifié sans glissement entre aspérités d'amplitude $2\mu m$ peut être simulée par un calcul sec entre aspérités d'amplitude $1{,}5\mu m$. En ajoutant à cette amplitude la déformation de l'acier due au taux de glissement ($1\mu m$), on supposera qu'un contact sec entre deux aspérités d'amplitude $2{,}5\mu m$ équivaut à un contact lubrifié avec glissement de 3,7% entre aspérités d'amplitude $2\mu m$.

3.4.1.3 Synthèse

Le tableau 3.4 donne la correspondance entre la pente moyenne des aspérités Δ_a et la pente des aspérités h/L permettant de relier les résultats expérimentaux aux résultats numériques.

Cas de contact	Pente h/L des aspérités du modèle	h	L	Δ_a équivalent à cette pente
Sec	1/90	$2\ \mu m$	$180\mu m$	$1{,}38^\circ$
Lubrifié sans glissement	1/120	$1{,}5\mu m$	$180\mu m$	$1{,}03^\circ$
Lubrifié avec 3,7% de glissement	1/72	$2{,}5\mu m$	$180\mu m$	$1{,}72^\circ$

TAB. 3.4 – Synthèse des résultats des calculs d'indentation suivant l'axe de symétrie des aspérités (ISASA) utiles pour la comparaison avec les résultats expérimentaux (lsg : lubrifié sans glissement, lag : lubrifié avec 3,7% de glissement)

3.4.2 Prévision de l'état après rodage à partir des calculs d'indentations successives fixes

3.4.2.1 Prévision des contraintes résiduelles en surface

A partir de calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités (calculs référencés 1, 2, 5 à 9, 14, 15, 35 à 41), des courbes représentant l'évolution de la moyenne des contraintes résiduelles sur 6 μm en fonction de la pression de contact moyenne ont été tracées (relevée lors de la première indentation, figure 3.9). La pression de contact moyenne correspond à la pression de Hertz macroscopique appliquée lors des essais. Ces courbes correspondent aux modes de contact sec, lubrifié sans glissement et lubrifié avec 3,7% de glissement.

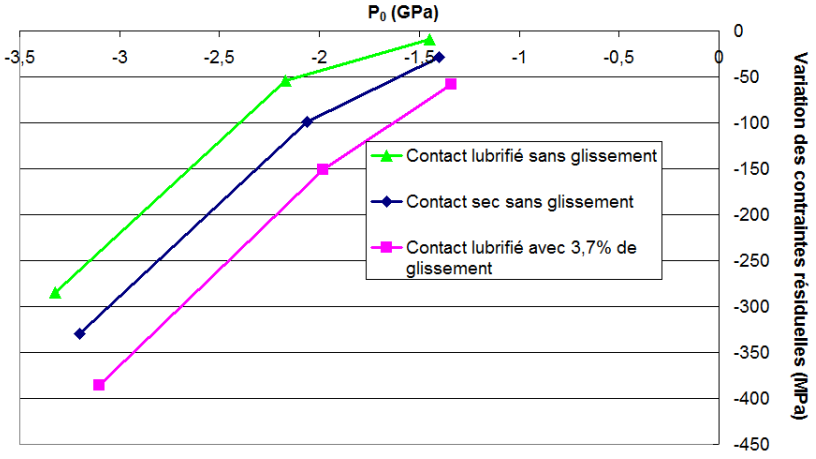


FIG. 3.9 – Modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités : évolution de la moyenne des contraintes résiduelles sur 6 μm en fonction de la pression de contact maximale P_0 : cas des contact sec, lubrifié sans glissement et lubrifié avec 3,7% de glissement

On peut être surpris par le fait que le cas du contact lubrifié avec glissement soit plus sévère que le cas du contact sec. Cependant, ce résultat est logique du fait de l'équivalence trouvée pour le calcul du contact lubrifié avec glissement à partir d'un contact sec, la pente h/L des aspérités étant plus forte dans le cas lubrifié avec glissement que dans le cas du contact sec (tableau I.1 en annexe I).

3.4.2.2 Prévision de la géométrie résiduelle

La modélisation numérique du rodage passe également par la détermination de l'état de surface après rodage. Le paramètre utilisé dans cette thèse pour passer des calculs numériques aux résultats expérimentaux est le paramètre Δ_a défini dans le chapitre précédent. Pour rappel, ce paramètre permet de caractériser la pente moyenne des aspérités. La courbe de l'évolution du paramètre Δ_a en fonction de la pression de Hertz macroscopique appliquée lors des essais est tracée en figure 3.10.

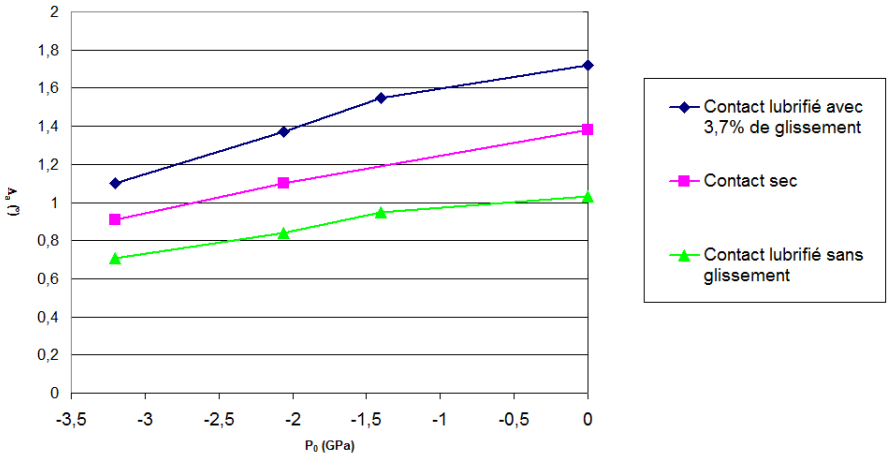


FIG. 3.10 – Modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités : évolution du paramètre Δ_a en fonction de la pression de contact maximale P_0 : cas des contact sec, lubrifié sans glissement et lubrifié avec 3,7% de glissement

On remarque ici que la pente moyenne des aspérités baisse avec l'augmentation de la pression de contact. La baisse la plus importante a lieu dans le cas du contact lubrifié avec glissement et la baisse la plus faible dans le cas du contact lubrifié sans glissement. Ceci concorde avec la valeur des pentes attribuées à chaque cas. Plus la pente est faible, plus sa variation est faible.

3.4.3 Prévision de l'état après rodage à partir des calculs d'indentations successives aléatoires

3.4.3.1 Prévision des contraintes résiduelles en surface

Les calculs référencés 56, 61 et 62 ont permis de tracer la courbe $\Delta\sigma_R = f(P_0)$ (figure 3.11) donnant la prévision de la variation de la moyenne des contraintes résiduelles sur $6\mu m$ en profondeur en fonction de la pression de contact hertzienne appliquée.

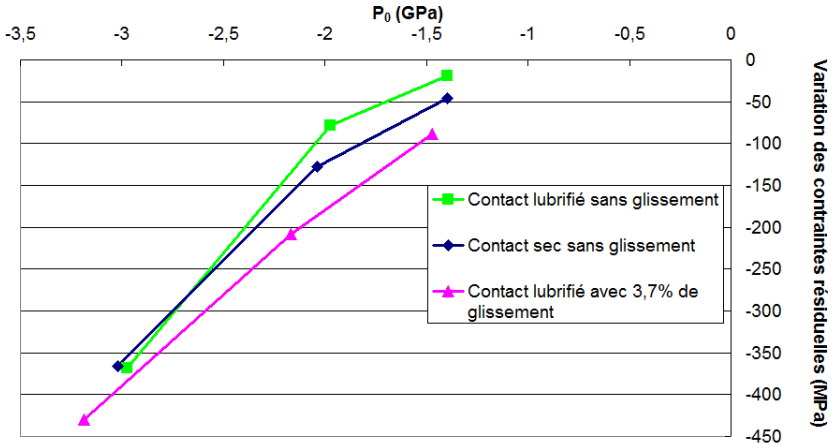


FIG. 3.11 – Modèle d'indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement : évolution de la moyenne des contraintes résiduelles sur 6 μm en fonction de la pression de contact maximale P_0 : cas des contact sec, lubrifié sans glissement et lubrifié avec 3,7% de glissement

On observe là encore que le contact lubrifié sans glissement est moins sévère que le contact sec sans glissement et que le contact lubrifié avec 3,7% de glissement. Les contraintes résiduelles de surface obtenues sont plus importantes que celles trouvées par les calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage. Cependant, les écarts entre les contraintes résiduelles de surface obtenues sont moins importants que lors du calcul d'indentations suivant l'axe de symétrie du maillage.

On peut également se demander pourquoi le cas lubrifié sans glissement devient voisin du cas du contact sec uniquement pour $|P| > 3$ GPa. Ceci doit être dû au caractère aléatoire des déplacements horizontaux imposés à l'axe d'indentation. En effet, les series de positions successives de l'axe d'indentation sont différentes pour chaque calculs.

3.4.3.2 Prévision de la géométrie résiduelle

La figure 3.12 présente l'évolution du paramètre de rugosité Δ_a en fonction de la pression hertzienne appliquée.

On peut remarquer ici que les plus fortes variations de pente moyenne ont lieu dans le cas du

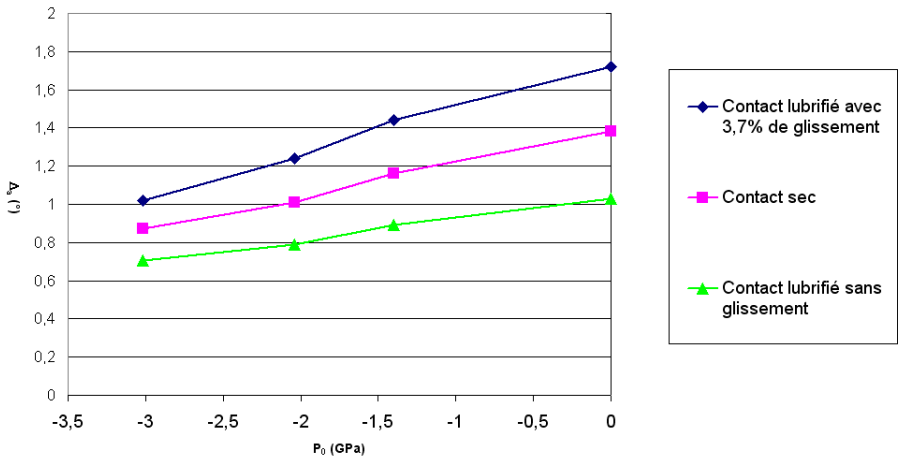


FIG. 3.12 – Modèle d'indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement : évolution du paramètre Δ_a en fonction de la pression de contact maximale P_0 : cas des contact sec, lubrifié sans glissement et lubrifié avec 3,7% de glissement

contact lubrifié avec 3,7% de glissement, puis suivent le cas du contact sec et du contact lubrifié sans glissement. On retrouve ici un classement dépendant de la pente initiale des sinusoïdes. Les valeurs des variations de pente moyenne obtenues sont plus importantes que celles trouvées dans le cas des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage.

3.4.4 Prévision de l'état après rodage à partir des calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre

Comme signalé dans le paragraphe 3.3.3, le code de calcul n'a pas permis de réaliser des calculs de passages d'une aspérité sur une autre dont l'interpénétration dépasse $7\mu m$, ce qui correspond à une pression hertzienne macroscopique appliquée de 1,4 GPa environ. Le code de calcul n'a donc pas permis de réaliser un calcul où les aspérités plastifient. La pression de 1,4GPa étant très inférieure à celles appliquées lors des essais de rodage (2 et 3,5 GPa), il n'a pas été possible de prévoir l'état après rodage du matériau à partir de ce modèle de calcul.

3.4.5 Synthèse des prévisions de l'état après rodage

Le tableau I.1 résume les principaux résultats des calculs d'indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités.

Type de calcul	Lubrification	p (μm)	P_{moy} (GPa)	$\Delta\sigma_{R-circ}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{R-trans}$ (MPa)	Δ_a initial	Δ_a stabilisé	$\Delta(\Delta_a)$ (°)
	sec	10	2,06	-96	-98,6	1,38°	1,10°	0,28
	sec	15	3,20	-350	-330	1,38°	0,91°	0,47
ISASA	lsg	10	2,17	-52,8	-53,2	1,03°	0,84°	0,19
	lsg	15	3,32	-305	-285	1,03°	0,71°	0,32
	lag	10	1,98	-341	-359	1,72°	1,37°	0,35
	lag	15	3,2	-464	-478	1,72°	1,10°	0,62
	sec	10	2,03	-432	-182	1,38°	1,01°	0,37
	sec	15	3,02	-757	-771	1,38°	0,87°	0,51
ISAPOVA	lsg	10	1,97	-183	-177	1,03°	0,79°	0,24
	lsg	15	2,97	-507	-418	1,03°	0,70°	0,27
	lag	10	2,16	-263	-241	1,72°	1,24°	0,48
	lag	15	3,18	-620	-430	1,72°	1,02°	0,70

TAB. 3.5 – Synthèse des résultats de prévision de l'état après rodage suite aux calculs d'indentation suivant l'axe de symétrie des aspérités (ISASA) et ceux d'indentations suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement (ISAPOVA) (lsg : lubrifié sans glissement, lag : lubrifié avec 3,7% de glissement

3.5 Conclusions

Dans ce chapitre, trois modèles de simulation numérique de la phase de rodage ont été présentés :

- le modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités,
- le modèle d'indentations successives suivant un axe verticale dont la position horizontale varie aléatoirement,
- le modèle de passages successifs d'une aspérité sur une autre.

La lubrification et le taux de glissement ont été pris en compte à l'aide d'équivalences développés dans la littérature (Venner et Lubrecht [82], Kaneta). Le troisième modèle n'ayant finalement pas pu être utilisé, les deux premiers modèles ont alors permis d'obtenir des courbes reliant :

- la pression de contact macroscopique à la moyenne des contraintes résiduelles de surface sur $6\mu m$ de profondeur,
- la pression de contact macroscopique à la pente moyenne des aspérités Δ_a.

Ces courbes serviront par la suite à valider les modèles numériques.

A l'aide de ces courbes, on a pu remarquer que l'introduction d'un taux de glissement non nul amène des contraintes résiduelles de compression en surface plus fortes que celles trouvées dans le cas du contact lubrifié sans glissement. On observe également une plus forte baisse du Δ_a en présence d'un taux de glissement non nul. Ces remarques concordent avec les observations expérimentales du chapitre précédent.

Il s'agit maintenant de comparer les variations des contraintes résiduelles de surface et de la pente moyenne des aspérités Δ_a obtenues expérimentalement et numériquement.

Chapitre 4

Validation des résultats numériques par l'expérience

Ce chapitre a pour but de valider la modélisation numérique de la phase de rodage, développée au chapitre précédent, en s'appuyant sur les résultats des essais expérimentaux présentés au chapitre 2. Cette validation est réalisée dans les cas du contact entre deux galets de même rugosité $R_a = 0,2\mu m$. *C'est en effet pour les contacts entre les galets les plus rugueux que la rugosité et les contraintes résiduelles de surface ont montré leurs plus grandes variations.*

Pour que cette validation ait un sens, il convient que les termes de la comparaison calcul/expérience soient comparables. En effet, les paramètres contraintes et rugosités résiduelles utilisés pour rendre compte des résultats, soit expérimentaux, soit numériques, ne recouvrent pas les mêmes définitions.

C'est pourquoi dans une première partie, ces paramètres seront définis et adaptés pour rendre pertinente leur comparaison.

Les résultats de la comparaison permettront ensuite d'apprécier la qualité de la simulation numérique vis-à-vis de l'expérience.

4.1 Démarche globale

La validation par l'expérience de la modélisation numérique de la phase de rodage nécessite de définir précisement les paramètres pertinents qui seront comparés, c'est à dire les variations des contraintes résiduelles en surface et de rugosités résiduelles engendrés par le roulement.

4.1.1 Base de comparaison des contraintes résiduelles

Volume intéressé Dans l'étude expérimentale, la mesure par diffraction par rayons X des contraintes résiduelles en surface se fait dans des volumes quasi-cylindriques de diamètre 1 mm (cas où la pression de contact est de 2 GPa) ou cylindriques de diamètre 2 mm (cas où la pression de contact est de 3,5 GPa) et de profondeur 6 μm (voir figure 4.1). Afin d'être le plus réaliste possible, cette valeur expérimentale sera comparée à la valeur moyenne des contraintes résiduelles calculée sur les six premiers microns du maillage sous les trois aspérités.

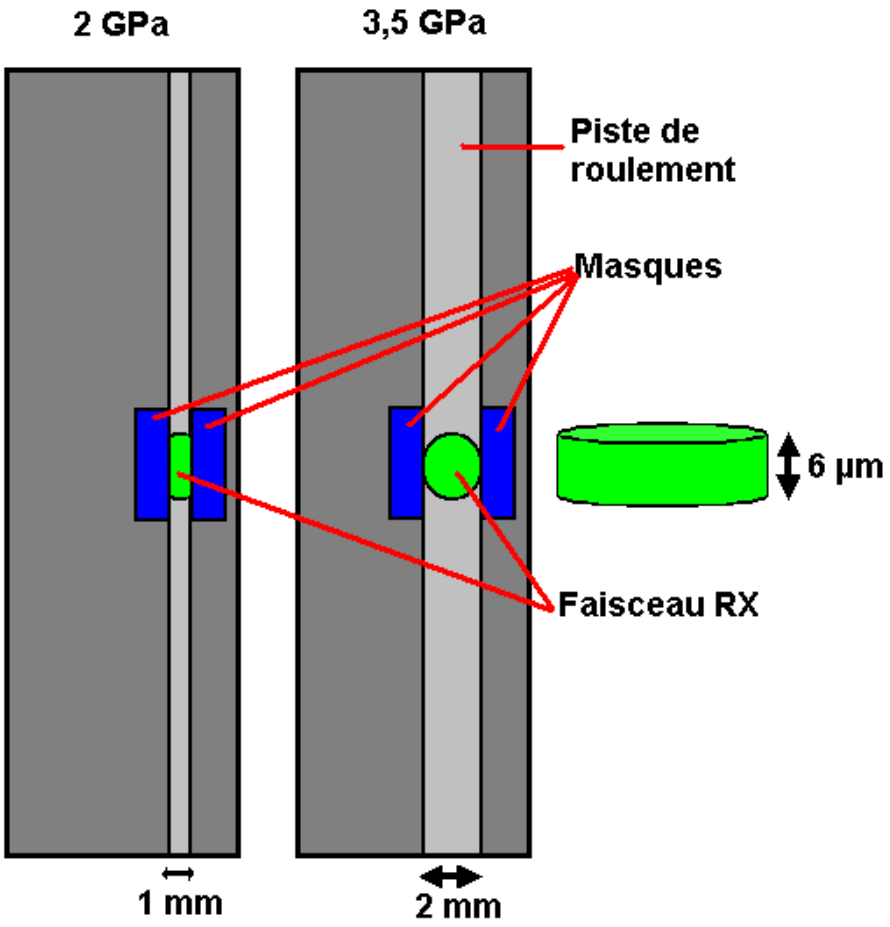


FIG. 4.1 – Forme du faisceau RX suivant la pression de contact imposée lors des essais de rodage

Définition de la contrainte résiduelle moyenne A partir des deux modèles numériques (indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités et indentations successives suivant un axe vertical dont la position horizontale varie aléatoirement), les évolutions de la moyenne des contraintes résiduelles calculées sur 6 μm, et correspondant donc aux contraintes résiduelles en surface relevées lors de l'étude expérimentale, ont été estimées en fonction de la pression de contact macroscopique (pression de Hertz) relevée lors de la première indentation (figure 3.9 94 et figure 3.10 page 95, chapitre 3). Ces évolutions correspondent à un contact sec, lubrifié sans glissement et lubrifié avec 3,7% de glissement entre aspérités.

Cependant, les résultats bruts trouvés ne peuvent pas être directement utilisés pour la comparaison avec les résultats des essais. En effet, il faut tenir compte :

- de la largeur réelle du contact (la largeur du maillage représente un peu plus de la moitié de la largeur du contact dans le cas des essais réalisés à P = 2 GPa et qu'un tiers de la largeur du contact dans le cas des essais réalisés à P = 3,5 GPa),
- de la forme parabolique de la répartition de pression hertzienne.

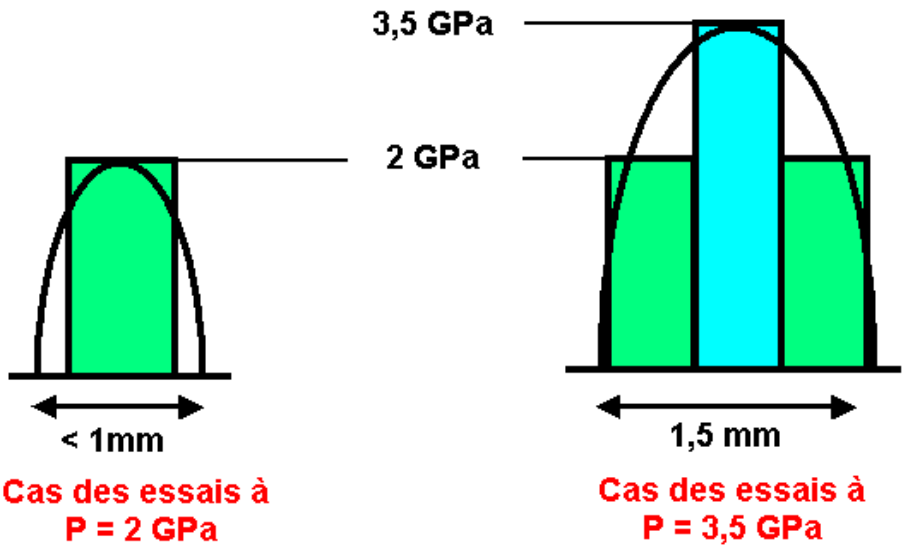


FIG. 4.2 – Approximation faite pour l'estimation des contraintes résiduelles moyennes $\bar{\sigma}_R$ à partir des calculs numériques

La contrainte moyenne résultante qui servira par la suite de terme de comparaison sera symbolisée par $\bar{\sigma}_R$. Dans le cas d'un contact à P = 2 GPa, $\bar{\sigma}_R$ correspond à la moyenne des contraintes résiduelles sur une profondeur de 6 μm trouvée par un calcul réalisé à P = 2 GPa. dans le cas d'un contact à P = 3,5 GPa, $\bar{\sigma}_R = (1/3).(2\sigma_{RmoyP=2GPa} + \sigma_{RmoyP=3,5GPa})$, ce qui correspond à la moyenne de la moyenne des contraintes résiduelles sur $6\mu m$ de profondeur trouvées lors d'un calcul à P = 3,5 GPa

et de deux calculs à P = 2 GPa (figure 4.2).

4.1.2 Base de comparaison des niveaux de rugosité

Le lien entre étude expérimentale et numérique au niveau de la rugosité des surfaces est fait via le paramètre de pente moyenne des aspérités Δ_a. Il est possible de relier ce paramètre à l'aplatissement des aspérités relevé dans les calculs numériques.

Le majeur problème pour relier étude expérimentale et étude numérique est de connaitre la vraie valeur de la pression de contact locale (au niveau des aspérités) induite par la pression de contact globale (P = 2 ou 3,5 GPa lors des essais). Pour ce faire, un calcul d'indentation 3D a été réalisé en prenant compte l'éprouvette bombée et l'éprouvette plate sur lesquelles sont modélisées des aspérités de même dimension que celles des calculs 2D (annexe S). Grâce à ce calcul, on peut relier le déplacement imposé lors des calculs 2D aux efforts appliqués lors des essais. Il est alors possible de prédire numériquement quelles sont les variations des contraintes résiduelles et la géométrie résiduelle induites par les pressions de contact macroscopiques.

La prise en compte de la lubrification et du taux de glissement a été faite en trouvant des équivalences entre cas sec et cas lubrifié avec ou sans glissement via un changement de pente des aspérités adéquat. La manière de calculer cette variation de pente est expliquée dans les paragraphes qui suivent.

4.2 Comparaison des contraintes et des rugosités résiduelles

4.2.1 Contraintes résiduelles en surface

4.2.1.1 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Les figures 4.3 et 4.4 comparent les résultats numériques à ceux du calcul. On observe d'une manière générale que les prévisions de variation des contraintes résiduelles de surface dans les deux directions, données par les deux modèles, sont assez prometteuses. Les résultats numériques sont cohérents avec les résultats expérimentaux.

En effet, sur les figures 4.3 et 4.4, l'évolution de la variation des contraintes résiduelles de surface en fonction des conditions d'essais est logique : celle-ci augmente avec la pression et le taux de glissement. Dans le cas des calculs numériques, on peut cependant remarquer que :

- le modèle d'indentations fixes simulant le cas où P = 2 GPa et G = 3,7% s'est montré très sévère par rapport aux résultats expérimentaux.
- entre les cas 3 et 4 du modèle d'indentations aléatoires : la variation des contraintes résiduelles en surface trouvée numériquement dans les cas P = 3,5 GPa, G = 0% et P = 2 GPa, G = 0%

sont proches, ce qui n'est pas le cas expérimentalement. Ceci peut être expliqué par le fait que les positions successives de l'axe d'indentation dans les deux cas de calcul ne sont pas identiques. Il est alors possible que le calcul effectué pour P = 2 GPa et G = 3,7% soit aussi sévère que celui effectué pour P = 3,5 GPa et G = 0%.

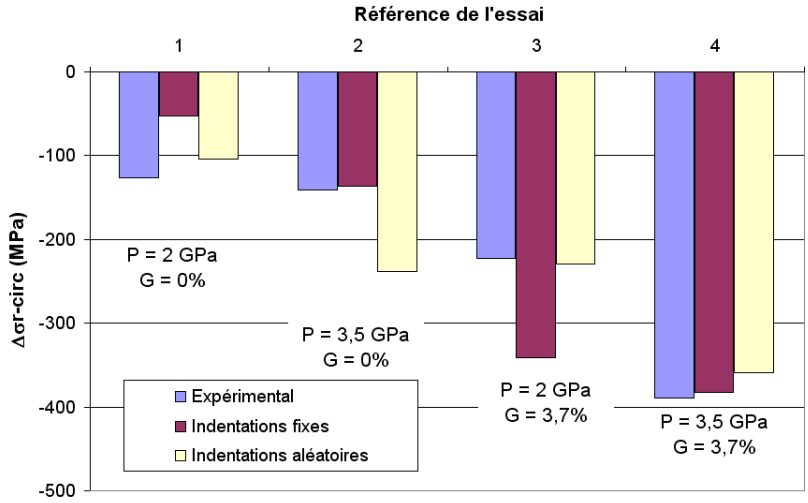


FIG. 4.3 – Evolution de la contrainte résiduelle en surface (moyenne sur $6\mu m$ de profondeur) dans le sens circonférentiel (essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$), comparaison entre résultats numériques et expérimentaux

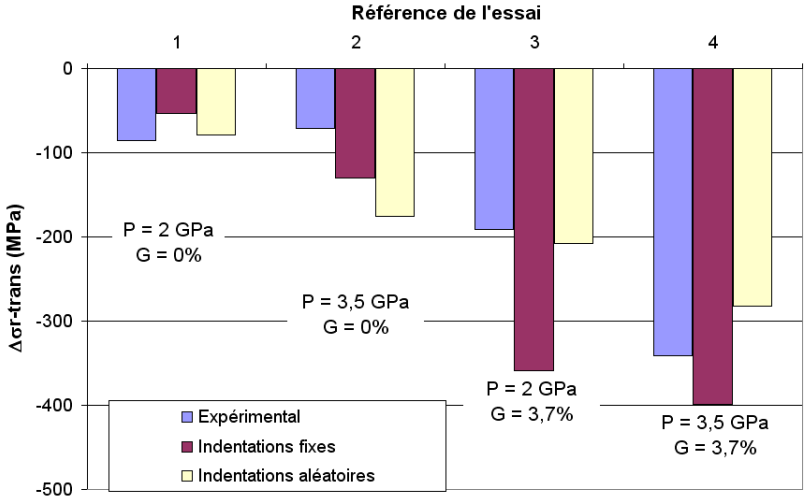


FIG. 4.4 – Evolution de la contrainte résiduelle en surface (moyenne sur $6\mu m$ de profondeur) dans le sens transversal (essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$), comparaison entre résultats numériques et expérimentaux

4.2.1.2 Comparaison des résultats numériques entre eux

On peut observer d'une manière globale que (figures 4.3 et 4.4) :

- lorsque G = 0%, les niveaux de contraintes résiduelles données par le modèle d'indentations fixes sont inférieures à celles données par le modèle d'indentations aléatoires,
- dans le cas où G = 3,7%, les niveaux de contraintes résiduelles trouvés sont équivalents dans le cas P = 3,5 GPa. Par contre, pour P = 2 GPa, le modèle d'indentations fixes donne un niveau de contraintes résiduelles bien supérieur au modèle d'indentations aléatoires. Ceci peut être dû à la répartition des positions successives de l'axe d'indentation. Pour les calculs utilisant le modèle d'indentations aléatoires, le nombre d'indentations selon ou proche l'axe de symétrie des aspérités est déterminant : plus ce nombre sera élevé, plus le niveau de contraintes résiduelles obtenu le sera aussi. Il se peut donc que, lors du calcul effectué pour P = 2 GPa, les contacts entre aspérités aient eu lieu majoritairement éloignés de l'axe de symétrie des aspérités.

4.2.2 Rugosité résiduelle

La figure 4.5 donne les valeurs de la pente moyenne des aspérités après rodage des surface trouvées expérimentalement et numériquement. On observe de manière générale que les prévisions données par le calcul sont éloignées des pentes moyennes trouvés expérimentalement. Ces différences peuvent être dues à la modélisation de la rugosité par une sinusoïde où ne sont pas prises en compte les aspérités de plus forte fréquence. Celles-ci sont aplaties pendant les essais (voir figure 5.2) et provoquent une baisse de la pente moyenne des aspérités.

4.3 Conclusion

La comparaison des résultats numériques et expérimentaux (tableau 4.1 et 4.2) a montré que les modèles de simulation numériques permettent d'obtenir des prévisions de variation de contraintes résiduelles de surface prometteuses compte-tenu des hypothèses prises sur la lubrification et du taux de glissement. Il est à noter que c'est le modèle d'indentations aléatoires qui a permis d'obtenir de meilleurs prévisions.

Par contre, les prévisions de pente moyenne des aspérités Δ_a ne sont pas satisfaisantes quelle que soit le modèle utilisé.

Le tableau 4.1 regroupe les résultats de la comparaison des résultats expérimentaux (essais entre éprouvettes de rugosité initiale $R_a = 0,2\mu m$) et numériques obtenus avec le modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités.

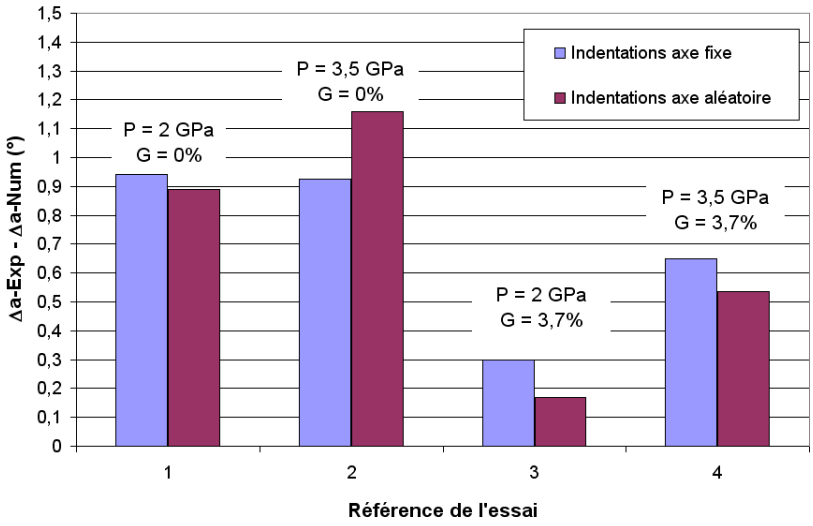


FIG. 4.5 – Evolution de la pente moyenne des aspérités Δ_a pendant le rodage (essais entre galets de $R_a = 0,2\mu m$), comparaison entre résultats numériques et expérimentaux

Les prévisions de la rugosité et des contraintes résiduelles en surface après rodage obtenus à partir des calculs d'indentations suivant un axe vertical dont la position horizontale varie aléatoirement sont données dans le tableau 4.2.

Référence essai	Pression (MPa)	G (%)	Type Galet	R_a théorique (μm)	Expérimental $\Delta(\sigma_{R-circ})$ (MPa)	Numérique $\Delta(\sigma_{R-circ})$ (MPa)	Expérimental $\Delta(\sigma_{R-trans})$ (MPa)	Numérique $\Delta(\sigma_{R-trans})$ (MPa)	Expérimental $\Delta(\Delta_a)$ (°)	Numérique $\Delta(\Delta_a)$ (°)
1	2	0	Plat	0,2	-126	-52,8	-86	-53,2	-1,13	-0,19
	2	0	Bombé	0,2	-121		-142		-1,36	
2	3,5	0	Plat	0,2	-141	-136	-71	-136	-1,16	-0,23
	3,5	0	Bombé	0,2	-166,5		-206		-1,22	
3	2	3,7	Plat	0,2	-223	-341	-191,5	-359	-0,65	-0,35
	2	3,7	Bombé	0,2	-63		-227		-0,77	
4	3,5	3,7	Plat	0,2	-389,5	-382	-341,5	-398	-1,09	-0,44
	3,5	3,7	Bombé	0,2	-218		-303		-1,27	

TAB. 4.1 – Comparaison des résultats de l'étude expérimentale et de l'étude numérique (modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités)

Référence essai	Pression (MPa)	G (%)	Type Galet	R_a théorique (μm)	Expérimental $\Delta(\sigma_{R-circ})$ (MPa)	Numérique $\Delta(\sigma_{R-circ})$ (MPa)	Expérimental $\Delta(\sigma_{R-trans})$ (MPa)	Numérique $\Delta(\sigma_{R-trans})$ (MPa)	Expérimental $\Delta(\Delta_a)$ (°)	Numérique $\Delta(\Delta_a)$ (°)
1	2	0	Plat	0,2	-126	-183	-86	-78,5	-1,13	-0,24
	2	0	Bombé	0,2	-121		-142		-1,36	
2	3,5	0	Plat	0,2	-141	-238	-71	-175	-1,16	-0,27
	3,5	0	Bombé	0,2	-166,5		-206		-1,22	
3	2	3,7	Plat	0,2	-223	-229	-191,5	-208	-0,65	-0,48
	2	3,7	Bombé	0,2	-63		-227		-0,77	
4	3,5	3,7	Plat	0,2	-389,5	-359	-341,5	-282	-1,09	-0,55
	3,5	3,7	Bombé	0,2	-218		-303		-1,27	

TAB. 4.2 – Comparaison des résultats de l'étude expérimentale et de l'étude numérique (modèle d'indentations successives suivant un axe d'indentation vertical dont la position horizontale varie aléatoirement)

Chapitre 5

Discussion des résultats

Le chapitre précédent avait pour but de comparer les résultats des essais de rodage et les résultats du calcul. Ils ont permis d'évaluer la pertinence de la modélisation numérique proposée.

Le but de ce chapitre est de regarder plus en détail certains résultats obtenus précédemment, en particulier ceux obtenus en présence d'un taux de glissement non nul. Les écarts observés entre résultats numériques et expérimentaux seront également discutés.

5.1 Analyse de l'influence des paramètres expérimentaux

5.1.1 Méthodologie

Une méthode d'observation de l'évolution des surfaces au cours des cycles et à un même endroit a été mise en place au cours de l'étude expérimentale. On observe un aplatissement des pics les plus hauts de la rugosité au cours des cycles (figure 5.2). On remarque également que la piste de roulement est généralement bien marquée dans les cas où P = 3,5 GPa, beaucoup moins lorsque P = 2 GPa (exemple en figure 5.1).

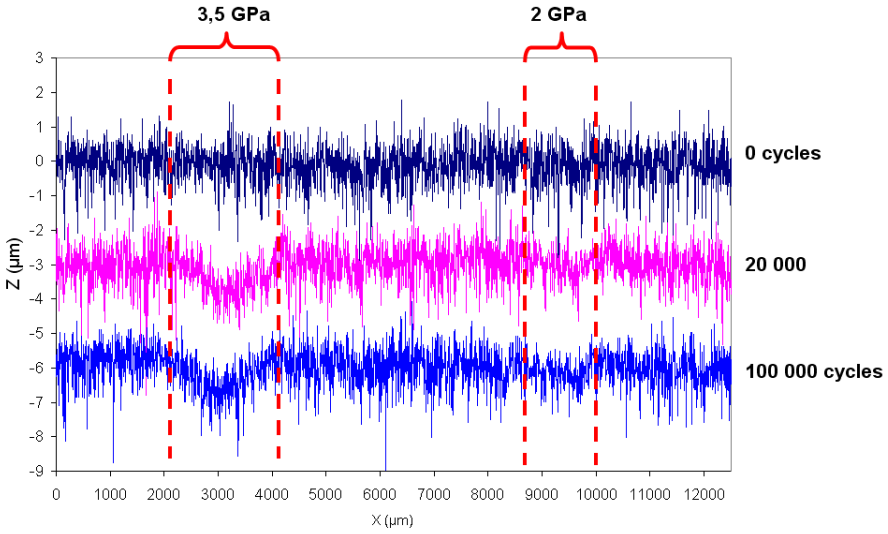


FIG. 5.1 – Localisation des pistes de roulement au cours d'un essai entre galets de $R_a = 0,2\mu m$, G = 0%

5.1.2 Analyse de l'évolution de la rugosité et des contraintes résiduelles

5.1.2.1 Contact rugueux / rugueux

Dans le cas des essais réalisés avec G = 0 ou 3,7%, on remarque que les paramètres étudiés (contrainte résiduelle de surface, rugosité R_a et pente moyenne des aspérités Δ_a) sont stabilisés avant 20 000 cycles. L'augmentation dans le sens de la compression des contraintes résiduelles de surface s'accompagne d'une réduction de R_a et Δ_a. Les résultats sont donc cohérents entre eux.

5.1.2.2 Contact rugueux / lisse

Les évolutions des contraintes résiduelles et de la rugosité des galets (R_a et Δ_a) sont cohérentes lors des essais de rodage entre galets de rugosité théorique initiale $R_a = 0,2\mu m$ et $R_a = 0,05\mu m$ (tableaux

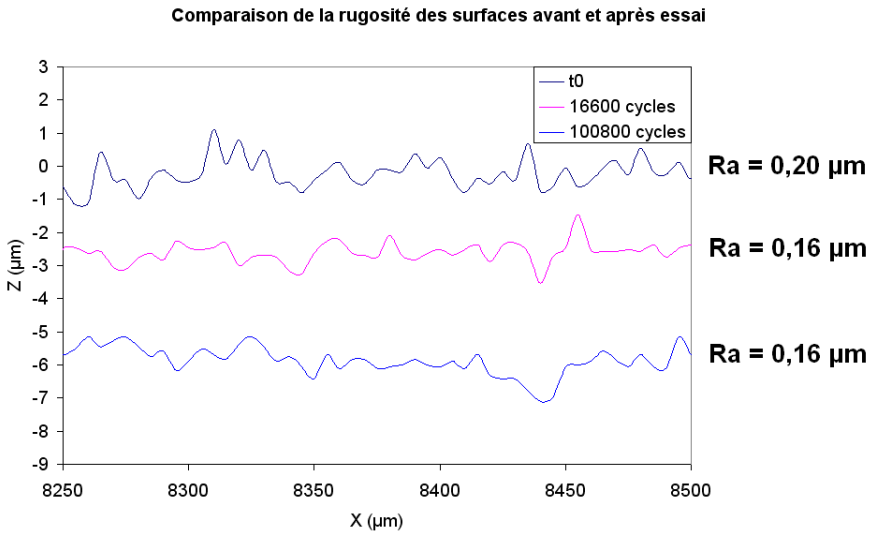


FIG. 5.2 – Aplatissement des pics des aspérités lors d'un essai entre galets de $R_a = 0,2\mu m$, G = 0%, P = 3,5 GPa, au centre de la piste

2.11 et 2.13). En effet, sur les galets les plus rugueux, à G = 0%, les variations de contraintes résiduelles en surface sont quasi-nulles et s'accompagnent de faibles variations du R_a et du Δ_a. De même, à G = 3,7%, les variations des contraintes résiduelles en surface vont de paire avec des variations plus importantes du R_a et du Δ_a.

Sur les galets de rugosité théorique initiale $R_a = 0,05\mu m$, à G = 0%, les variations des contraintes résiduelles en surface, assez fabiles, s'accompagnent d'une variation du R_a et du Δ_a quasi-nulle (tableaux 2.12 et 2.14). Ceci n'est pas illogique du fait de la très faible rugosité des galets. En effet, les aspérités des galets les plus lisses ont une pente très faible, la variation de Δ_a est donc beaucoup plus limité que sur les galets rugueux. De plus, plus la pente des aspérités est faible, plus l'effort nécessaire pour les déformer plastiquement doit être important. Il est probable que les efforts sur les aspérités dans nos cas d'essais ne soient pas assez importants pour les déformer.

Pour les essais à G = 3,7%, à P = 2 GPa, on observe encore aucune variation de la rugosité malgré une tendance à l'augmentation en compression des contraintes résiduelles de surface. Ce résultats est encore explicable par la très faible rugosité initiale des galets. Par contre, à P = 3,5 GPa, la rugosité des pièces évolue de manière plus significative, la variation de la rugosité étant encore négligeable.

5.1.2.3 Contact lisse / lisse

Les essais réalisés avec 0% de glissement (essais référencés 9 et 10) n'ont montré aucune évolution notable des contraintes résiduelles en surface dans les deux directions considérées. Ces résultats sont

cohérents avec la stagnation des paramètres de rugosité R_a et Δ_a au cours des cycles.

Lorsque du glissement est introduit, on a pu observer une nette augmentation, en valeur absolue, des contraintes résiduelles en surface sur les deux galets en contact. Par contre, la rugosité n'a que très peu évolué lors des essais. Une explication probable peut être le fait que la rugosité des deux galets en contact est la même sur les deux galets et déjà très fine et qu'il est, de ce fait, difficile de la faire évoluer.

5.1.3 Influence de la pression de contact

De manière générale, plus la pression de contact est importante, plus les contraintes résiduelles de surface augmentent dans le sens de la compression. Cependant, cette conclusion n'est pas exacte pour tous les cas d'essais et varie selon la rugosité des pièces en contact. En effet, si la rugosité des pièces est très faible (cas ici du contact entre galets lisses de $R_a = 0,05\mu m$), et le taux de glissement nul, les contraintes résiduelles et la rugosité des pièces n'évoluent pas. Ceci peut peut-être s'expliquer par le fait que plus la rugosité est faible, plus la pente des aspérités l'est aussi. Les aspérités sont donc plus plates, ce qui amène un meilleur régime de lubrification (dans nos conditions d'essais, nous nous ommes toujours situés en lubrification film épais, annexe L)et donc des contacts entre aspérités moins fréquents. Il y a donc moins de déformation plastique des surfaces et donc moins d'évolution des contraintes résiduelles et de la rugosité.

De même, dans le cas d'un contact entre deux pièces de même rugosité mais plus importante ($R_a = 0,2\mu m$), plus la pression augmente, plus la rugosité des pièces en contact diminue et donc s'améliore. Lors d'un contact entre deux pièces de rugosité diffférente, la pièce la plus rugueuse voit sa rugosité diminuer (et donc s'améliorer). Au contraire, la pièce la plus lisse a tendance à voir sa rugosité augmenter (et donc se dégrader). Cette observation a déjà été faite dans la littérature par Chou et Lin [21]. Une explication possible à ce phénomène est une adaptation des deux surfaces l'une par rapport à l'autre.

En outre, on a pu remarquer, lors des essais entre éprouvettes les plus rugueuses et à taux de glissement nul, que, quelle que soit la rugosité des pièces en contact, la valeur de la pression de contact n'a pas beaucoup d'influence sur la valeur des contraintes résiduelles stabilisées, sur le R_a et la pente moyenne des aspérités Δ_a. Ceci peut être dû au fait que les mesures de contraintes résiduelles se font sur la même profondeur en absolu mais pas en relatif. En effet, étant donné la répartition des contraintes résiduelles en profondeur et la faible profondeur sur laquelle on mesure les contraintes résiduelles, il est fort possible que, pour deux valeurs de pression différentes, la contrainte résiduelle réelle mesurée soit la même (cas de la figure 5.3, les valeurs des contraintes résiduelles en surface

ont été mis au même point pour une meilleure visualisation des contraintes résiduelles mesurées). Si les mesures étaient faites sur la même profondeur relative, on obtiendrait des valeurs de contraintes résiduelles différentes pour chaque niveau de pression appliquée.

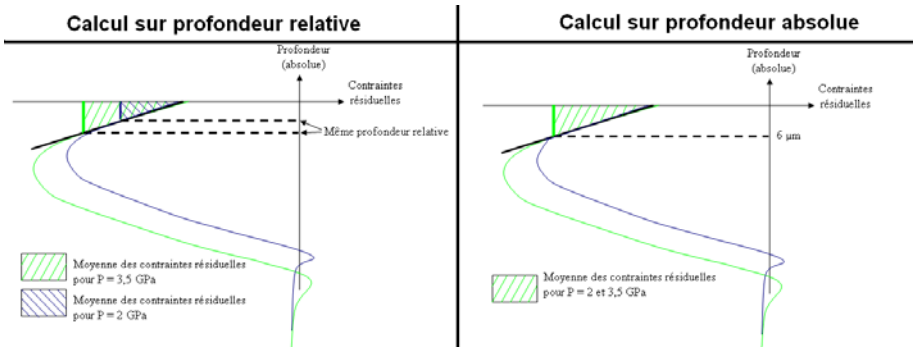


FIG. 5.3 – Détermination des contraintes résiduelles à partir d'une profondeur absolue (cas de l'étude expérimentale ou relative)

5.1.4 Influence du taux de glissement

Le taux de glissement a une grande influence sur l'évolution des contraintes résiduelles de surface. Il est en effet remarqué que l'introduction du glissement lors des essais provoque une augmentation importante dans le sens de la compression des contraintes résiduelles de surface. Ceci a été observé lors de tous les essais de rodage effectués.

