



HAL
open science

Reproduction expérimentale du contact roue-rail à échelle réduite : Voies de formation des sources de défauts

Pierrick Merino

► **To cite this version:**

Pierrick Merino. Reproduction expérimentale du contact roue-rail à échelle réduite : Voies de formation des sources de défauts. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Lyon, 2019. Français. NNT : 2019LYSEI101 . tel-02902125

HAL Id: tel-02902125

<https://theses.hal.science/tel-02902125>

Submitted on 17 Jul 2020

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.



N°d'ordre NNT : **2019LYSEI101**

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

Ecole Doctorale MEGA N°EDA162
Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique

Spécialité : Génie mécanique

Soutenue publiquement le 29/11/2019, par :

Pierrick MERINO

**Reproduction expérimentale du contact
roue-rail à échelle réduite :
Voies de formation des sources de
défauts**

Devant le jury composé de :

| | | | |
|------------------|-----------------------|-------------------------------|--------------------|
| Lebon, Frédéric | Professeur | Université d'Aix Marseille | Président |
| Risbet, Marion | Professeure | UTC | Rapporteuse |
| Massi, Francesco | Professeur | Universita Di Roma - SAPIENZA | Rapporteur |
| Boutet, Pierre | Docteur | RATP | Examineur |
| Saulot, Aurélien | Professeur | INSA LYON | Directeur de thèse |
| Berthier, Yves | Emérite | CNRS | Examineur |
| Cazottes, Sophie | Maitre de Conférences | INSA LYON | Invitée |
| Vittecoq, Eric | Docteur | HEPIA Genève | Invité |

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

| SIGLE | ECOLE DOCTORALE | NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE |
|-----------|--|--|
| CHIMIE | <p>CHIMIE DE LYON</p> <p>http://www.edchimie-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage secretariat@edchimie-lyon.fr INSA : R. GOURDON</p> | <p>M. Stéphane DANIELE Institut de recherches sur la catalyse et l'environnement de Lyon IRCELYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 Avenue Albert EINSTEIN 69 626 Villeurbanne CEDEX directeur@edchimie-lyon.fr</p> |
| E.E.A. | <p>ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</p> <p>http://edeea.ec-lyon.fr Sec. : M.C. HAVGOUDOUKIAN ecole-doctorale.eea@ec-lyon.fr</p> | <p>M. Gérard SCORLETTI École Centrale de Lyon 36 Avenue Guy DE COLLONGUE 69 134 Écully Tél : 04.72.18.60.97 Fax 04.78.43.37.17 gerard.scorletti@ec-lyon.fr</p> |
| E2M2 | <p>ÉVOLUTION, ÉCOSYSTÈME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION</p> <p>http://e2m2.universite-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : H. CHARLES secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr</p> | <p>M. Philippe NORMAND UMR 5557 Lab. d'Ecologie Microbienne Université Claude Bernard Lyon 1 Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 Novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX philippe.normand@univ-lyon1.fr</p> |
| EDISS | <p>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES- SANTÉ</p> <p>http://www.ediss-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : M. LAGARDE secretariat.ediss@univ-lyon1.fr</p> | <p>Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 Avenue Jean CAPELLE INSA de Lyon 69 621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax : 04.72.68.49.16 emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr</p> |
| INFOMATHS | <p>INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES</p> <p>http://edinfomaths.universite-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage Tél : 04.72.43.80.46 infomaths@univ-lyon1.fr</p> | <p>M. Luca ZAMBONI Bât. Braconnier 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.26.23.45.52 zamboni@maths.univ-lyon1.fr</p> |
| Matériaux | <p>MATÉRIAUX DE LYON</p> <p>http://ed34.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bât. Direction ed.materiaux@insa-lyon.fr</p> | <p