La rugosité subit l'influence du taux de glissement : celui-ci provoque généralement un changement plus important de l'état de surface des pièces en contact lorsque la rugosité initiale est suffisamment forte. Ce changement correspond à une dégradation des deux surfaces lorsque la rugosité de celles-ci est initialement la même. Lors du contact entre deux pièces de rugosité différentes, la pièce la plus rugueuse voit son état de surface s'améliorer avec la présence d'un taux de glissement non nul.

Une explication à cette forte influence du taux de glissement sur les variations de rugosité et de contraintes résiduelles de surface pourrait être le fait que le taux de glissement ajoute aux aspérités (qui subissent déjà la pression de contact, normale à la surface), un effort tangentiel, dans le sens du glissement. En effet, Kaneta et al. [83] ont montré qu'au niveau du contact, l'huile se comporte comme un corps quasi solide. Avec un taux de glissement non nul, les deux corps en contact n'ayant plus la même vitesse, l'huile, en tant que corps "solide", se déplace parallèlement à la surface en écrasant les aspérités en leur glissant dessus. Cependant, cet effort tangentiel dépend du coefficient de frottement entre les surfaces. Celui doit être élevé pour que cette hypothèse soit une explication crédible.

5.1.5 Influence de la rugosité

La rugosité des pièces en contact joue sur la variation des contraintes résiduelles de surface. On a en effet pu remarquer que plus la rugosité des pièces en contact est importante, plus la variation des contraintes résiduelles de surface l'est aussi. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'une forte rugosité correspond à des pentes d'aspérité plus grandes et donc des contraintes en surface et en sous-couche plus importantes, ce qui amène des contraintes résiduelles plus élevées.

5.2 Résultats numériques

5.2.1 Loi de comportement

La loi de comportement utilisée pour les calculs numériques est une loi de type écrouissage cinématique non linéaire de type Armstrong-Frederick. Cette loi a été obtenue suite à un essai de compression monotone de l'acier 100Cr6.

Or l'acier 100Cr6 trempé et revenu s'adoucit cycliquement. dans le cas des aciers martensitiques ayant cette limite d'élasticité monotone, cet adoucissement cyclique peut atteindre 30%. Ainsi, l'évolution des contraintes résiduelles trouvée par le calcul qui est sensiblement plus grande que celle trouvée expérimentalement pourrait être réduite si l'on disposait des paramètres de la loi de comportement cyclique du matériau.

5.2.2 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Le modèle d'indentations successives suivant un axe d'indentation dont la position horizontale varie aléatoirement a montré les meilleures prévisions du rodage en terme de contraintes résiduelles en surface. Ce résultat peut être logique si l'on considère que le contact entre les deux surfaces ne se fait pas toujours pic sur pic. On a pu noter que les prévisions des calculs sont meilleures en terme de contraintes résiduelles en surface qu'en pente moyenne des aspérités. Les explications des différences de variations de la pente des aspérités Δ_a sont multiples. En effet, la modélisation de la rugosité des surfaces suit l'ondulation de la rugosité réelle (un motif de la rugosité, dépendant du mode de fabrication, des traitements thermiques et des revêtements éventuels)) et ne prend pas en compte toutes les longueurs d'onde et amplitudes des aspérités présentes sur les profils de rugosité expérimentaux) et notamment de ce fait, les aspérités de plus forte pente. Or, lors du calcul du paramètre Δ_a, tous les points expérimentaux sont pris en compte et on a pu remarquer expérimentalement que les aspérités de très forte pente subissent de très fortes déformations (figure 5.2). Le quasi-aplatissement de ces pics joue fortement sur la variation du paramètre Δ_a et peut expliquer les fortes différences observées

entre les prévisions des modèles numériques et les résultats expérimentaux. Il serait donc interessant de mener des calculs numériques avec une modélisation de la rugosité prenant en compte plusieurs longueurs d'onde d'aspérités.

Chapitre 6

Conclusions et perspectives

6.1 Conclusions

Dans cette thèse, la phase de rodage dans les paliers à roulement a été étudiée expérimentalement et trois modèles numériques ont été développés pour simuler cette phase.

Expérimentalement, il a été observé des comportements différents suivant les paramètres d'essais rugosité des galets en contact, pression de contact et taux de glissement. On a pu noter que lorsque la rugosité des galets en contact est identique et suffisamment importante, on observe une diminution de la rugosité sur les deux galets. Lorsque les deux galets ont une rugosité différente, la rugosité du galet la plus rugueuse diminue et celle de la plus lisse augmente. Il y a peu ou pas de changement de la rugosité des galets en contact lorsque la rugosité initiale des galets est très faible. Il a également été observé une très forte influence du taux de glissement sur les contraintes résiduelles de surface. L'évolution des contraintes résiduelles de surface est cohérente avec l'évolution de la rugosité des pièces en contact : les contraintes résiduelles ont toujours tendance à augmenter dans le sens de la compression, quel que soit le cas d'essai.

L'étude des paramètres "contraintes résiduelles en surface", R_a et "pente moyenne des aspérités Δ_a ont permis de vérifier que la phase de rodage ne dure pas plus de 20 000 cycles.

Dans la phase numérique de la thèse, trois modèles de simulation numérique de la phase de rodage ont été développés :

- un modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités,
- un modèle d'indentations successives suivant un axe vertical dont la position horizontale varie aléatoirement,
- un modèle de passages successifs d'une aspérité sur une autre.

Il a été rapidement remarqué que le modèle de passages successifs d'une aspérité sur une autre ne serait pas utilisable, le code de calcul ne permettant pas de passages assez profonds pour obtenir les valeurs des pressions de contact expérimentales. L'étude s'est donc limitée aux deux autres modèles numériques.

Le modèle de calcul donnant les meilleures prévisions de contraintes résiduelles en surface est le modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités. Les différences de variations des contraintes résiduelles en surface trouvées expérimentalement et numériquement n'ont pas excedé 330 MPa. Le modèle d'indentations successives suivant un axe vertical dont la position horizontale varie aléatoirement s'est toujours montré moins précis.

La prévision de la rugosité des surfaces après rodage à partir des deux modèles numériques est beaucoup moins bonne. Les différences entre les résultats numériques et expérimentaux sont importants. Il n'est donc pas possible de prévoir précisement l'état de surface après rodage à partir des modèles de calcul développés ici.

6.2 Perspectives

Du point de vue numérique, Les prévisions des contraintes résiduelles à partir des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités sont assez proches des résultats expérimentaux malgré une importante simplification du contact lubrifié.

Il pourrait donc être intéressant de faire évoluer ce modèle en :

- utilisant une loi de comportement cyclique du matériau,
- intégrant mieux la lubrification et le taux de glissement entre les aspérités,
- utilisant des profils de rugosité réelle des surfaces dans les calculs numériques ou au moins plusieurs longueurs d'onde différentes. Ces dernières pourraient être déterminées suite à une décomposition de Fourier des profils expérimentaux,
- passant à un calcul 3D global, avec des conditions de chargement différents, intégrant l'état mécanique des tranches précédentes. Ce modèle pourrait également permettre d'étudier l'influence de la direction des stries d'usinage sur le rodage et la durée de vie en fatigue de contact.

Expérimentalement, l'étude de l'influence de la vitesse de rotation des éprouvettes sur l'évolution des contraintes résiduelles et de la rugosité lorsque le contact se fait avec glissement non nul pourrait compléter cette thèse. Il pourrait également être instructif de regarder l'évolution des profils de contraintes résiduelles en profondeur au cours du rodage.

L'influence des différentes conditions de rodage sur la durée de vie en fatigue des pièces en contact serait également un sujet intéressant à étudier.

Bibliographie

[1] Norme nf iso 4287, 1997.

[2] G. Thoquenne. *Prévision des durées de vie en fatigue des roulements.* PhD thesis, Ecole Polytechnique, 2004.

[3] M. Moret. Roulements et butées à billes et à rouleaux. *Techniques de l'ingénieur*, (B 5370a) :1–18, 2005.

[4] T.A. Harris. *Rolling bearing analysis.* Wiley-interscience publication, 2001.

[5] H.Czichos. Tribology : a system approach. 1978.

[6] J-M. Georges. *Frottement, usure et lubrification.* Eyrolles, CNRS Editions, 2000.

[7] C.N. Rowe. Specific film thickness - a closer examination of the effects of ehl film thickness and surface roughness on bearing fatigue. *ASLE Trans.*, 4(24) :423–430, 1981.

[8] R.C. Dommarco, P.C. Bastias, G.T. Hahn, and C.A. Rubin. The use of artificial defects in the 5-balls-rod rolling contact fatigue experiments. *Wear*, (252) :430–437, 2002.

[9] K.L. Johnson and J.A. Jefferis. Plastic flow and residual stresses in rolling and sliding contact. In *Proc. IME Symposium on Rolling Contact Fatigue , London*, 1963.

[10] K.L. Johnson. Contact mechanics and the wear of metals. *Wear*, (190) :162–170, 1995.

[11] K. Dang Van and M.H. Maitournam. On some recent rends in modelling of contact fatigue and wear in rail. *Wear*, (253) :219–227, 2002.

[12] K.L. Johnson. *Contact Mechanics.* Cambridge University Press, 1985.

[13] D.A. Hills, D. Nowell, and A. Sackfield. *Mechanics of elastic contacts.* Butterworth-Heinemann, 1993.

[14] H. Christansen. Some experiment on running-in and scuffing of discs. 1966.

[15] Ostvik and H. Christansen. Changes in surface topography with running-in. 1968.

[16] A.V. Sreenath and N. Raman. Mechanism of smoothing cylinder liner during running-in. *Tribology International*, pages 55–62, 1976.

[17] D.M. Bailey and R.S. Sayles. Effect of roughness and sliding friction on contact stresses. *Journal of tribology*, 113 :729–738, 1991.

[18] L. Jia-Jun and C. Yin-Qian. The generation of wear debris of different morphology in the running-in process of iron and steels. *Wear*, pages 259–267, 1992.

[19] J-H Horng, M-L. Len, and J-S. Lee. The contact characteristics of rough surfaces in line contact during running-in process. *Wear*, (253) :899–913, 2002.

[20] D.A. Kelly, C.G. Barnes, R.W. Freeman, and G.W. Critchlow. Running in and the enhancement of scuffing resistance. In *Proc. IME*, volume 206, pages 425–429, 1992.

[21] C.C. Chou and J.F. Lin. Tribological effects of roughness and running-in on the oil-lubricated line contacts. In *Proc. IME*, volume 211, pages 209–222, 1997.

[22] D. Foucher, L. Flamand, and D. Berthe. Running-in of lubricated hertzian contacts. In *Congrès Leeds Lyon*, pages 58–61, 1981.

[23] J.F. Archard. The temperature of rubbing surfaces. *Wear*, (2) :438–455, 1958.

[24] T.G. King and K.J. Stout. Surface finish and running in effects on friction in lubricated sliding. In *Congrès Leeds Lyon*, pages 103–110, 1981.

[25] P.Pawlus. A study on the functionnal properties of honed cylinders surface during running-in. *Wear*, (176) :247–254, 1994.

[26] M.L. Dumont. *Etude des endommagements de surface induits par fatigue de roulement dans les contacts élastohydrodynamiques pour les aciers M50 et 100Cr6.* PhD thesis, INSA Lyon, 1997.

[27] J.M. Challen and P.L.B. Oxley. An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models. *Wear*, 53 :229–243, 1979.

[28] C.M. Edwards and J. Halling. Experimental study of the plastic interaction of model surface asperities during sliding. *Journal of Mechanical Engineering Science*, 10(2) :121–132, 1968.

[29] A.J. Black, E.M. Kopalinsky, and P.L.B. Oxley. An investigation of the interaction of model asperities of similar hardness. *Wear*, (153) :245–261, 1992.

[30] A.G. Tangena and P.J.M. Wijnhoven. Finite element calculations on the influence of surface roughness on friction. *Wear*, 103 :345–354, 1985.

[31] S.M. Cheng and X.J. Wu. Finite element analysis of multiple asperity-to-asperity contacts. *International Journal of Computer Application in Technology*, 15(4/5) :195–201, 2002.

[32] K.L. Johnson and H.R. Shercliff. Shakedown of 2-dimensional asperities in sliding contact. *Int. J. Mech. Sci.*, 34(5) :375–394, 1992.

[33] A.H. Uppal and S.D. Probert. Deformation of single and multiple asperities on metal surfaces. *Wear*, 20 :381–400, 1972.

[34] A.H. Uppal and S.D. Probert. Considerations governing the contact between a rough and a flat surface. *Wear*, 22 :215–235, 1972.

[35] A.H. Uppal and S.D. Probert. Mean separation and real contact area between surfaces pressed together under high static loads. *Wear*, 23 :39–53, 1973.

[36] A.H. Uppal and S.D. Probert. Topography changes resulting from surfaces being in contact under static and dynamic loads. *Wear*, 16 :261–271, 1970.

[37] T.R. Thomas, A.H. Uppal, and S.D. Probert. Hardness of rough surfaces. *Nature - Physical Science*, 22(3) :86–87, 1976.

[38] F.T. Barwell, M.H. Jones, and S.D. Probert. The interaction and lubrication of rough surfaces. In *The mechanics of the contact between deformable bodies*, pages 304–329. Proceedings of the symposium of the International Union of Theoretical and Applied Mechanics, 1975. Enschede, Netherlands, 20-23 August 1974.

[39] A.P. Green. Frcition between unlubricated metals : a theoretical analysis of junction model. In *Proc. R. Soc.*, volume 128 series A, page 191, 1955.

[40] J.A. Greenwood and D. Tabor. In *Proc. Phys. Soc.*, volume 68, pages 609–619, 1955.

[41] Y.C. Tasan, M.B. de Rooij, and D.J. Schipper. Changes in the micro-geometry of a rolling contact. *Tribology International*, 2006.

[42] Y.C. Tasan, M.B. de Rooij, and D.J. Schipper. Changes in the micro-geometry of a rolling contact. *Tribology International*, 40 :672–679, 2007.

[43] D. François, A. Pineau, and A. Zaoui. *Comportement mécanique des matériaux : viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact.* Hermès, 1995.

[44] J.E. Fernandez Rico, A. Hernandez Battez, and D. Garcia Cuervo. Rolling contact fatigue in lubricated contacts. *Tribology International*, (36) :35–40, 2003.

[45] B.-R. Höhn and K. Michaelis. Influence of oil temperature on gear failures. *Tribology International*, (37) :103–109, 2004.

[46] Gary DeLange. Failure analysis for gearing. www.elecon.com/gearworld/dat-gw-failure.html.

[47] B.T. Kuhnell. Wear in rollong element bearings and gears - how age and contamination affect them. *Machinery Lubrication*, September 2004.

[48] D. Berthe. *Les effets hydrodynamiques sur la fatigue des surfaces dans les contacts hertziens.* PhD thesis, INSA Lyon, 1974.

[49] www.dana.com.

[50] A. Pyzalla, L. Wang, E. Wild, and T. Wroblewski. Changes in microstructure, texture and residual stresses on the surface of a rail resulting from friction and wear. *Wear*, (251) :901–907, 2001.

[51] D. Nelias, M.L. Dumont, F. Champiot, A. Vincent, D. Girodin, R. Fougères, and L. Flamand. Role of inclusions, surface roughness and operating conditions on rolling contact fatigue. *Transactions of the ASME*, 121 :240–251, 1999.

[52] H.P. Lieurade, H. Maitournam, N. Ji, R.Y. Deroche, R. Conti, and C. Jimenez. Rôle des paramètres mécaniques et métallurgiques sur la résistance à l'écaillage des aciers à rails. In *Journées de Printemps*, pages 84–95, 1989.

[53] H.P. Suh and H.C. Sin. Fundamentals of friction and wear of materials. *Wear*, (69) :91–114, 1981.

[54] G. Xu, F. Sadeghi, and M. Hoeprich. Residual stresses due to debris effects in ehl contacts. *Journal of Tribology*, 40(4) :613–620, 1997.

[55] F. Ville and D. Nélias. Early fatigue failure due to dents in ehl contact. In *STLE Annual Meeting*, 1998.

[56] R. Barnsby, T. Harris, S. Ioannides, W. Littmann, T. Lösche, Y. Murakami, W. Needelman, H. Nixon, and M. Webster. Life ratings for modern rolling bearings. In *ASME/STLE Tribology Conference*, 1998.

[57] R. Sayles and P. MacPherson. *Influence of wear debris on rolling contact fatigue*, pages 255–274. ASTM Special Technical publication 771, J. Hoo Ed., 1982.

[58] K. Tonder. Hydrodynamic effects of tailored inlet roughnesses : extended theory. *Tribology International*, (37) :137–142, 2004.

[59] J.H. Horng, J.F. Lin, and K.Y. Lee. The effect of surface irregularities on the tribological behaviour of steel rollers under rolling-sliding contact. *ASME Journal of Tribology*, 116 :209–218, 1994.

[60] C.C. Chou and J.F. Lin. A new approach to the effect of ep additive and surface roughness on the pitting fatigue of a line-contact system. *Journal of Tribology*, 124 :245–258, 2002.

[61] D. Scott. Surface effects in rolling contact fatigue : the role of lubricant additives on the incidence of failure. In *Congrès Leeds Lyon*, pages 99–102, 1981.

[62] A.A. Torrance. An additive's influence on the pitting and wear of ball bearing steel. *Wear*, (192) :66–73, 1995.

[63] B.-R. Höhn and O. Kreil. Influence of surface roughness on pressure distribution and film thickness in ehl-contacts. 2005.

[64] M. Kaneta, T. Sakai, and H. Nishikawa. Effects of surface roughness on point contact ehl. *Tribology Transactions*, 36(4) :605–612, 1993.

[65] Nakajima and Mawatari. Effects of combination of surface roughness and running in on rolling contact fatigue. *Trans. Jap. Soc. Mech. Engrs*, (59(561)) :197–202, 1993.

[66] W.E. Littman and R.L. Widner. Propagation of contact fatigue from surface and subsurface origins. *ASME Journal of basic engineering*, pages 624–636, 1966.

[67] J. Monnot, R. Tricot, and A. Gueussier. Résistance à la fatigue et endurance des aciers pour roulements. *Revue de Métallurgie*, pages 619–638, 1970.

[68] L. Sanchette. *Contribution à l'analyse et à la modélisation de l'amorcage des fissures dans l'acier 100Cr6 soumis à la fatigue de roulement.* PhD thesis, INSA Lyon, 1993.

[69] P. Lamagnère, R. Fougères, G. Lormand, A. Vincent, D. Girodin, G. Dudragne, and F. Vergne. A physically based model for endurance limit of bearing steels. *Journal of Tribology*, 120 :421–426, 1998.

[70] A.C. Batista, A. M. Dias, J.C. Le Flour, and G. Inglebert. Contact fatigue of automotive gears : evolution and effects of residual stresses introduced by surface treatment. *Fatigue Fracture Engineering Material Structure*, (23) :217–228, 2000.

[71] S.S. Cretu. Influence of compressive residual stresses on ball bearing fatigue life. *Revue roumaine des Sci. Tech. Mech. Appl.*, 5(32) :547–560, 1986.

[72] P. Stéphan. Rôle du rodage en faitgue de contact : étude expérimentale préliminaire. Technical report, CETIM, Mars 2007. rapport n° 1L0061.

[73] D. Najjar, M. Bigerelle, and A. Iost. The computer-based bootstrap method as a tool to select a relevant surface roughness parameter. *Wear*, 254 :450–460, 2003.

[74] M. Bigerelle, D. Najjar, and A. Iost. Calibration of a new methodology designed for selecting a pair of relevant roughness parameters : Theoritical aspects and simulation with fractal functions. In *10th International Conference Metrology and Properties of Engineering Surfaces*, July 2005.

[75] Norme nf iso 4288, 1997.

[76] S. Gabriel. Etat de surface : Mesure de la rugosité. Technical report, CETIM, 2002. 4e édition revue et corrigée.

[77] Norme nf iso 4287, 1984.

[78] J.A. Badger and A.A. Torrance. A comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography. *International Journal of machine Tools and Manufacture*, 40(8) :1099–1120, 2000.

[79] Présentation et utilisation de castem 2000. www.cast3m.cea.fr.

[80] Code aster 9.1. www.code-aster.org.

[81] J. Lemaitre and J.L. Chaboche. Mécanique des matériaux solides, 1996.

[82] *Surface roughness in elastohydrodynamically lubricated contacts*, 1999.

[83] M. Kaneta, T. Sakai, and H. Nishikawa. Optical interferometric observations of the effects of a bump on point contact ehl. *ASME Journal of Tribolgy*, pages 779–784, 1992.

[84] G. Lundberg and A. Palmgren. Dynamic capacity of rolling bearings. *Acta Polytechnica, Mechanical Engineering Series, Royal Swedish Academy of Engineering Sciences*, 1(3), 1947.

[85] G. Lundberg and A. Palmgren. Dynamic capacity of rolling bearings. *Acta Polytechnica, Mechanical Engineering Series, Royal Swedish Academy of Engineering Sciences*, 2(4), 1952.

[86] W. Weibull. A statistical theory of the strength of materials. In *Proc. of the Royal Swedish Academy of Eng.*, 1939.

[87] E. Ioannides and T.A. Harris. A new fatigue life model for rolling bearings. *Journal of Tribology*, 117(3) :367–378, 1985.

[88] T.E. Tallian. A data-fitted rolling bearing life prediction model - part i : Mathematical model. *Tribology Trans.*, 39(2) :249–258, 1996.

[89] T.E. Tallian. A data-fitted rolling bearing life prediction model - part ii : Model fit to the historical exponential database. *Tribology Trans.*, 39(2) :259–268, 1996.

[90] T.E. Tallian. A data-fitted rolling bearing life prediction model - part iii : Parametric study, comparison to published models and engineering review. *Tribology Trans.*, 39(2) :259–268, 1996.

[91] T. Lösche. New aspects in the realistic prediction of the fatigue life of rolling bearings. *Wear*, 134 :357–375, 1989.

[92] E.V. Zaretsky. Fatigue criterion to system design , life, and reliability. *Journal of Propulsion and Power*, 3(1) :76–83, 1987.

[93] D. Najjar, M. Bigerelle, F. Hennebelle, and A. Iost. Contribution of statistical methods to the study of worn paint coatings surface topography. *Surface and Coatings Technology*, 200 :6088–6100, 2003.

[94] Notice Taylor Hobson. Un guide des paramètres d'état de surface. www.taylor-hobson.com.

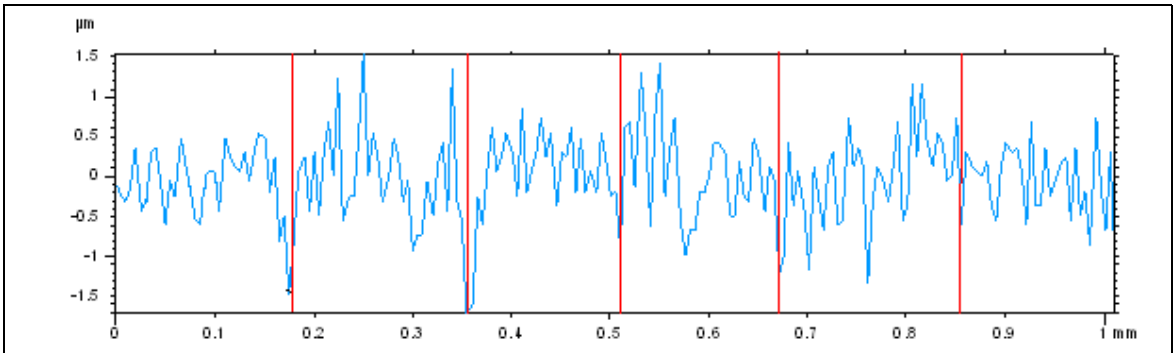
Chapitre 7

ANNEXES

Annexe A

Amplitude totale et longueur d'onde moyenne des aspérités

Cette annexe présente les amplitudes et longueurs d'onde relevés pour des galets de $R_a = 0,2\mu m$. L'estimation de la longueur d'onde et de l'amplitude totale des aspérités est menée à partir de profils 2D relevés sur les galets utilisées pour les essais de rodage. Les profils étudiés sont donnés en figures A.1 et A.2. Les profils ont été extraits de deux galets plats usinés pour les essais de rodage.

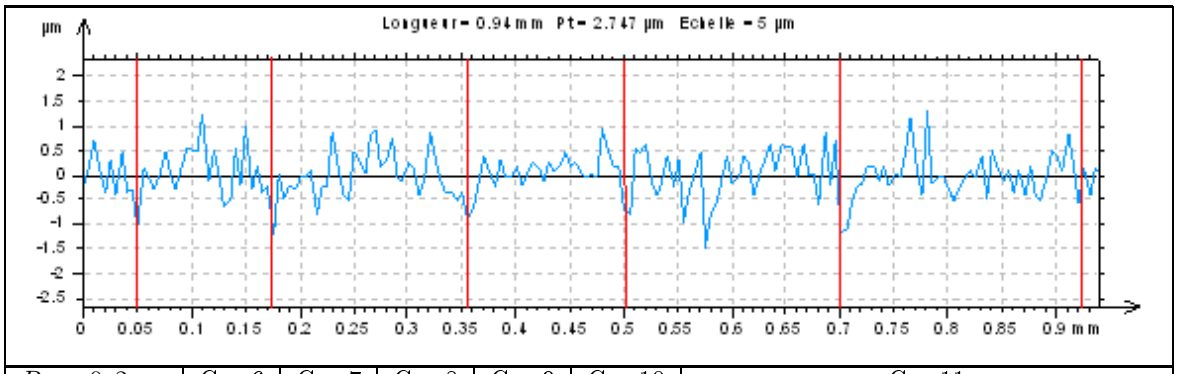


$R_a = 0,2\mu m$	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5
$L(\mu m)$	130	178	150	195	221
$h(\mu m)$	1,52	1,83	1,83	1,95	1,83
L/h	85,6	97,2	82,1	100,3	121,2

TAB. A.1 – Exemple 1 de calcul du rapport L/h pour une surface réelle $R_a = 0,2\mu m$

D'après les mesures effectuées sur ces deux éprouvettes,

- la moyenne du rapport L/h est de 86,
- la moyenne de la longueur d'onde des aspérités est 171 μm,
- la moyenne de l'amplitude totale des aspérités est de 2,1μm.



$R_a = 0,2\mu m$	Cas 6	Cas 7	Cas 8	Cas 9	Cas 10	Cas 11
$L(\mu m)$	178	179	153	159	182	154
$h(\mu m)$	1,95	3,20	2,56	2,65	2,50	1,28
L/h	91,3	55,9	59,7	60	72,8	120,3

TAB. A.2 – Exemple 2 de calcul du rapport L/h pour une surface réelle $R_a = 0,2\mu m$

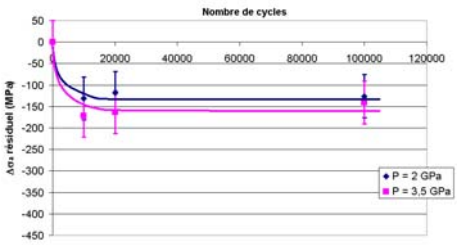
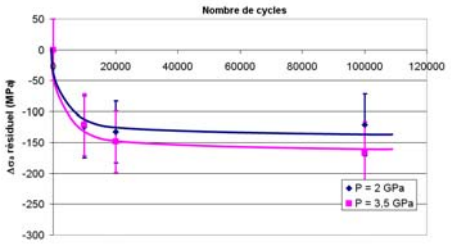
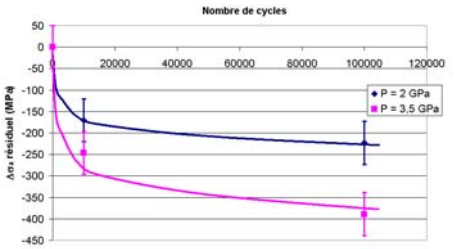
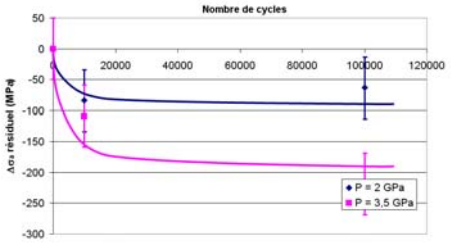
Dans le cas de la simulation numérique du rodage, les aspérités d'un galet de rugosité $R_a) = 0,2\mu m$ sera donc modélisée par une période d'une sinusoïde de longueur d'onde $180\mu m$ et d'amplitude totale $2\mu m$.

Annexe B

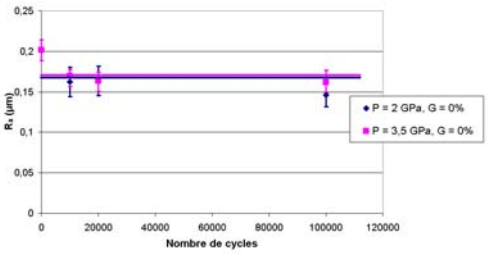
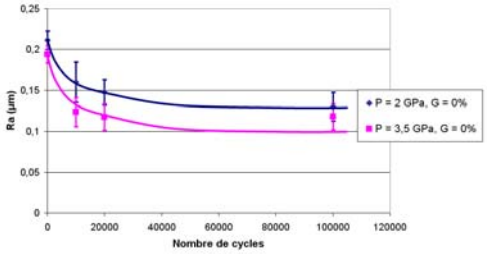
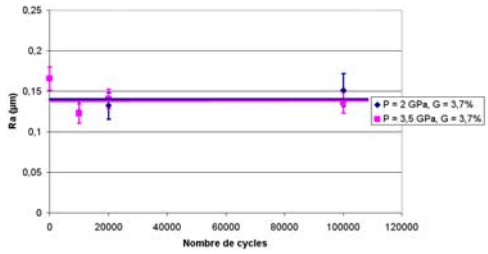
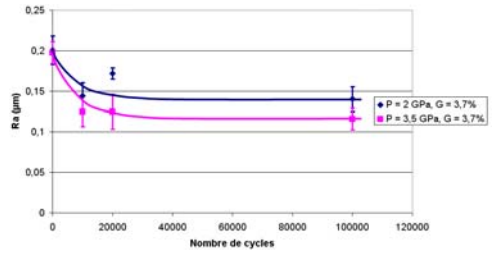
Evolution des contraintes résiduelles en surface et des paramètres de rugosité entre éprouvettes plates et bombées de $R_a = 0,2\mu m$

L'objet de cette annexe est de comparer l'évolution au cours des cycles des contraintes résiduelles et des paramètres de rugosité relevés sur les éprouvettes plates et bombées de rugosité initiale théorique $R_a = 0,2\mu m$ en contact.

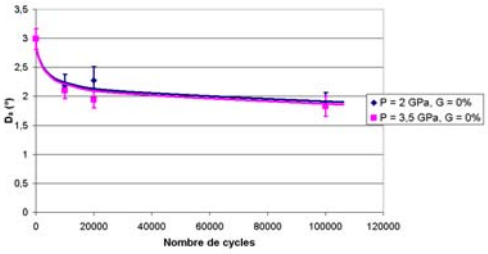
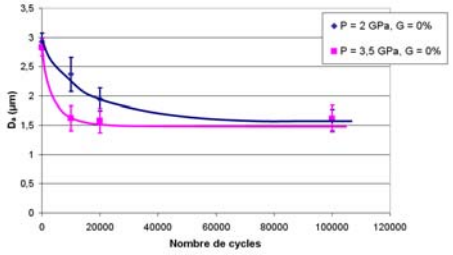
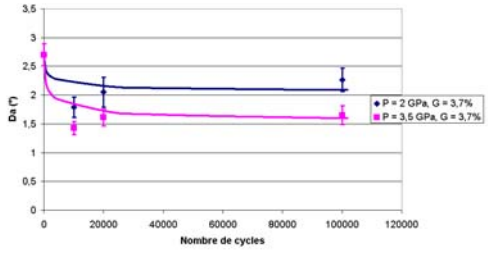
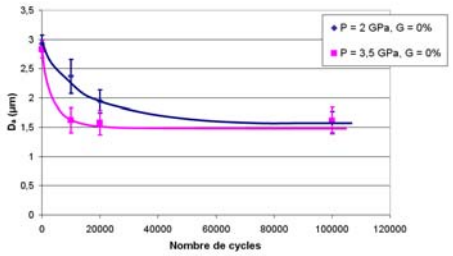
On peut remarquer que les variations de contraintes résiduelles, de rugosité (R_a et Δ_a sont très proches sur les deux éprouvettes plates et bombées en contact (voir tableaux B.1, B.2 et B.3) pour des mêmes conditions d'essais. On pourrra donc ne s'intéresser qu'à une seule des deux éprouvettes dans le cas des essais entre galets de rugosité initiale théorique $R_a = 0,2\mu m$.

Paramètres d'essais	Eprouvette plate	Eprouvettes bombées
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. B.1 – Evolution de la variation des contraintes résiduelles dans le sens circonférentiel dans le cas d'essais entre éprouvettes de $R_a = 0,2\mu m$

Paramètres d'essais	Eprouvette plate	Eprouvettes bombées
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. B.2 – Evolution de la variation du paramètre R_a dans le cas d'essais entre éprouvettes de rugosité théorique $R_a = 0,2\mu m$

Paramètres d'essais	Eprouvette plate	Eprouvettes bombées
G = 0%		
G = 3,7%		

TAB. B.3 – Evolution de la variation du paramètre Δ_a dans le cas d'essais entre éprouvettes de rugosité théorique $R_a = 0,2\mu m$

Annexe C

Adéquation du champ de pression numérique et analytique

Le but de cette annexe est de vérfier que les calculs effectués permettent d'obtenir des champs de pression équivalents à ceux trouvées théoriquement par les formules de Hertz et Johnson. Ceci est une première vérification de la validité des modèles de calcul.

C.1 Présentation du calcul

Un calcul d'indentation de trois aspérités sur trois autres suivant l'axe de symétrie du maillage a été mené, sous Code Aster 9.1, dans les conditions suivantes :

- Calcul élastique, E = 210 000 MPa, $\nu = 0,3$,
- déplacement vertical imposé,
- indentation unique de 1 à 20μm de profondeur, par pas de 1μm.

La distribution de pression sur les trois aspérités a été relevée pour toutes les profondeurs de 1 à 20μm.

Le but de ce calcul est :

- de trouver la profondeur d'indentation pour laquelle la distribution de pression est tout juste sinusoïdale,
- comparer la valeur de la pression de Hertz trouvée pour cette profondeur à celle calculée d'après la relation théorique de Johnson [12].

On remarque sur la figure C.2 que la profondeur d'indentation recherchée est 18 μm. La valeur de la pression de Hertz correspondante est 8,29 GPa.

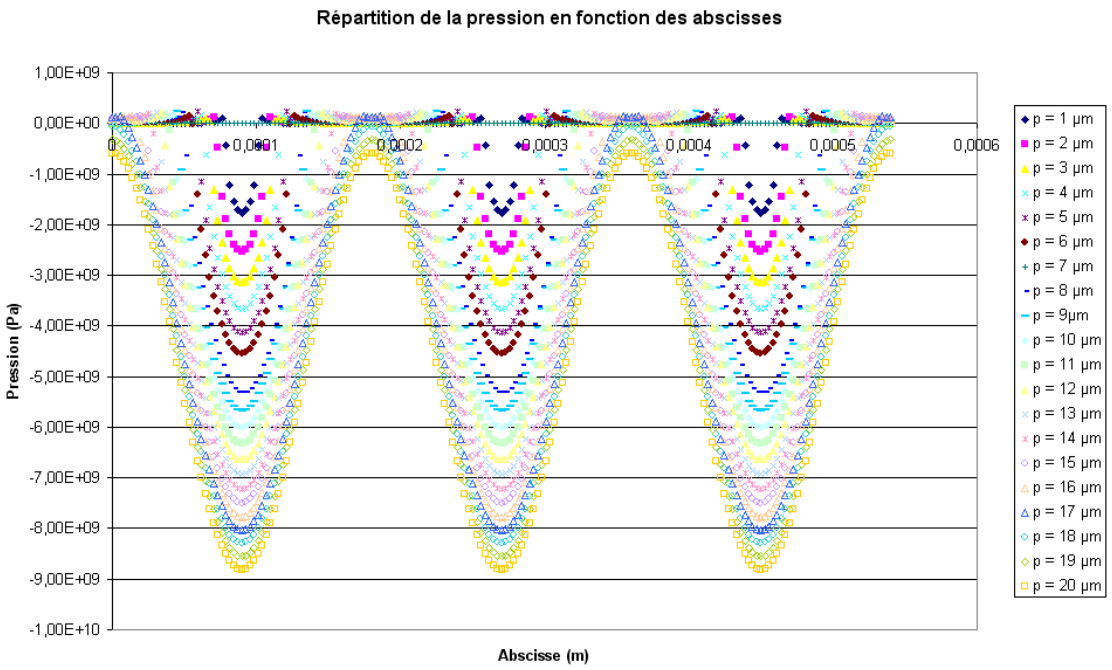


FIG. C.1 – Réparation de la pression de contact sur les trois aspérités en fonction de la profondeur d'indentation

C.2 Calcul théorique

Les résultats du calcul précédent peuvent être comparés à un calcul théorique donné par Johnson ([12], p. 400) reliant la demie amplitude de la pression de Hertz à la pente des aspérités en contact :

$$p^* = \frac{\pi E^* \Delta}{\lambda} \tag{C.1}$$

avec :

- p^* : demie amplitude de la pression de Hertz (MPa),
- E^* : module d'Young réduit (MPa),
- Δ : demie hauteur des aspérités en contact (m),
- λ : longueur d'onde de l'aspérité (m),

Le contact considéré est un contact plan sur une sinusoïde représentant la rugosité combinée des pièces en contact.

Ici, les paramètres précédents ont les valeurs suivantes :

- $E^* = \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}\right)^{-1} = 115$ GPa
- $\Delta = 2\ \mu m$
- $\lambda = 180\ \mu m$

d'où :

$p^* = \frac{\pi E^* \Delta}{\lambda} = 4{,}02$ GPa

La pression de Hertz a donc une valeur de 8,04 GPa.

C.3 Conclusion

On remarque que l'écart entre la pression de Hertz trouvée théoriquement et numériquement est de 0,25 GPa, soit un écart de 3%. On peut donc en conclure que le calcul numérique est validé.

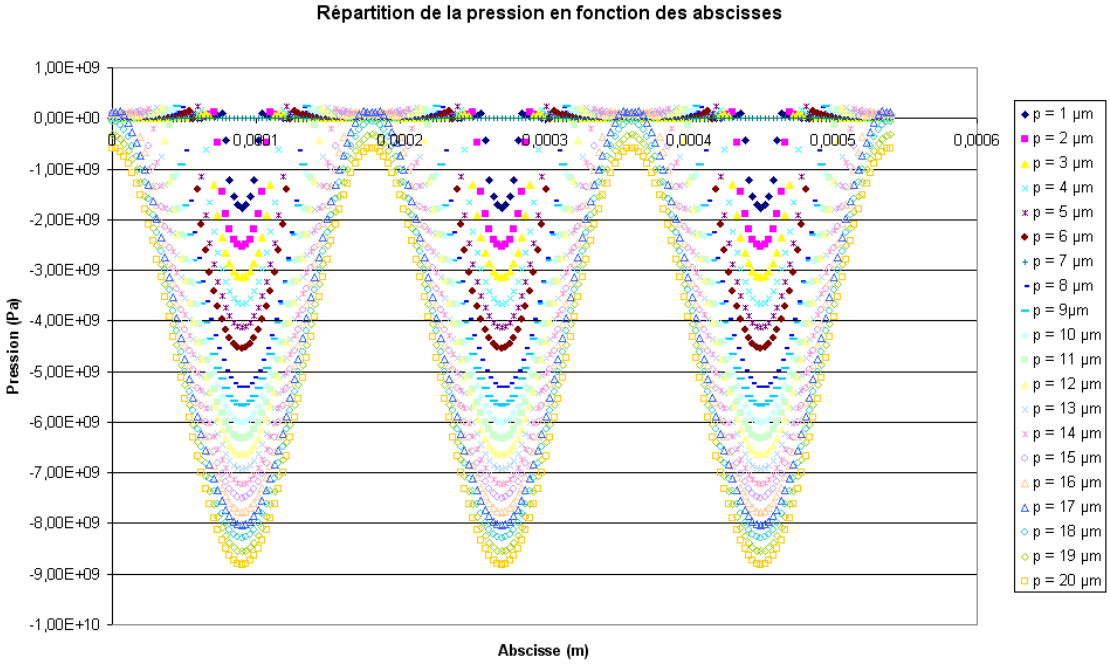


FIG. C.2 – Réparation de la pression de contact sur les trois aspérités en fonction de la profondeur d'indentation

Annexe D

Examen métallographique de l'acier 100Cr6

Ces examens ont pour but de caractériser la structure d'un échantillon micrographique de l'acier 100Cr6 trempé puis revenu à 170°C. L'échantillon a été enrobé et poli. La structure à été révélée à l'aide du réactif C1 (Nital 4%). Ces techniques de préparation sont décrites dans la norme NFA 05 150.

L'examen à la loupe binoculaire met en évidence une structure en bande de l'acier (figure D.1). Les zones observées au microscope sont données en figure D.1.

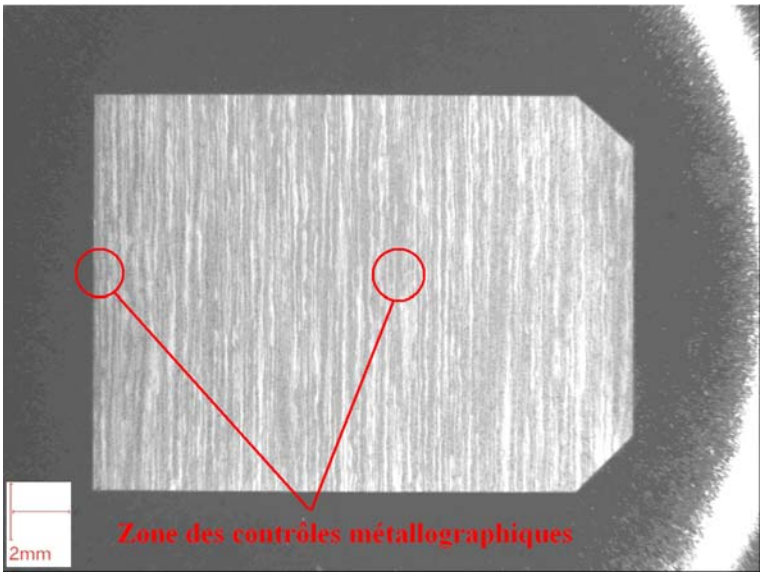


FIG. D.1 – Vue à la loupe binoculaire de l'échantillon micrographique, structure en bande relativement marquée (attaque C1)

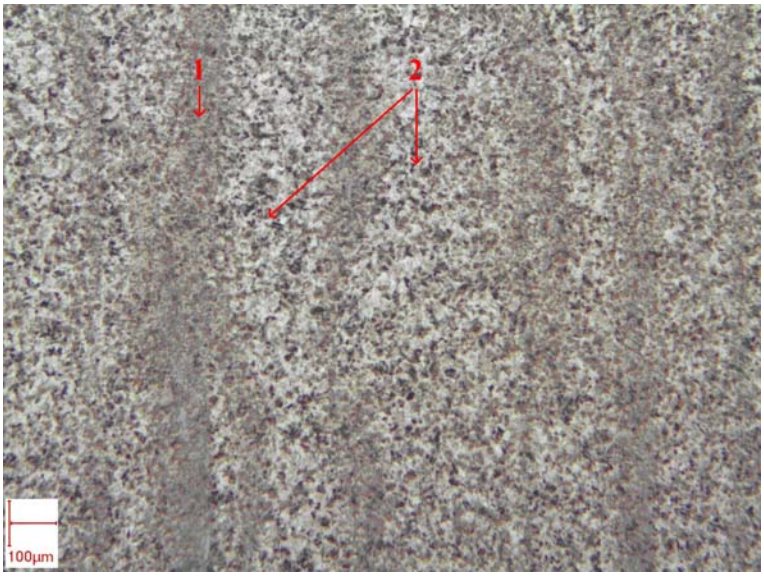


FIG. D.2 – Structure à coeur (attaque C1)

A coeur, on peut remarquer une alternance de plages composées par (figures D.2 et D.3) :

– 1 : de fins carbures répartis dans une matrice martensitique revenue,

– 2 : une structure martensitique plus grossière.

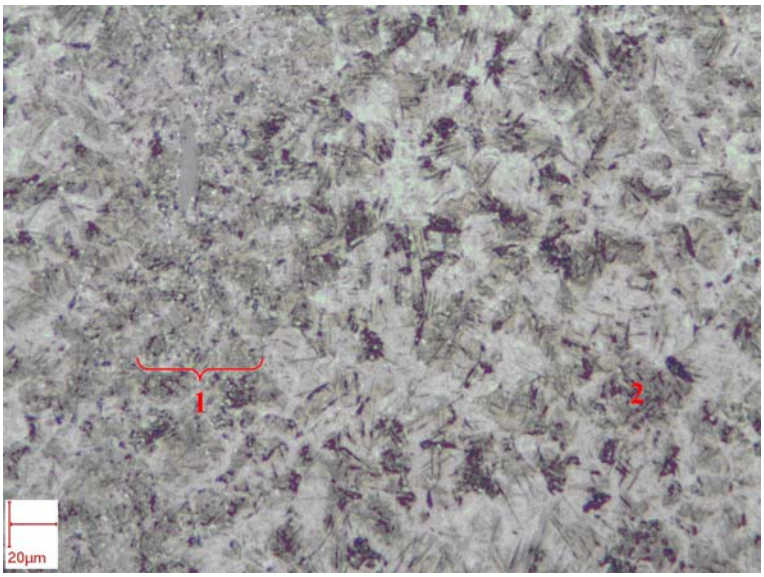


FIG. D.3 – Détail du cliché ci-dessus, attaque C1 (figure D.2)

En surface, on observe une alternance de plages composées par (figures D.4 et D.5) :

– 1 : de fins carbures répartis dans une matrice martensitique revenue,

– 2 : une structure martensitique plus grossière.

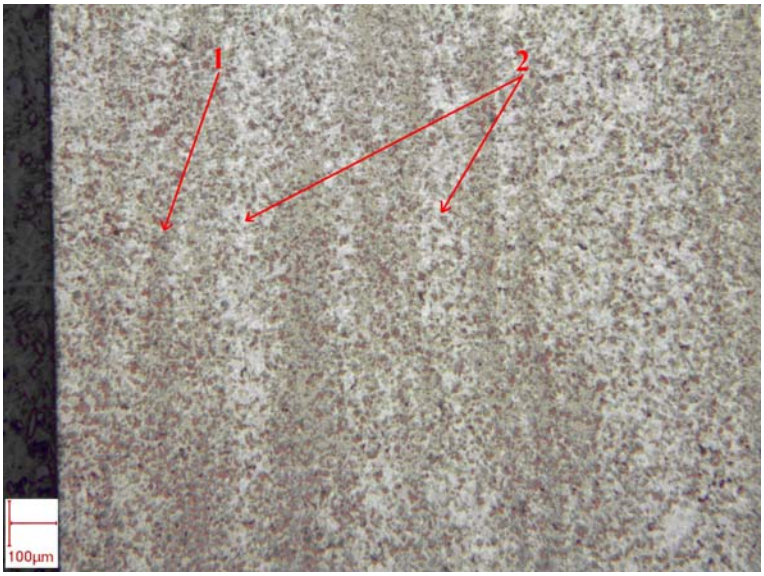


FIG. D.4 – Structure en surface (attaque C1)

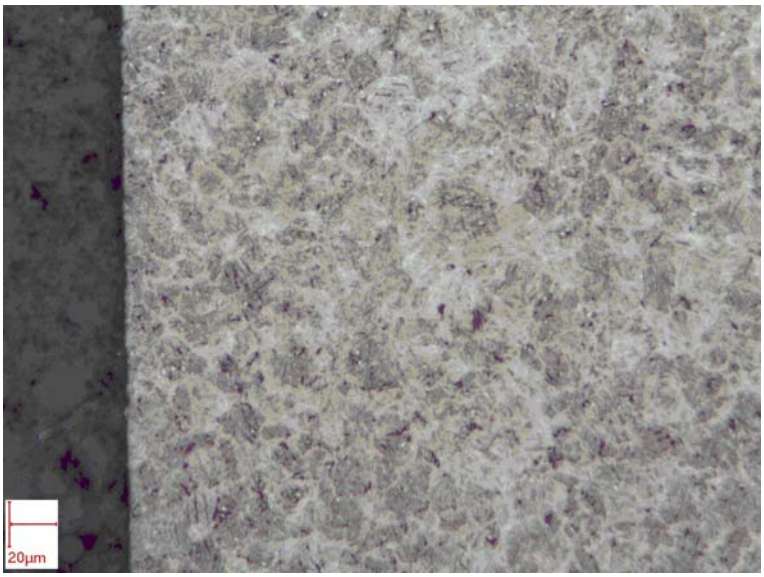


FIG. D.5 – Détail du cliché ci-dessus, structure relativement homogène en surface (attaque C1) (figure D.4

Annexe E

Stabilisation des champs de contraintes résiduelles

E.1 Cas des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités

Le but des calculs est d'obtenir un champ de contraintes résiduelles stabilisé. Il est donc nécessaire de savoir combien d'indentations successives sont nécessaires pour obtenir ce champ de contraintes résiduelles stabilisé. Pour cela, la variation des contraintes résiduelles maximales a été tracée en fonction du nombre d'indentations. On remarque alors que 10 indentations sont suffisantes pour obtenir des résultats stabilisés en contraintes résiduelles (voir figure E.1).

E.2 Cas des calculs d'indentations successives aléatoires

Le but des calculs est d'obtenir un champ de contraintes résiduelles stabilisé. Il est donc nécessaire de savoir combien d'indentations successives sont nécessaires pour obtenir ce champ de contraintes résiduelles stabilisé. Pour cela, la variation des contraintes résiduelles maximales a été tracée en fonction du nombre d'indentations. On remarque alors que 50 indentations sont suffisantes pour obtenir des résultats stabilisés en contraintes résiduelles (voir figure E.2).

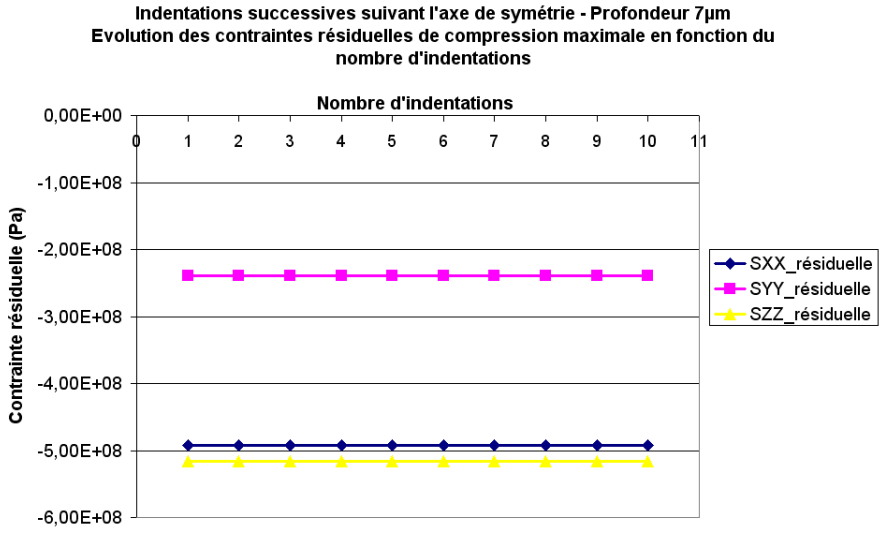


FIG. E.1 – Evolution des contraintes résiduelles de compression maximales en fonction du nombre d'indentations successives suivant l'axe de symétrie - profondeur d'indentation de $7\mu m$ (calcul référencé 9 dans le tableau H.1)

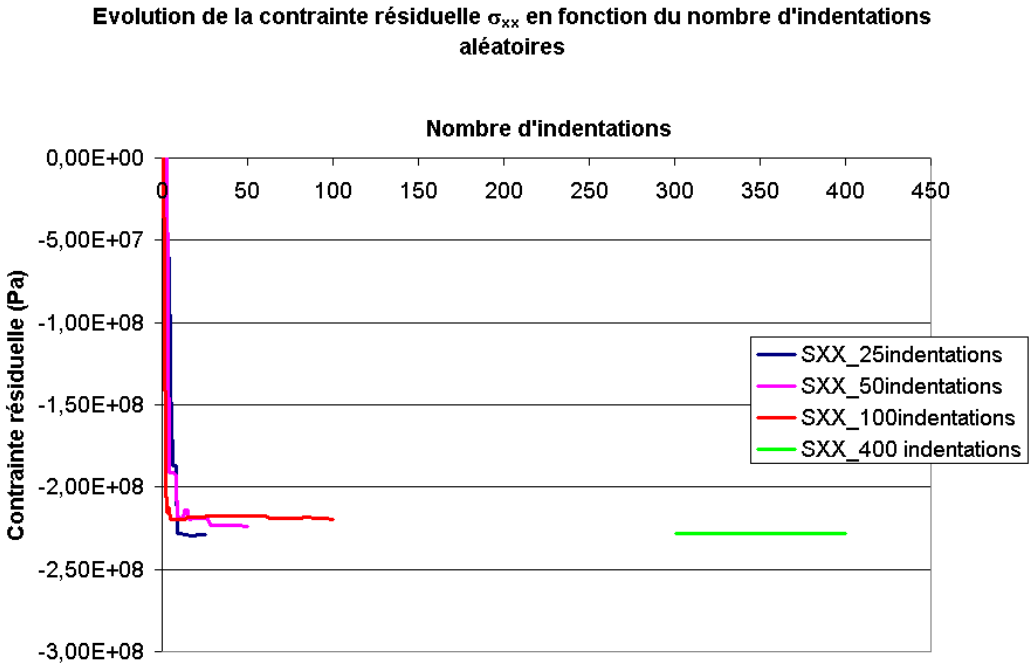


FIG. E.2 – Variation de la contrainte résiduelle $\sigma_{R_{xx}}$ en fonction du nombre d'indentations aléatoires successives (calculs référencés 53 à 55 dans le tableau H.3)

E.3 Cas des calculs de passages d'une aspérité sur une autre

Le but des calculs est d'obtenir un champ de contraintes résiduelles stabilisé. Il est donc nécessaire de connaître le nombre de passages successifs nécessaires pour obtenir ce champ de contraintes résiduelles.

duelles stabilisé. Pour cela, la variation des contraintes résiduelles maximales a été tracée en fonction du nombre de passages (figure E.3). On remarque alors que dix passages sont nécessaires pour obtenir des résultats stabilisés en contraintes résiduelles.

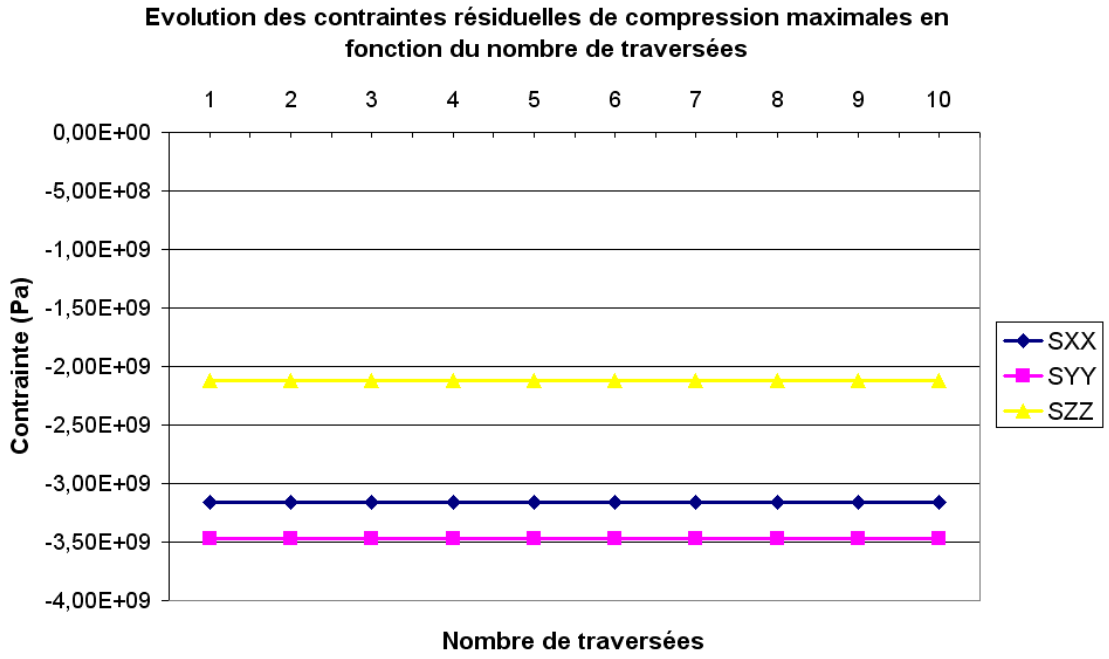


FIG. E.3 – Influence des contraintes résiduelles initiales sur le profil de la contrainte résiduelle $\sigma_{R_{xx}}$ après 50 indentations aléatoires (cas du calcul référencé 74 dans le tableau H.4)

E.4 Conclusions

Les calculs réalisés dans cette annexe permettent de remarquer que :

- dans le cas du modèle d'indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage, une seule indentation suffit pour obtenir un champ de contraintes résiduel stabilisé. Cependant, cette stabilisation très rapide est un cas particulier. En effet, le nombre de répétitions avant stabilisation dépend de la charge appliquée.
- Il en est de même pour les calculs réalisés avec le modèle de passages successifs d'une aspérité sur une autre.
- Cinquante indentations sont nécessaires pour obtenir un champ de contraintes résiduelles stabilisé dans le cas des calculs utilisant le modèle d'indentations successives suivant un axe vertical dont la position horizontale varie aléatoirement.

Annexe F

Influence du champ de contraintes résiduelles initiales sur l'état stabilisé après rodage

Le but de cette annexe est de voir :

- quel est l'effet de l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles initial sur les résultats de nos calculs de contact,
- voir si leur introduction est réellement nécessaire pour les calculs.

F.1 Introduction d'un champ des contraintes résiduelles initial équilibré

Afin de rendre la simulation numérique la plus proche possible de la simulation expérimentale, le champ des contraintes résiduelles expérimental a été approché dans le calcul.

Deux champs de contraintes distincts ont été introduits dans les maillages pour les calculs numériques :

1. soit, en surface : $\sigma_{R_{xx}} = \sigma_{R_{zz}}$ = -200 MPa et $\sigma_{R_{yy}}$ = 0 MPa,
2. soit, en surface : $\sigma_{R_{xx}} = \sigma_{R_{zz}}$ = -400 MPa et $\sigma_{R_{yy}}$ = 0 MPa,

Les valeurs des contraintes introduites sont en moyenne celles trouvées sur les galets. Le champ des contraintes résiduelles s'annulant à une profondeur d'environ $10\mu m$, les contraintes résiduelles ont

été introduites dans le calcul par un choc thermique de fréquence et de temps ajusté, avec un fort coefficient d'échange.

F.2 Résultats des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités

F.2.1 Principe

Dans ce type de calcul, la rugosité supérieure est animée d'un déplacement vertical imposé suivant l'axe de symétrie de l'aspérité centrale pendant que la rugosité inférieure est maintenue fixe.

F.2.2 Paramètres de calculs

Dans les calculs qui suivent, les paramètres de calculs sont les suivants :

- Type de calcul : Indentations suivant l'axe de symétrie de l'aspérité centrale,
- Nombre d'indentations successives : 10,
- Coefficient de frottement : 0,
- Loi de comportement : Loi de comportement d'Armstrong Frederick,
- Valeur du déplacement imposé vertical : 4 μm,
- Champ des contraintes résiduelles initial : 0 MPa, -200 ou -400 MPa en surface
- Hypothèse de petits déplacements,
- Hypothèse de petites déformations,
- Réactualisation géométrique au niveau du contact.

F.2.3 Influence d'un champ de contraintes résiduelles initiale sur les profils des contraintes résiduelles en profondeur

Les résultats de calculs présentés dans ce paragraphe concernent des calculs d'indentations successives dont le déplacement imposé à l'aspérité supérieure a été fixé à $4\mu m$. L'axe d'indentation est l'axe de symétrie du maillage.

Après calculs, les données suivantes on été relevées :

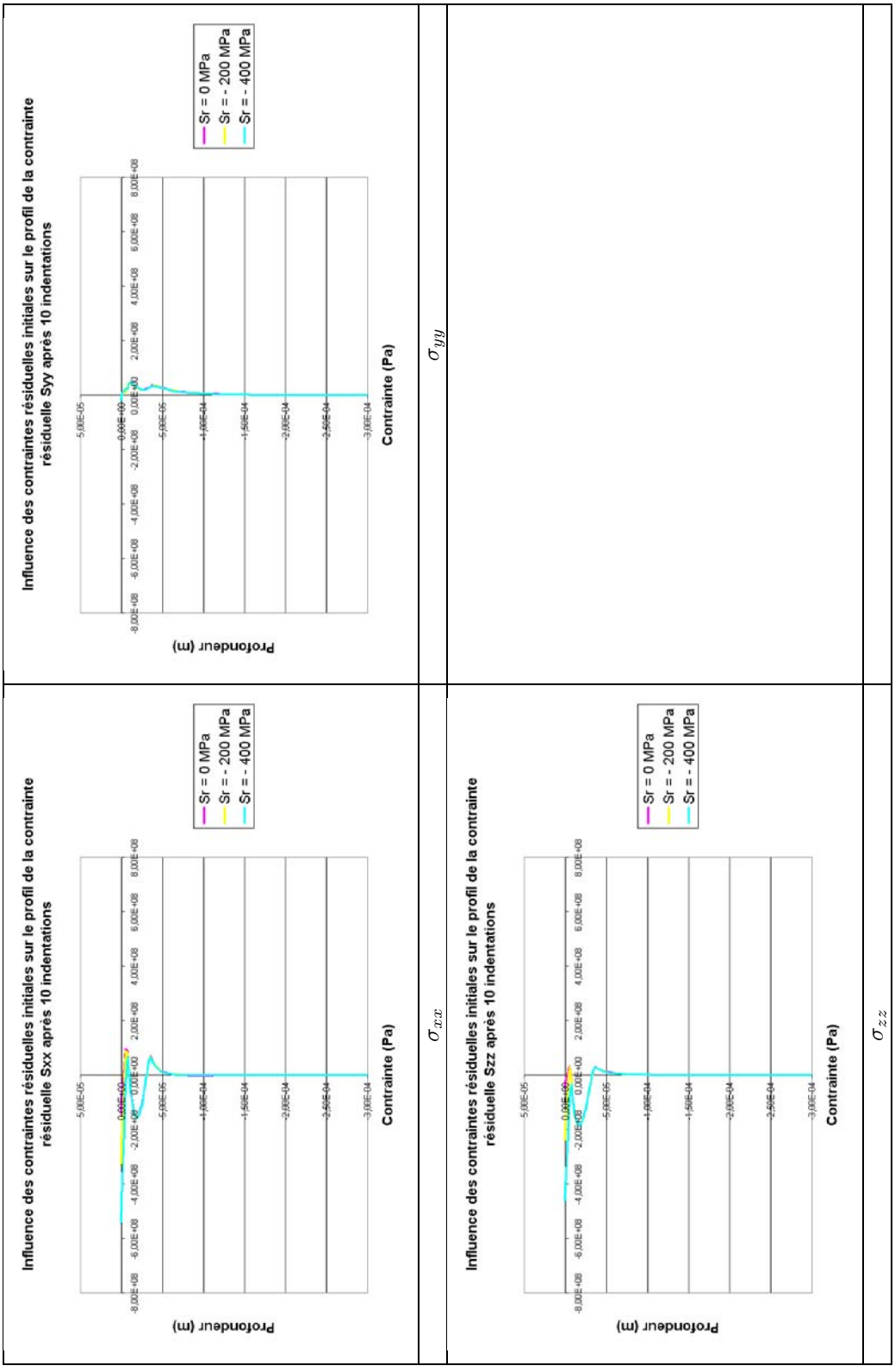
- le profils de contraintes en profondeur le long de l'axe de symétrie du maillage,
- le champ des contraintes résiduelles obtenus après 10 indentations successives,
- l'aplatissement résiduel des aspérités.

Il est à noter que le champ des contraintes résiduelles est quasi-stabilisé à partir de deux indentations successives.

F.2.3.1 Résultats des calculs d'indentations successives

On remarque d'après les figures du tableau F.1 que les contraintes résiduelles initiales n'influencent que les contraintes résiduelles $\sigma_{R_{xx}}$ et $\sigma_{R_{zz}}$ en surface. On note en effet qu'à partir de la profondeur où le champ des contraintes résiduelles initiales devient nul, le profil des contraintes résiduelles après indentations est identique quel que soit le champ des contraintes résiduelles initial.

On peut également remarquer que plus les contraintes résiduelles initiales sont élevées, plus les contraintes résiduelles de compression obtenues après dix indentations successives sont importantes.

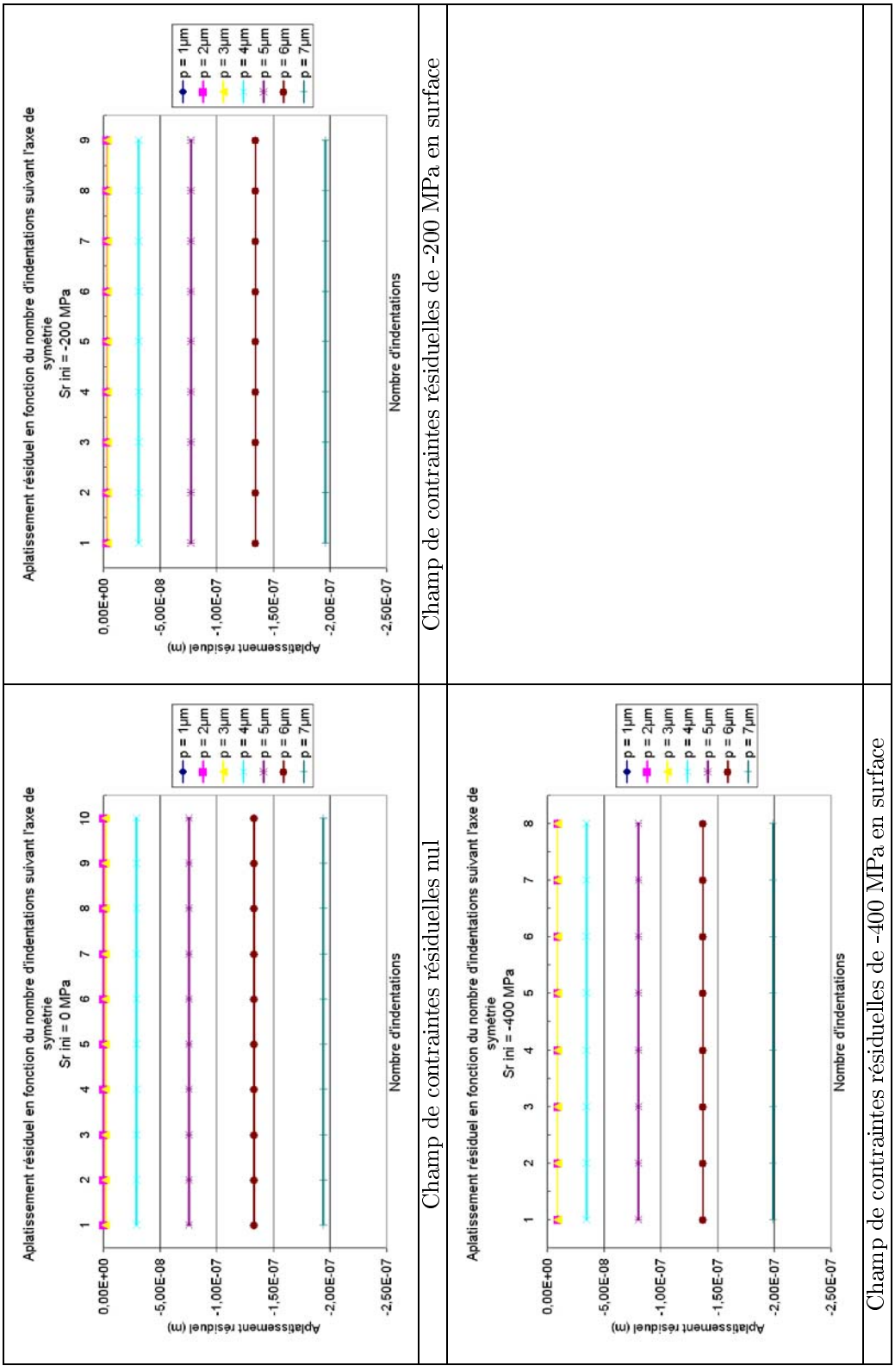


TAB. F.1 – Influence d'un champs de contraintes résiduelles initiales sur le profil des contraintes résiduelles $\sigma_{R_{xx}}$, $\sigma_{R_{yy}}$ et $\sigma_{R_{zz}}$ après dix indentations (calculs référencés 6, 21 et 28 dans le tableau H.1)

L'observation du champ de contraintes résiduelles montre que que le champ de contraintes résiduelles initial n'est pas assez profond pour influencer le champ de contraintes résiduelles hertzien. Seul les contraintes résiduelles en surface sont modifiées par rapport au cas où les contraintes résiduelles initiales sont nulles.

F.2.3.2 Aplatissement résiduel maximal

L'aplatissement résiduel a été relevé après chaque indentation. Le tableau F.2 donne l'évolution de l'aplatissement en fonction du déplacement imposé et du nombre d'indentations successives avec des champs de contraintes résiduelles respectivement nul, de -200 MPa et -400 MPa en surface.



TAB. F.2 – Evolution de l'aplatissement résiduel en fonction de la profondeur d'indentation et du nombre d'indentations successives pour différents champs de contraintes initiaux (calculs référencés 1, 2 et 5 à 9, 18 à 31 dans le tableau H.1)

On remarque que les calculs d'indentations successives donnent des résultats stabilisés en aplatissement résiduel dès la première indentation.

F.2.4 Résultats des calculs d'indentations aléatoires

F.2.4.1 Principe

Les résultats de calculs présentés dans ce paragraphe concernent des calculs d'indentations successives dont le déplacement imposé à l'aspérité supérieure a été fixé à $4\mu m$. La position de l'axe d'indentation est variable : l'aspérité supérieure se déplace horizontalement de manière aléatoire à chaque indentation.

F.2.4.2 Paramètres de calculs

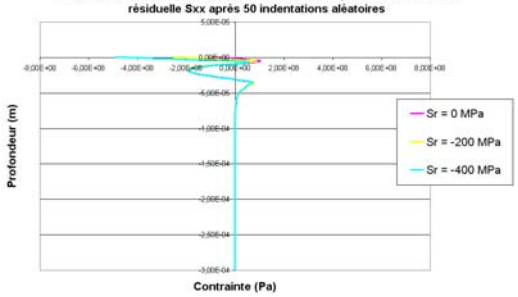
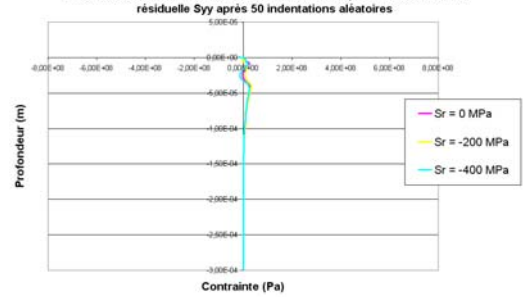
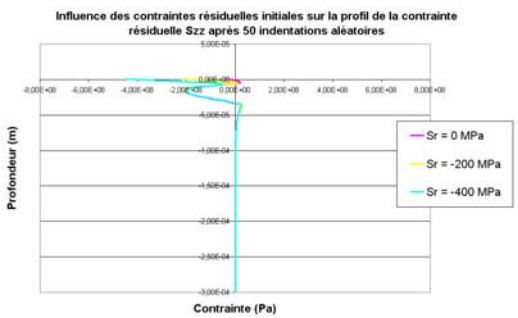
Dans les calculs qui suivent, les paramètres de calculs sont les suivants :

- Type de calcul : Indentations l'axe vertical dont la position varie aléatoirement,
- Nombre d'indentations successives : 100,
- Coefficient de frottement : 0,
- Loi de comportement : Loi de comportement d'Armstrong-Frederick,
- Valeur du déplacement imposé vertical : $4\mu m$,
- Hypothèse de petits déplacements,
- Hypothèse de petites déformations,
- Réactualisation géométrique au niveau du contact.

F.2.4.3 Comparaison des profils des contraintes résiduelles en profondeur

Les remarques sont les mêmes que dans le cas des indentations selon l'axe de symétrie :

- les contraintes résiduelles initiales n'influencent que les contraintes résiduelles $\sigma_{R_{xx}}$ et $\sigma_{R_{zz}}$ en surface (tableau F.3),
- plus les contraintes résiduelles initiales sont élevées, plus les contraintes résiduelles de compression obtenues après dix indentations successives sont importantes.

	
σ_{xx}	σ_{yy}
	
σ_{zz}	

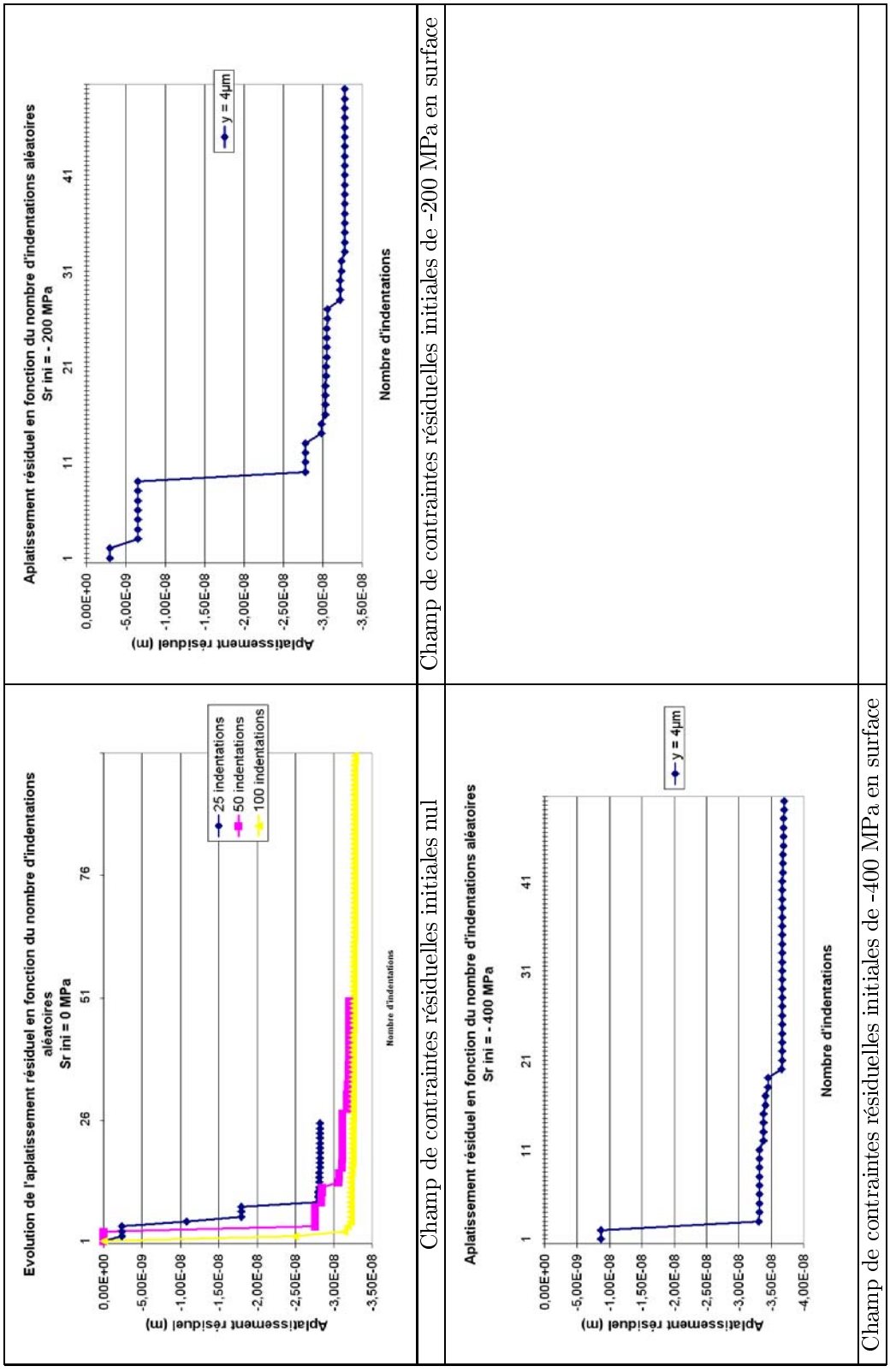
TAB. F.3 – Influence des contraintes résiduelles initiales sur le profil de la contrainte résiduelle $\sigma_{R_{xx}}$ après 50 indentations aléatoires (calculs référencés 54, 62 et 63 dans le tableau H.3)

F.2.5 Comparaison des champs de contraintes résiduelles obtenus après 100 indentations aléatoires

Le champ de contraintes résiduelles initial n'est pas assez profond pour influencer le champ de contraintes résiduelles hertzien. Seules les contraintes résiduelles en surface sont modifiées par rapport au cas où les contraintes résiduelles initiales sont nulles.

F.2.6 Aplatissement résiduel maximal

L'aplatissement résiduel a été relevé dans le cas où les contraintes résiduelles initiales sont nulles et non nulles (tableau F.4).



Champ de contraintes résiduelles initiales nul	Champ de contraintes résiduelles initiales de -200 MPa en surface
Champ de contraintes résiduelles initiales de -400 MPa en surface	

TAB. F.4 – Influence du nombre d'indentations aléatoires sur la valeur de l'aplatissement résiduel stabilisé (calculs référencés 54, 62 et 63 dans le tableau H.3)

La comparaison des aplatissements atteints pour des indentations aléatoires de $4\mu m$ pour différents champs de contraintes résiduelles initiaux semble montrer que plus le champ de contraintes résiduelles est important, plus l'aplatissement est important. Cependant, pour la profondeur d'indentation étudiée ici, les différences entre chaque valeur d'aplatissement est faible.

F.3 Résultats des calculs de passage d'une aspérité sur une autre

F.3.1 Principe

Le principe de ce calcul est de modéliser des passages successifs d'aspérités sur d'autres. Les trois aspérités inférieures sont maintenues fixes tandis que les aspérités supérieures sont animées d'un mouvement horizontal. Le passage des aspérités supérieures sur les aspérités inférieures ne se fait que dans un seul sens, x positif. La valeur du déplacement imposé selon y de l'aspérité supérieure est fixe durant toute le durée du calcul.

F.3.2 Paramètres de calculs

Dans les calculs qui suivent, les paramètres de calculs sont les suivants :

- Type de calcul : passages successifs d'une aspérité sur une autre,
- Nombre de passages successifs : 10,
- Coefficient de frottement : 0,
- Loi de comportement : Loi de comportement d'Armstrong-Frederick,
- Champ des contraintes résiduelles intial : 0, -200 ou -400 MPa en surface,
- Interpénétration imposée : de $4\mu m$,
- Hypothèse de petits déplacements,
- Hypothèse de petites déformations,
- Réactualisation géométrique au niveau du contact.

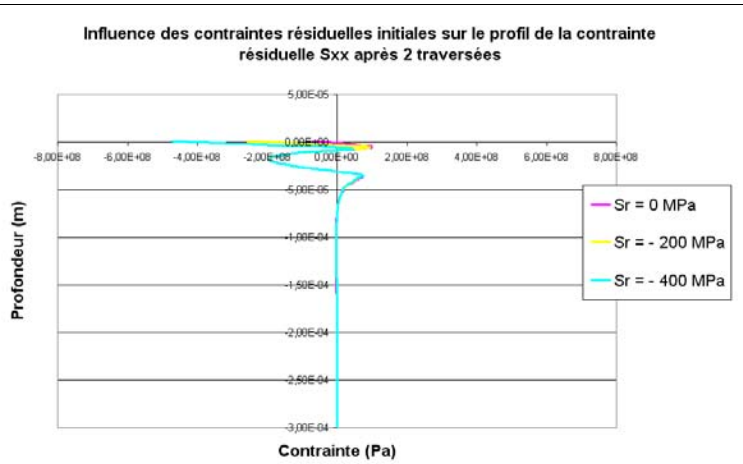
F.3.3 Résultats

Les résultats de calculs présentés dans ce paragraphe concernent des calculs de dix passages successifs d'une aspérité sur une autre. L'interpénétration des sommets des aspérités est maintenue constante à $4\mu m$. Le passage de l'aspérité supérieure sur l'aspérité inférieure se fait toujours dans le même sens suivant l'axe horizontal x.

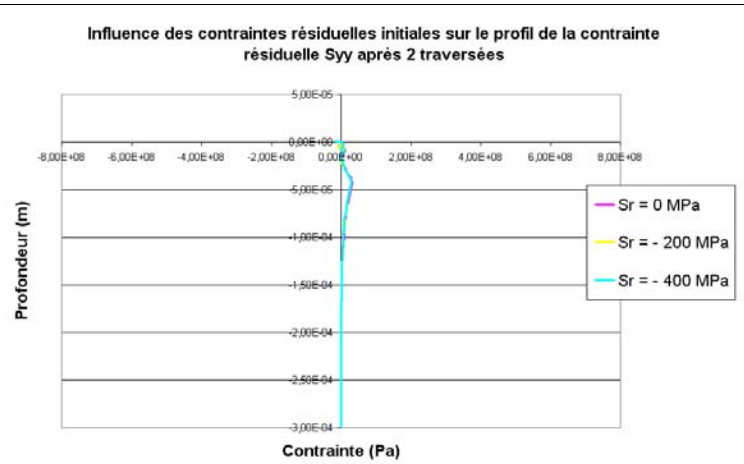
On remarque que :

- les contraintes résiduelles initiales n'influencent que les contraintes résiduelles $\sigma_{R_{xx}}$ et $\sigma_{R_{zz}}$ en surface (tableau F.3),
- plus les contraintes résiduelles initiales sont élevées, plus les contraintes résiduelles de compression obtenues après dix indentations successives sont importantes.

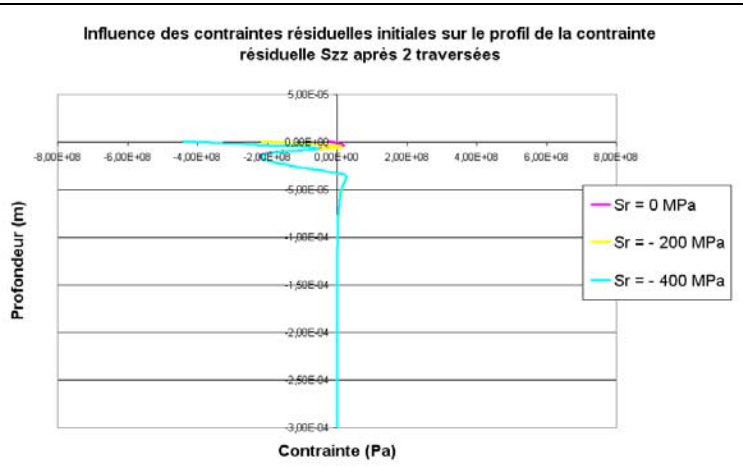
Il s'agit donc des mêmes conclusions que celles des deux autres types de calcul (tableau F.5).



σ_{xx}



σ_{yy}



σ_{zz}

TAB. F.5 – Influence des contraintes résiduelles initiales sur les profils des contraintes résiduelles $\sigma_{R_{xx}}$ $\sigma_{R_{yy}}$ et $\sigma_{R_{zz}}$ après 50 indentations aléatoires (calculs référencés 65, 74 et 75 dans le tableau H.4)

F.3.4 Comparaison des champs de contraintes résiduelles obtenus après dix passages successifs d'une aspérité sur une autre

Le champ de contraintes résiduelles initial n'est pas assez profond pour influencer le champ de contraintes résiduelles hertzien. Seules les contraintes résiduelles en surface sont modifiées par rapport au cas où les contraintes résiduelles initiales sont nulles.

F.3.5 Aplatissement résiduel maximal

L'aplatissement résiduel trouvé après dix passages successifs d'une aspérité sur une autre sont les suivants :

- dans le cas où le champ de contraintes résiduelles initial est nul, l'aplatissement résiduel se stabilise à -0,330 microns,
- dans le cas où le champ de contraintes résiduelles initial est non nul, avec une contrainte résiduelle en surface de -200 MPa, l'aplatissement résiduel se stabilise à -0,0346 microns,
- dans le cas où le champ de contraintes résiduelles initial est non nul, avec une contrainte résiduelle en surface de -400 MPa, l'aplatissement résiduel se stabilise à -0,0381 microns.

Dans le cas des traversées successives, la valeur de l'aplatissement résiduel croît très légèrement avec l'augmentation du champ de contraintes résiduelles de compression.

F.4 Comparaison des trois types de calculs

Une comparaison des résultats en termes de profils de contraintes résiduelles, champs de contraintes résiduelles et aplatissement résiduel est mené sur les trois types de calculs présentés auparavant. Ces calculs sont tous caractérisés par une profondeur d'indentation ou de traversée de $4\mu m$.

F.4.1 Comparaison des profils de contraintes résiduelles

La forme des profils est sensiblement la même quel que soit le type de calcul. Par contre, les indentations fixes donnent des valeurs de contraintes résiduelles en surface légèrement plus importantes que les indentations aléatoires ou les traversées (qui eux, donnent des valeurs de contraintes résiduelles en surface similaires).

F.4.2 Comparaison des champs de contraintes résiduelles

Dans le cas des calculs d'indentations, les champs de contraintes résiduelles paraissent symétriques par rapport à l'axe d'indentation du maillage. Les valeurs des contraintes résiduelles maximales sont

du même ordre de grandeur dans les deux cas. Cependant, leur étendue n'est pas la même. En effet, le champ des contraintes résiduelles est moins large dans le cas des indentations suivant l'axe de symétrie.

Le champ des contraintes résiduelles dans le cas des passages successifs est également proche, en termes de contraintes résiduelles maximales et d'étendue, de celui des indentations suivant un axe dont la position varie aléatoirement. Ceci peut s'expliquer par le fait que la taille maximale du contact est la même dans les deux cas de calcul. Le champ est cependant légèrement dissymétrique par rapport à l'axe de symétrie du maillage dans le cas des passages d'une aspérité sur une autre.

Il apparaît donc que les trois cas de calcul sont proches.

F.4.3 Aplatissement résiduel maximal

Le tableau F.6 donne une comparaison des valeurs des aplatissements résiduels fonction du type de calcul (indentations fixes ou aleatoires, traversées) et du champ de contraintes résiduelles initial. les résultats exposés sont ceux obtenus pour des calculs d'indentations et de traversée de profondeur 4 μm.

à la surface :	Indentations fixes	Indentations aléatoires	Traversées
σ_R initial = 0 MPa	-0,291	-0,321	-0,330
σ_R initial = -200 MPa	-0,308	-0,328	-0,346
σ_R initial = -400 MPa	-0,346	-0,370	-0,381

TAB. F.6 – Aplatissement résiduel : comparaison des trois types de calculs

On remarque alors que le calcul le plus sévère en terme d'aplatissement résiduel est le calcul de traversées et le moins sévère le calcul d'indentations suivant l'axe de symétrie de l'aspérité.

F.4.4 Conclusions

On peut remarquer que :

- Les profils de contraintes résiduelles sont très proches, quels que soient la direction de la contrainte et le type de calcul.
- Les contraintes résiduelles initiales, du fait de leur faible profondeur, n'influencent pas le champ de contrainte résiduel hertzien,
- Le champ de contraintes résiduelles après indentations suivant un axe dont la position varie aléatoirement est très proche, en termes de largeur et de contraintes résiduelles maximales, de celui obtenu après passages successifs d'une aspérité sur une autre,
- Le champ de contraintes résiduelles obtenu après plusieurs indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage est un peu moins étalé que celui obtenu dans les deux autres cas de

calcul.

– Les aplatissements résiduels obtenus avec les trois types de calculs sont très proches.

Il apparaît donc qu'en ne tenant pas compte du frottement, les trois types de calculs effectués sont très proches.

F.5 Conclusion

Les calculs menés dans ce chapitre ont mis en évidence que l'introduction d'un champ de contraintes résiduel initial influence les contraintes résiduelles de surface. Il semble que les contraintes résiduelles initiales s'ajoutent aux contraintes résiduelles crées lors du calcul du contact entre les aspérités. On considérera donc que nous pouvons réaliser des calculs numériques sans introduire de champ de contraintes résiduelles initial. On ne s'intéressera alors qu'à *la variation des contraintes résiduelles.*

Annexe G

Choix des conditions aux limites

G.1 Influence des conditions aux limites

Dans ce paragraphe, l'influence des conditions aux limites des bords EH, FG, AD et BC sur le champ de contraintes résiduelles a été étudiée. En effet, ces bords ont soit tous été laissés libres, soit tous bloqués suivant l'axe x.

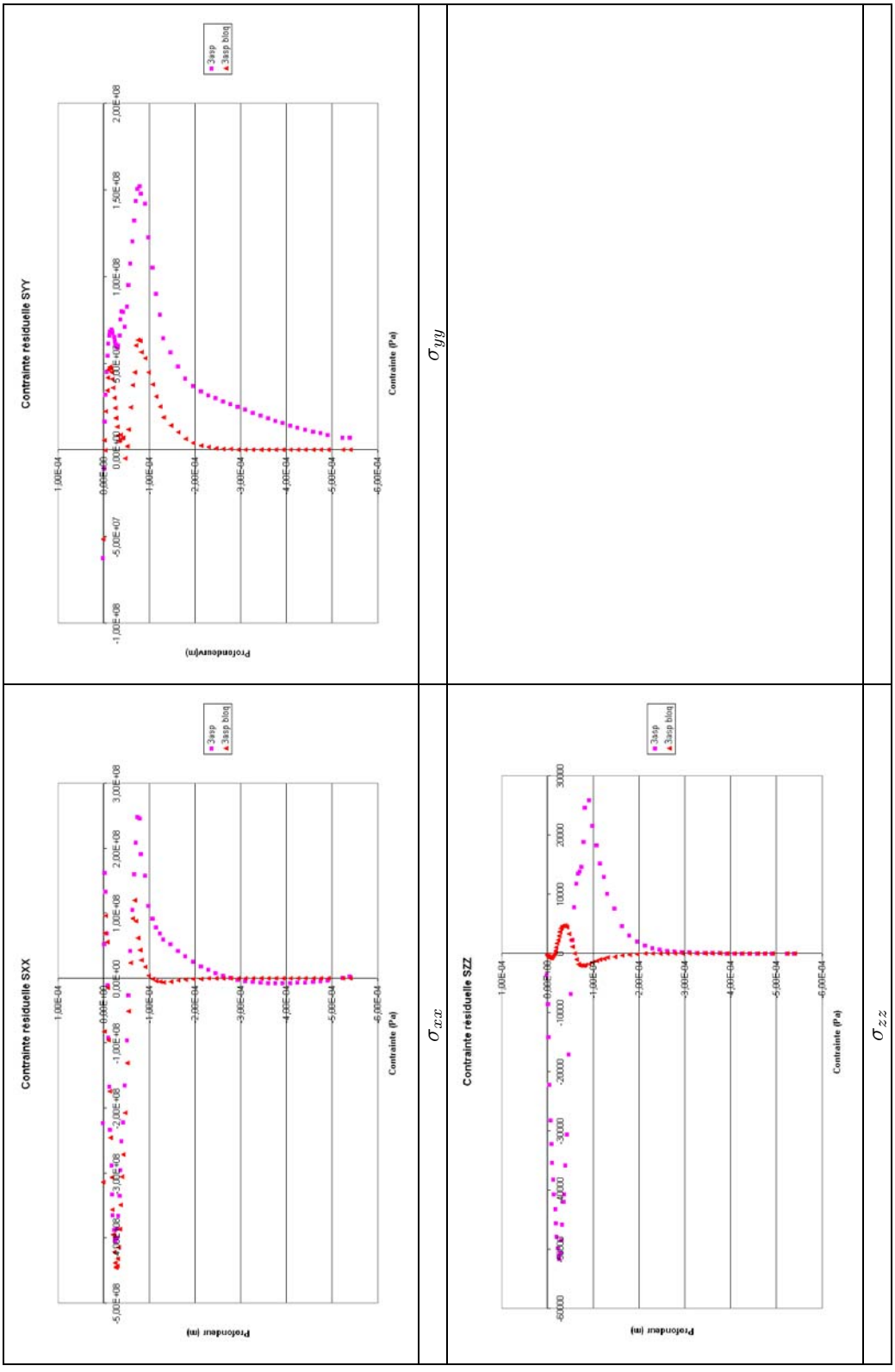
G.1.1 Paramètres de calculs

Afin d'étudier l'influence des conditions aux limites, les paramètres de calculs sont les suivants :

- Type de calcul : Indentations suivant l'axe de symétrie de l'aspérité centrale,
- Nombre d'indentations successives : 10,
- Coefficient de frottement : nul,
- Loi de comportement : Loi de comportement d'Armstrong Frederick,
- Valeur du déplacement imposé vertical : $7\mu m$,
- Champ des contraintes résiduelles initiales nul,
- Hypothèse de petits déplacements,
- Hypothèse de petites déformations,
- Réactualisation géométrique au niveau du contact.

G.1.2 Résultats

Les profils de contraintes résiduelles le long de l'axe de symétrie du maillage sont donnés dans le tableau G.1.



TAB. G.1 – Profil des contraintes résiduelles σ_{R-xx}, σ_{R-yy} et σ_{R-zz} sur l'axe de symétrie du maillage dans le cas d'indentations successives d'une profondeur de 7 μm (calcul référencé 9 dans le tableau H.1)

Les champs de contraintes résiduelles sont donnés :

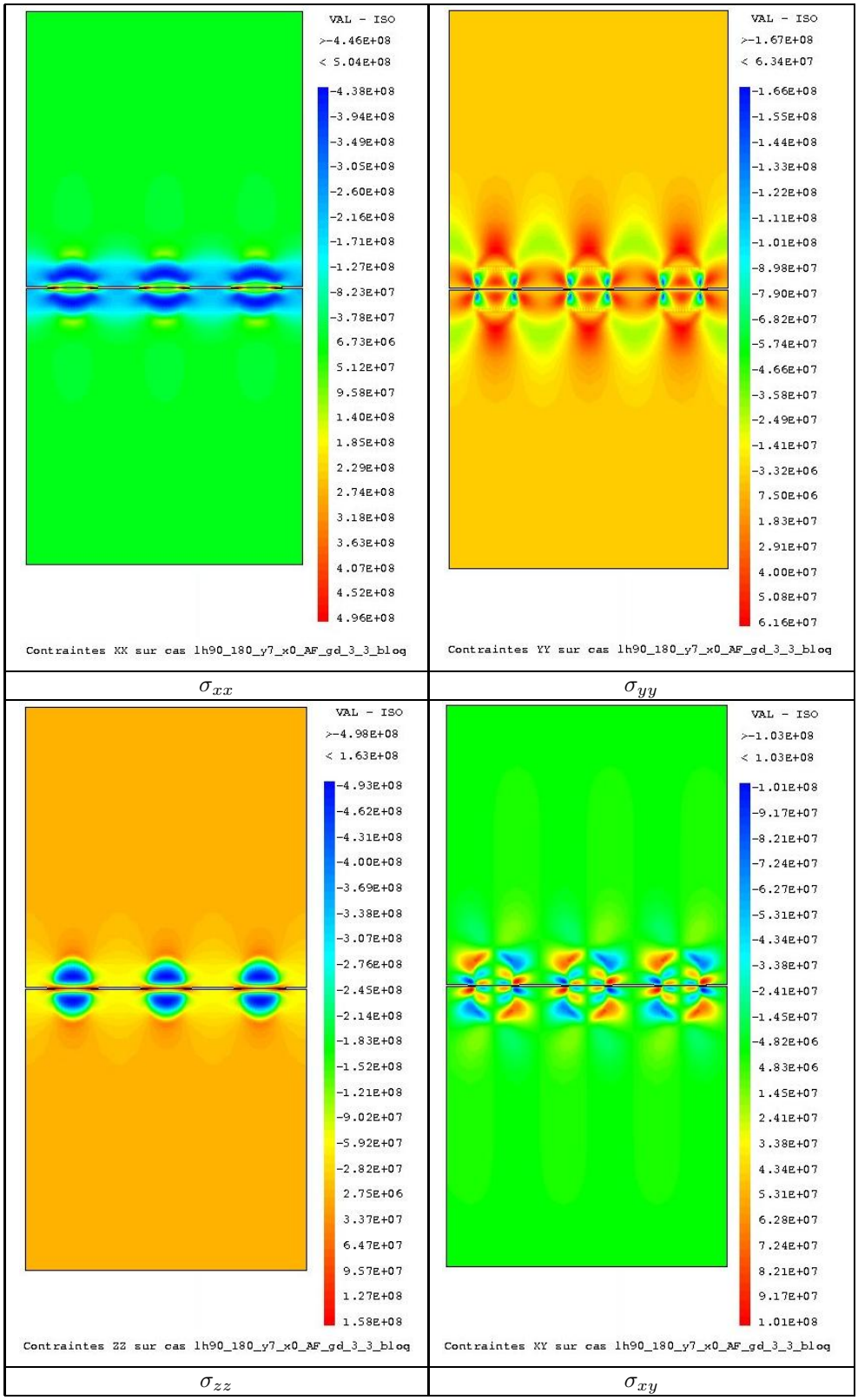
- dans le cas des bords bloqués dans le tableau G.2,
- dans le cas des bords libres dans le tableau G.3.

G.1.3 Conclusions

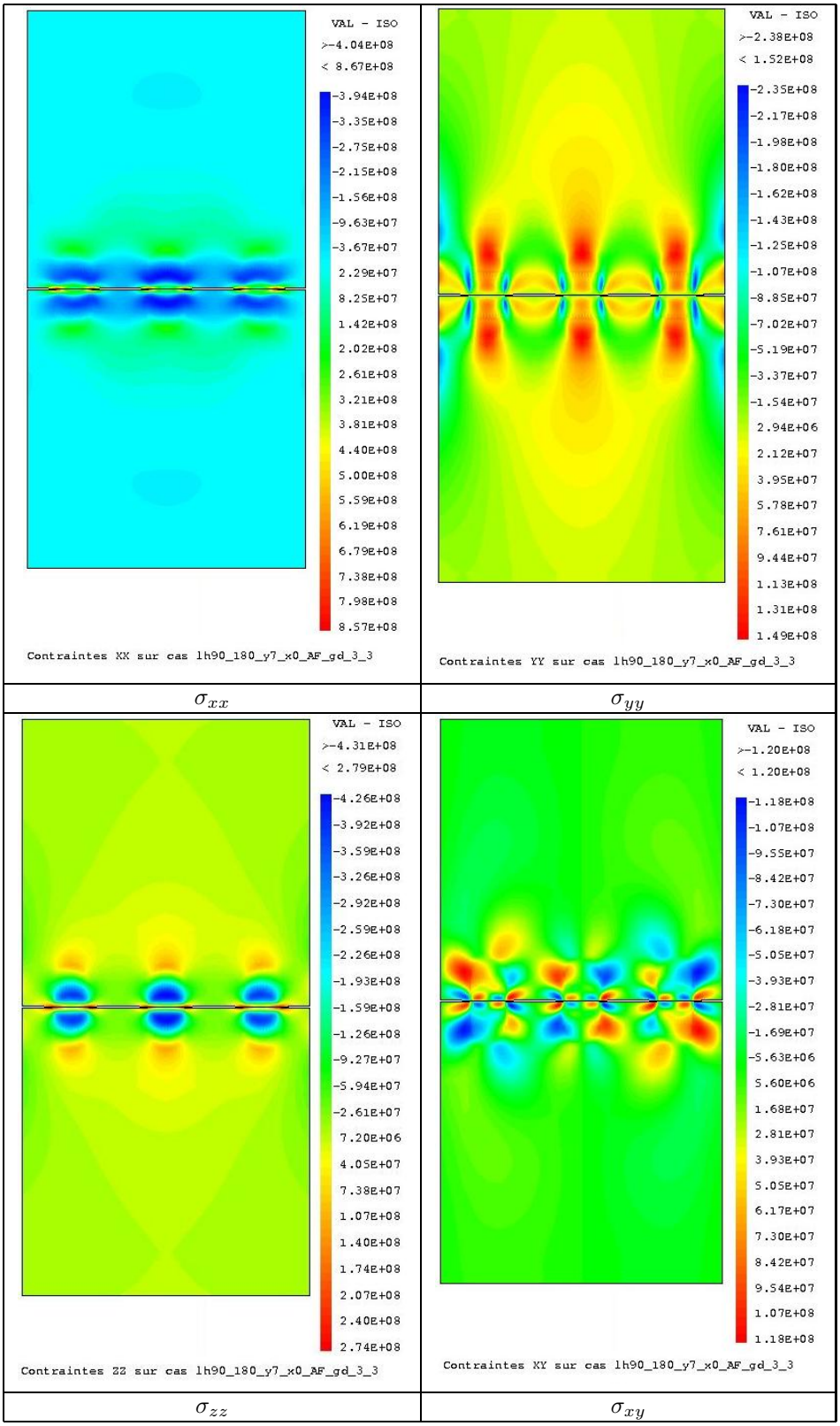
On peut remarquer que l'influence du blocage ou non des bords latéraux du maillage n'est pas négligeable. En effet,

- Les champs de contraintes résiduelles ont des formes différentes (voir tableaux G.2 et G.3) : on note notamment des effets de bords dans le cas où les bords latéraux sont libres.
- Les contraintes résiduelles de traction et de compression maximales obtenues dans les deux cas ne sont pas identiques. Les contraintes résiduelles de compression σ_{XX} et σ_{ZZ} sont plus importantes dans le cas où les bords latéraux sont bloqués. Par contre, les contraintes résiduelles de compression σ_{YY} sont plus importantes lorsque les bords latéraux sont libres,
- Les contraintes résiduelles de traction σ_{XX} et σ_{ZZ} sont plus faibles dans le cas où les bords latéraux sont bloqués . Par contre, les contraintes résiduelles de traction σ_{YY} sont plus faibles lorsque les bords latéraux sont libres (voir tableau J.1).

Le cas se rapprochant le plus de la réalité semble être celui où les bords latéraux sont bloqués suivant l'axe x. En effet, le maillage considéré est une petite partie d'un ensemble qui impose les conditions aux limites. Le fait que les bords latéraux soient compris dans la matière rend la déformation des bords latéraux impossible. Cette condition aux limites sera utilisée dans tous les calculs qui suivent.



TAB. G.2 – Profil des contraintes résiduelles σ_{R-xx}, σ_{R-yy} et σ_{R-zz} sur l'axe de symétrie du maillage dans le cas d'indentations successives d'une profondeur de 7 μm, bords latéraux bloqués suivant x (calcul référencé 9 dans le tableau H.1)



TAB. G.3 – Profil des contraintes résiduelles σ_{R-xx}, σ_{R-yy} et σ_{R-zz} sur l'axe de symétrie du maillage dans le cas d'indentations successives d'une profondeur de 7 μm, bords latéraux libres (calcul référencé 10 dans le tableau H.1)

Annexe H

Etude paramétrique

Cette annexe donne une liste exhaustive des calculs numériques effectués utilisant les trois modèles de prévision de l'état après rodage. Les paramètres étudiés sont :

- le coefficient de frottement : $\mu = 0$ à $\mu = 0,7$,
- le déplacement vertical imposé : de 1 à $25\mu m$,
- la pente des aspérités : h/L = 1/72, 1/90 ou 1/120,
- le nombre d'aspérités en contact : 1, 3, 5 ou 7,
- le champ de contraintes résiduel en surface : 0, -200 MPa ou -400 MPa ou -800 MPa en surface,
- le blocage ou non des bords latéraux du maillage.

La loi de comportement utilisée est restée identique lors de tous les calculs. Les calculs numériques ont tous été réalisés sous l'hypothèse de petites déformations avec réactualisation géométrique au niveau du contact.

H.1 Indentations successives suivant l'axe de symétrie du maillage

Les tableaux H.1 et H.2 donnent la liste exhaustive des calculs réalisés dans le cas des indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités.

Référence du calcul	Nombre de cycles	Coefficient de frottement	Loi de comporte -ment	Déplace- ment imposé	Pente L/h	σ_{R-ini} en surface en XX et ZZ	Contact x / y	Hypothèses
1	10	0	AF	$1\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
2	10	0	AF	$2\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
3	10	0	AF	$2{,}5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
4	10	0	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
5	10	0	AF	$3\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
6	10	0	AF	$4\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
7	10	0	AF	$5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
8	10	0	AF	$6\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
9	10	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
10	10	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-l
11	10	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	1/1	p-dep, p-def, r-g, b-b
12	10	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	5/5	p-dep, p-def, r-g, b-b
13	10	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	7/7	p-dep, p-def, r-g, b-b
14	10	0	AF	$10\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
15	10	0	AF	$15\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
16	1	0	EL	$20\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
17	10	0	AF	$25\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
18	10	0	AF	$1\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
19	10	0	AF	$2\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
20	10	0	AF	$3\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
21	10	0	AF	$4\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
22	10	0	AF	$5\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
23	10	0	AF	$6\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
24	10	0	AF	$7\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
25	10	0	AF	$1\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
26	10	0	AF	$2\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
27	10	0	AF	$3\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
28	10	0	AF	$4\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
29	10	0	AF	$5\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
30	10	0	AF	$6\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
31	10	0	AF	$7\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
32	10	0	AF	$10\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
33	10	0	AF	$15\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
34	10	0	AF	$4\mu m$	90	-800 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b

TAB. H.1 – Liste des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités effectués (EL : calcul purement élastique, AF : Armstrong Frederick, x / y : nombre d'aspérités en contact (x aspérités sur y aspérités), p-dep : petits déplacements, p-def : petites déformations, r-g : réactualisation géométrique au niveau du contact, b-b : bords bloqués suivant x (AD, BC, EH, FG, voir figure 3.6), b-l : bords libres ((AD, BC, EH, FG)

H.2 Indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement

Le tableau H.3 donnent la liste des essais ayant été réalisés dans le cas des indentations successives suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement

Référence du calcul	Nombre de cycles	Coefficient de frottement	Loi de comporte -ment	Déplace- ment imposé	Pente L/h	σ_{R-ini} en surface en XX et ZZ	Contact x / y	Hypothèses
35	10	0	AF	$5\mu m$	72	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
36	10	0	AF	$7\mu m$	72	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
37	10	0	AF	$10\mu m$	72	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
38	10	0	AF	$15\mu m$	72	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
39	10	0	AF	$7\mu m$	120	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
40	10	0	AF	$10\mu m$	120	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
41	10	0	AF	$15\mu m$	120	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
42	10	0,3	AF	$2{,}5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
43	10	0,3	AF	$22{,}5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
44	10	0,5	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
45	10	0,5	AF	$3\ \mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
46	10	0,5	AF	$22{,}5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
47	10	0,7	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
48	10	0,7	AF	$3\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
49	10	0,7	AF	$22{,}5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
50	10	1	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
51	10	1	AF	$3\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
52	10	1	AF	$22{,}5\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b

TAB. H.2 – Liste des calculs d'indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités effectués (suite) (AF : Armstrong Frederick, x / y : nombre d'aspérités en contact (x aspérités sur y aspérités), p-dep : petits déplacements, p-def : petites déformations, r-g : réactualisation géométrique au niveau du contact, b-b : bords bloqués suivant x (AD, BC, EH, FG, voir figure 3.6), b-l : bords libres ((AD, BC, EH, FG)

Référence du calcul	Nombre de cycles	Coefficient de frottement	Loi de comporte -ment	Déplace- ment imposé	Pente L/h	σ_{R-ini} en surface en XX et ZZ	Contact x / y	Hypothèses
53	25	0	AF	$4\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
54	50	0	AF	$4\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
55	400	0	AF	$4\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
56	50	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
57	50	0	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
58	50	0,3	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
59	50	0,5	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
60	50	0,7	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
61	50	0	AF	$15\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
62	50	0	AF	$4\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
63	50	0	AF	$4\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b

TAB. H.3 – Liste des calculs d'indentations successives suivant un axe de symétrie dont la position horizontale varie aléatoirement (AF : Armstrong Frederick, x / y : nombre d'aspérités en contact (x aspérités sur y aspérités), p-dep : petits déplacements, p-def : petites déformations, r-g : réactualisation géométrique au niveau du contact, b-b : bords bloqués suivant x (AD, BC, EH, FG, voir figure 3.6), b-l : bords libres ((AD, BC, EH, FG)

H.3 Passages successifs d'une aspérité sur une autre

Le tableau H.4 donne la liste des calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre.

Référence du calcul	Nombre de cycles	Coefficient de frottement	Loi de comporte -ment	Inter- péné- tration	Pente L/h	σ_{R-ini} en surface en XX et ZZ	Contact x / y	Hypothèses
64	10	0	AF	$2\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
65	10	0	AF	$4\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
66	10	0	AF	$7\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
67	10	0	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
68	10	0,3	AF	$2{,}25\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
69	10	0,3	AF	$2{,}75\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
70	10	0,5	AF	$1{,}50\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
71	10	0,5	AF	$2\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
72	10	0,5	AF	$2{,}25\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
73	10	0,7	AF	$1{,}50\mu m$	90	0 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
74	10	0	AF	$4\mu m$	90	-200 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b
75	10	0	AF	$4\mu m$	90	-400 MPa	3/3	p-dep, p-def, r-g, b-b

TAB. H.4 – Liste des calculs de passages successifs d'une aspérité sur une autre (AF : Armstrong Frederick, x / y : nombre d'aspérités en contact (x aspérités sur y aspérités), p-dep : petits déplacements, p-def : petites déformations, r-g : réactualisation géométrique au niveau du contact, b-b : bords bloqués suivant x (AD, BC, EH, FG, voir figure 3.6), b-l : bords libres (AD, BC, EH, FG)

Annexe I

Synthèse résultats numériques et expérimentaux

Le tableau I.1 résume les résultats les plus importants des calculs d'indentations.

Type de calcul	Lubrification	p (μm)	P_{moy} (GPa)	$\Delta\sigma_{R-circ}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{R-trans}$ (MPa)	Δ_a initial	Δ_a stabilisé	$\Delta(\Delta_a)$ (°)
	sec	10	2,06	-96	-98,6	1,38°	1,10°	-0,28
	sec	15	3,20	-350	-330	1,38°	0,91°	-0,47
ISASA	lsg	10	2,17	-52,8	-53,2	1,03°	0,84°	-0,19
	lsg	15	3,32	-305	-285	1,03°	0,71°	-0,32
	lag	10	1,98	-341	-359	1,72°	1,37°	-0,35
	lag	15	3,2	-464	-478	1,72°	1,10°	-0,62
	sec	10	2,03	-432	-182	1,38°	1,11°	-0,27
	sec	15	3,02	-757	-771	1,38°	1,10°	-0,28
ISAPOVA	lsg	10	1,97	-183	-177	1,03°	0,89°	-0,14
	lsg	15	2,97	-853	-897	1,03°	0,96°	-0,07
	lag	10	2,16	-263	-241	1,72°	1,36°	-0,36
	lag	15	3,18	-786	-786	1,72°	1,26°	-0,46

TAB. I.1 – Synthèse des résultats de prévision de l'état après rodage suite aux calculs d'indentation suivant l'axe de symétrie des aspérités (ISASA) et ceux d'indentations suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement (ISAPOVA) (lsg : lubrifié sans glissement, lag : lubrifié avec 3,7% de glissement

Ces résultats sont à rapprocher des résultats expérimentaux donnés dans les tableaux I.2.

Référence essai	Pression de contact (MPa)	G (%)	type galet	Variation des contraintes résiduelles		Rugosité					
				$\Delta\sigma_{R-circ}$	$\Delta\sigma_{R-trans}$	Δ_{A-ini}	$\Delta_{A-stabil}$	$\Delta(\Delta_A)$	R_{a-ini}	$R_{a-stabil}$	ΔR_a
1	2	0	plat	-126	-86	2,99	1,86	-1,13	0,20	0,16	-0,04
	2	0	bombé	-121	-142	2,93	1,59	-1,36	0,21	0,13	-0,08
2	3,5	0	plat	-141	-71	2,99	1,83	-1,16	0,20	0,16	-0,04
	3,5	0	bombé	-166	-206,5	2,83	1,61	-1,22	0,19	0,12	-0,07
3	2	3,7	plat	-223	-257,5	2,70	2,05	-0,65	0,16	0,15	-0,01
	2	3,7	bombé	-63,5	-227	2,81	2,04	-0,77	0,20	0,14	-0,06
4	3,5	3,7	plat	-389	-341,5	2,70	1,61	-1,09	0,16	0,13	-0,03
	3,5	3,7	bombé	-218,5	-303,5	2,91	1,64	-1,27	0,19	0,11	-0,08
5	2	0	plat	-88,5	-35	3,10	2,82	-0,28	0,20	0,19	-0,01
	2	0	bombé	-170	-130	0,49	0,68	+0,19	0,046	0,037	+0,009
6	3,5	0	plat	-72,5	-12	3,10	2,38	-0,72	0,20	0,16	-0,04
	3,5	0	bombé	-246,5	-147,5	0,49	0,77	+0,28	0,020	0,037	+0,017
7	2	3,7	plat	-551	-538	3,05	1,59	-1,46	0,19	0,14	-0,05
	2	3,7	bombé	-443	-388	0,53	0,62	+0,09	0,033	0,025	-0,08
8	3,5	3,7	plat	-267	-206	3,05	1,15	-1,90	0,19	0,09	-0,10
	3,5	3,7	bombé	-382,5	-311	0,97	1,12	+0,15	0,056	0,09	-0,036
9	2	0	plat	-7,5	-34	0,38	0,12	-0,26	0,046	0,036	-0,01
	2	0	bombé	NC	NC	1,03	NC	NC	0,062	NC	NC
10	3,5	0	plat	47	43,5	0,38	0,17	-0,21	0,046	0,039	-0,007
	3,5	0	bombé	NC	NC	1,03	NC	NC	0,054	NC	NC
11	2	3,7	plat	-483	-358	1,80	1,42	-0,38	0,079	0,074	-0,05
	2	3,7	bombé	-516	-474	0,57	0,94	-0,17	0,025	0,045	+0,02
12	3,5	3,7	plat	-581	-507	1,80	1,30	-0,50	0,079	0,079	0
	3,5	3,7	bombé	-522	-456,5	0,61	0,60	-0,01	0,028	0,02	-0,008

TAB. I.2 – Synthèse des résultats des essais de rodage : variation des contraintes résiduelles dans le sens circonférentiel et transversal en surface, variation des paramètres de rugosité (NC : non connu, $\Delta_Y = Y_{ini} - Y_{stabilis}$ où Y est le paramètre étudié)

Annexe J

Détail des résultats numériques

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de traction maxi en surface		
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)
1	0	1	90	0	0	0	0
2	0	2	90	0	0	0	0
3	0	2,5	90	0	0	0	0
4	0	2,75	90	0	0	0	0
5	0	3	90	0	34	40	15,9
6	0	4	90	0	149	85,4	49
7	0	5	90	0	308	95,6	102
8	0	6	90	0	435	102	146
9	0	7	90	0	509	274	167
10	0	7	90	0	904	418	296
11	0	7	90	0	833	209	269
12	0	7	90	0	928	201	304
13	0	7	90	0	895	211	295
14	0	10	90	0	597	126	202
15	0	15	90	0	403	249	131
16	0	20	90	0			
17	0	25	90	0			
18	0	1	90	-200	7,9	1,9	2,4
19	0	2	90	-200	7,9	1,9	2,4
20	0	3	90	-200	26	40,3	13,3
21	0	4	90	-200	140	86	41
22	0	5	90	-200	193	96,1	73
23	0	6	90	-200	228	102	69,6
24	0	7	90	-200	324	107	73,7
25	0	1	90	-400	11	3	3
26	0	2	90	-400	11	3	3
27	0	3	90	-400	18,2	40,5	10,9
28	0	4	90	-400	107	85	39,8
29	0	5	90	-400	161	102	60,1
30	0	6	90	-400	165	108	69,1
31	0	7	90	-400	171	113	73,2
32	0	10	90	-400	177	124	81,4
33	0	15	90	-400	125	247	29,4
34	0	4	90	-800	90,7	90,2	38

TAB. J.1 – Indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités : synthèse des contraintes résiduelles maximales de traction trouvées dans le maillage après stabilisation du champ de contraintes résiduelles

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de traction maxi en surface		
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)
35	0	5	72	0	486	123	167
36	0	7	72	0	777	137	270
37	0	10	72	0	868	155	299
38	0	15	72	0	494	240	185
39	0	7	120	0	303	84	98,5
40	0	10	120	0	391	129	131
41	0	15	120	0	243	236	88,7
42	0,3	2,5	90	0	0	0	0
43	0,3	22,5	90	0	236	302	101
44	0,5	2,75	90	0	0,5	1,8	0,2
45	0,5	3	90	0	33,8	40,8	15,8
46	0,5	22,5	90	0	236	302	101
47	0,7	2,75	90	0	0,5	1,8	101
48	0,7	3	90	0	33,8	40,8	15,8
49	0,7	22,5	90	0	236	302	101
50	1	2,75	90	0	0,5	1,8	101
51	1	3	90	0	33,8	40,8	15,8
52	1	22,5	90	0	236	302	101

TAB. J.2 – Indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités : synthèse des contraintes résiduelles maximales de traction trouvées dans le maillage après stabilisation du champ de contraintes résiduelles (suite)

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de traction maxi en surface		
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)
53	0	4	90	0	132	62,9	45
54	0	4	90	0	141	74,9	49,5
55	0	4	90	0	142	72,3	48,7
56	0	7	90	0	945	279	316
57	0	2,75	90	0	1,3	5,4	0,6
58	0,3	2,75	90	0	3,2	14	1,7
59	0,5	2,75	90	0	5	20	2
60	0,7	2,75	90	0	6,7	21,9	2,7
61	0	15	90	0	1186	1388	190
62	0	4	90	-200	127	69,2	45,1
63	0	4	90	-400	120	66,2	42,3

TAB. J.3 – Indentations suivant un axe dont la position horizontale varie aléatoirement : synthèse des contraintes résiduelles maximales de traction trouvées dans le maillage après stabilisation du champ de contraintes résiduelles (suite)

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Inter-pénétration (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de traction maxi en surface		
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)
64	0	2	90	0	0	0	0
65	0	4	90	0	142	71,5	49,7
66	0	7	90	0	461	529	421
67	0	2,75	90	0	1,4	5,4	0,6
68	0,3	2,25	90	0	24,5	45	7,9
69	0,3	2,75	90	0	146	75,4	41,2
70	0,5	1,5	90	0	200	76,5	47,1
71	0,5	2	90	0	430	226	87
72	0,5	2,25	90	0	500	280	68,1
73	0,7	1,5	90	0	927	713	207
74	0	4	90	-200	153	79,5	50,5
75	0	4	90	-400	123	75	43,3

TAB. J.4 – Passages successifs d'une aspérité sur une autre : synthèse des contraintes résiduelles maximales de traction trouvées dans le maillage après stabilisation du champ de contraintes résiduelles (suite)

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de compression maxi en surface				Aplatissement (μm)
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)	σ_{R-xy} stabilisé (MPa)	
1	0	1	90	0	0	0	0	0	0
2	0	2	90	0	0	0	0	0	0
3	0	2,5	90	0	0	0	0	0	0
4	0	2,75	90	0	0	0	0	0	0
5	0	3	90	0	-59	-31	-48	18,1	-0,0015
6	0	4	90	0	-192	-129	-197	59,2	-0,0291
7	0	5	90	0	-296	-208	-319	80,7	-0,0754
8	0	6	90	0	-398	-242	-424	114	-0,132
9	0	7	90	0	-492	-239	-515	139	-0,194
10	0	7	90	0	-621	-380	-573	216	
11	0	7	90	0	-311	-319	-378	136	-0,253
12	0	7	90	0	-546	-351	-497	173	-0,293
13	0	7	90	0	-569	-340	-514	170	-0,283
14	0	10	90	0	-751	-255	-750	181	-0,387
15	0	15	90	0	-1050	-211	-1050	153	-0,778
16	0	20	90	0	-1280	-243	-1300	128	-1,64
17	0	25	90	0	-1770	-273	-1720	138	-2,58
18	0	1	90	-200	-250	-2,3	-243	6,7	-0,003
19	0	2	90	-200	-250	-2,3	-243	6,7	-0,003
20	0	3	90	-200	-251	-33	-244	18,2	-0,0035
21	0	4	90	-200	-328	-125	-253	60	-0,0308
22	0	5	90	-200	-408	-208	-319	82,8	-0,077
23	0	6	90	-200	-462	-239	-424	116	-0,134
24	0	7	90	-200	-506	-237	-516	142	-0,196
25	0	1	90	-400	-483	-3,5	-469	14,4	-0,0086
26	0	2	90	-400	-483	-3,5	-469	14,4	-0,0086
27	0	3	90	-400	-484	-28,9	-469	18,2	-0,0087
28	0	4	90	-400	-542	-118	-478	61	-0,0346
29	0	5	90	-400	-631	-204	-494	83,3	-0,08
30	0	6	90	-400	-693	-236	-516	117	-0,137
31	0	7	90	-400	-474	-236	-538	145	-0,199
32	0	10	90	-400	-885	-249	-754	194	-0,391
33	0	15	90	-400	-1050	-225	-1050	190	-0,78
34	0	4	90	-800	-654	-113	-594	61,6	-0,0368

TAB. J.5 – Indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités : synthèse des contraintes résiduelles maximales de compression dans le maillage

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de compression maxi en surface				Aplatissement (μm)
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)	σ_{R-xy} stabilisé (MPa)	
35	0	5	72	0	-389	-242	-423	122	-0,11
36	0	7	72	0	-609	-305	-631	190	-0,256
37	0	10	72	0	-894	-296	-890	233	-0,49
38	0	15	72	0	-1272	-223	-1236	209	-0,884
39	0	7	120	0	-352	-179	-378	88	-0,124
40	0	10	120	0	-560	-191	-586	120	-0,269
41	0	15	120	0	-817	-199	-877	107	-0,685
42	0,3	2,5	90	0	0	0	0	0	0
43	0,3	22,5	90	0	-1440	-261	-1483	124	-2,09
44	0,5	2,75	90	0	-1,6	-1,18	-1	0,2	0
45	0,5	3	90	0	-59	-31	-47	18	-0,0015
46	0,5	22,5	90	0	-1440	-261	-1482	124	-2,09
47	0,7	2,75	90	0	-1,6	-1,18	-1	0,2	0
48	0,7	3	90	0	-59	-31	-47	18	0,0015
49	0,7	22,5	90	0	-1440	-261	-1482	124	-2,09
50	1	2,75	90	0	-1,6	-1,18	-1	0,2	0
51	1	3	90	0	-59	-31	-47	18	-0,0015
52	1	22,5	90	0	-1440	-261	-1482	124	-2,09

TAB. J.6 – Indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités : synthèse des contraintes résiduelles maximales de compression dans le maillage (suite)

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de compression maxi en surface				Aplatissement (μm)
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)	σ_{R-xy} stabilisé (MPa)	
53	0	4	90	0	-228	-92	-238	56,3	-0,0281
54	0	4	90	0	-223	-62	-225	68,3	-0,032
55	0	4	90	0	-219	-81	-230	61,6	-0,0326
56	0	7	90	0	-601	-209	-641	177	-0,0216
57	0	2,75	90	0	-4,6	-3,1	-2,7	1,03	0
58	0,3	2,75	90	0	-11,4	-7,4	-6,6	2,5	0
59	0,5	2,75	90	0	-16,1	-10,2	-9,5	3,9	0
60	0,7	2,75	90	0	-18	-11,8	-11,4	7	0
61	0	15	90	0	-3224	-1301	-3099	760	-1,24
62	0	4	90	-200	-294	-71	-257	61,7	-0,0328
63	0	4	90	-400	-523	-66,8	-480	68,9	-0,037

TAB. J.7 – Indentations suivant un axe vertical dont la position horizontale varie aléatoirement : synthèse des contraintes résiduelles maximales de compression dans le maillage (suite)

Référence du calcul	Coefficient de frottement	Déplacement imposé (μm)	Pente L/h	σ_R initiales en surface en XX et ZZ (MPa)	Contraintes résiduelles de compression maxi en surface				Aplatissement (μm)
					σ_{R-xx} stabilisé (MPa)	σ_{R-yy} stabilisé (MPa)	σ_{R-zz} stabilisé (MPa)	σ_{R-xy} stabilisé (MPa)	
64	0	2	90	0	0	0	0	0	0
65	0	4	90	0	-229	-74,8	-233	52,7	-0,33
66	0	7	90	0	-1837	-474	-2009	818	-233
67	0	2,75	90	0	-4	-2,7	-2,4	1,2	0
68	0,3	2,25	90	0	-35	-33	-35	46,7	0
69	0,3	2,75	90	0	-151	-71	-167	104	-0,0149
70	0,5	1,5	90	0	-78	-107	-172	170	0
71	0,5	2	90	0	-462	-313	-621	221	-0,0057
72	0,5	2,25	90	0	-623	-357	-874	252	-0,0174
73	0,7	1,5	90	0	-1112	-767	-1343	255	-0,01
74	0	4	90	-200	-297	-76,1	-258	53	-0,0346
75	0	4	90	-400	-529	-76	-482	54	-0,0381

TAB. J.8 – Passages successifs d'une aspérité sur une autre : synthèse des contraintes résiduelles maximales de compression dans le maillage

Annexe K

Gamme d'usinage des galets d'essai de rodage

1) rectification des faces : rectification plane avec meule grain 70 => ébauche et finition

2) Rectification intérieure avec meule grain 60

3) Rectification extérieure :

– Ebauche : meulage $5/100^{me}$: meule grain 120 en CN

– Finition : meule grain 220 en CN

4) Pierrage éventuel

– après usinage CN, pierrage de tous les galets de $R_a = 0,05\mu m$,

– pas de pierrage des galets e $R_a = 0,2\mu m$.

Annexe L

Calcul de l'épaisseur du film d'huile

Une expression de l'épaisseur minimale du film d'huile a été donnée par Dowson et Higginson :

$$H_m^D = 0,985 G^{0,6} U^{0,7} W^{-0,13} \tag{L.1}$$

avec :

- $W_1 = \frac{w_1}{E'R}$
- $U = \frac{\eta_0(u_1+u_2)}{E'R}$
- $G = \alpha E'$
- $H_m^D = h_m/R$
- $2/E' = (1-\nu_1^2)/E_1 + (1-\nu_2^2)/E_2$
- $1/R = 1/R_1 + 1/R_2$

où :

- W_1 : paramètre de charge 1D adimensionné (Dowson) [-],
- w_1 : charge 1D par unité de longueur [N/m],
- E' : module d'élasticité réduit [Pa],
- R : rayon de courbure réduit [m],
- η_0 : viscosité à température et pression ambiante [Pa.s],
- u_1 et u_1 : vitesse des surfaces [m/s],
- α : Indice pression viscosité [Pa^{-1}],
- H_m^D : Epaisseur minimale du film d'huile adimensionnée [-],
- E_1 et E_2 : module d'élasticité des matériaux en contact [Pa],
- ν_1 et ν_2 : coefficient de Poisson des matériaux en contact [-].

L'application de ces différentes conditions d'essais amènent des épaisseurs de film différentes ca-

ractérisées par le rapport d'épaisseur de film d'huile λ défini par :

$$\lambda = \frac{h_c}{\sqrt{Rms_1^2 + Rms_2^2}} \tag{L.2}$$

avec h_c hauteur centrale du film d'huile et, pour les surfaces rugueuses gaussiennes :

$$Rms_1 = Rms_2 = R_a\sqrt{\frac{\pi}{2}} \tag{L.3}$$

d'où :

$$\lambda = \frac{h_c}{R_a\sqrt{\pi}} \tag{L.4}$$

Dans le cas de nos expérimentations, l'épaisseur minimale de film d'huile h_m a été calculée à partir de la formule donnée par Dowson et Higginson :

$$H_m^D = 0,985G^{0,6}U^{0,7}W^{-0,13} \tag{L.5}$$

$$W_1 = \frac{w_1}{E'R} \tag{L.6}$$

$$U = \frac{\eta_0(u_1 + u_2)}{E'R} \tag{L.7}$$

$$G = \alpha E' \tag{L.8}$$

$$H_m^D = h_m/R \tag{L.9}$$

$$2/E' = (1 - \nu_1^2)/E_1 + (1 - \nu_2^2)/E_2 \tag{L.10}$$

$$1/R = 1/R_1 + 1/R_2 \tag{L.11}$$

où :

- W_1 : paramètre de charge 1D adimensionné (Dowson) [-],
- w_1 : charge 1D par unité de longueur [N/m],
- E' : module d'élasticité réduit [Pa],
- R : rayon de courbure réduit [m],
- η_0 : viscosité à température ambiante [Pa.s],
- u_1 et u_1 : vitesse des surfaces [m/s],
- α : Indice Pression viscosité $[Pa^{-1}]$,
- H_m^D : Epaisseur minimale du film d'huile adimensionnée [-],
- E_1 et E_2 : module d'élasticité des matériaux en contact [Pa],

– ν_1 et ν_2 : coefficient de Poisson des matériaux en contact [-].

On arrive alors, dans nos conditions d'essais, à des épaisseurs de film d'huile données dans le tableau L.1.

Référence essai	Rugosité R_a théorique des galets	Pression de contact (GPa)	G (%)	h_m (μm)	λ	Régime de lubrification
1	$0{,}2\mu m$ /$0{,}2\mu m$	2	0	0,88	2,49	mixte
2	$0{,}2\mu m$ /$0{,}2\mu m$	3,5	0	0,71	2,01	mixte
5	$0{,}2\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$	2	0	0,88	3,42	film épais
6	$0{,}2\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$	3,5	0	0,71	2,77	mixte
9	$0{,}05\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$	2	0	0,88	9,98	film épais
10	$0{,}05\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$	3,5	0	0,71	8,07	film épais

TAB. L.1 – Epaisseur du film d'huile et paramètre λ pour les différentes conditions d'essais

Les essais se déroulent donc dans en régime de lubrification mixte (contact $0{,}2\mu m$ /$0{,}2\mu m$ et $0{,}2\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$ pour P = 3,5 GPa) ou de film épais ($0{,}05\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$ et $0{,}2\mu m$ /$0{,}05\ \mu m$ pour P = 2 GPa).

Annexe M

Résumé des résultats de la théorie de Hertz

Le tableau M.1 donne un résumé des résultats de la théorie de Hertz en terme de pression de contact maximum et contrainte de cisaillement maximale en fonction de la forme de la zone du contact avec :

- p_0 : pression de contact (ou de Hertz) maximale [Pa]
- P_1 : charge par unité de longueur [N/m]
- P : charge [N]
- x et y : axes définissant le plan de l'ellipse de contact
- a : grand axe de l'ellipse de contact [m]
- b : petit axe de l'ellipse de contact [m]
- E^* : Module d'élasticité réduit $(1/E* = 1/E_1 + 1/E_2)$ [Pa]
- R_e : Rayon de courbure équivalent $(1/R_e = 1/R_1 + 1/R_2)$ [Pa]
- R', R" : Rayons de courbure relatifs principaux dans le cas d'un contact elliptique [m]

Pression et cisaillement maximums		
Zone de contact	Pression de contact max	Contrainte de cisaillement max
Linéique	$p_0 = \left(\frac{2P_1}{\pi a}\right) = \left(\frac{P_1 E^*}{\pi R}\right)^{\frac{1}{2}}$	$\tau_1 = 0,30 p_0$ à $x = 0$ et $z = 0,78a$
Circulaire	$p_0 = \frac{3P}{2\pi a^2} = \left(\frac{6PE^{*2}}{\pi^3 R_e^2}\right)^{\frac{1}{3}}$	$\tau_1 = 0,31 p_0$ à r = 0 et $z = 0,48a$
Elliptique	$p_0 = \frac{3P}{2\pi ab} = \left(\frac{6PE^{*2}}{\pi^3 R_e^2}\right)^{\frac{1}{3}} [F_1 (R'/R")]^{\frac{-2}{3}}$	

TAB. M.1 – Pression et cisaillement maximums rencontrés dans le contact hertzien

Le tableau M.2 donne un résumé des résultats de la théorie de Hertz en terme de largeur de contact et de déformée des massifs en fonction de la forme de la zone de contact.

PARAMETRES GEOMETRIQUES	
Contact linéique	
Demi-largeur de contact a	$a = \left(\frac{4PR}{\pi E^*}\right)^{\frac{1}{2}}$
Contact circulaire	
Rayon du cercle de contact a	$a = \left(\frac{3PR}{4E^*}\right)^{\frac{1}{3}}$
Rapprochement des points δ	$\delta = \left(\frac{9P^2}{16R_e E_2^*}\right)^{\frac{1}{3}}$
Contact elliptique	
Rapport du grand axe a et du petit axe b de l'ellipse	$\frac{a}{b} = \left(\frac{R'}{R"}\right)^{\frac{1}{3}}$
Rapprochement des points δ	$\delta = \left(\frac{9P^2}{16R_e E_2^*}\right)^{\frac{1}{3}} F_2\left(R'/R"\right)$

TAB. M.2 – Paramètres géométriques des contacts hertziens

Annexe N

Méthode de calcul de la durée de vie d'un roulement

Comme indiqué lors de l'introduction, le calcul de la durée de vie d'un palier à roulements fait l'objet de la norme ISO 281 [1]. Afin de bien cerner l'intérêt des travaux menés par la suite, un résumé de cette norme est fait dans les paragraphes suivants.

⋆ **Historique**

Les méthodes de prévision de durée de vie des roulements sont issues des travaux de Palmgren et Lundberg de 1947 [84] et 1952 [85]. Ils ont développé les concepts de prévision de durée de vie des roulements sur la base de la théorie statistique de Weibull [86]. Ils supposent en effet que le logarithme de l'inverse de la probabilité de survie pouvait être exprimé en fonction de la contrainte de cisaillement orthogonale, de la durée de vie, de la profondeur à laquelle la contrainte de cisaillement orthogonale est maximale et du volume contraint, par la relation :

$$\ln \frac{1}{S} \simeq \frac{\tau_0^c N^e V}{z_0^h} \tag{N.1}$$

$$V = a l z_0 \tag{N.2}$$

où :

- S = probabilité de survie
- τ_0 = contrainte de cisaillement orthogonale
- N = durée de vie
- z_0 = profondeur à laquelle la contrainte de cisaillement est maximale

- V = volume contraint
- a = demi grand axe de l'ellipse de contact définie par Hertz
- l = longueur de la piste de roulement
- e = pente de Weibull
- c = exposant contrainte-durée de vie pour le cisaillement critique
- h = exposant

A partir de cette équation, il obtiennent la formule de durée de vie suivante :

$$L_{10} = \left(\frac{C_r}{P_{eq}}\right)^n \tag{N.3}$$

où :

- L_{10} : durée de vie nominale (associée à une fiabilité de 90%), en millions de tours
- C_r : charge radiale dynamique de base, en newtons
- P_{eq} : charge radiale dynamique équivalente, en newtons
- n : constante, égale à 3 pour les roulement à billes à contact droit ou à contact oblique

La charge radiale dynamique équivalente P_{eq} est donnée par :

$$P_{eq} = XF_r + YF_a \tag{N.4}$$

où :

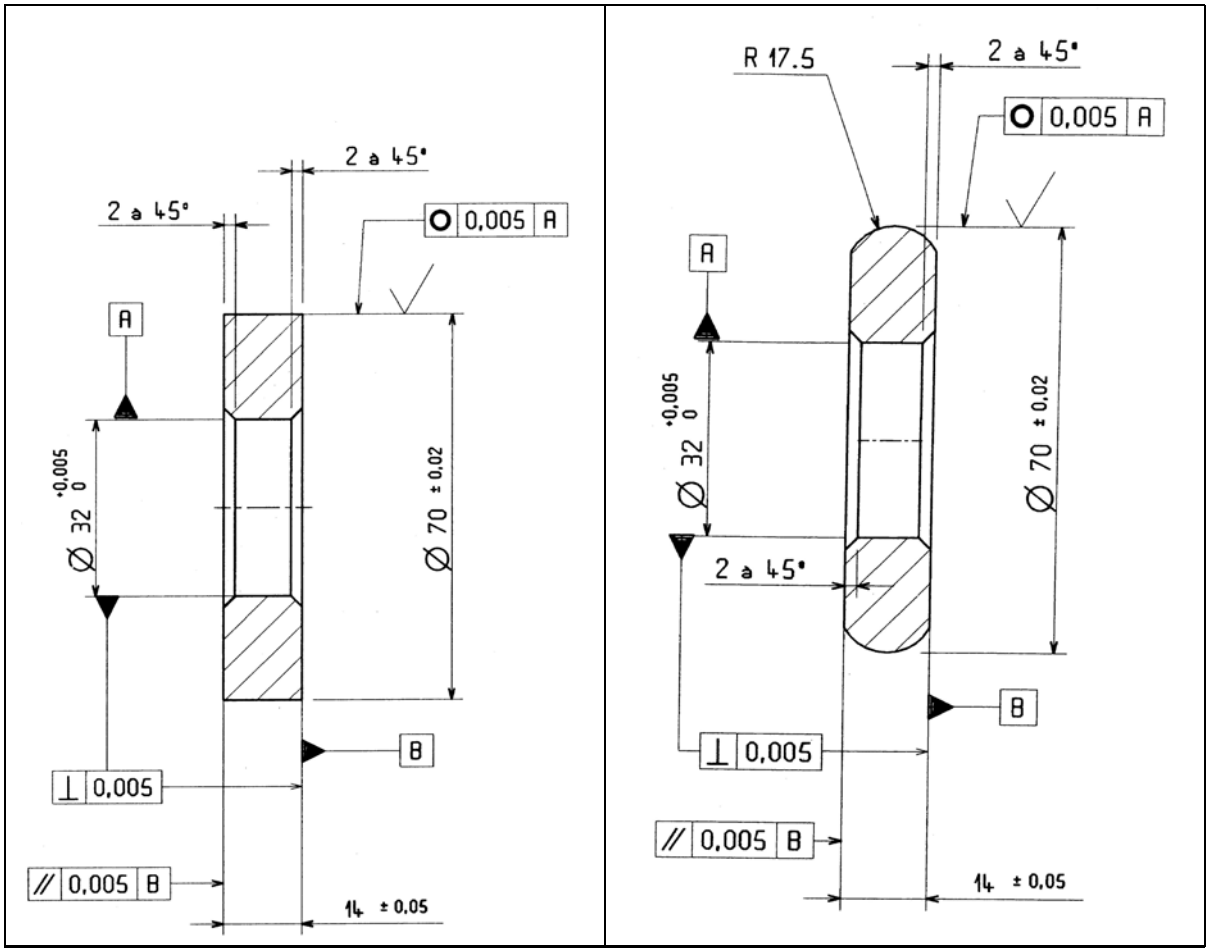
- X, Y : Coefficients dont les valeurs sont données par des abaques (voir norme ISO 281)
- F_r : Charge radiale, composante composante radiale de la charge appliquée, en newtons
- F_a : Charge axiale, composante composante axiale de la charge appliquée, en newtons

Avec l'amélioration des aciers et de la conception des roulements, les équations de Lundberg et Palmgren sous-estiment aujourd'hui les durées de vie. De ce fait, des modifications de cette norme ont été proposées par exemple par Ioannides et Harris [87], Tallian [88, 89, 90], Lösche [91] ou encore Zaretsky [92]. Ils incluent dans les formules de calcul de durée de vie des facteurs correctifs prenant en compte les propriétés du matériau, de la lubrification, de l'environnement (contamination, humidité..)...Cependant, ces facteurs correctifs ne sont pas très simples à obtenir.

Annexe O

Plan des éprouvettes de fatigue de contact pour machine bi-disque

Les plans des éprouvettes utilisées pour les essais de rodage et de durée de vie sont donnés dans le tableau O.1.



TAB. O.1 – Plan des galets

Annexe P

Méthodologie de mesure : relevés profilométrique des surfaces

P.1 Principe

Les relevés de rugosité des galets sont effectués sur un profilomètre de marque UBM (voir figure P.1) perpendiculairement aux stries d'usinage.



FIG. P.1 – Profilomètre UBM

Le but des relevés de rugosité est de pouvoir observer l'évolution de la rugosité pendant la phase de rodage.

P.2 Positionnement du galet

La principale difficulté de cette méthode est le repositionnement au même endroit du galet avant et après essai.

Pour ce faire, deux marques à 180^o ont été faites à la pointe à tracer sur l'une des faces des galets. Une marque a également été faite sur le dispositif de positionnement angulaire des galets. La largeur de ces marques est d'environ $0{,}3\mu m$. Le positionnement angulaire du galet est assuré par la mise en vis-à-vis de la marque présente sur le dispositif de montage et de l'une des marques faites sur la face du galet (voir figure P.2). Cette mise en position est faite à l'aide d'un vidéo-microscope.

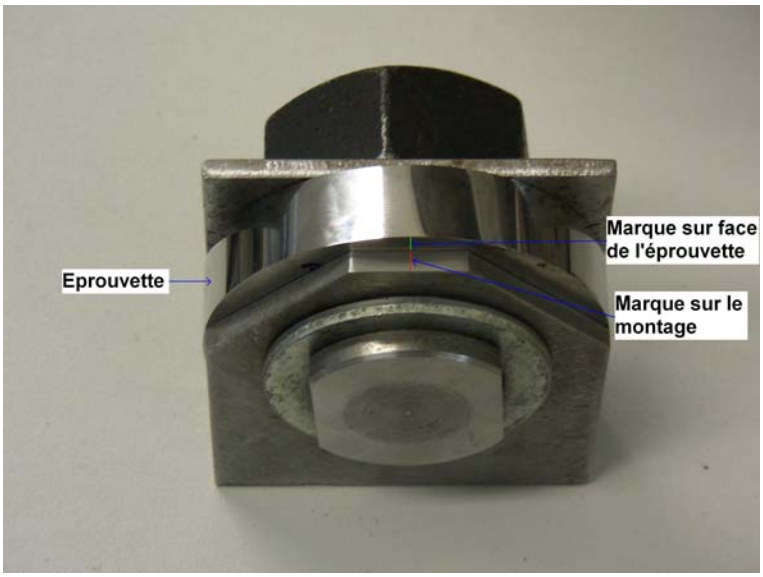


FIG. P.2 – Dispositif de positionnement angulaire du galet

Le positionnement sur la table du profilomètre UBM est assuré par une équerre que l'on place parallèle à l'un des bords de la table (voir figure P.3).

P.3 Zone de mesure

La mesure de la rugosité des galets s'effectue sur deux zones du galet situées à 180^o les unes des autres. Les dimensions de ces zones sont de 12,5 mm de long par 1 mm de large. On relève 200 points/mm dans le sens de la longueur et 20 points/mm sur dans le sens de la largeur de la zone (voir figure P.4). Le temps de mesure pour un relevé de ce type est d'environ 2h. On obtient donc 40 profils 2D au total permettant de faire des statistiques sur les paramètres de rugosité calculés.

Deux types de résultats sont extraits de ces mesures : l'évolution de la rugosité (comparaison de profils) et l'évolution des paramètres R_a et de la pente des aspérités Δ_a. Les barres d'erreurs sur les

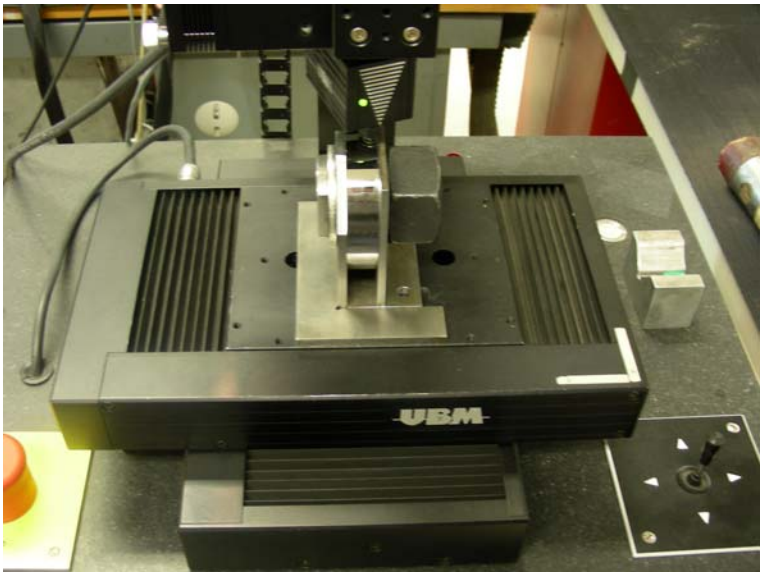


FIG. P.3 – Positionnement du galet sur le plateau du profilomètre UBM

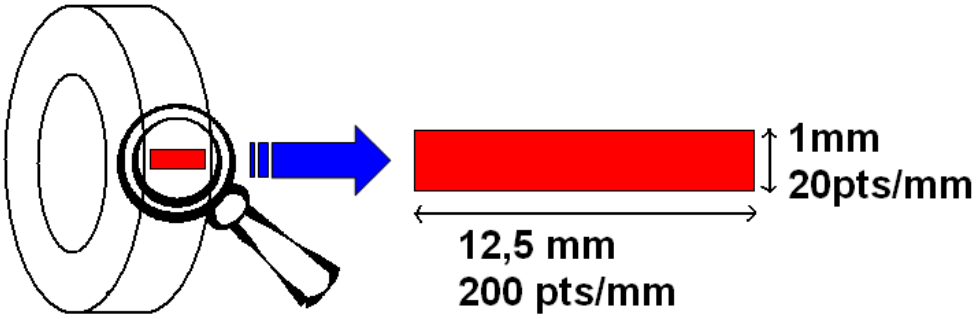


FIG. P.4 – Dimension de la zone de mesure de la rugosité

graphiques correspondent à plus ou moins un écart-type.

Annexe Q

Méthodologie de mesure : contraintes résiduelles

Les analyses ont été effectuées en utilisant le rayonnement Kα du chrome diffracté à $2\Theta = 156^o$ par les plans atomiques (211) de l'acier. Ces conditions donnent accès aux déformations situées sur une profondeur d'environ 6 μm (norme XP AZ 09-285 relative aux Méthodes d'essais pour l'analyse des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X). Lorsqu'on parlera dans la suite du chapitre de contrainte résiduelle de surface, il s'agit plus exactement de la contrainte résiduelle calculée à partir d'une moyenne des contraintes résiduelles sur 6 μm de profondeur. A chaque interruption des essais, deux mesures à 180° l'une de l'autre ont été réalisées par piste, une piste correspondant à un essai. Sur les graphiques présentés, les valeurs des contraintes résiduelles sont données avec un écart-type de répétabilité de $\pm 2\sigma$) lié uniquement à la statistique de comptage.

Afin de mesurer la variation des contraintes résiduelles à la surface des galets, ces dernières sont montées sur un dispositif prévu à cet effet (voir figure Q.1).

Le faisceau de rayons X est limité à la largeur de la piste à l'aide de masques en plomb positionnés le long de la piste de roulement des galets (voir figures Q.2 et Q.3).

Les mesures de contraintes résiduelles ont été réalisées au laboratoire des contraintes résiduelles du Pôle FCM (Fatigue des Composants Mécaniques) du Cetim à Senlis.

Dans ce chapitre, on parlera souvent de la variation des contraintes résiduelle. Cette variation est la différence entre la contrainte résiduelle avant et après essai.



FIG. Q.1 – Positionnement du galet pour la mesure des contraintes résiduelles aux rayons X

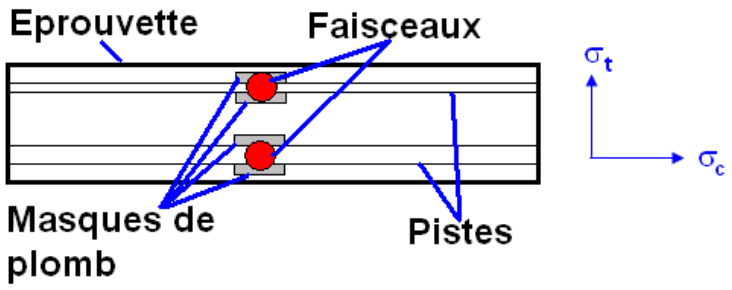


FIG. Q.2 – Dispositif de limitation du faisceau de RX à la largeur de la piste

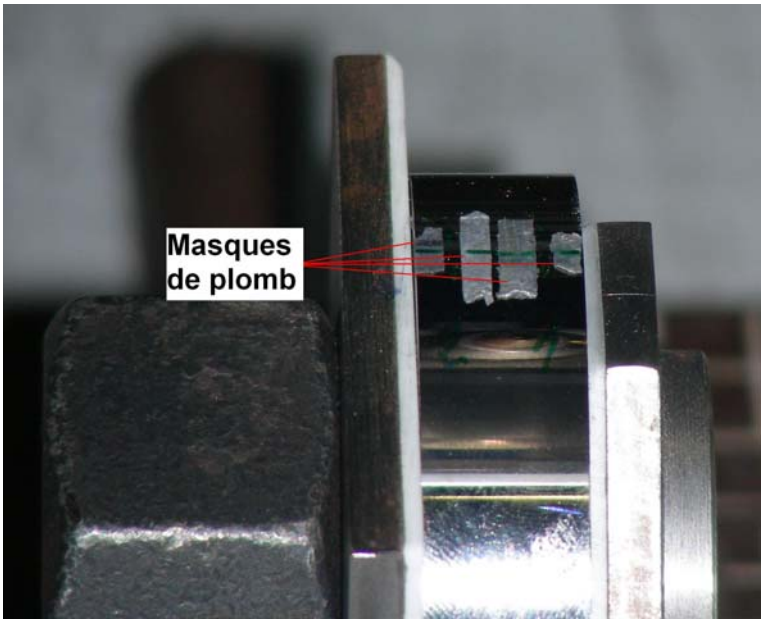


FIG. Q.3 – Dispositif de limitation du faisceau de RX à la largeur de la piste

Annexe R

"Diagrammes de Johnson" numériques

Le diagramme de Johnson [12] donne les limites d'adaptation et d'accomodation d'un matériau en fatigue de contact définies à partir d'un graphique $p_0/k = f(\mu)$ où p_0 est la pression hertzienne maximale (Pa), k la limite d'élasticité du matériau en cisaillement (Pa) et μ le coefficient de frottement.

Un diagramme de Johnson numérique a été tracé pour les trois cas de calcul étudiés :

- les indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités (calculs référencés 3, 4, 16, 17 et 42 à 52),
- les indentations suivant un axe vertical dont la position varie aléatoirement dans le sens horizontal (calculs référencés 57 à 61),
- les passages successifs d'une aspérité sur une autre (calculs référencés 67 à 73).

Les diagrammes de Johnson numériques tracés ici montrent la limite entre l'état élastique et l'état adapté et entre l'état accomodé et le rochet.

Ces diagrammes ne peuvent pas être comparé à celui déterminé par Johnson (figure R.1) car les conditions d'obtention ne sont pas similaires.

R.1 Diagramme de Johnson dans le cas des indentations suivant l'axe de symétrie des aspérités

Le diagramme de Johnson obtenu dans ce cas est donné en figure R.2. Sur ce diagramme sont données les limites entre les domaines d'élasticité et d'adaptation et entre les domaines d'accomodation et de rochet. On remarque que le frottement n'a pas d'influence sur ces limites. Il n'est pas étonnant de trouver ce résultat car dans ce cas d'indentation simple car il n'y a pas de glissement entre les noeuds des deux surfaces en contact. En effet, ceci est dû au fait que les deux corps en contact sont

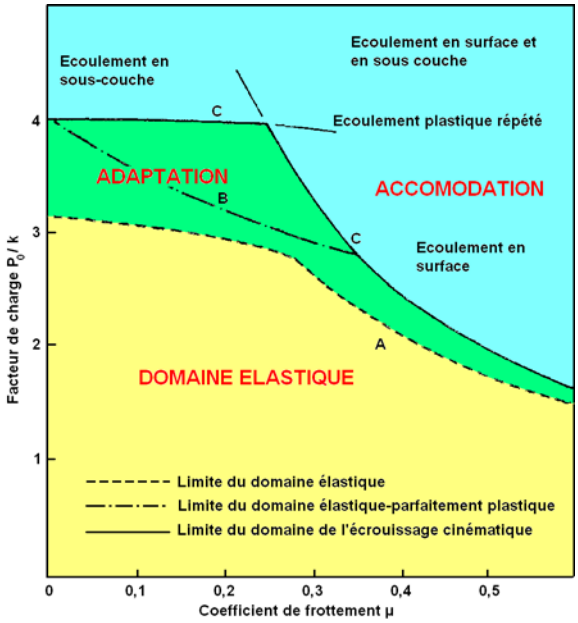


FIG. R.1 – Diagramme de Johnson théorique [12]

identiques géométriquement et mécaniquement.

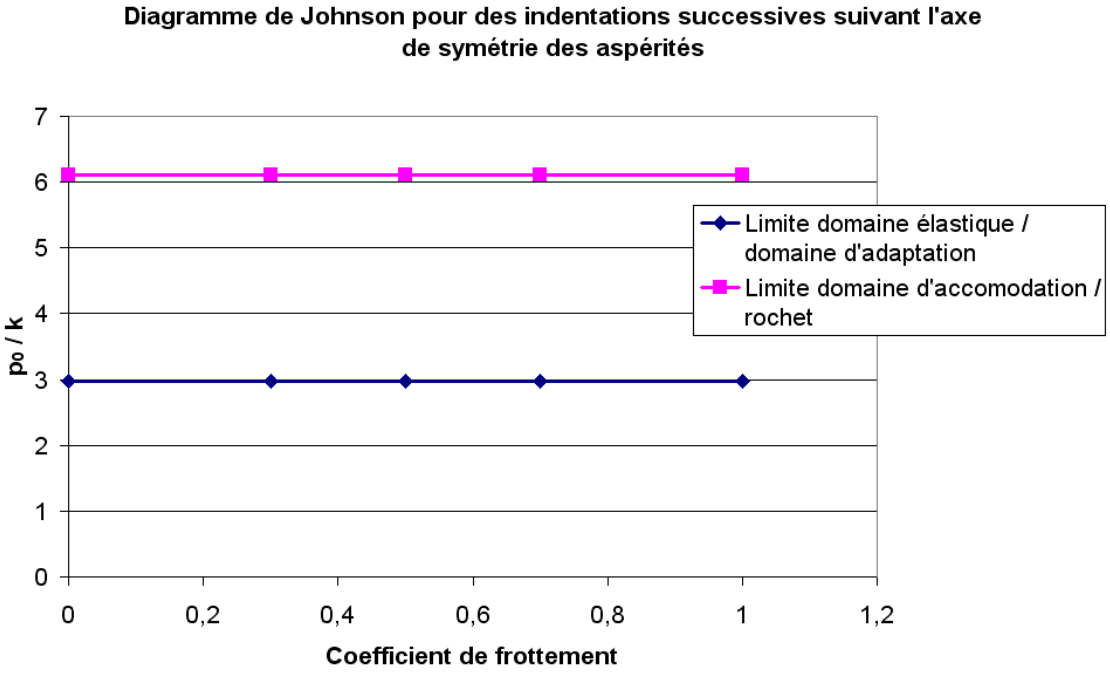


FIG. R.2 – Diagramme de Johnson dans le cas des calculs d'indentations fixes

Cependant, il est important de noter qu'à $\mu = 0$, les valeurs de P_0/k dans les deux diagrammes théorique et numérique sont les mêmes pour séparer domaine élastique et domaine d'adaptation ($P_0/k = 3$).

R.2 Diagramme de Johnson dans le cas des indentations suivant un axe vertical dont la position varie aléatoirement dans le sens horizontal

Le diagramme de Johnson dans le cas des indentations aléatoires est donné en figure R.3. On remarque que le coefficient de frottement a une influence très faible sur la pression de contact et les limites entre état élastique et adapté.

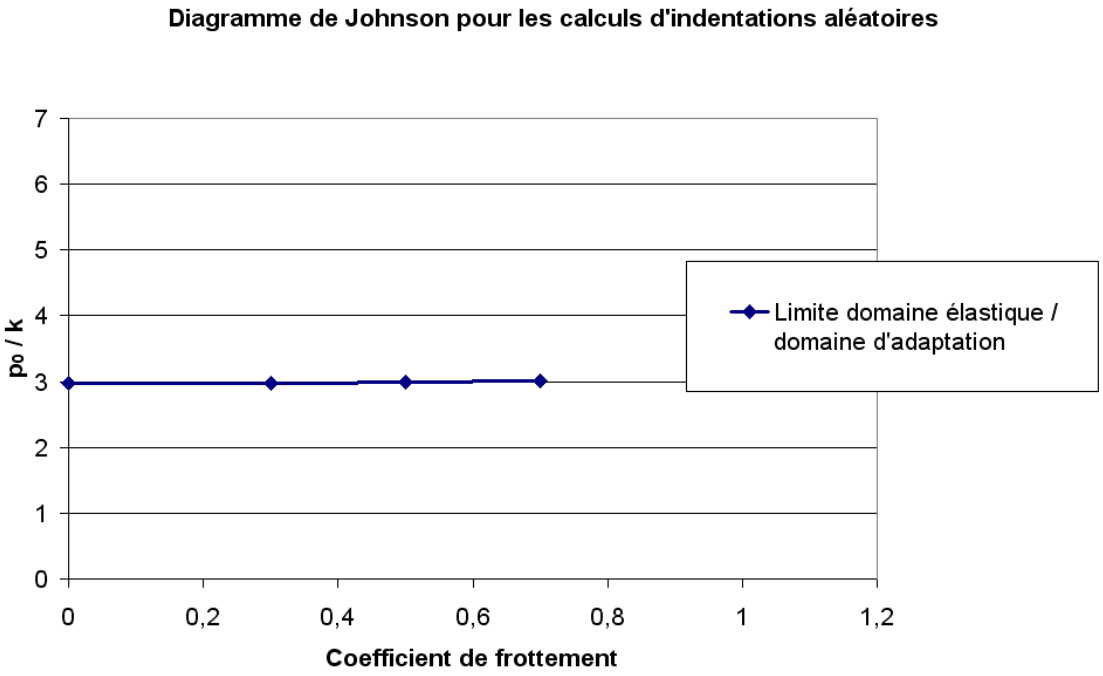


FIG. R.3 – Diagramme de Johnson dans le cas des calculs d'indentations aleatoires

Ce résultat peut s'expliquer par le fait que lors des indentations, le glissement relatif entre deux points est très limité, ce qui limite l'influence du frottement dans ce cas de calcul.

R.3 Diagramme de Johnson dans le cas des passages successifs d'une aspérité sur une autre

Dans le cas des passages successifs d'une aspérité sur une autre, on observe sur la figure R.4 que le frottement a une faible influence sur le rapport p_0/k et donc sur la pression de contact. Ceci rejoint les observations faites sur le diagramme de Johnson théorique.

Il est à noter que le point d'inflexion de la courbe se situe autour d'un coefficient de frottement

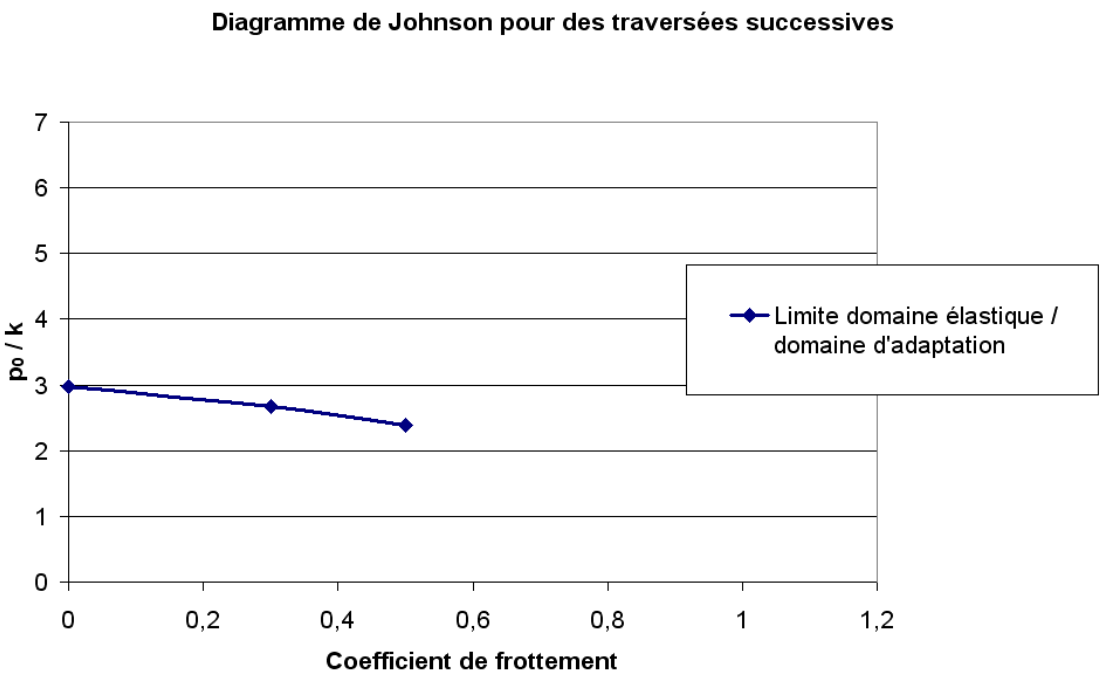


FIG. R.4 – Diagramme de Johnson dans le cas des calculs d'indentations aleatoires

$\mu = 0,25$. Cependant, pour $\mu > 0,5$ les valeurs de p_0/k obtenues ne sont pas aussi faibles que dans le cas théorique. On observe également une remontée de la limite d'adaptation pour $\mu = 0,7$ qui n'apparaît pas dans le diagramme de Johnson théorique.

Annexe S

Justification des calculs 2D

Afin de valider le choix de calculs 2D à la place de calculs 3D, un calcul 3D d'indentation entre un galet bombé et un galet plat présentant tous deux une rugosité longitudinale a été effectué (voir figures S.1, S.2 et S.3). Sur ces figures, : les aspérités ont été amplifiées d'un facteur 50 pour être visibles.

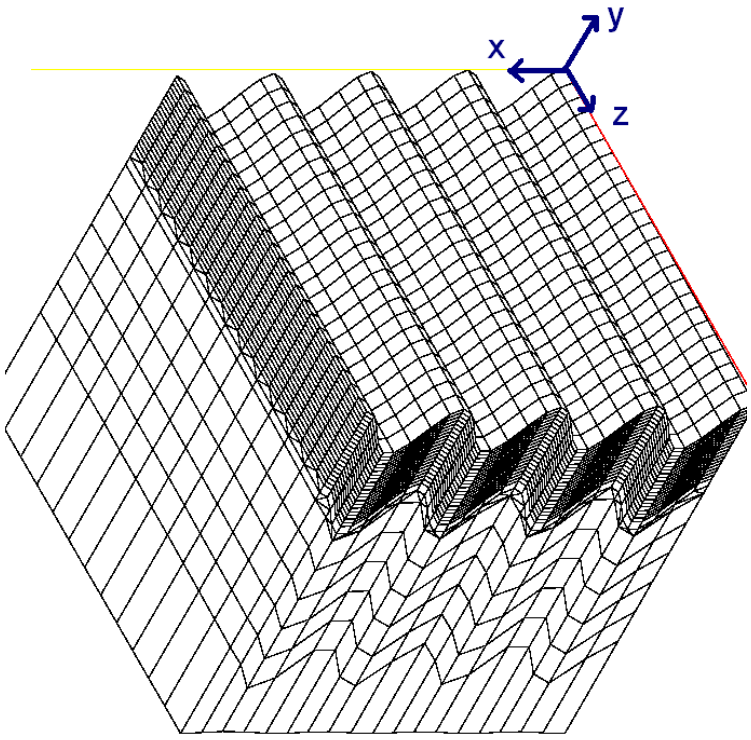


FIG. S.1 – Maillage des galets pour le calcul 3D : les aspérités ont été amplifiées d'un facteur 50 pour être visibles

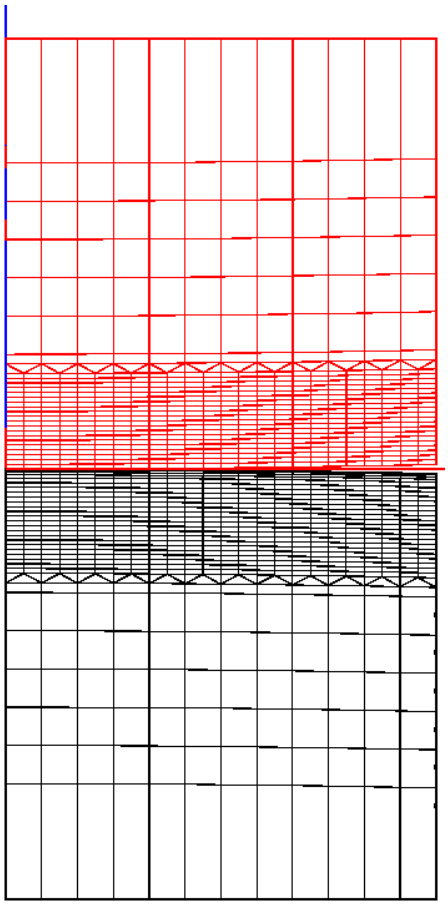


FIG. S.2 – Maillage des galets pour le calcul 3D : vue de coté. Les aspérités ont été amplifiées d'un facteur 50 pour être visibles

Les conditions aux limites ont été les suivantes :

- condition de contact à la surface,
- côtés : blocage de l'axe normal à la face,
- base : blocage des trois axes x, y et z.

Le calcul a été effectué dans les conditions suivantes :

- Nombre de cycles : 1,
- Coefficient de frottement : 0,
- Loi de comportement de type Armstrong Frederick,
- profondeur d'indentation imposée : 15 μm,
- Pente des aspérités : 1/90,
- $\sigma_{R-ini} = 0$ MPa,
- Petits déplacements, petites déformations, réactualisation géométrique au niveau du contact,

Les résultats du calcul 3D sont comparés avec ceux des calculs 2D. Il sont résumés dans le ta-

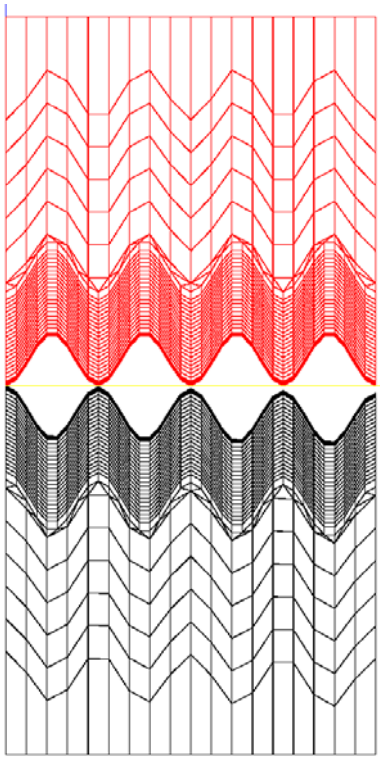


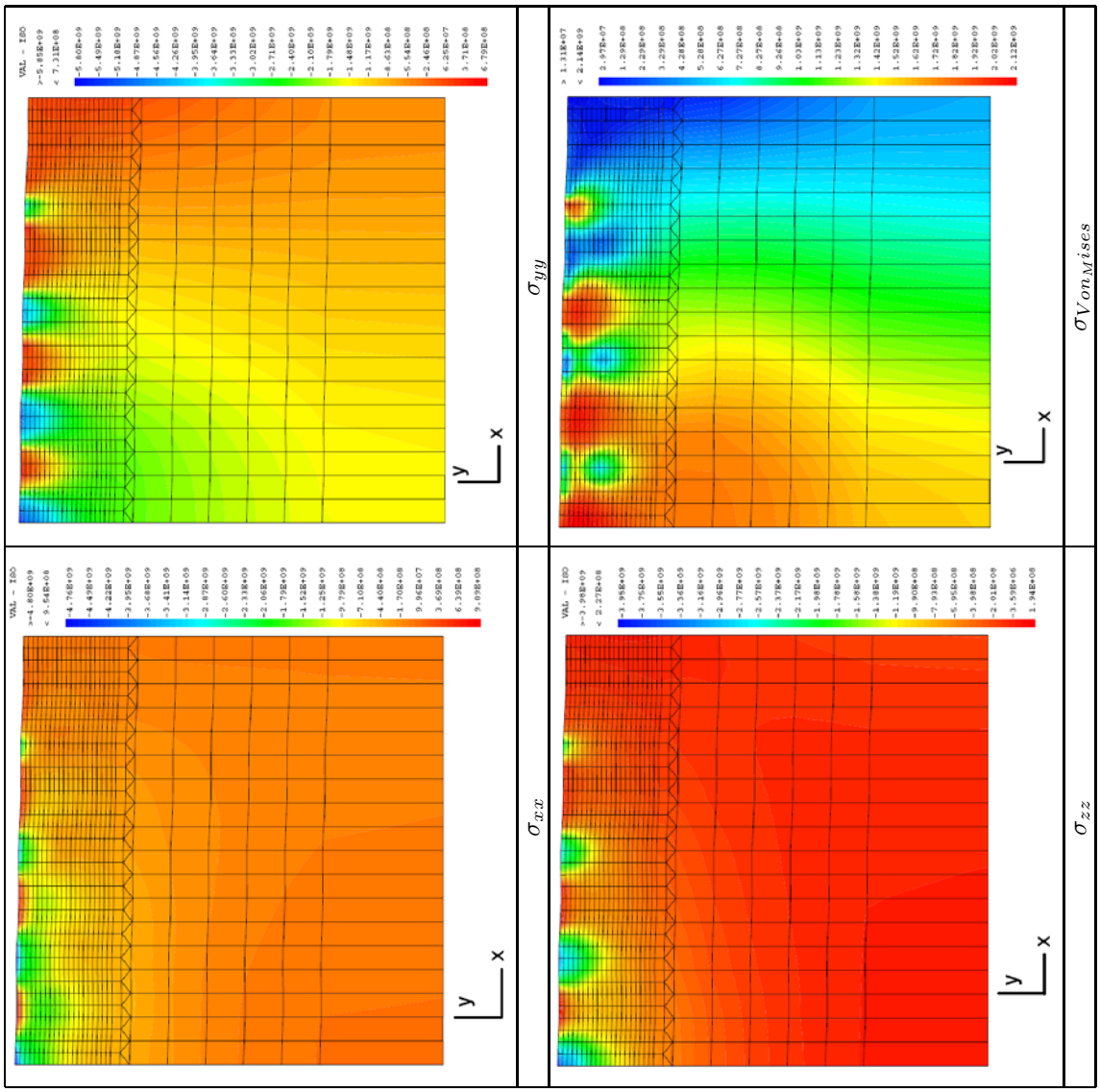
FIG. S.3 – Maillage des galets pour le calcul 3D : vue de face. Les aspérités ont été amplifiées d'un facteur 50 pour être visibles

bleau S.1. On observe que les résultats obtenus sont relativement proches, ce qui nous indique que la simplification des calculs 3D par des calculs 2D est satisfaisante.

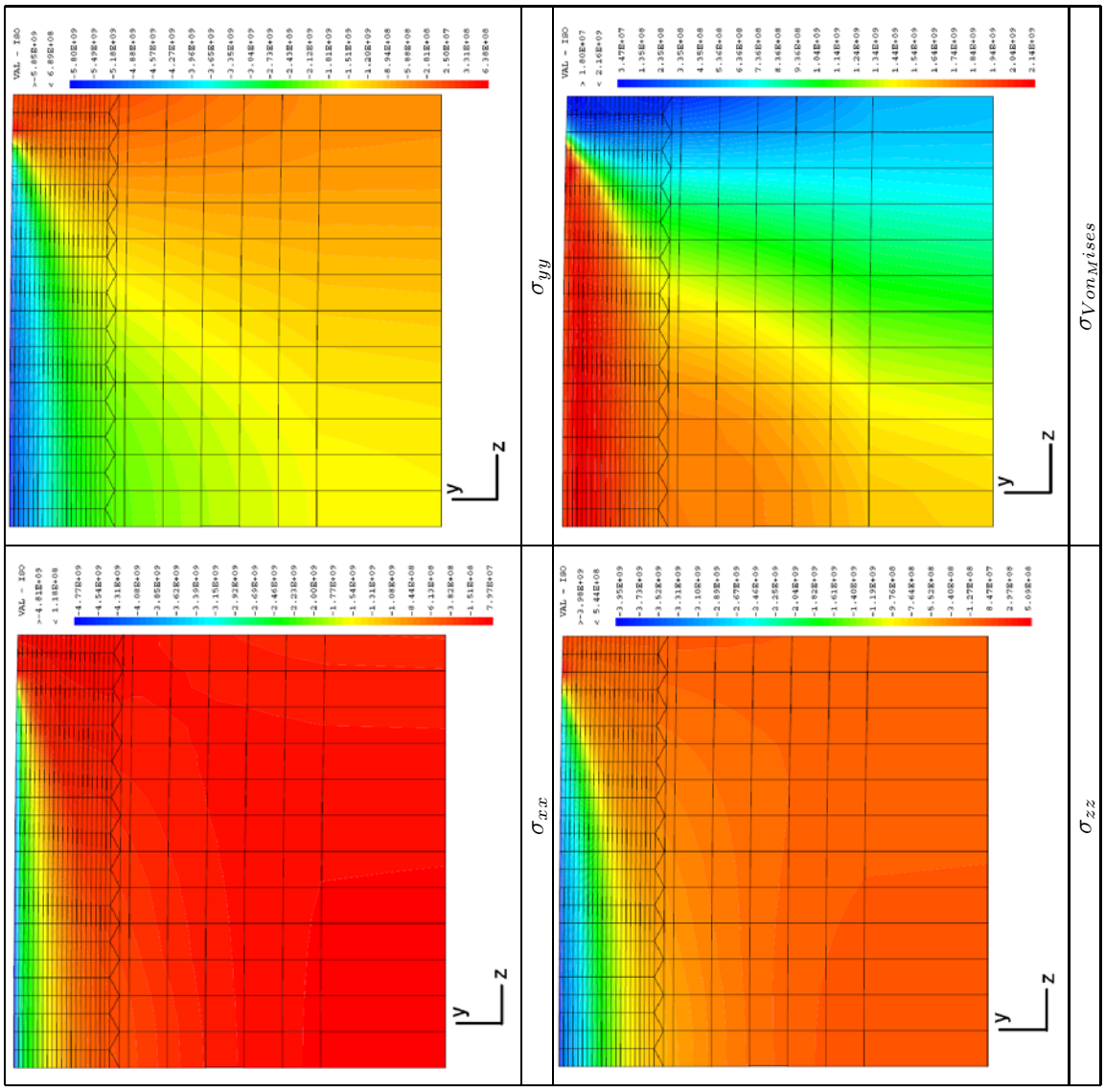
	Calcul 2D	Calcul 3D
p_0	-3,10 GPa	-3,98 GPa

TAB. S.1 – Pression de contact calculée par un calcul 2D et un calcul 3D

Les contraintes en profondeur sont données dans le tableau S.2 et S.3.



TAB. S.2 – Contraintes maximales σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{zz} et de Von Mises maximales obtenues lors d'un calcul d'indentation 3D, vue dans le plan xy.



TAB. S.3 – Contraintes maximales σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{zz} et de Von Mises maximales obtenues lors d'un calcul d'indentation 3D, vue dans le plan yz.

Annexe T

Evolution des contraintes et rugosité pendant le rodage

Type de contact	**Taux de glissement (%)**	**pression** (MPa)	**Type galet**	σ_{R-circ}	$\sigma_{R-trans}$	R_a	Δ_a
	0	2	R	$\searrow$	$\rightarrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	0	2	R	$\searrow$	$\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	0	3,5	R	$\searrow$	$\rightarrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
R/R	0	3,5	R	$\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	3,7	2	R	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\rightarrow$	$\searrow\searrow$
	3,7	2	R	$\rightarrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$
	3,7	3,5	R	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	3,7	3,5	R	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	0	2	R	$\rightarrow$	$\rightarrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow$
	0	2	L	$\searrow$	$\searrow$	$\rightarrow$	$\nearrow$
	0	3,5	R	$\rightarrow$	$\rightarrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$
R/L	0	3,5	L	$\searrow\searrow$	$\searrow$	$\rightarrow$	$\nearrow$
	3,7	2	R	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	3,7	2	L	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\rightarrow$
	3,7	3,5	R	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$
	3,7	3,5	L	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\nearrow$

La signification des flèches est donnée dans le tableau T.2.

Type de contact	**Taux de glissement (%)**	**pression** (MPa)	**Type galet**	σ_{R-circ}	$\sigma_{R-trans}$	R_a	Δ_a
	0	2	L	$\rightarrow$	$\rightarrow$	$\rightarrow$	$\searrow$
	0	2	L	NC	NC	NC	NC
	0	3,5	L	$\rightarrow$	$\rightarrow$	$\rightarrow$	$\searrow$
L/L	0	3,5	L	NC	NC	NC	NC
	3,7	2	L	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow$	$\rightarrow$	$\searrow$
	3,7	2	L	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\nearrow$	$\searrow$
	3,7	3,5	L	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\rightarrow$	$\searrow$
	3,7	3,5	L	$\searrow\searrow\searrow$	$\searrow\searrow\searrow$	$\rightarrow$	$\rightarrow$

TAB. T.1 – Evolution des contraintes résiduelles de surface et des paramètres R_a et Δ_a pendant la phase de rodage (L : galet lisse $R_a = 0,05\mu m$, R : galet rugueux $R_a = 0,2\mu m$, NC : non connu)

Flèche	**Contrainte résiduelle**	R_a	Δ_a
$\nearrow$	$100 < \Delta\sigma_R \leq 200$	$-0,03 < \Delta R_a \leq -0,01$	$-0,5 < \Delta\Delta_a \leq -0,1$
$\rightarrow$	$100 < \Delta\sigma_R \leq -100$	$-0,01 < \Delta R_a \leq 0,01$	$-0,1 < \Delta\Delta_a \leq 0,1$
$\searrow$	$-100 < \Delta\sigma_R \leq -200$	$0,01 < \Delta R_a \leq 0,03$	$0,1 < \Delta\Delta_a \leq 0,5$
$\searrow\searrow$	$-200 < \Delta\sigma_R \leq -400$	$0,03 < \Delta R_a \leq 0,05$	$0,5 < \Delta\Delta_a \leq 1$
$\searrow\searrow\searrow$	$\Delta\sigma_R < -400$	$\Delta R_a > 0,05$	$\Delta\Delta_a > 1$

TAB. T.2 – Signification des flèches du tableau T.1

Annexe U

Comparaison des profils expérimentaux et numériques

La figure U.1 donne une superposition d'un profil 2D de la rugosité d'un galet de $R_a = 0,2\mu m$ et du profil de rugosité sinusoïdal utilisé pour les calculs (L = $180\mu m$, h = $2\mu m$).

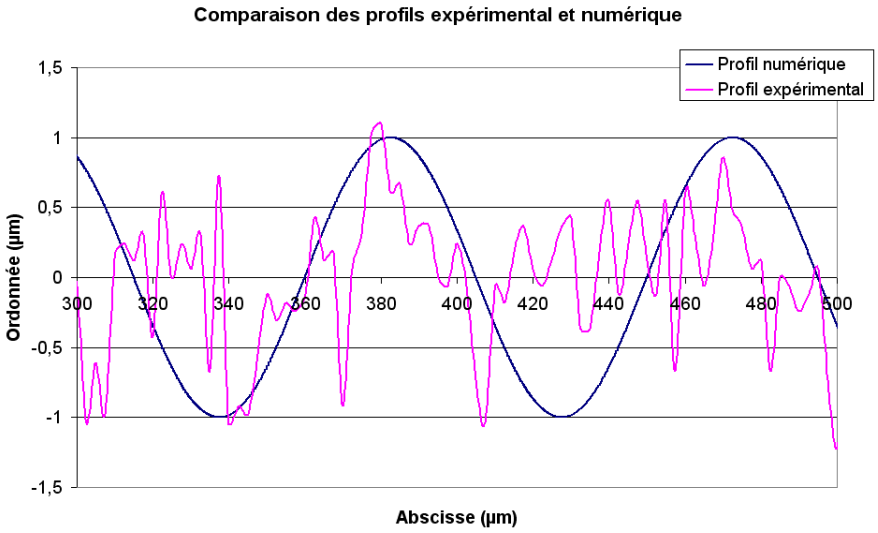


FIG. U.1 – Comparaison des profils de rugosité expérimental et numérique

La figure U.2 donne l'évolution du profil de rugosité 2D expérimental en fonction du nombre de cycles. Du fait du repositionnement des éprouvettes lors des mesures, on peut retrouver assez facilement des pics s'aplatissant au cours des cycles. On peut notamment observer que seul les pics les plus haut s'aplatissent.

La figure U.3 donne l'évolution du profil de rugosité numérique en fonction de la pression appliquée.

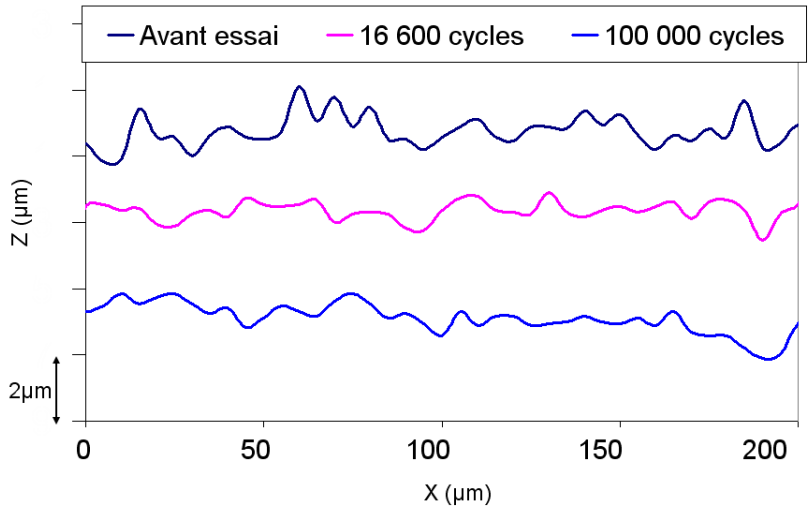


FIG. U.2 – Evolution du profil de rugosité expérimental en fontion du nombre de cycles - relevé extrait d'une mesure faite sur un galet de rugosité initiale théorique $R_a = 0,2\mu m$, P = 3,5 GPa, G = 0%, contact entre deux galets de $R_a = 0,2\mu m$

On observe un aplatissement des aspérités mais pas de remontée des vallées.

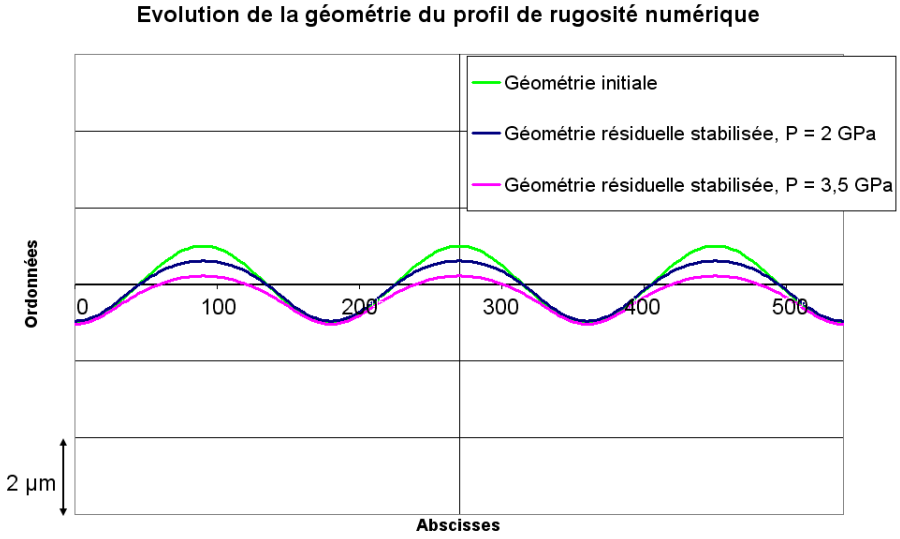


FIG. U.3 – Evolution du profil de rugosité numérique en fontion de la pression hertzienne P = 2 et 3,5 GPa, G = 0%, simulation du contact entre deux galets de $R_a = 0,2\mu m$ par des indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités

Il a té choisi dans cette thèse de ne pas donner davantage d'évolutions de profils expérimentaux en fonction du nombre de cycles (tels qu'en figure U.2) car ils n'apportent pas de données exploitables pour la validation des modèles numériques développés ici.

Annexe V

Evolution de l'écartement des pics lors des calculs numériques

La figure V.1 montre l'évolution de l'écartement des pics suite à des calculs menés à des pressions de 2 et 3,5 GPa. On peut remarquer que l'écartement des pics n'évolue pas après calculs. Ceci signifie que l'on ne pourra pas utiliser le paramètre de rugosité S_m lors des comparaisons entre résultats expérimentaux et résultats des calculs numériques, bien que ce paramètre se soit montré pertinent pour la caractéristation de la phase de rodage (Annexe X). Ce paramètre caractérise en effet l'écartement des pics de rugosité d'un profil.

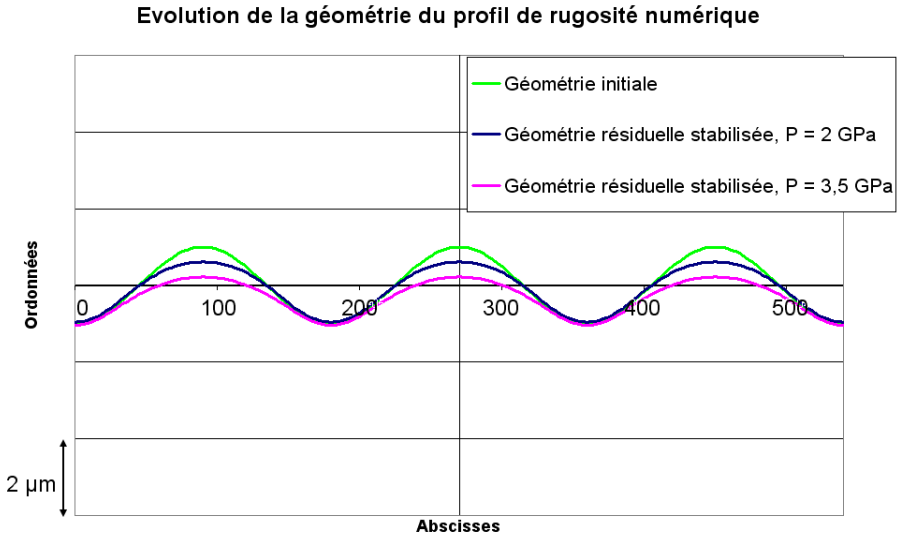


FIG. V.1 – Evolution du profil de rugosité numérique en fontion de la pression hertzienne P = 2 et 3,5 GPa, G = 0%, simulation du contact entre deux galets de $R_a = 0,2\mu m$ par des indentations successives suivant l'axe de symétrie des aspérités

Annexe W

Pression de contact relevée lors des calculs numériques

Les calculs numériques sont réalisées en déplacement imposé. Cependant, lors des essais sur machine bi-disque, c'est une pression hertzienne P_0 que l'on applique. Il a donc fallu trouver les déplacements correspondant aux pressions de contact hertziennes P_0 appliquées. Dans le modèle numérique, cette pression hertzienne est la pression relevée loin du contact, comme indiqué sur la figure W.1.

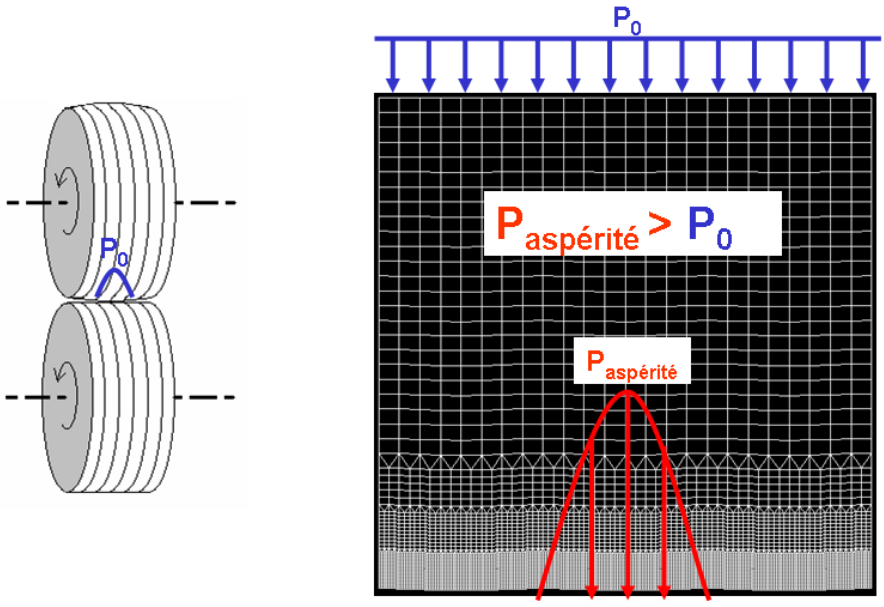


FIG. W.1 – Pression de contact relevée lors des calculs numériques

Annexe X

Méthode de choix des paramètres de rugosité pertinents

Résumé

Le choix d'un paramètre de rugosité est rendu difficile pour trois raisons :

1. les paramètres de rugosité sont très nombreux,
2. leur signification physique est parfois ambigüe,
3. il n'existe pas de paramètre de rugosité universel permettant de caractériser toutes les surfaces de manière pertinente. En effet, chaque paramètre de rugosité permet de distinguer une caractéristique précise de la surface étudiée (hauteur moyenne des aspérités, taux de portance,...).

Le rapport présente une méthode permettant de trouver les paramètres de rugosité pertinents pour caractériser une surface rugueuse en fonction du pramètre d'essai étudié. Cette méthode a été développée par M. Bigerelle du laboratoire Roberval de l'Université Technologique de Compiègne (UTC).

Elle est appliquée ici dans le cadre de la thèse de P. Stéphan pour déterminer les paramètres de rugosité pertinents pour caractériser le rodage des surfaces en fonction des paramètres d'essais rugosité des surfaces en contact, pression maximale de contact, taux de glissement et nombre de cycles. Trois paramètres de rugosité sont ainsi mis en évidence : R_a, Δ_A et S_m.

X.1 Introduction

X.1.1 Contexte

Dans le cadre de la thèse de P. Stéphan intitulée "Influence de la rugosité sur la durée de vie en fatigue de contact - Rôle du rodage", une étude a été menée en collaboration avec le laboratoire Roberval, FRE 2833, de l'Université Technologique de Compiègne pour déterminer les paramètres de rugosité les plus pertinents pour caractériser la phase de rodage grâce à un logiciel développé dans ce laboratoire par M. Bigerelle.

Ce travail a comporté deux étapes :

- la réalisation de sept essais de rodage interrompus avec des conditions de charge, de glissement et de rugosité des surfaces différentes,
- le traitement des relevés de profils de rugosité par le logiciel développé par M. Bigerelle.

Ce rapport présente les essais de rodage réalisés, la méthode utilisée pour déterminer les paramètres de rugosité pertinents pour caractériser le rodage et les résultats obtenus après application de cette méthode aux essais de rodage menés au CETIM.

Ce rapport indique tout d'abord la démarche suivie, rappelle la définition des paramètres de rugosité utilisés dans l'étude avant de présenter les résultats expérimentaux concernant le rodage d'échantillons en aciers à roulements et l'analyse des paramètres de surface en regard des caractéristiques de rodage.

X.1.2 Démarche

La recherche d'un paramètre de rugosité pertinent pour caractériser les caractéristiques fonctionnelles d'une surface est une tâche ardue du fait du nombre de paramètres disponibles.

L'objectif de la démarche proposée concerne la selection des paramètres de rugosité permettant de classer des surfaces vis-à-vis de leurs caractéristiques de rodage. Cette démarche comporte les étapes suivantes :

1. Réalisation de relevés 3D de la surface des éprouvettes. Dans le cas de l'étude menée, 40 à 80 relevés de rugosité 2D ont été réalisés sur chaque éprouvette.
2. Redressage des profils et calcul des valeurs des paramètres de rugosité P_i pour chaque profil. On désigne par P_i les paramètres de rugosité tels que le R_a, R_q, R_z... Dans l'étude, les valeurs de 90 paramètres ont été calculés pour chaque profil.
3. Application de la procédure ANOVA (ANalysis Of VAriance) : pour chaque paramètre P_i étudié, les valeurs de l'indice de performance F_i sont calculées en fonction du paramètre d'essai

étudié (pression, nombre de cycles, taux de glissement...) ou de leurs interactions. Cet indice permet alors de classer les différents paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence pour discriminer les effets des paramètres d'essai. Un paramètre P_m est plus pertinent qu'un paramètre P_1 si $F_m > F_1$. Cependant, il est à noter que la théorie statistique ANOVA conventionnelle ne prend pas en considération le fait qu'une petite perturbation dans les relevés de la base de données expérimentales peut influencer les valeurs des indices de performance calculés. De ce fait, les variabilités des valeurs F_1 et F_m doivent être considérées pour affirmer statistiquement que $F_1 \neq F_m$.

4. Combinaison de la méthode ANOVA avec la méthode Bootstrap pour prendre en considération cette limitation et dans le but de fournir un niveau de confiance à la valeur de l'indice de performance. La méthode Bootstrap est une technique de rééchantillonnage mathématique. Elle génère un grand nombre N d'échantillons bootstrap en perturbant le nombre de données de la base de données expérimentale de taille J. Un échantillon bootstrap de taille J indexé par n ($n \in [1..N]$), et noté ($x_1^{Boot.n}$, $x_2^{Boot.n}$,..,$x_J^{Boot.n}$), est une collection de J valeurs obtenues simplement par tirage au sort avec remise des données expérimentales originales (x_1^{Exp}, x_2^{Exp},..,x_J^{Exp}), chacune d'entre elles ayant une probabilité $1/J$ d'être selectionnée. De ce fait, un échantillon bootstrap intègre les données expérimentales expérimentales, certaines apparaissant 0 fois, d'autres 1, 2, 3 fois ou plus...

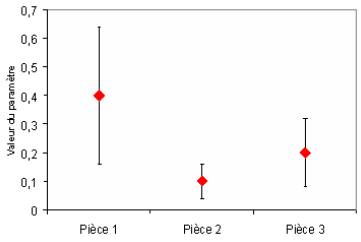
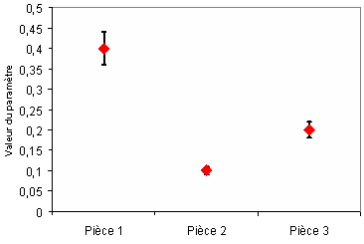
5. Evaluation de l'indice de performance. Cet indice de performance F est calculé à partir des données du tableau X.1 :

Paramètre étudié	**Somme des écarts-types**	**Degrées de liberté**	**Moyenne des carrés**	**Indice de performance F**
Paramètre A	$SSA = nb\sum_{i=1}^{a}(\bar{y}_{i..} - \bar{y}_{i..})^2$	$a-1$	$MSA = \frac{SSA}{a-1}$	$F^A = \frac{MSA}{MSW}$
Paramètre B	$SSB = na\sum_{j=1}^{a}(\bar{y}_{.j.} - \bar{y}_{...})^2$	$b-1$	$MSB = \frac{SSB}{b-1}$	$F^B = \frac{MSB}{MSW}$
Interaction	$SSAB = n\sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}(\bar{y}_{ij.} - \bar{y}_{i..} - \bar{y}_{.j.} + \bar{y}_{...})^2$	$(a-1)(b-1)$	$MSAB = \frac{SSAB}{(a-1)(b-1)}$	$F^{AB} = \frac{MSAB}{MSW}$
	$SSW = \sum_{i=1}^{a}\sum_{j=1}^{b}\sum_{r=1}^{n}(\bar{y}_{ijk} - \bar{y}_{..r})^2$	$ab(n-1)$	$MSW = \frac{SSW}{ab(n-1)}$	

TAB. X.1 – Evaluation de l'indice de performance [93].

Dans ce tableau, le symbole "." désigne le fait que la moyenne considérée est calculée sur cet ou ces indices.

Le tableau X.2 donne une signification "physique" de la pertinence d'un paramètre. Dans cet exemple, trois pièces ayant une rugosité différente doivent être distinguées. On remarque que les valeurs moyenne du paramètre R1 sont différentes pour chaque pièce mais que leurs écarts-types se chevauchent : le paramètre n'est alors pas pertinent. Au contraire, le paramètre R2 est pertinent : les valeurs moyennes et les écarts-types de ce paramètre ne se chevauchent pas.

Paramètre R1	Paramètre R2
	
PARAMETRE NON PERTINENT	PARAMETRE PERTINENT

TAB. X.2 – Définition de la pertinence d'un paramètre de rugosité

X.2 Définition des paramètres de rugosités utilisés

De nombreux paramètres de rugosités peuvent être mesurés ; dans ce chapitre seront définis ceux qui correspondent à une caractéristique physique en relation avec le rodage.

X.2.1 Le paramètre R_a

La R_a est la moyenne arithmétique des valeurs absolues de toutes les ordonnées du profil de rugosité à l'intérieur d'une longueur d'évaluation (définie par la norme ISO 4288).

Sa définition sous forme mathématique est la suivante (voir figure X.1) :

$$R_a = \frac{1}{L}\int_0^L |y - y^*| dx \tag{X.1}$$

avec

- y = hauteur des pics des rugosités
- y^* = hauteur moyenne de la rugosité (ligne de référence)
- L = longueur d'évaluation

Ici, la ligne de référence utilisée est un polynôme de degré trois. Une représentation imagée de ce paramètre est donnée en figure X.2.

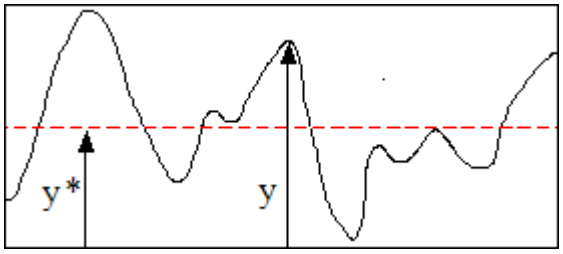


FIG. X.1 – définition des paramètres y et y^* pour le calcul du R_a

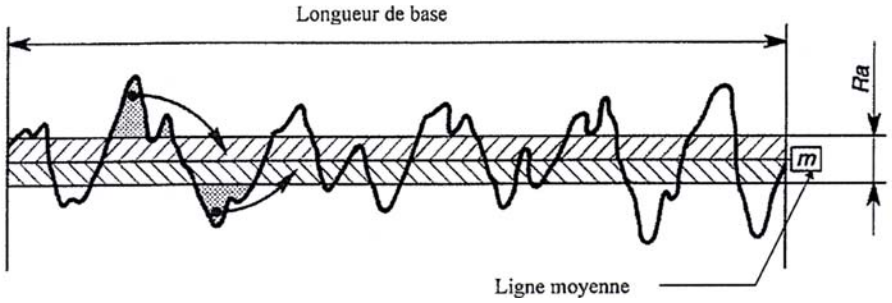


FIG. X.2 – Représentation imagée du R_a [76]

X.2.2 Le paramètre Δ_A

La paramètre Δ_A représente la valeur moyenne arithmétique des pentes du profil de rugosité concerné.

Sa définition mathématique est la suivante :

$$\Delta_a = \frac{1}{L}\int_0^L |\frac{dz}{dx}|dx = \frac{1}{L}\sum_{i=2}^{n}\frac{(z_i - z_{i-1})}{(x_i - x_{i-1})} \tag{X.2}$$

Il est important de noter que ce paramètre fait appel à deux points proches et que, de ce fait, sa valeur peut être fortement influencée par les conditions expérimentales de mesure (rayon du palpeur, fréquence d'échantillonnage...). Une illustration du calcul de ce paramètre est donnée en figure X.3.

Il est également à noter que Badger et al. [78] indiquent que le paramètre Δ_A est important pour caractériser les mécanismes d'usure par déformation plastique.

X.2.3 Le paramètre S_m

Le paramètre S_m est défini comme la valeur moyenne des largeurs des éléments du profil, Xs, à l'intérieur d'une longueur de base (ISO 4287/1997(E/F)). Sa définition mathématique est la suivante :

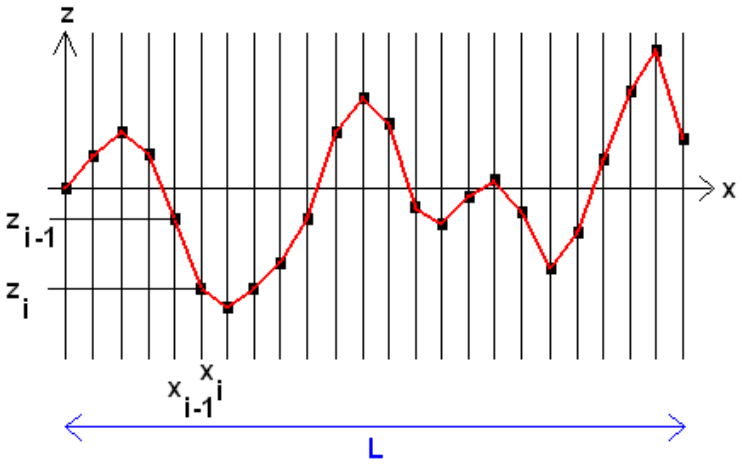


FIG. X.3 – Détermination du paramètre Δ_a

$$S_m = \frac{1}{m}\sum_{0}^{m} Xs_i \tag{X.3}$$

Ce paramètre nécessite une discrimination de hauteur et d'espacement. Sauf spécification contraire, la discrimination de hauteur par défaut doit être 10% de R_z, et la discrimination d'espacement par défaut doit être de 1% de la longueur de base. Les deux conditions doivent être respectées. Un exemple simple de calcul du paramètre S_m sur une longueur de base est donné en figure X.4.

Ce paramètre peut permettre de regarder l'évolution du nombre de pics sur une longueur de base. Plus la valeur du paramètre S_m est petite, plus le nombre de pics présent sur la surface est important.

X.2.4 Paramètres d'Abbott

Les paramètres d'Abbott sont notés R_k, R_{pk}, R_{vk}, M_{r1} et M_{r2}. Ces paramètres ont été à conçus pour contrôler l'usure potentielle des alésages de cyclindre dans l'industrie automobile. Ils permettent de reproduire la courbe du taux de portance de la surface étudiée [94].

- Le paramètre R_{pk} est la hauteur moyenne des pics saillants, situés au dessus du profil écrêté. C'est la partie supérieure de la surface qui s'usera la plus rapidement,
- Le paramètre R_k est la profondeur du noyau de rugosité, c'est à dire la surface de roulement à long terme qui influencera les performances et la durée de vie des pièces en contact,
- Le paramètre R_{vk} est la profondeur de dépression, qui caractérise la capacité de rétention d'huile des dépression profondes de la surface,
- Le paramètre M_{r1} est le taux de portance correspondant à la limite supérieure du noyau de

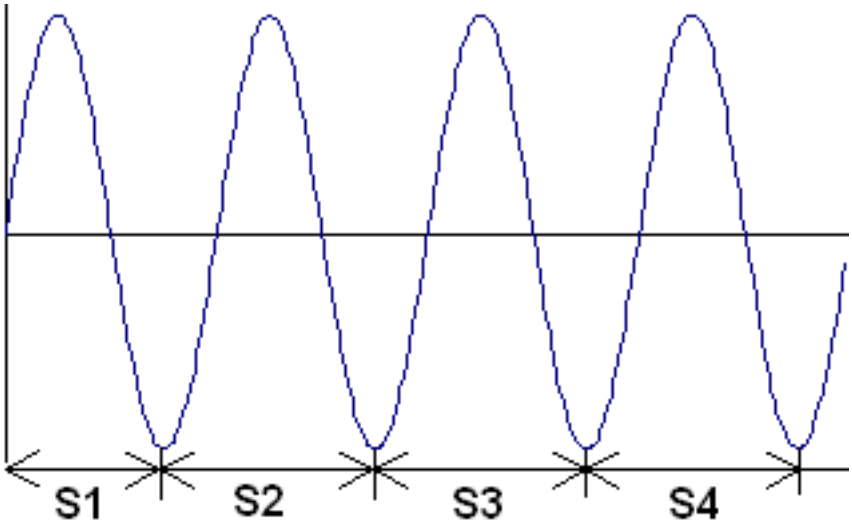


FIG. X.4 – Détermination du paramètre S_m

rugosité,

– Le paramètre M_{r2} est le taux de portance correspondant à la limite inférieure du noyau de rugosité.

La figure X.5 montre la place des paramètres d'Abbott sur la courbe de portance d'une surface. La méthode de calcul de ces paramètres est donnée dans la norme NF EN ISO 13565-2.

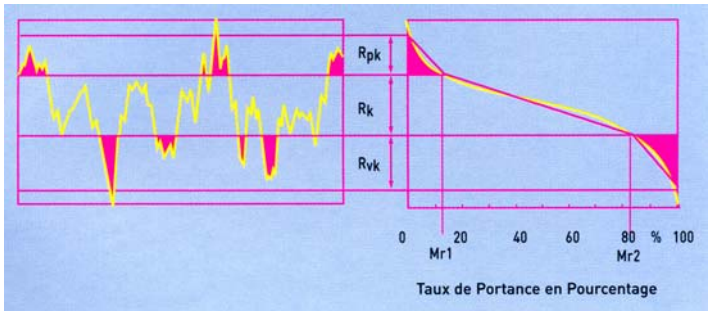


FIG. X.5 – Détermination des paramètres d'Abbott

X.2.5 Caractéristiques de rugosité mis en évidence

Le tableau X.3 résume les caractéristiques des profils mis en évidence par les paramètres de rugosité R_a, Δ_a et S_m utilisés dans la suite du rapport.

Paramètre de rugosité	Caractéristiques de rugosité correspondante
R_a	Moyenne arithmétique des hauteurs du profil
Δ_a	Pente du profil (moyenne arithmétique)
S_m	Nombre de pics, pas moyen des irrégularités du profil
Paramètres d'Abbott	taux de portance, hauteur moyenne des pics saillants

TAB. X.3 – Caractériques de rugosité mis en évidence par les paramètres de rugosité R_a, Δ_a, S_m et des paramètres d'Abbott

X.3 Moyens expérimentaux

Les moyens expérimentaux sont les mêmes que ceux présentés dans cette thèse (voir chapitre 2 du manuscrit).

X.4 Résultats

X.4.1 Conditions d'essais

Au cours de cette étude, les paramètres suivants ont été étudiés :

- l'évolution de la rugosité de l'éprouvette en contact la plus rugueuse,
- la taux de glissement : 0 ou 5,3%,
- la pression de contact maximale : 2 ou 3,5 GPa,
- le nombre de cycles : interruptions à 16600, 100800 et 1100800 cycles.

Les caractéristiques des essais de rodage effectués sont données dans le tableau X.4. Il s'agit d'essais interrompus à 16600, 100800 voire 1100800 cycles dans certains cas.

Le choix des durées de vie retenues pour les mesures de rugosité a été motivé par les raisons suivantes :

- L'interruption à 16600 cycles a été choisie pour se situer à mi-rodage environ, la thèse de G. Thoquenne indiquant une fin de rodage pour l'acier 100Cr6 aux alentours de 40000 cycles [2].
- L'interruption à 100800 cycles correspond à un état rodé "certain".
- Deux essais ont été menés jusqu'à 1100800 cycles afin de s'assurer de la stabilisation de la rugosité et des contraintes résiduelles en surface.

Ref éprouvette plate	R_a (μm)	Ref éprouvette bombée	R_a (μm)	Fréquence de rotation	taux de glissement	Pression max (GPa)	Interruptions (cycles)
PS 02 01 1	0,2	PS 02 05B	0,2	20 Hz	0%	2 GPa	16600, 100800, 1100800
PS 02 01 2	0,2	PS 02 03B	0,2	20 Hz	0%	3,5 GPa	16600, 100800, 1100800
PS 02 03 1	0,2	PS 02 04B	0,2	20 Hz	5,3%	2 GPa	16600, 100800, 1100800
PS 02 03 2	0,2	PS 02 08B	0,2	20 Hz	5,3%	3,5 GPa	16600, 100800, 1100800
PS 02 04 1	0,2	E50-2	0,05	20 Hz	0%	2 GPa	16600, 100800
PS 05 43 1	0,05	E49-1	0,05	20 Hz	0%	2 GPa	16600, 100800
PS 05 43 2	0,05	E49-1	0,05	20 Hz	0%	3,5 GPa	16600, 100800

TAB. X.4 – Liste des essais effectués

Le taux de glissement G est défini par : $G = 1 - \frac{\omega_1}{\omega_2}$ où ω_1 et ω_2 sont les vitesses de rotation (en tr/min) respectives des éprouvettes 1 et 2 en contact.

Les essais sont réalisés à température ambiante. Le contact est lubrifié par de l'huile de base (donc sans additif) chauffée à 70^oC. La vitesse de rotation des éprouvettes a été fixée à 1200 tr/min. Le contact entre l'éprouvette plate et l'éprouvette bombée étant décalé par rapport au milieu de la largeur de l'éprouvette plate, cette dernière est utilisée pour deux essais (voir figure X.6). Chaque éprouvette bombée, par contre, n'est utilisée que pour un seul essai.

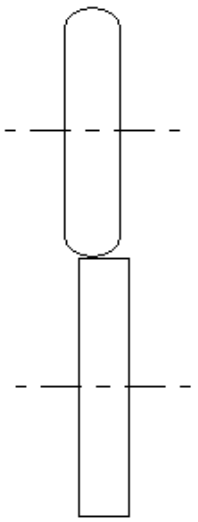


FIG. X.6 – Contact entre les éprouvettes de la machine bi-disques

X.4.2 Résultats obtenus

Le tableau X.5 présente les valeurs des paramètres de rugosité R_a et Δ_A avant et au cours des essais de rodage (colonne "nb cycles"). La référence des éprouvettes est notée "PS X Y" :

- X désigne la rugosité initiale de l'éprouvette considérée ($X = 02$ désignant un R_a de 0,2μm et $X = 05$ un R_a de 0,05μm),
- Y désigne une classification de l'éprouvette dans son lot.

Pour avoir plus de détails concernant les paramètres d'essais correpondant à chaque éprouvette, se reporter au tableau X.4. Dans le tableau ci-dessous, "P" désigne la pression de contact maximale (pression hertzienne) appliquée au cours de l'essai, "G" le taux de glissement et "Nb cycles" le nombre de cycles auquel l'essai a été interrompu.

Ref éprouvette	P (GPa)	G (%)	Nb cycles	R_a (μm)	Ecart-type	Δ_a	Ecart-type
PS 02 01	2	0	0	0,39	0,045	0,105	0,013
PS 02 01	2	0	16600	0,31	0,018	0,074	0,006
PS 02 01	2	0	100800	0,28	0,037	0,065	0,007
PS 02 01	2	0	1100800	0,29	0,022	0,072	0,006
PS 02 01	3,5	0	0	0,38	0,033	0,10	0,01
PS 02 01	3,5	0	16600	0,26	0,029	0,063	0,008
PS 02 01	3,5	0	100800	0,28	0,043	0,066	0,008
PS 02 01	3,5	0	1100800	0,32	0,033	0,081	0,008
PS 02 03	2	5,3	0	0,41	0,031	0,108	0,009
PS 02 03	2	5,3	16600	0,31	0,029	0,078	0,008
PS 02 03	2	5,3	100800	0,32	0,037	0,080	0,008
PS 02 03	2	5,3	1100800	0,32	0,036	0,077	0,009
PS 02 03	3,5	5,3	0	0,41	0,036	0,111	0,009
PS 02 03	3,5	5,3	16600	0,32	0,038	0,077	0,009
PS 02 03	3,5	5,3	100800	0,33	0,026	0,085	0,008
PS 02 03	3,5	5,3	1100800	0,32	0,039	0,078	0,008
PS 02 04	2	0	0	0,35	0,038	0,090	0,008
PS 02 04	2	0	16600	0,33	0,031	0,080	0,007
PS 02 04	2	0	100800	0,34	0,025	0,09	0,007
PS 05 43	2	0	0	0,09	0,03	0,030	0,013
PS 05 43	2	0	16600	0,055	0,009	0,014	0,002
PS 05 43	2	0	100800	0,072	0,014	0,018	0,006
PS 05 43	3,5	0	0	0,068	0,020	0,014	0,005
PS 05 43	3,5	0	16600	0,06	0,015	0,012	0,003
PS 05 43	3,5	0	100800	0,06	0,017	0,013	0,003

TAB. X.5 – Variation des paramètres de rugosité avant et à différents nombres de cycles de fatigue

L'ensemble des résultats de l'étude paramétrique est fourni en annexe :

- l'annexe 1 présente, pour chaque éprouvette, l'évolution du paramètre Δ_a en fonction du nombre de cycles,
- l'annexe 2 présente, pour chaque éprouvette, l'évolution du paramètre S_m en fonction du nombre de cycles,

– l'annexe 3 présente le classement des paramètres de rugosité en fonction des paramètres expérimentaux (nombre de cycles, pression, taux de glissement) et des leurs interactions.

X.5 Discussion

Pour chaque paramètre d'essais étudié, les indices de performance des paramètres de rugosité retenus pour l'analyse ont été calculés.

Les résultats du calcul permettent de mettre en évidence le ou les paramètres de rugosité pertinents pour chaque paramètre d'essai : plus la valeur de l'indice de performance est élevée, plus la pertinence du paramètre de rugosité est grande vis-à-vis du paramètre d'essai imposé.

Dans une vision globale des paramètres d'évolution de la rugosité, l'analyse a porté sur l'ensemble des mesures de rugosité, tous paramètres expérimentaux confondus (pression, rugosité initiale, taux de glissement, rugosité des éprouvettes en contact).

Il apparaît que deux paramètres de rugosité se détachent nettement pour caractériser la phase de rodage : R_a et Δ_A. De ce fait, une analyse détaillée du niveau de ces paramètres a été menée.

X.5.1 Caractérisation de la rugosité initiale des surfaces

X.5.1.1 Classement des paramètres

La figure X.7 présente l'ensemble des niveaux de l'indice de performance pour la caractérisation de la rugosité initiale des éprouvettes.

Il apparaît que pour caractériser l'état de surface initial des surfaces, le R_a est le paramètre le plus pertinent ($F = 6345$) (figure X.7). Le paramètre Δ_A se classe 6^{eme} ($F = 5207$) sur 90, le S_m 75^{eme} (F = 28). Les résultats détaillés sont donnés en annexe.

X.5.1.2 Analyse des résultats

Deux états de surface ont été retenus pour l'étude, caractérisés sur les plans des éprouvettes par $R_a = 0,05\mu m$ et $R_a = 0,2\mu m$. Le classement obtenu est donc logique puisque le R_a a été la paramètre imposé pour caractériser l'état de surface des éprouvettes lors de leur fabrication.

X.5.2 Effet du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces

X.5.2.1 Classement des paramètres

On observe sur la figure X.8 que, d'après la méthode utilisée, le paramètre le plus pertinent pour caractériser l'effet du nombre de cycles sur la rugosité des pièces est la pente des profils Δ_A ($F = 172$).

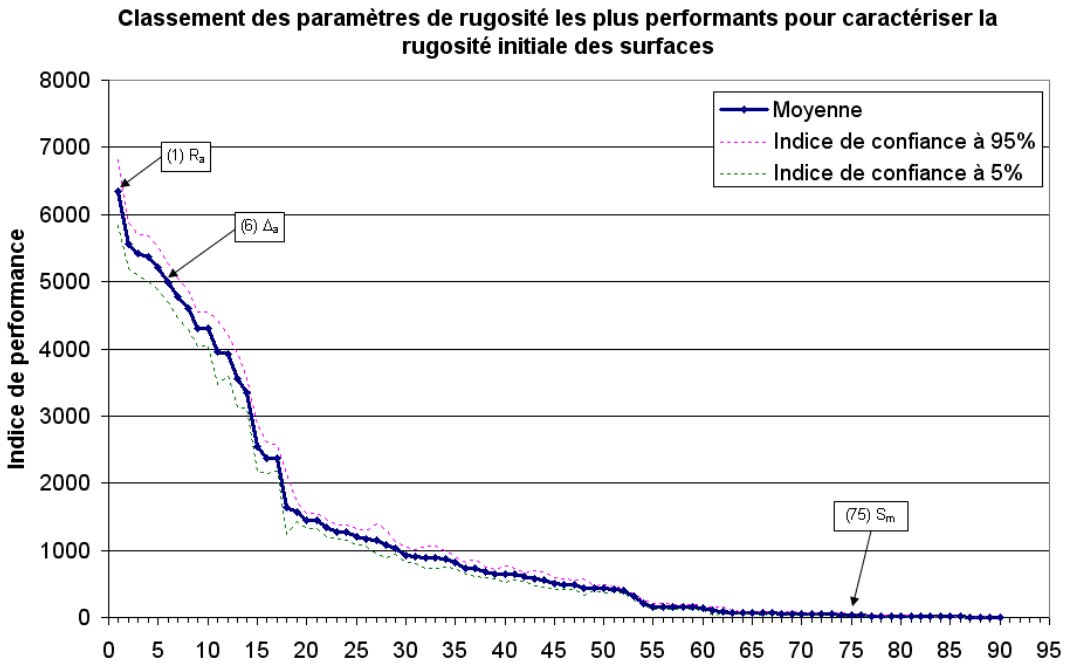


FIG. X.7 – Classement des paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence pour caractériser la rugosité initiale des surfaces

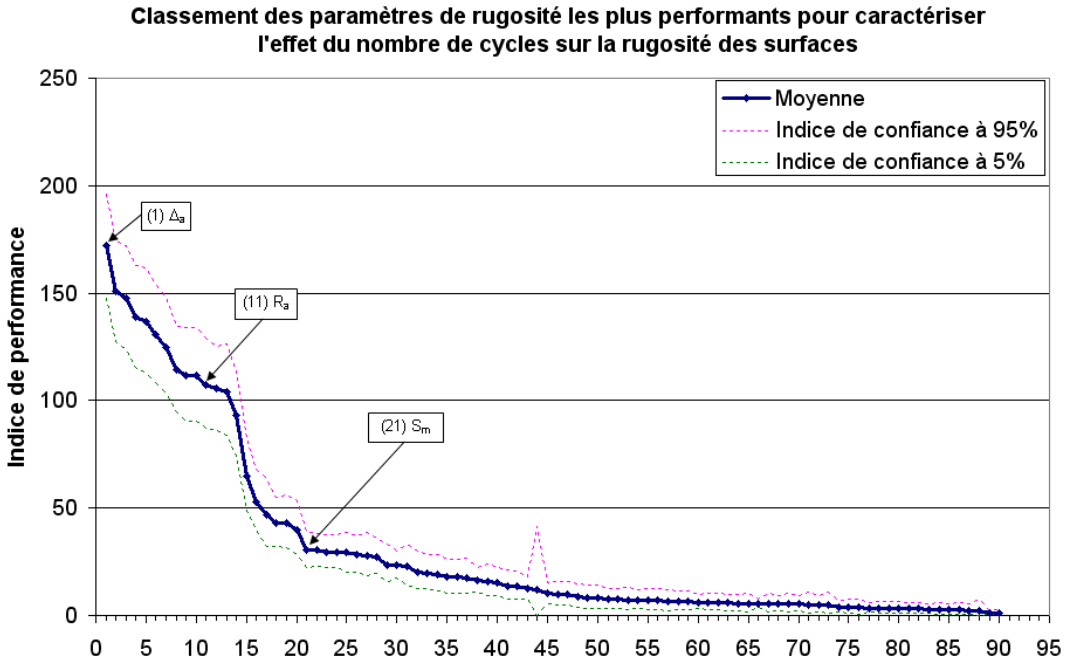


FIG. X.8 – Classement des paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence pour caractériser l'effet du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité de la surface

Le paramètre R_a se classe 11^{eme} ($F = 107$) et le S_m 21^{eme} (F = 30) sur 90 paramètres de rugosité testés (voir annexe 3).

X.5.2.2 Analyse des résultats

L'étude de l'évolution de la pente des profils en fonction du nombre de cycles (voir figures X.9, X.22, X.23, X.24, X.25) permet de distinguer deux phases :

- une chute de la valeur du paramètre de rugosité, qui correspond à une chute des pentesau cours du régime de rodage,
- une légère remontée de cette valeur qui pourrait correspondre à la création d'une nouvelle rugosité donc à un régime d'usure (abrasion ?).

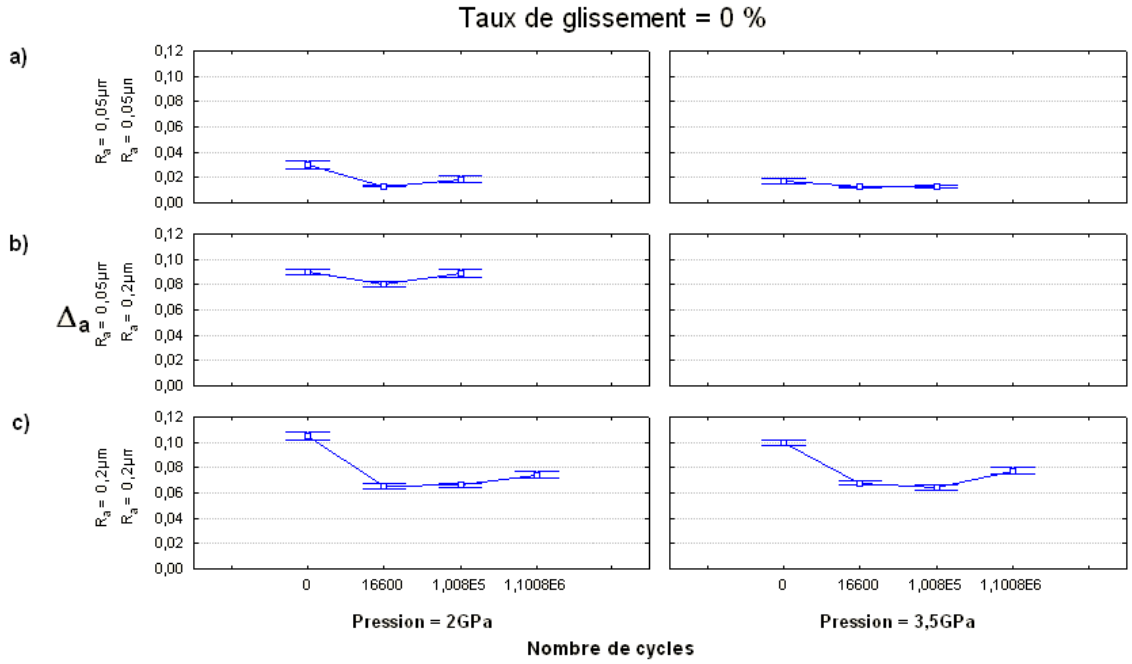


FIG. X.9 – Evolution du paramètre de pente des profils Δ_a en fonction du nombre de cycles et de la rugosité des éprouvettes en contact pour une pression de 2GPa (en bleu) et de 3,5GPa (en rouge). Cas où G = 0%.

Glissement nul On peut observer qu'à un taux de glissement nul (figure X.9) le mécanisme d'usure est le même quelles que soient la pression et la rugosité des éprouvettes en contact. Cependant, le niveau de la chute des pentes depend de la rugosité initiale des éprouvettes en contact. En effet, dans le cas du contact entre éprouvettes lisses ($R_a = 0,05\mu m$, figure X.9-a), le paramètre Δ_a passe de 0,03 avant essai à 0,015 après 100800 cycles. Dans le cas du contact entre éprouvettes rugueuses ($R_a = 0,2\mu m$, figure X.9-c), ce même paramètre passe de 0,11 avant essai à 0,07 après 100800 cycles.

Ceci est peut être dû au fait que plus les pentes des aspérités sont importantes, plus la plastification des rugosités lors du contact est grande.

Glissement non nul Le mécanisme d'usure dans le cas des essais avec taux de glissement non nul est différent de celui avec taux de glissement nul (voir figure X.10). On note en effet une chute des pentes entre 0 et 16600 cycles puis une légère remontée jusqu'à 100800 cycles (figure X.10) et enfin une légère baisse jusqu'à 1100800 cycles. Cependant, la pente des aspérités après 1100800 cycles reste la même quelque soit le taux de glissement appliqué ($\Delta_A = 0,08$).

Une deuxième remarque concerne la chute des pentes de 0 à 16600 cycles (passage de $\Delta_a = 0,11$ à $\Delta_a = 0,06$ pour G = 0% et de $\Delta_a = 0,11$ à $\Delta_a = 0,08$ pour G = 5,3%) qui semble être indépendante de la pression appliquée lors des essais, notamment dans le cas où la rugosité des éprouvettes en contact est la plus forte ($R_a = 0,2\mu m$).

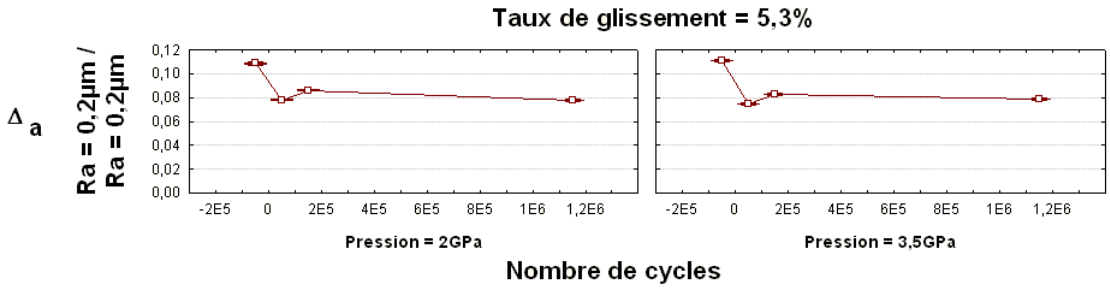


FIG. X.10 – Evolution du paramètre de pente des profils Δ_a en fonction du nombre de cycles et de la rugosité des éprouvettes en contact pour une pression de 2GPa (en bleu) et de 3,5GPa (en rouge). Cas où G = 5,3%.

X.5.3 Effet de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces

X.5.3.1 Classement des paramètres

L'effet de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces est bien mis en évidence par l'évolution du paramètre S_m ($F = 594$) caractérisant le pas moyen des irrégularités du profil et donc également le nombre de pics du profil (figure X.11). La méthode bootstrap classe R_a au 88^{eme} rang ($F = 1$) et Δ_A au 22^{eme} rang ($F = 30$) sur 90 (voir annexe). Ces deux paramètres ne permettent donc pas d'étudier correctement l'effet de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces.

X.5.3.2 Analyse des résultats

Rôle de la pression sur l'évolution du nombre de pics On peut remarquer que la pression diminue le nombre de pics de la surface (augmentation de la valeur du paramètre S_m, (voir figures X.12

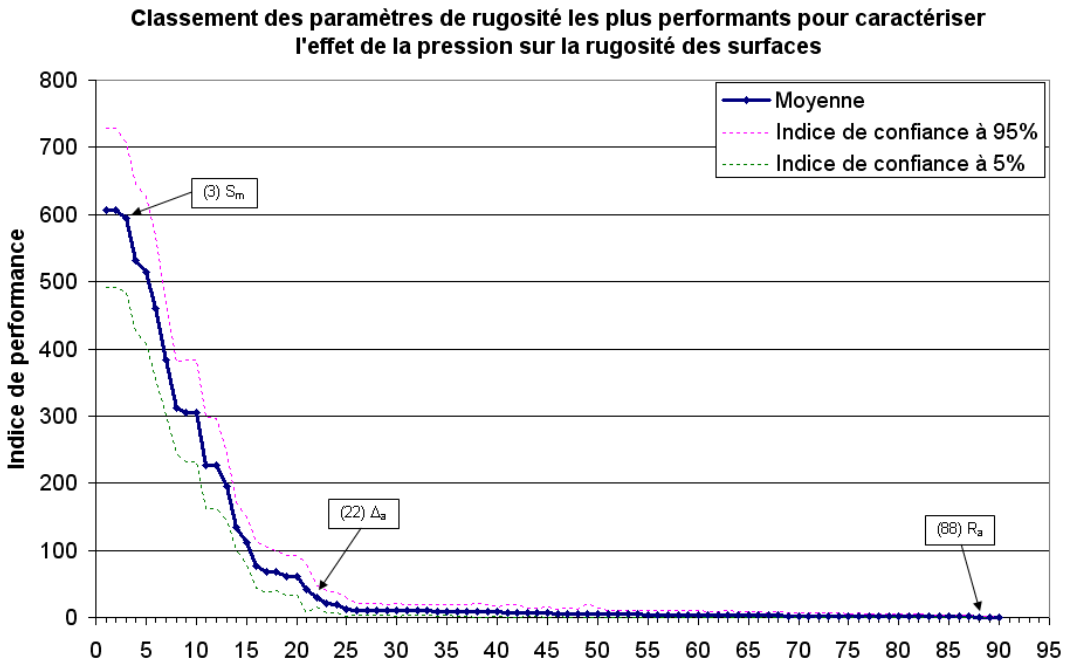


FIG. X.11 – Classement des paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence pour caractériser l'effet de la pression sur l'évolution de la rugosité de la surface

et X.13 et en annexe les figures X.26, X.27 et X.28) pour les surfaces à faible rugosité (augmentation du S_m de $4\mu m$ entre 0 et 100800 cycles pour G = 0%) mais aussi pour les contacts rugueux sur rugueux (augmentation du S_m de $4\mu m$ entre 0 et 100800 cycles pour G = 0%), ceci quel que soit le taux de glissement appliqué.

Le mécanisme d'usure semble indépendant de la pression appliquée :

- Dans le cas où le taux de glissement est nul, on observe tout d'abord une diminution du nombre de pics jusqu'à 16600 cycles (augmentation de la valeur du S_m) puis une légère augmentation de ce nombre de pics ensuite.
- Dans le cas où le taux de glissement est fixé à 5,3%, on note une baisse du nombre de pics jusqu'à 16600 cycles, puis une lègère augmentation jusqu'à 100800 cycles et enfin en nouvelle chute du nombre pics jusqu'à 1100800 cycles.

Rôle de la rugosité initiale sur l'évolution du nombre de pics On remarque également que dans le contact entre éprouvettes lisses, l'augmentation du nombre de pics après 16600 cycles semble plus rapide que dans le cas du contact rugueux/rugueux (figure X.12).

On peut également observer que, dans le cas du contact entre éprouvettes rugueuses, le nombre de pics présent sur la surface à 1100800 cycles est sensiblement identique quels que soient le taux de

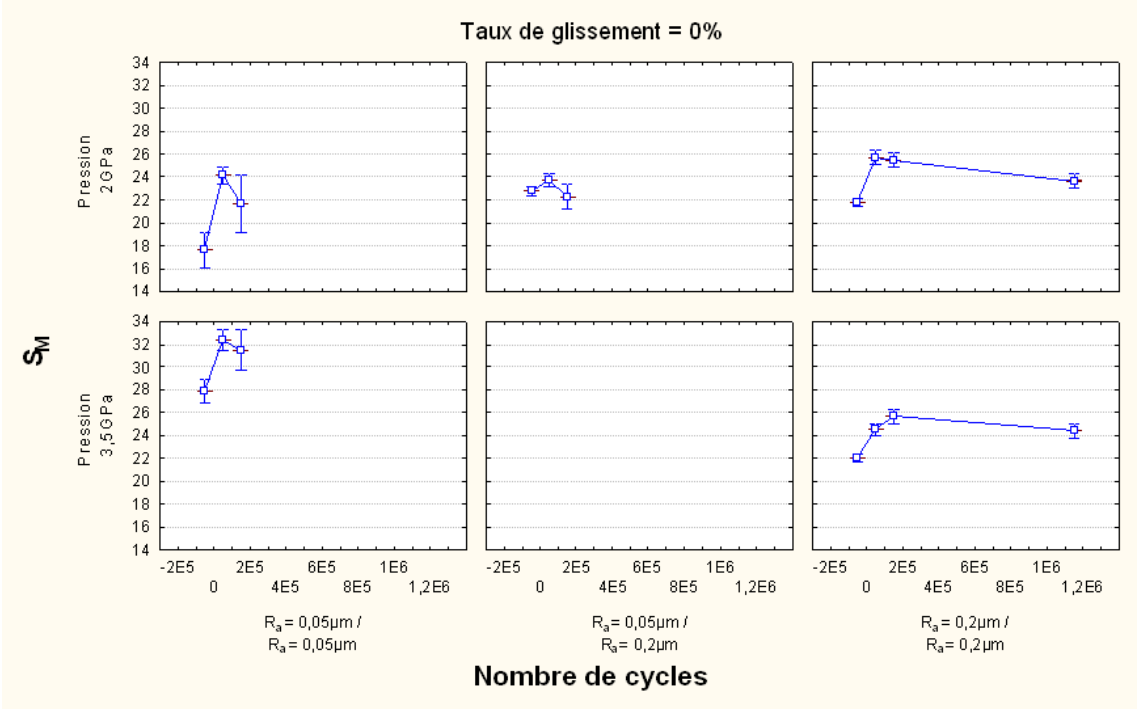


FIG. X.12 – Evolution du paramètre S_M en fonction du nombre de cycles, de la pression et de la rugosité des éprouvettes en contact pour un taux de glissement de 0%.

glissement et la pression appliquée.

X.5.4 Effet du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces

X.5.4.1 Classement des paramètres

On remarque sur la figure X.14 que les paramètres R_a ($3^{eme}/90$, $F = 362$) et Δ_A ($4^{eme}/90$, $F = 360$) sont très pertinents pour caractériser l'effet de la pression sur la rugosité des surfaces.

Le paramètre S_m se classe 64^{eme} sur 90 (F = 7) et n'est donc pas très pertinent pour analyser l'effet du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces.

X.5.4.2 Analyse des résultats

Un taux de glissement non nul impose une rugosité en R_a plus élevée une fois les pics érrodés ce qui paraît logique du fait du cisaillement introduit (voir figures X.15et X.16) dans le cas du contact entre éprouvettes rugueuses. Il n'est par contre pas possible d'affirmer que l'introduction de glissement entre les éprouvettes errode plus vite la rugosité initiale des surfaces car celle-ci est atteinte pour les deux configurations à 16600 cycles. Des essais complémentaires sont à mener pour obtenir des informations quant à l'influence du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces dans le cas des

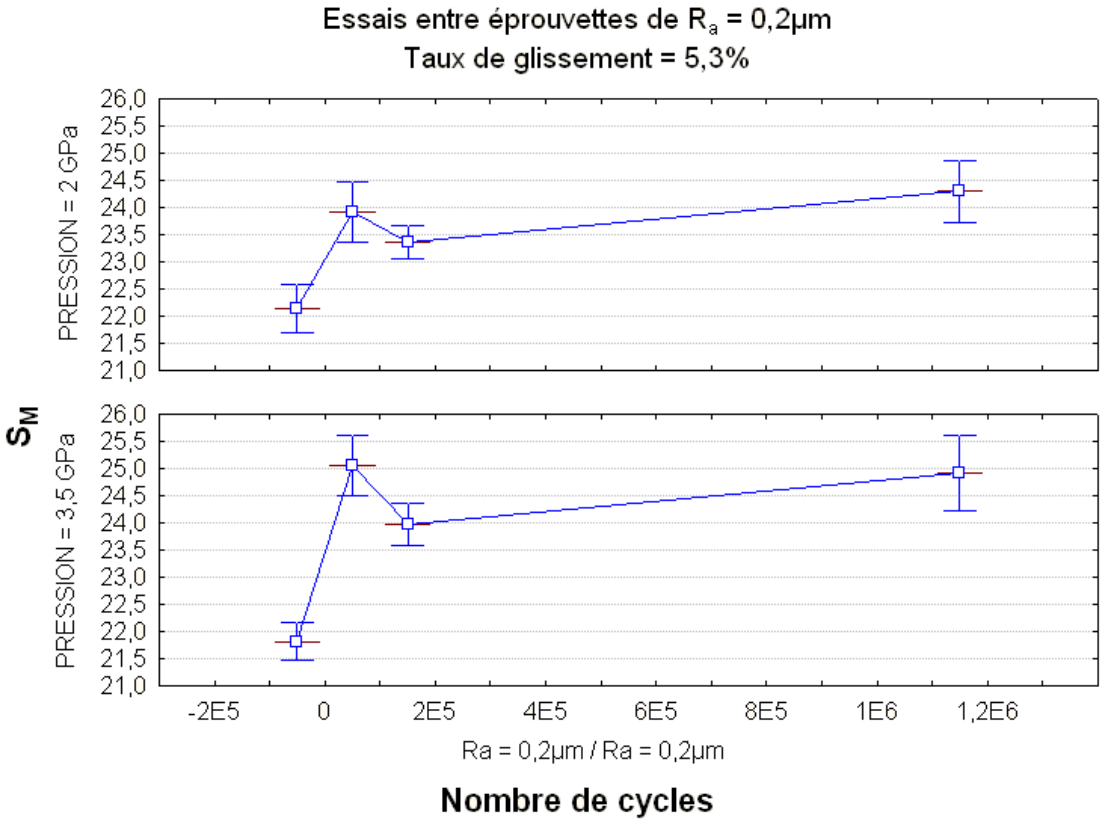


FIG. X.13 – Evolution du paramètre S_M en fonction du nombre de cycles, de la pression pour un taux de glissement de 5,3%. Cas du contact entre deux éprouvettes de $R_a = 0,2\mu m$.

contact rugueux/rugueux et rugueux/lisse.

Il faut également noter que les valeurs de rugosité des éprouvettes en R_a trouvées après mesures sur le profilomètre du CETIM sont différentes de celles annoncées ($R_a = 0{,}2$ ou $0{,}005\mu m$). Cette différence peut s'expliquer par le fait que les éprouvettes ont été contrôlées au CETIM et chez le fabricant par deux profilomètres différents, un sans contact (CETIM) et l'autre avec contact.

La pente des aspérités Δ_a chute fortement de 0 à 16600 cycles quel que soit le taux de glissement et la pression appliquée (passage de $\Delta_a = 0{,}11$ avant essai à $\Delta_a = 0{,}08$ après 16600 cycles, figures X.17 et X.18) puis se stabilise. Il est à noter que les pentes des aspérités se stabilisent à un niveau très proche après 1108000 cycles ($\Delta_a = 0{,}08$ environ) quel que soit le taux de glissement imposé.

X.5.5 Interactions

X.5.5.1 Interaction [Nombre de cycles * Taux de glissement]

Il existe une forte interaction entre le nombre de cycles et le taux de glissement. Cette interaction est très bien caractérisée par la pente des profils Δ_a (F = 54, voir annexe), ce qui renforce le fait

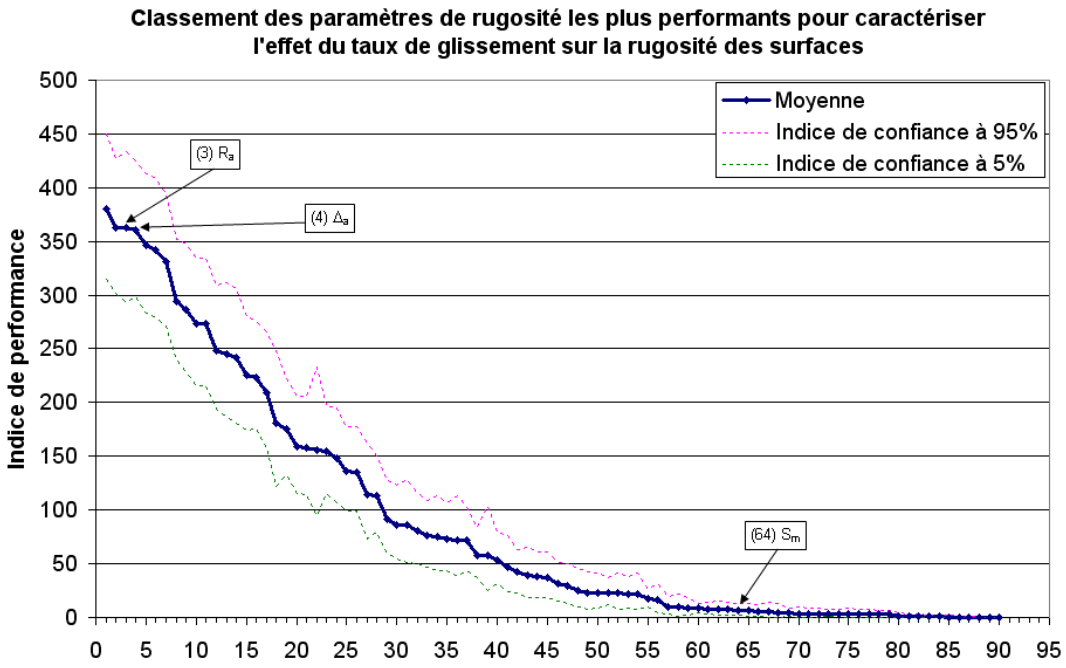


FIG. X.14 – Classement des paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence pour caractériser l'effet du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité de la surface

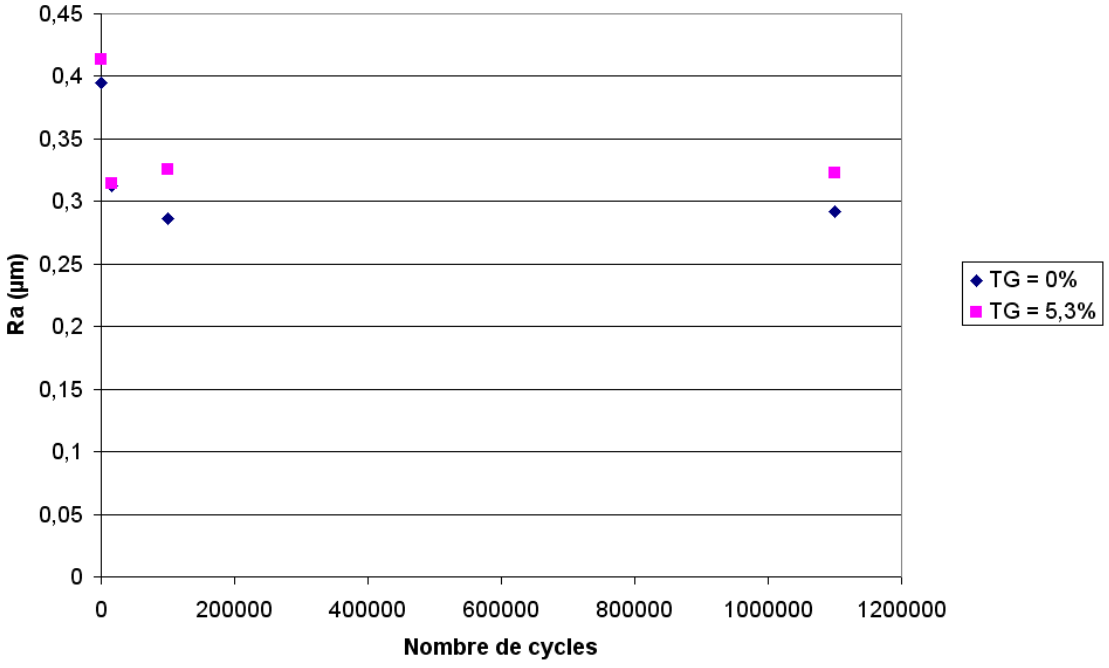


FIG. X.15 – Evolution du paramètre R_a en fonction du nombre de cycles pour deux taux de glissement différents et une pression de 2GPa. Essais réalisés sur les éprouvettes PS 02 01 et PS 02 03.

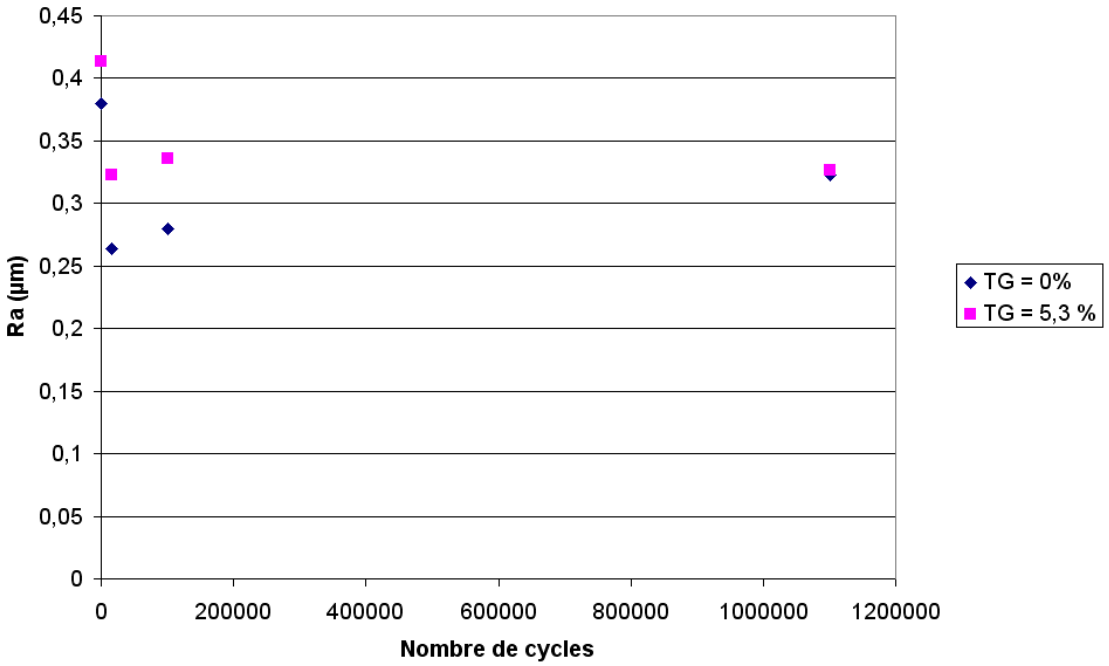


FIG. X.16 – Evolution du paramètre R_a en fonction du nombre de cycles pour deux taux de glissement différents et une pression de 3,5GPa. Essais réalisés sur les éprouvettes PS 02 01 et PS 02 03.

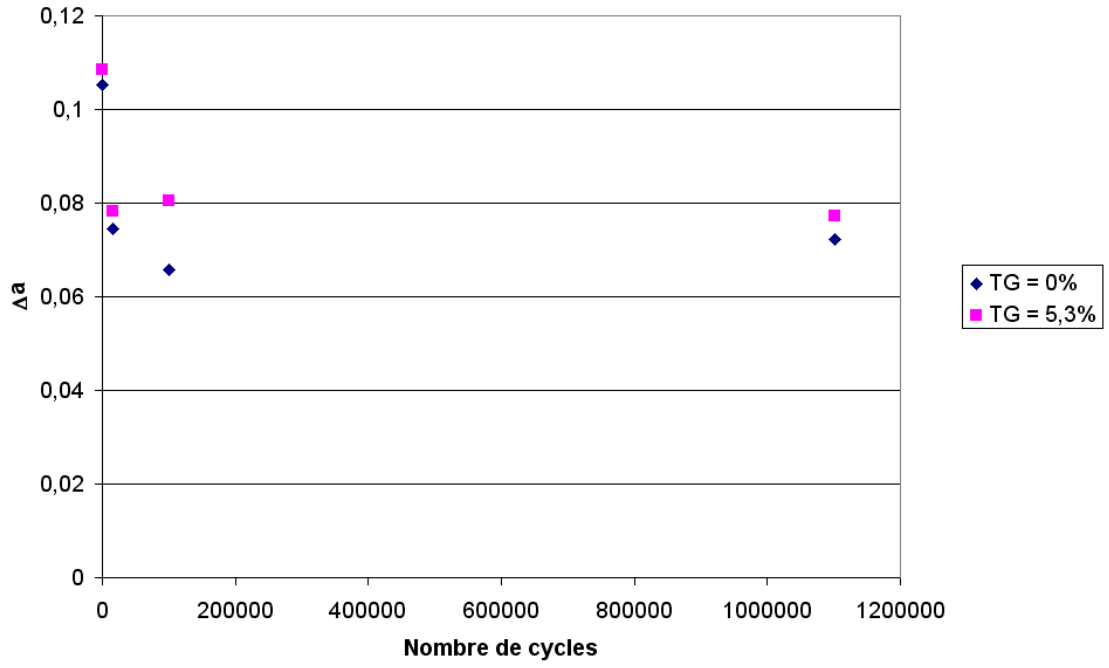


FIG. X.17 – Evolution du paramètre Δ_a en fonction du nombre de cycles pour deux taux de glissement différents et une pression de 2GPa. Essais réalisés sur les éprouvettes PS 02 01 et PS 02 03.

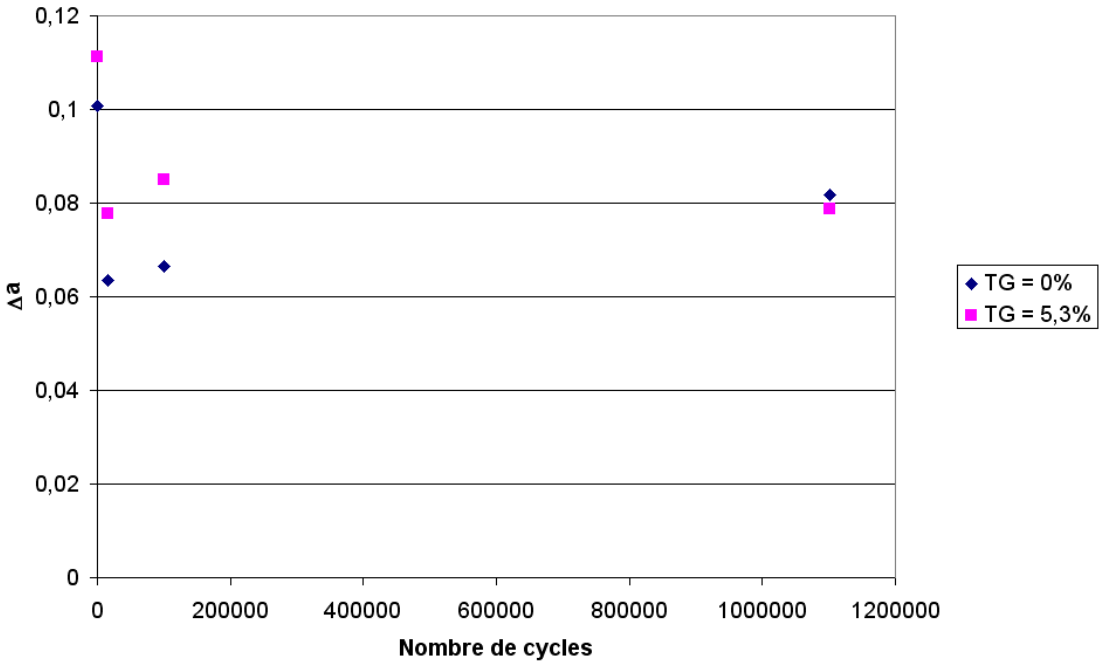


FIG. X.18 – Evolution du paramètre Δ_a en fonction du nombre de cycles pour deux taux de glissement différents et une pression de 3,5GPa. Essais réalisés sur les éprouvettes PS 02 01 et PS 02 03.

que la pente des profils est un paramètre très pertinent pour caractériser la morphologie des surfaces vis-à-vis du nombre de cycles.

On peut noter que le mécanisme d'endommagement à G = 5,3% est indépendant de la pression appliquée (figure X.19) : les pentes baissent fortement entre l'état initial et 16600 cycles puis remontent légèrement. La même remarque peut être faite dans le cas où G = 0% (voir figure X.9).

X.5.5.2 Interaction [Nombre de cycles * Rugosité]

L'interaction entre le nombre de cycles et la rugosité peut être caractérisée par le paramètre Δ_a (5^{eme}, F = 132). Cette interaction se traduit par le fait que la rugosité remonte après 100800 cycles pour un contact entre éprouvettes rugueuses et après 16600 cycles pour le contact non rugueux/rugueux et non rugueux/non rugueux. Ceci est logique s'il est confirmé qu'il est plus long d'erroder les pics lors d'un contact rugueux/rugueux que lors de contact entre éprouvettes rugueuse/non rugueuse ou non rugueuse/non rugueuse.

X.5.5.3 Autres interactions

On ne note pas d'interaction entre le nombre de cycles et la pression. Ces effets sont indépendants entre eux ce qui suppose que la pression ne modifie la rugosité que par indentation, indépendament

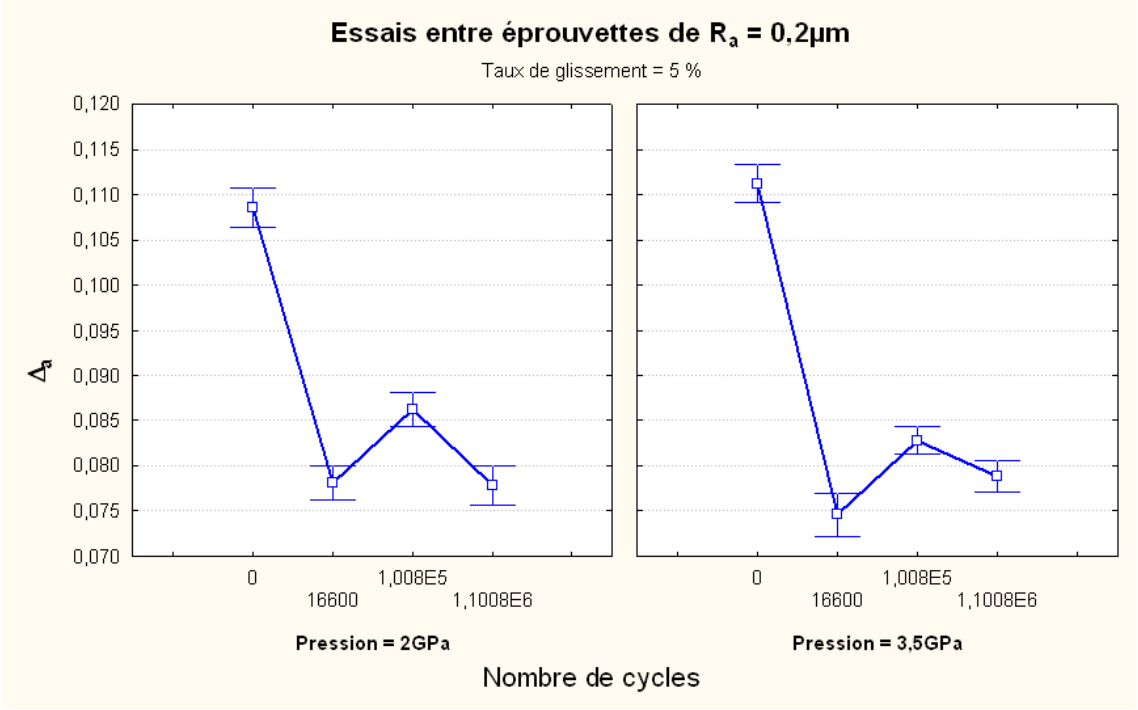


FIG. X.19 – Evolution du paramètre Δ_a en fonction du nombre de cycles pour deux pressions différentes et un taux de glissement de 5,3%.

de l'état du matériau endommagé par fatigue.

X.6 Conclusions

X.6.1 Paramètres pertinents

Le classement des paramètres de rugosité en fonction de leur pertinence vis-à-vis du paramètre d'essai étudié met en avant trois paramètres pour l'étude du rodage :

- la pente des profils Δ_A,
- le paramètre R_a,
- le paramètre S_m.
- Le paramètre Δ_A semble être bien adapté pour étudier l'effet du nombre de cycles et du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces et également pour distinguer l'état de surface initial des surfaces (figure X.20),
- Le paramètre R_a est bien adapté pour distinguer l'état de surface initial des éprouvettes et pour étudier l'effet du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces. Dans une moindre mesure, il peut également servir à l'étude de l'effet du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces (figure X.20),

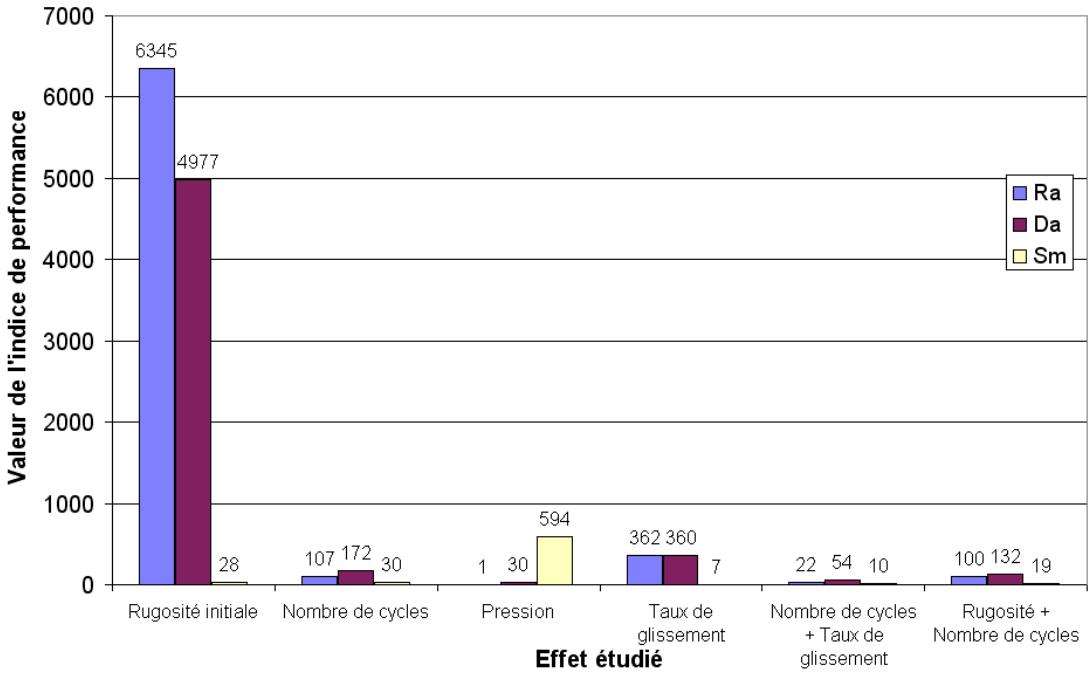


FIG. X.20 – Classement des paramètres de rugosité Δ_A et R_a en fonction de leur pertinence pour caractériser la rugosité initiale, l'effet de la pression, du taux de glissement et du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité de la surface

– Le paramètre S_m semble le plus approprié pour étudier l'influence de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces. Il permet notamment de caractériser l'évolution du nombre de pics sur celle-ci.

X.6.2 Niveau de l'indice de performance

Il apparaît également très nettement que les valeurs de l'indice de performance trouvées pour le paramètre de rugosité le plus discriminant pour l'étude de l'effet d'un paramètre d'essai donné varient de $F = 1$ à $F = 6345$. A titre d'exemple, la figure X.21 montre qu'il est plus facile de distinguer l'effet du taux de glissement que l'effet du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces. En effet, les valeurs de l'indice de performance sont plus élevés pour la caractérisation du taux de glissement que pour celui du nombre de cycles.

X.6.3 Interactions

L'effet des interactions entre les paramètres d'essais peut également être étudié. Il existe notamment une forte interaction entre le nombre de cycles et le taux de glissement : le mécanisme d'endommagement des surfaces est indépendant de la pression appliquée. L'interaction entre la rugosité et le nombre

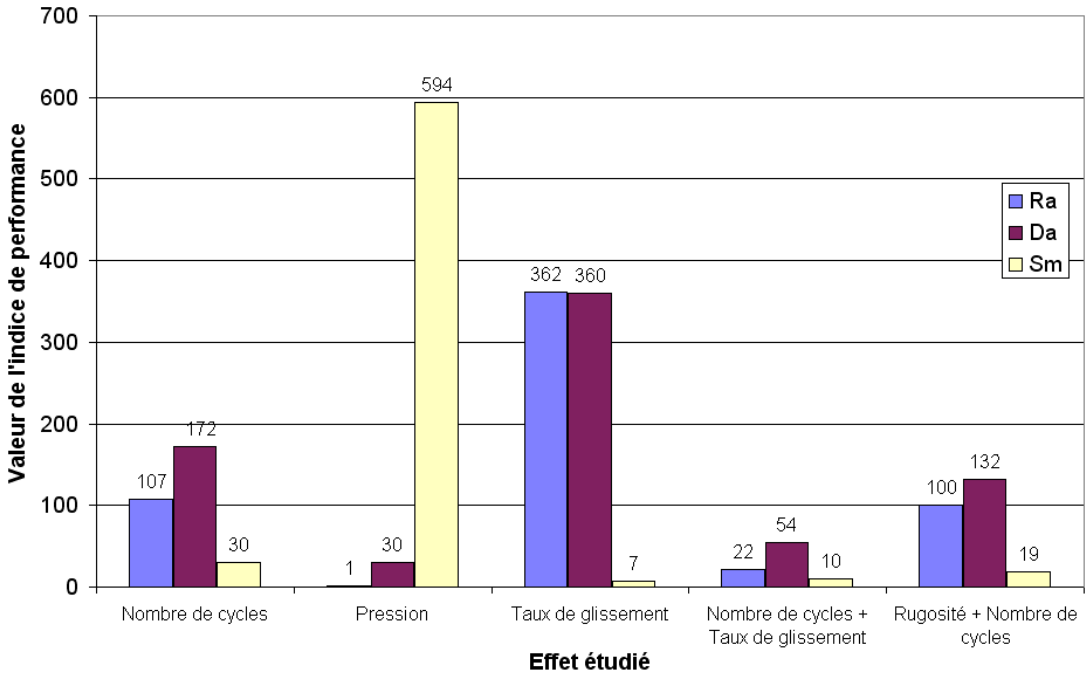


FIG. X.21 – Classement des paramètres de rugosité Δ_A et R_a en fonction de leur pertinence pour caractériser l'effet de la pression, du taux de glissement et du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité de la surface

de cycles est également importante. Par contre, on ne note pas en effet d'interaction entre le nombre de cycles et la pression.

X.6.4 Paramètres d'Abbott R_k, R_{pk} et R_{vk}

On peut également remarquer que les paramètres d'Abbott R_k, R_{pk} et R_{vk} n'apparaissent pas comme paramètres pertinents dans cette étude, bien qu'ayant été créés pour caractériser le rodage. En effet, ils n'apparaissent jamais dans les premiers rangs lors du classement des paramètres pertinents. Il se peut donc qu'il y ait plusieurs types de rodage, l'un privilégiant par exemple la déformation plastique des aspérités (ce qui serait le cas ici) et l'autre l'usure.

X.6.5 Analyse multiéchelle

Une analyse multiéchelle n'a pas pu être menée du fait du trop faible nombre de points (1000 points par millimètre) utilisés pour discrétiser la surface. Cette analyse aurait pu permettre d'observer à quelle échelle ont lieu les changements au niveau des aspérités. Des relevés comprenant 50000 à 100000 points par millimètre sont nécessaires pour cette analyse.

Annexe 1 : Effet du nombre de cycles sur la rugosité des surfaces : éprouvettes considérées individuellement

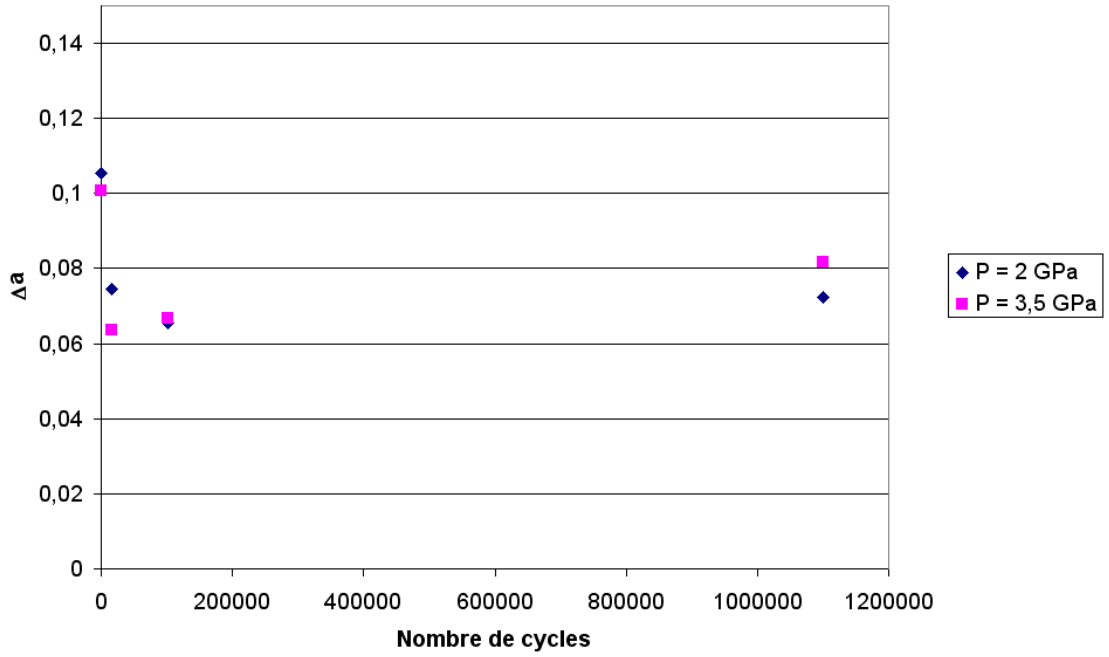


FIG. X.22 – Evolution du paramètre de pente des profils en fonction du nombre de cycles pour une pression de 2GPa (en bleu) et de 3,5GPa (en rouge). Cas de l'éprouvette PS 02 01.

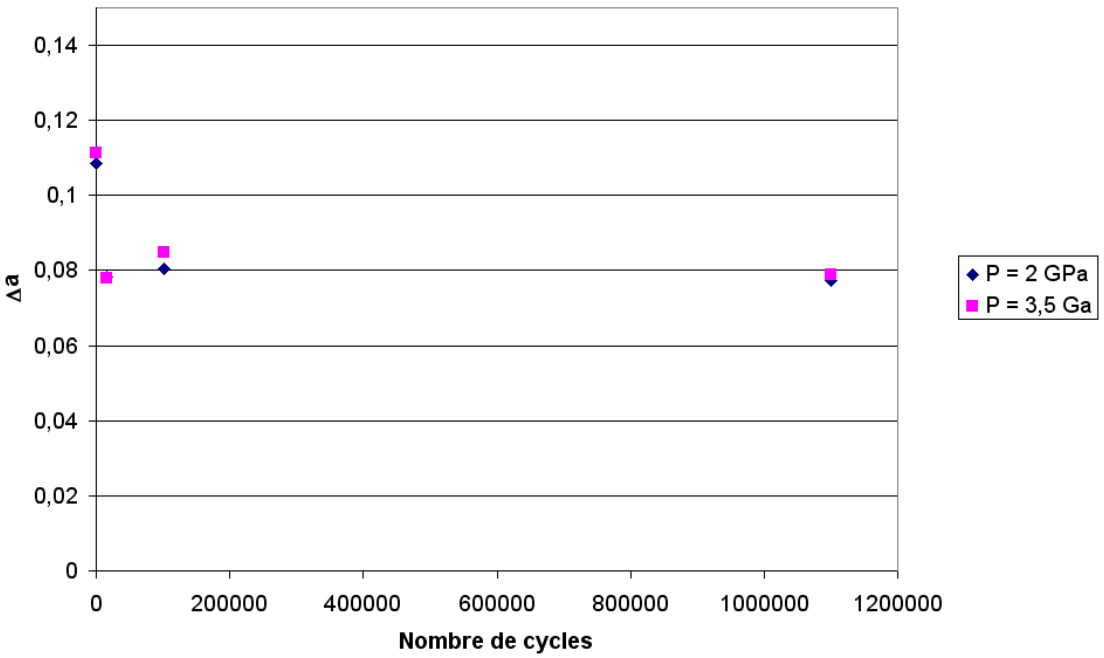


FIG. X.23 – Evolution du paramètre de pente des profils en fonction du nombre de cycles pour une pression de 2GPa (en bleu) et de 3,5GPa (en rouge). Cas de l'éprouvette PS 02 03.

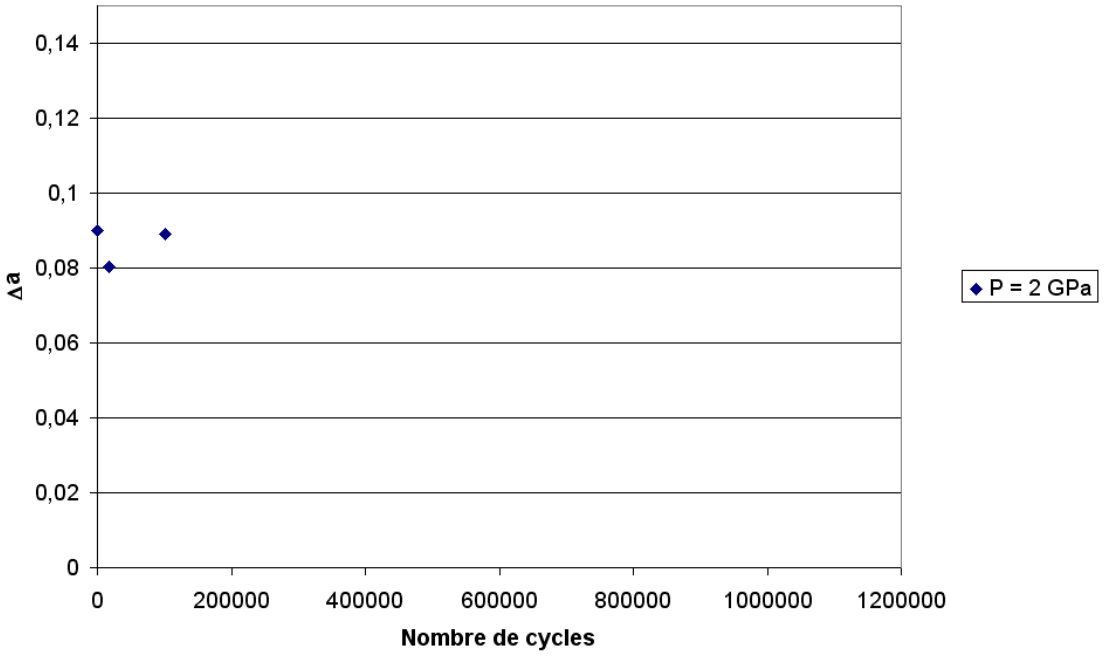


FIG. X.24 – Evolution du paramètre de pente des profils en fonction du nombre de cycles pour une pression de 2GPa (en bleu). Cas de l'éprouvette PS 02 04.

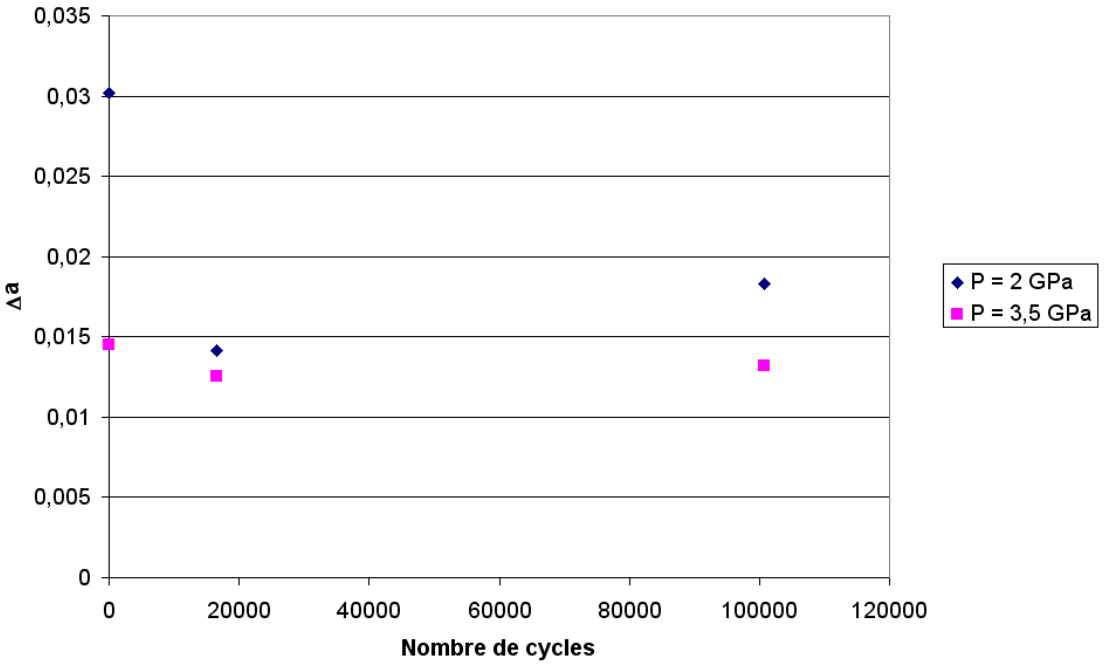


FIG. X.25 – Evolution du paramètre de pente des profils en fonction du nombre de cycles pour une pression de 2GPa (en bleu) et de 3,5GPa (en rouge). Cas de l'éprouvette PS 05 43.

Annexe 2 : Effet de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces : éprouvettes considérées individuellement

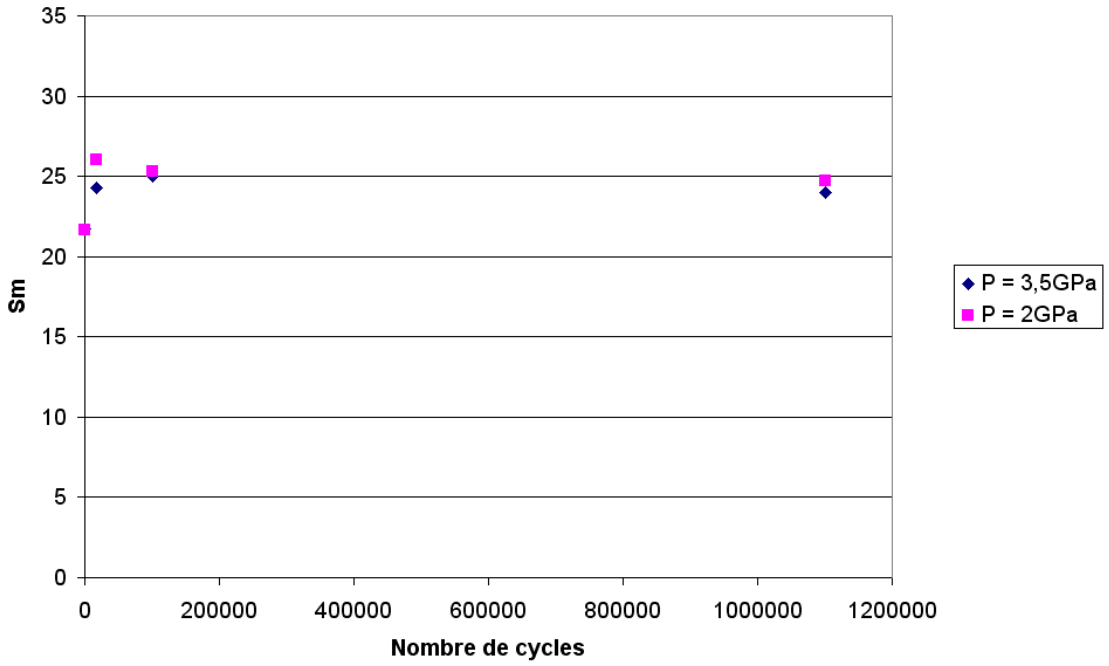


FIG. X.26 – Evolution du paramètre S_m en fonction du nombre de cycles et de la pression pour un taux de glissement de 0%. Essais réalisés sur l'éprouvette PS 02 01.

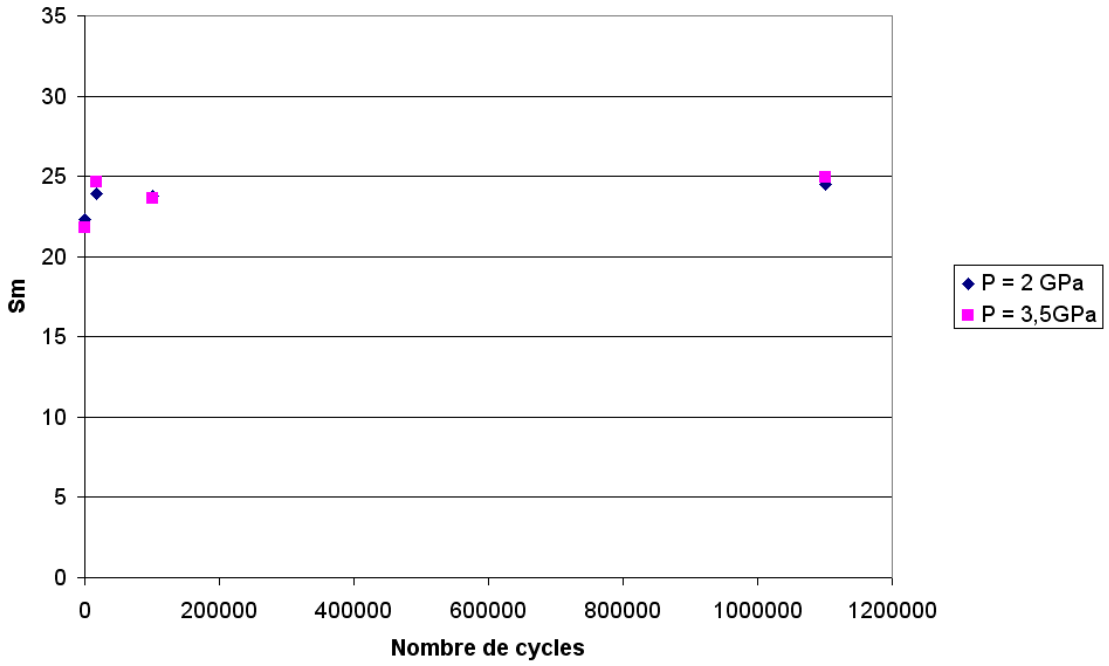


FIG. X.27 – Evolution du paramètre S_m en fonction du nombre de cycles et de la pression pour un taux de glissement de 5,3%. Essais réalisés sur l'éprouvette PS 02 03.

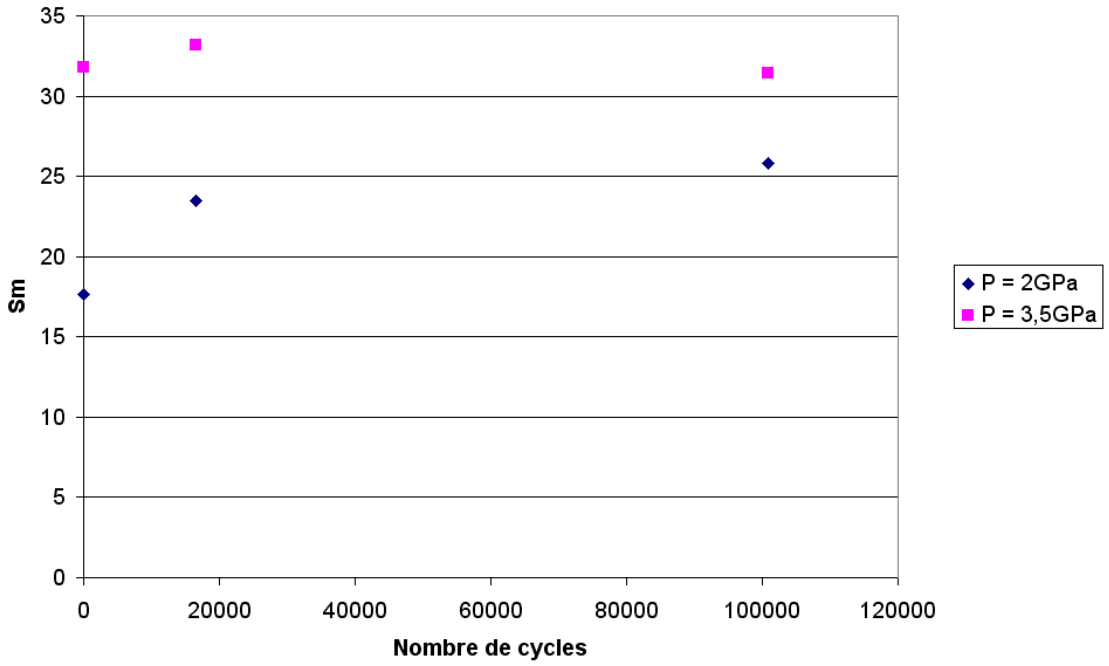


FIG. X.28 – Evolution du paramètre S_m en fonction du nombre de cycles et de la pression pour un taux de glissement de 0%. Essais réalisés sur l'éprouvette PS 05 43

Annexe 3 : Valeur de l'indice de performance en fonction du paramètre d'essai étudié

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet du nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Nombre de cycles	DELTA_A	172
2	Nombre de cycles	R_CNOMO	151
3	Nombre de cycles	GAMMA	147
4	Nombre de cycles	RI_COR	139
5	Nombre de cycles	LR	137
6	Nombre de cycles	RI	131
7	Nombre de cycles	M2	125
8	Nombre de cycles	DELTA_Q	114
9	Nombre de cycles	A_ABOT	112
10	Nombre de cycles	RK	112
11	Nombre de cycles	RA	107
12	Nombre de cycles	M4	106
13	Nombre de cycles	B_ABOT	104
14	Nombre de cycles	RZ3	93
15	Nombre de cycles	SRI_COR	65
16	Nombre de cycles	RQ	53
17	Nombre de cycles	M0	47
18	Nombre de cycles	RPM	43
19	Nombre de cycles	RZ	43
20	Nombre de cycles	SRI	40
21	Nombre de cycles	SM	30
22	Nombre de cycles	F1	30
23	Nombre de cycles	CTE_PC	30
24	Nombre de cycles	CTE_T2	30
25	Nombre de cycles	DIMFREQ	29
26	Nombre de cycles	LANDA_A	29
27	Nombre de cycles	EXPO_T2	28
28	Nombre de cycles	LANDA_Q	27
29	Nombre de cycles	RV	23
30	Nombre de cycles	F3	23
31	Nombre de cycles	ANGLE_PR	23
32	Nombre de cycles	RP_3	20
33	Nombre de cycles	RP_4	19
34	Nombre de cycles	RZ_3	19
35	Nombre de cycles	WRI	18
36	Nombre de cycles	WRI_COR	18
37	Nombre de cycles	RZ_4	18
38	Nombre de cycles	LAC_AIRE	16
39	Nombre de cycles	RP_1	16
40	Nombre de cycles	RZ_1	15
41	Nombre de cycles	RZ_2	14
42	Nombre de cycles	RP_2	13
43	Nombre de cycles	EXPO_PC	12
44	Nombre de cycles	RWZ	12
45	Nombre de cycles	LAC_EXPE	10
46	Nombre de cycles	WSRI_COR	10
47	Nombre de cycles	WSRI	10
48	Nombre de cycles	RV_3	9

49	Nombre de cycles	RV_4	8
50	Nombre de cycles	RV_1	8
51	Nombre de cycles	AR_COR	8
52	Nombre de cycles	AR	8
53	Nombre de cycles	SRPK	7
54	Nombre de cycles	S_PIC	7
55	Nombre de cycles	SRK	7
56	Nombre de cycles	RV_2	7
57	Nombre de cycles	SRVK	7
58	Nombre de cycles	WAR	6
59	Nombre de cycles	WAR_COR	6
60	Nombre de cycles	F4	6
61	Nombre de cycles	RT	6
62	Nombre de cycles	M_PIC	6
63	Nombre de cycles	SAR_COR	6
64	Nombre de cycles	SAR	6
65	Nombre de cycles	EK	6
66	Nombre de cycles	ORDRE	6
67	Nombre de cycles	RZ_5	6
68	Nombre de cycles	RMAX	5
69	Nombre de cycles	RP_5	5
70	Nombre de cycles	ZMAX	5
71	Nombre de cycles	LAC_POND	5
72	Nombre de cycles	ZMIN	5
73	Nombre de cycles	MR2	5
74	Nombre de cycles	SK	4
75	Nombre de cycles	RV_5	4
76	Nombre de cycles	RVK	4
77	Nombre de cycles	F2	3
78	Nombre de cycles	WSAR	3
79	Nombre de cycles	WSAR_COR	3
80	Nombre de cycles	G	3
81	Nombre de cycles	AMNLN	3
82	Nombre de cycles	OSCLN	3
83	Nombre de cycles	TRILN	3
84	Nombre de cycles	MR1	3
85	Nombre de cycles	A1	3
86	Nombre de cycles	BIGLN	3
87	Nombre de cycles	A2	2
88	Nombre de cycles	ROMAX	2
89	Nombre de cycles	RO	1
90	Nombre de cycles	RPK	1

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de l'interaction nombre de cycles/rugosité initiale sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Nombre de cycles*Rugosité	LR	144
2	Nombre de cycles*Rugosité	R_CNOMO	135
3	Nombre de cycles*Rugosité	GAMMA	134
4	Nombre de cycles*Rugosité	RI_COR	133
5	Nombre de cycles*Rugosité	DELTA_A	132
6	Nombre de cycles*Rugosité	RI	129
7	Nombre de cycles*Rugosité	M2	119
8	Nombre de cycles*Rugosité	DELTA_Q	105
9	Nombre de cycles*Rugosité	RA	100
10	Nombre de cycles*Rugosité	RK	99
11	Nombre de cycles*Rugosité	A_ABOT	99
12	Nombre de cycles*Rugosité	M4	94
13	Nombre de cycles*Rugosité	B_ABOT	86
14	Nombre de cycles*Rugosité	RZ3	79
15	Nombre de cycles*Rugosité	SRI_COR	71
16	Nombre de cycles*Rugosité	RQ	57
17	Nombre de cycles*Rugosité	M0	55
18	Nombre de cycles*Rugosité	RPM	54
19	Nombre de cycles*Rugosité	SRI	53
20	Nombre de cycles*Rugosité	ORDRE	51
21	Nombre de cycles*Rugosité	RZ	49
22	Nombre de cycles*Rugosité	CTE_PC	45
23	Nombre de cycles*Rugosité	CTE_T2	45
24	Nombre de cycles*Rugosité	F3	34
25	Nombre de cycles*Rugosité	EXPO_T2	34
26	Nombre de cycles*Rugosité	F4	33
27	Nombre de cycles*Rugosité	F1	29
28	Nombre de cycles*Rugosité	WRI_COR	28
29	Nombre de cycles*Rugosité	WRI	28
30	Nombre de cycles*Rugosité	RV	23
31	Nombre de cycles*Rugosité	WSRI_COR	23
32	Nombre de cycles*Rugosité	WSRI	23
33	Nombre de cycles*Rugosité	RZ_5	23
34	Nombre de cycles*Rugosité	RP_5	23
35	Nombre de cycles*Rugosité	RP_3	23
36	Nombre de cycles*Rugosité	RZ_3	20
37	Nombre de cycles*Rugosité	EXPO_PC	20
38	Nombre de cycles*Rugosité	SM	19
39	Nombre de cycles*Rugosité	DIMFREQ	18
40	Nombre de cycles*Rugosité	LANDA_A	15
41	Nombre de cycles*Rugosité	LANDA_Q	15
42	Nombre de cycles*Rugosité	RZ_4	15
43	Nombre de cycles*Rugosité	S_PIC	14
44	Nombre de cycles*Rugosité	RP_2	14
45	Nombre de cycles*Rugosité	RP_4	14
46	Nombre de cycles*Rugosité	RT	13
47	Nombre de cycles*Rugosité	RMAX	13
48	Nombre de cycles*Rugosité	ZMAX	13

49	Nombre de cycles*Rugosité	RWZ	13
50	Nombre de cycles*Rugosité	G	12
51	Nombre de cycles*Rugosité	SAR_COR	11
52	Nombre de cycles*Rugosité	SAR	11
53	Nombre de cycles*Rugosité	TRILN	11
54	Nombre de cycles*Rugosité	RZ_2	11
55	Nombre de cycles*Rugosité	WAR	10
56	Nombre de cycles*Rugosité	WAR_COR	10
57	Nombre de cycles*Rugosité	RZ_1	10
58	Nombre de cycles*Rugosité	RV_5	10
59	Nombre de cycles*Rugosité	EK	10
60	Nombre de cycles*Rugosité	SRPK	10
61	Nombre de cycles*Rugosité	SRK	9
62	Nombre de cycles*Rugosité	RP_1	9
63	Nombre de cycles*Rugosité	AR_COR	9
64	Nombre de cycles*Rugosité	AR	9
65	Nombre de cycles*Rugosité	SRVK	9
66	Nombre de cycles*Rugosité	LAC_AIRE	9
67	Nombre de cycles*Rugosité	AMNLN	8
68	Nombre de cycles*Rugosité	A1	8
69	Nombre de cycles*Rugosité	MR1	7
70	Nombre de cycles*Rugosité	RV_4	7
71	Nombre de cycles*Rugosité	RV_3	7
72	Nombre de cycles*Rugosité	ZMIN	7
73	Nombre de cycles*Rugosité	BIGLN	6
74	Nombre de cycles*Rugosité	ANGLE_PR	6
75	Nombre de cycles*Rugosité	OSCLN	6
76	Nombre de cycles*Rugosité	LAC_POND	6
77	Nombre de cycles*Rugosité	MR2	6
78	Nombre de cycles*Rugosité	RPK	6
79	Nombre de cycles*Rugosité	RV_1	5
80	Nombre de cycles*Rugosité	LAC_EXPE	5
81	Nombre de cycles*Rugosité	RO	5
82	Nombre de cycles*Rugosité	ROMAX	4
83	Nombre de cycles*Rugosité	RV_2	4
84	Nombre de cycles*Rugosité	F2	4
85	Nombre de cycles*Rugosité	SK	4
86	Nombre de cycles*Rugosité	M_PIC	3
87	Nombre de cycles*Rugosité	WSAR	3
88	Nombre de cycles*Rugosité	WSAR_COR	3
89	Nombre de cycles*Rugosité	RVK	3
90	Nombre de cycles*Rugosité	A2	2

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de la pression sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Pression	CTE_PC	606
2	Pression	CTE_T2	606
3	Pression	SM	594
4	Pression	F3	531
5	Pression	F1	514
6	Pression	LANDA_A	459
7	Pression	LANDA_Q	384
8	Pression	LAC_AIRE	312
9	Pression	AR_COR	305
10	Pression	AR	305
11	Pression	SAR_COR	227
12	Pression	SAR	226
13	Pression	LAC_EXPE	195
14	Pression	ORDRE	135
15	Pression	G	112
16	Pression	F2	77
17	Pression	F4	69
18	Pression	DIMFREQ	68
19	Pression	WAR	61
20	Pression	WAR_COR	61
21	Pression	MR2	42
22	Pression	DELTA_A	30
23	Pression	RWZ	21
24	Pression	MR1	20
25	Pression	SK	13
26	Pression	RP_3	11
27	Pression	GAMMA	11
28	Pression	R_CNOMO	11
29	Pression	A2	10
30	Pression	DELTA_Q	10
31	Pression	WRI_COR	10
32	Pression	WRI	10
33	Pression	WSRI_COR	10
34	Pression	S_PIC	9
35	Pression	WSRI	9
36	Pression	RZ_3	9
37	Pression	BIGLN	8
38	Pression	EK	8
39	Pression	RO	8
40	Pression	RVK	8
41	Pression	WSAR	7
42	Pression	WSAR_COR	7
43	Pression	EXPO_T2	6
44	Pression	ZMIN	6
45	Pression	TRILN	6
46	Pression	M4	6
47	Pression	RZ	6
48	Pression	RV	6

49	Pression	ROMAX	5
50	Pression	OSCLN	5
51	Pression	RV_4	5
52	Pression	RP_5	5
53	Pression	ANGLE_PR	5
54	Pression	A1	4
55	Pression	RZ_4	4
56	Pression	EXPO_PC	4
57	Pression	RMAX	4
58	Pression	A_ABOT	4
59	Pression	RK	4
60	Pression	RZ_2	4
61	Pression	RZ_5	3
62	Pression	M2	3
63	Pression	SRI	3
64	Pression	RT	3
65	Pression	RV_3	3
66	Pression	RPM	3
67	Pression	B_ABOT	3
68	Pression	RP_2	3
69	Pression	RV_1	3
70	Pression	M_PIC	2
71	Pression	RV_2	2
72	Pression	RZ_1	2
73	Pression	RQ	2
74	Pression	SRI_COR	2
75	Pression	LR	2
76	Pression	LAC_POND	2
77	Pression	RI_COR	2
78	Pression	AMNLN	1
79	Pression	RZ3	1
80	Pression	SRVK	1
81	Pression	SRK	1
82	Pression	RV_5	1
83	Pression	SRPK	1
84	Pression	M0	1
85	Pression	RI	1
86	Pression	RP_4	1
87	Pression	RP_1	1
88	Pression	RA	1
89	Pression	ZMAX	1
90	Pression	RPK	1

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de l'interaction pression/nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Pression*Nombre de cycles	ORDRE	37
2	Pression*Nombre de cycles	F3	25
3	Pression*Nombre de cycles	CTE_PC	23
4	Pression*Nombre de cycles	CTE_T2	23
5	Pression*Nombre de cycles	SAR_COR	13
6	Pression*Nombre de cycles	SAR	13
7	Pression*Nombre de cycles	F4	12
8	Pression*Nombre de cycles	RP_3	12
9	Pression*Nombre de cycles	RZ_4	12
10	Pression*Nombre de cycles	F1	12
11	Pression*Nombre de cycles	DELTA_A	11
12	Pression*Nombre de cycles	AR	11
13	Pression*Nombre de cycles	AR_COR	11
14	Pression*Nombre de cycles	RA	11
15	Pression*Nombre de cycles	ANGLE_PR	11
16	Pression*Nombre de cycles	RPM	10
17	Pression*Nombre de cycles	LAC_EXPE	10
18	Pression*Nombre de cycles	F2	10
19	Pression*Nombre de cycles	WRI	9
20	Pression*Nombre de cycles	WRI_COR	9
21	Pression*Nombre de cycles	RP_4	9
22	Pression*Nombre de cycles	M4	9
23	Pression*Nombre de cycles	RQ	9
24	Pression*Nombre de cycles	WSRI	9
25	Pression*Nombre de cycles	WSRI_COR	9
26	Pression*Nombre de cycles	R_CNOMO	8
27	Pression*Nombre de cycles	RV_4	8
28	Pression*Nombre de cycles	M_PIC	8
29	Pression*Nombre de cycles	RZ_1	8
30	Pression*Nombre de cycles	RK	8
31	Pression*Nombre de cycles	A_ABOT	8
32	Pression*Nombre de cycles	RZ	7
33	Pression*Nombre de cycles	RZ3	7
34	Pression*Nombre de cycles	B_ABOT	7
35	Pression*Nombre de cycles	M0	7
36	Pression*Nombre de cycles	DELTA_Q	7
37	Pression*Nombre de cycles	RV	7
38	Pression*Nombre de cycles	M2	7
39	Pression*Nombre de cycles	A2	7
40	Pression*Nombre de cycles	ZMIN	7
41	Pression*Nombre de cycles	RVK	7
42	Pression*Nombre de cycles	G	6
43	Pression*Nombre de cycles	A1	6
44	Pression*Nombre de cycles	SRI	6
45	Pression*Nombre de cycles	RP_1	6
46	Pression*Nombre de cycles	SRI_COR	6
47	Pression*Nombre de cycles	ROMAX	6
48	Pression*Nombre de cycles	RI	6

49	Pression*Nombre de cycles	LR	6
50	Pression*Nombre de cycles	RV_2	5
51	Pression*Nombre de cycles	RZ_3	5
52	Pression*Nombre de cycles	RI_COR	5
53	Pression*Nombre de cycles	RZ_2	5
54	Pression*Nombre de cycles	RV_5	5
55	Pression*Nombre de cycles	RZ_5	5
56	Pression*Nombre de cycles	GAMMA	5
57	Pression*Nombre de cycles	RP_2	5
58	Pression*Nombre de cycles	SK	5
59	Pression*Nombre de cycles	LAC_AIRE	5
60	Pression*Nombre de cycles	EXPO_T2	5
61	Pression*Nombre de cycles	ZMAX	5
62	Pression*Nombre de cycles	RV_1	5
63	Pression*Nombre de cycles	RT	5
64	Pression*Nombre de cycles	S_PIC	5
65	Pression*Nombre de cycles	RPK	4
66	Pression*Nombre de cycles	EXPO_PC	4
67	Pression*Nombre de cycles	WSAR	4
68	Pression*Nombre de cycles	WSAR_COR	4
69	Pression*Nombre de cycles	BIGLN	4
70	Pression*Nombre de cycles	RMAX	4
71	Pression*Nombre de cycles	RO	4
72	Pression*Nombre de cycles	SRVK	3
73	Pression*Nombre de cycles	SM	3
74	Pression*Nombre de cycles	SRK	3
75	Pression*Nombre de cycles	SRPK	3
76	Pression*Nombre de cycles	RV_3	3
77	Pression*Nombre de cycles	DIMFREQ	2
78	Pression*Nombre de cycles	MR2	2
79	Pression*Nombre de cycles	EK	2
80	Pression*Nombre de cycles	WAR	2
81	Pression*Nombre de cycles	WAR_COR	2
82	Pression*Nombre de cycles	RP_5	2
83	Pression*Nombre de cycles	MR1	2
84	Pression*Nombre de cycles	LANDA_Q	2
85	Pression*Nombre de cycles	LANDA_A	2
86	Pression*Nombre de cycles	RWZ	1
87	Pression*Nombre de cycles	OSCLN	1
88	Pression*Nombre de cycles	AMNLN	1
89	Pression*Nombre de cycles	LAC_POND	1
90	Pression*Nombre de cycles	TRILN	1

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de l'interaction pression/rugosité sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Pression*Rugosité	CTE_PC	525
2	Pression*Rugosité	CTE_T2	525
3	Pression*Rugosité	SM	500
4	Pression*Rugosité	F1	452
5	Pression*Rugosité	LANDA_A	444
6	Pression*Rugosité	F3	385
7	Pression*Rugosité	LANDA_Q	303
8	Pression*Rugosité	AR_COR	297
9	Pression*Rugosité	AR	297
10	Pression*Rugosité	LAC_AIRE	238
11	Pression*Rugosité	SAR_COR	171
12	Pression*Rugosité	SAR	171
13	Pression*Rugosité	F4	145
14	Pression*Rugosité	LAC_EXPE	144
15	Pression*Rugosité	F2	140
16	Pression*Rugosité	G	135
17	Pression*Rugosité	ORDRE	134
18	Pression*Rugosité	DIMFREQ	109
19	Pression*Rugosité	WAR	47
20	Pression*Rugosité	WAR_COR	47
21	Pression*Rugosité	MR2	35
22	Pression*Rugosité	TRILN	27
23	Pression*Rugosité	RV_3	21
24	Pression*Rugosité	RWZ	19
25	Pression*Rugosité	DELTA_A	18
26	Pression*Rugosité	OSCLN	17
27	Pression*Rugosité	SK	12
28	Pression*Rugosité	RZ_3	12
29	Pression*Rugosité	AMNLN	11
30	Pression*Rugosité	RV_1	9
31	Pression*Rugosité	M4	9
32	Pression*Rugosité	M_PIC	8
33	Pression*Rugosité	ANGLE_PR	7
34	Pression*Rugosité	RZ_1	7
35	Pression*Rugosité	ROMAX	6
36	Pression*Rugosité	R_CNOMO	6
37	Pression*Rugosité	WSAR	5
38	Pression*Rugosité	WSAR_COR	5
39	Pression*Rugosité	RP_4	5
40	Pression*Rugosité	B_ABOT	4
41	Pression*Rugosité	RO	4
42	Pression*Rugosité	BIGLN	4
43	Pression*Rugosité	EK	4
44	Pression*Rugosité	A2	4
45	Pression*Rugosité	DELTA_Q	4
46	Pression*Rugosité	RV_5	4
47	Pression*Rugosité	RV	4

48	Pression*Rugosité	A1	4
49	Pression*Rugosité	RZ_4	3
50	Pression*Rugosité	RA	2
51	Pression*Rugosité	SRI	2
52	Pression*Rugosité	S_PIC	2
53	Pression*Rugosité	SRI_COR	2
54	Pression*Rugosité	RZ_5	2
55	Pression*Rugosité	M2	2
56	Pression*Rugosité	RQ	2
57	Pression*Rugosité	RZ3	2
58	Pression*Rugosité	RVK	2
59	Pression*Rugosité	ZMIN	2
60	Pression*Rugosité	A_ABOT	2
61	Pression*Rugosité	RK	2
62	Pression*Rugosité	RP_1	2
63	Pression*Rugosité	WRI	1
64	Pression*Rugosité	WRI_COR	1
65	Pression*Rugosité	RZ	1
66	Pression*Rugosité	EXPO_PC	1
67	Pression*Rugosité	RMAX	1
68	Pression*Rugosité	EXPO_T2	1
69	Pression*Rugosité	RT	1
70	Pression*Rugosité	RI	1
71	Pression*Rugosité	MR1	1
72	Pression*Rugosité	RPM	1
73	Pression*Rugosité	RI_COR	1
74	Pression*Rugosité	RZ_2	1
75	Pression*Rugosité	RV_4	1
76	Pression*Rugosité	RV_2	1
77	Pression*Rugosité	RP_2	1
78	Pression*Rugosité	LAC_POND	1
79	Pression*Rugosité	GAMMA	1
80	Pression*Rugosité	M0	1
81	Pression*Rugosité	WSRI	1
82	Pression*Rugosité	WSRI_COR	1
83	Pression*Rugosité	RP_3	1
84	Pression*Rugosité	RPK	1
85	Pression*Rugosité	RP_5	1
86	Pression*Rugosité	SRPK	1
87	Pression*Rugosité	LR	1
88	Pression*Rugosité	SRK	1
89	Pression*Rugosité	SRVK	1
90	Pression*Rugosité	ZMAX	1

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de l'interaction pression/taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Pression*Taux de glissement	ANGLE_PR	100
2	Pression*Taux de glissement	RV_3	24
3	Pression*Taux de glissement	RZ_3	21
4	Pression*Taux de glissement	RZ_5	16
5	Pression*Taux de glissement	RV_5	15
6	Pression*Taux de glissement	RP_2	8
7	Pression*Taux de glissement	F2	8
8	Pression*Taux de glissement	TRILN	8
9	Pression*Taux de glissement	RV_1	7
10	Pression*Taux de glissement	RP_5	6
11	Pression*Taux de glissement	RP_4	5
12	Pression*Taux de glissement	F4	5
13	Pression*Taux de glissement	OSCLN	5
14	Pression*Taux de glissement	RZ_1	4
15	Pression*Taux de glissement	LANDA_A	4
16	Pression*Taux de glissement	RZ_4	4
17	Pression*Taux de glissement	B_ABOT	4
18	Pression*Taux de glissement	RP_3	4
19	Pression*Taux de glissement	LANDA_Q	4
20	Pression*Taux de glissement	AMNLN	3
21	Pression*Taux de glissement	M_PIC	3
22	Pression*Taux de glissement	A_ABOT	3
23	Pression*Taux de glissement	RK	3
24	Pression*Taux de glissement	LAC_EXPE	3
25	Pression*Taux de glissement	SRK	3
26	Pression*Taux de glissement	SRVK	3
27	Pression*Taux de glissement	SRPK	3
28	Pression*Taux de glissement	SM	3
29	Pression*Taux de glissement	F1	3
30	Pression*Taux de glissement	LAC_AIRE	2
31	Pression*Taux de glissement	WRI	2
32	Pression*Taux de glissement	A1	2
33	Pression*Taux de glissement	WRI_COR	2
34	Pression*Taux de glissement	M4	2
35	Pression*Taux de glissement	CTE_PC	2
36	Pression*Taux de glissement	CTE_T2	2
37	Pression*Taux de glissement	MR1	2
38	Pression*Taux de glissement	RPK	2
39	Pression*Taux de glissement	RV_2	2
40	Pression*Taux de glissement	RZ_2	2
41	Pression*Taux de glissement	RV_4	2
42	Pression*Taux de glissement	RV	2
43	Pression*Taux de glissement	WAR	1
44	Pression*Taux de glissement	WAR_COR	1
45	Pression*Taux de glissement	DELTA_A	1
46	Pression*Taux de glissement	RZ	1
47	Pression*Taux de glissement	RA	1

48	Pression*Taux de glissement	ZMAX	1
49	Pression*Taux de glissement	G	1
50	Pression*Taux de glissement	MR2	1
51	Pression*Taux de glissement	RP_1	1
52	Pression*Taux de glissement	M2	1
53	Pression*Taux de glissement	WSRI	1
54	Pression*Taux de glissement	WSRI_COR	1
55	Pression*Taux de glissement	SAR	1
56	Pression*Taux de glissement	RT	1
57	Pression*Taux de glissement	SAR_COR	1
58	Pression*Taux de glissement	RI_COR	1
59	Pression*Taux de glissement	LAC_POND	1
60	Pression*Taux de glissement	EXPO_T2	1
61	Pression*Taux de glissement	DELTA_Q	1
62	Pression*Taux de glissement	RI	1
63	Pression*Taux de glissement	RVK	1
64	Pression*Taux de glissement	M0	1
65	Pression*Taux de glissement	SRI_COR	1
66	Pression*Taux de glissement	RQ	1
67	Pression*Taux de glissement	ZMIN	1
68	Pression*Taux de glissement	RPM	1
69	Pression*Taux de glissement	A2	1
70	Pression*Taux de glissement	RMAX	1
71	Pression*Taux de glissement	S_PIC	1
72	Pression*Taux de glissement	EXPO_PC	1
73	Pression*Taux de glissement	RZ3	1
74	Pression*Taux de glissement	LR	1
75	Pression*Taux de glissement	SRI	1
76	Pression*Taux de glissement	R_CNOMO	1
77	Pression*Taux de glissement	GAMMA	1
78	Pression*Taux de glissement	DIMFREQ	1
79	Pression*Taux de glissement	SK	1
80	Pression*Taux de glissement	WSAR	1
81	Pression*Taux de glissement	WSAR_COR	1
82	Pression*Taux de glissement	BIGLN	1
83	Pression*Taux de glissement	AR	1
84	Pression*Taux de glissement	AR_COR	1
85	Pression*Taux de glissement	EK	0
86	Pression*Taux de glissement	F3	0
87	Pression*Taux de glissement	RO	0
88	Pression*Taux de glissement	ROMAX	0
89	Pression*Taux de glissement	ORDRE	0
90	Pression*Taux de glissement	RWZ	0

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de la rugosité initiale sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Rugosité	RA	6345
2	Rugosité	RI_COR	5554
3	Rugosité	R_CNOMO	5414
4	Rugosité	RI	5363
5	Rugosité	GAMMA	5207
6	Rugosité	DELTA_A	4977
7	Rugosité	B_ABOT	4771
8	Rugosité	RZ3	4596
9	Rugosité	RK	4300
10	Rugosité	A_ABOT	4300
11	Rugosité	RQ	3950
12	Rugosité	DELTA_Q	3919
13	Rugosité	SRI_COR	3555
14	Rugosité	RZ	3344
15	Rugosité	SRI	2543
16	Rugosité	RPM	2377
17	Rugosité	RV	2375
18	Rugosité	EXPO_T2	1645
19	Rugosité	LR	1574
20	Rugosité	WRI_COR	1441
21	Rugosité	WRI	1440
22	Rugosité	M2	1335
23	Rugosité	WSRI_COR	1273
24	Rugosité	WSRI	1265
25	Rugosité	RZ_5	1202
26	Rugosité	RZ_3	1173
27	Rugosité	M0	1156
28	Rugosité	S_PIC	1084
29	Rugosité	M4	1037
30	Rugosité	RT	928
31	Rugosité	RZ_4	905
32	Rugosité	RZ_2	887
33	Rugosité	EXPO_PC	883
34	Rugosité	RMAX	873
35	Rugosité	RP_5	824
36	Rugosité	RP_3	733
37	Rugosité	RZ_1	724
38	Rugosité	RV_5	675
39	Rugosité	RV_3	653
40	Rugosité	RP_4	639
41	Rugosité	ZMIN	637
42	Rugosité	A2	606
43	Rugosité	RP_2	575
44	Rugosité	ZMAX	557
45	Rugosité	RV_2	508
46	Rugosité	RV_1	494
47	Rugosité	RV_4	486

48	Rugosité	RP_1	443
49	Rugosité	SRVK	435
50	Rugosité	F4	428
51	Rugosité	SRK	422
52	Rugosité	SRPK	407
53	Rugosité	RVK	308
54	Rugosité	A1	212
55	Rugosité	SAR_COR	163
56	Rugosité	SAR	162
57	Rugosité	RPK	159
58	Rugosité	F2	158
59	Rugosité	G	157
60	Rugosité	ORDRE	141
61	Rugosité	MR2	103
62	Rugosité	RWZ	86
63	Rugosité	F1	69
64	Rugosité	WAR	67
65	Rugosité	WAR_COR	67
66	Rugosité	F3	64
67	Rugosité	LAC_EXPE	64
68	Rugosité	WSAR	58
69	Rugosité	WSAR_COR	58
70	Rugosité	EK	57
71	Rugosité	M_PIC	53
72	Rugosité	RO	49
73	Rugosité	ANGLE_PR	45
74	Rugosité	LANDA_A	41
75	Rugosité	SM	28
76	Rugosité	LAC_AIRE	28
77	Rugosité	BIGLN	26
78	Rugosité	ROMAX	23
79	Rugosité	CTE_PC	17
80	Rugosité	CTE_T2	17
81	Rugosité	SK	14
82	Rugosité	AR	14
83	Rugosité	AR_COR	14
84	Rugosité	OSCLN	11
85	Rugosité	AMNLN	10
86	Rugosité	MR1	9
87	Rugosité	DIMFREQ	5
88	Rugosité	LANDA_Q	4
89	Rugosité	TRILN	4
90	Rugosité	LAC_POND	3

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet du taux de glissement sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Taux de glissement	R_CNOMO	381
2	Taux de glissement	GAMMA	362
3	Taux de glissement	RA	362
4	Taux de glissement	DELTA_A	360
5	Taux de glissement	RI_COR	346
6	Taux de glissement	RI	342
7	Taux de glissement	RZ3	331
8	Taux de glissement	DELTA_Q	294
9	Taux de glissement	LR	287
10	Taux de glissement	RK	274
11	Taux de glissement	A_ABOT	274
12	Taux de glissement	B_ABOT	249
13	Taux de glissement	RPM	245
14	Taux de glissement	RQ	242
15	Taux de glissement	M2	225
16	Taux de glissement	SRI_COR	223
17	Taux de glissement	RZ	209
18	Taux de glissement	M0	181
19	Taux de glissement	SRI	176
20	Taux de glissement	WRI	159
21	Taux de glissement	WRI_COR	158
22	Taux de glissement	EXPO_T2	156
23	Taux de glissement	RP_4	154
24	Taux de glissement	M4	148
25	Taux de glissement	WSRI	136
26	Taux de glissement	WSRI_COR	135
27	Taux de glissement	EXPO_PC	115
28	Taux de glissement	RZ_4	113
29	Taux de glissement	RV	92
30	Taux de glissement	RT	86
31	Taux de glissement	ZMAX	86
32	Taux de glissement	RP_5	81
33	Taux de glissement	ANGLE_PR	76
34	Taux de glissement	S_PIC	75
35	Taux de glissement	RMAX	73
36	Taux de glissement	RZ_1	72
37	Taux de glissement	RZ_5	72
38	Taux de glissement	BIGLN	58
39	Taux de glissement	RP_1	58
40	Taux de glissement	A1	53
41	Taux de glissement	RPK	47
42	Taux de glissement	RZ_2	42
43	Taux de glissement	RV_1	39
44	Taux de glissement	ZMIN	38
45	Taux de glissement	RP_3	37
46	Taux de glissement	RP_2	31
47	Taux de glissement	RV_4	30

48	Taux de glissement	RV_5	26
49	Taux de glissement	SRPK	23
50	Taux de glissement	RZ_3	23
51	Taux de glissement	AMNLN	23
52	Taux de glissement	SRK	23
53	Taux de glissement	RV_2	22
54	Taux de glissement	SRVK	22
55	Taux de glissement	F4	18
56	Taux de glissement	RVK	16
57	Taux de glissement	DIMFREQ	10
58	Taux de glissement	A2	10
59	Taux de glissement	MR2	8
60	Taux de glissement	F3	8
61	Taux de glissement	LANDA_A	8
62	Taux de glissement	LANDA_Q	7
63	Taux de glissement	F2	7
64	Taux de glissement	SM	7
65	Taux de glissement	TRILN	6
66	Taux de glissement	SK	6
67	Taux de glissement	M_PIC	5
68	Taux de glissement	RV_3	4
69	Taux de glissement	LAC_AIRE	4
70	Taux de glissement	OSCLN	4
71	Taux de glissement	AR_COR	4
72	Taux de glissement	AR	4
73	Taux de glissement	CTE_PC	3
74	Taux de glissement	CTE_T2	3
75	Taux de glissement	MR1	3
76	Taux de glissement	F1	3
77	Taux de glissement	LAC_EXPE	3
78	Taux de glissement	SAR_COR	3
79	Taux de glissement	SAR	3
80	Taux de glissement	G	1
81	Taux de glissement	WAR	1
82	Taux de glissement	WAR_COR	1
83	Taux de glissement	WSAR	1
84	Taux de glissement	WSAR_COR	1
85	Taux de glissement	LAC_POND	0
86	Taux de glissement	ORDRE	0
87	Taux de glissement	EK	0
88	Taux de glissement	RO	0
89	Taux de glissement	ROMAX	0
90	Taux de glissement	RWZ	0

Classement des paramètres de rugosité pertinents pour étudier l'effet de l'interaction taux de glissement/nombre de cycles sur l'évolution de la rugosité des surfaces

Classement	Paramètre d'essai étudié	Paramètre de Rugosité	Moyenne de l'indice de performance
1	Taux de glissement*Nombre de cycles	DELTA_A	54
2	Taux de glissement*Nombre de cycles	R_CNOMO	50
3	Taux de glissement*Nombre de cycles	GAMMA	50
4	Taux de glissement*Nombre de cycles	DELTA_Q	45
5	Taux de glissement*Nombre de cycles	RI_COR	45
6	Taux de glissement*Nombre de cycles	RI	43
7	Taux de glissement*Nombre de cycles	LR	39
8	Taux de glissement*Nombre de cycles	M2	35
9	Taux de glissement*Nombre de cycles	M4	31
10	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ3	30
11	Taux de glissement*Nombre de cycles	BIGLN	27
12	Taux de glissement*Nombre de cycles	SRI_COR	26
13	Taux de glissement*Nombre de cycles	DIMFREQ	23
14	Taux de glissement*Nombre de cycles	RA	22
15	Taux de glissement*Nombre de cycles	LANDA_Q	22
16	Taux de glissement*Nombre de cycles	B_ABOT	19
17	Taux de glissement*Nombre de cycles	SRI	18
18	Taux de glissement*Nombre de cycles	A_ABOT	18
19	Taux de glissement*Nombre de cycles	RK	18
20	Taux de glissement*Nombre de cycles	RP_5	17
21	Taux de glissement*Nombre de cycles	LANDA_A	16
22	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ_4	15
23	Taux de glissement*Nombre de cycles	RV	14
24	Taux de glissement*Nombre de cycles	F1	14
25	Taux de glissement*Nombre de cycles	RQ	13
26	Taux de glissement*Nombre de cycles	RV_4	13
27	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ	13
28	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ_5	12
29	Taux de glissement*Nombre de cycles	AMNLN	11
30	Taux de glissement*Nombre de cycles	F3	11
31	Taux de glissement*Nombre de cycles	SM	10
32	Taux de glissement*Nombre de cycles	LAC_AIRE	10
33	Taux de glissement*Nombre de cycles	RV_3	8
34	Taux de glissement*Nombre de cycles	LAC_EXPE	8
35	Taux de glissement*Nombre de cycles	CTE_PC	8
36	Taux de glissement*Nombre de cycles	CTE_T2	8
37	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ_3	8
38	Taux de glissement*Nombre de cycles	M0	8
39	Taux de glissement*Nombre de cycles	RPM	7
40	Taux de glissement*Nombre de cycles	OSCLN	7
41	Taux de glissement*Nombre de cycles	SRVK	6
42	Taux de glissement*Nombre de cycles	SRK	6
43	Taux de glissement*Nombre de cycles	SRPK	6
44	Taux de glissement*Nombre de cycles	F4	6
45	Taux de glissement*Nombre de cycles	TRILN	6
46	Taux de glissement*Nombre de cycles	ANGLE_PR	6
47	Taux de glissement*Nombre de cycles	A2	5

48	Taux de glissement*Nombre de cycles	WSRI_COR	5
49	Taux de glissement*Nombre de cycles	WSRI	5
50	Taux de glissement*Nombre de cycles	RP_4	5
51	Taux de glissement*Nombre de cycles	WRI	5
52	Taux de glissement*Nombre de cycles	WRI_COR	5
53	Taux de glissement*Nombre de cycles	EXPO_T2	5
54	Taux de glissement*Nombre de cycles	RP_3	4
55	Taux de glissement*Nombre de cycles	RV_5	4
56	Taux de glissement*Nombre de cycles	RV_1	4
57	Taux de glissement*Nombre de cycles	EXPO_PC	4
58	Taux de glissement*Nombre de cycles	RMAX	4
59	Taux de glissement*Nombre de cycles	RV_2	3
60	Taux de glissement*Nombre de cycles	S_PIC	3
61	Taux de glissement*Nombre de cycles	ZMIN	3
62	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ_1	3
63	Taux de glissement*Nombre de cycles	RT	3
64	Taux de glissement*Nombre de cycles	ZMAX	3
65	Taux de glissement*Nombre de cycles	M_PIC	3
66	Taux de glissement*Nombre de cycles	RP_2	3
67	Taux de glissement*Nombre de cycles	RPK	3
68	Taux de glissement*Nombre de cycles	A1	3
69	Taux de glissement*Nombre de cycles	MR2	3
70	Taux de glissement*Nombre de cycles	RVK	2
71	Taux de glissement*Nombre de cycles	F2	2
72	Taux de glissement*Nombre de cycles	RP_1	2
73	Taux de glissement*Nombre de cycles	RZ_2	2
74	Taux de glissement*Nombre de cycles	WAR	2
75	Taux de glissement*Nombre de cycles	WAR_COR	2
76	Taux de glissement*Nombre de cycles	G	1
77	Taux de glissement*Nombre de cycles	SK	1
78	Taux de glissement*Nombre de cycles	MR1	1
79	Taux de glissement*Nombre de cycles	WSAR	1
80	Taux de glissement*Nombre de cycles	WSAR_COR	1
81	Taux de glissement*Nombre de cycles	LAC_POND	1
82	Taux de glissement*Nombre de cycles	AR_COR	1
83	Taux de glissement*Nombre de cycles	AR	1
84	Taux de glissement*Nombre de cycles	SAR_COR	1
85	Taux de glissement*Nombre de cycles	SAR	1
86	Taux de glissement*Nombre de cycles	EK	0
87	Taux de glissement*Nombre de cycles	ROMAX	0
88	Taux de glissement*Nombre de cycles	RO	0
89	Taux de glissement*Nombre de cycles	ORDRE	0
90	Taux de glissement*Nombre de cycles	RWZ	0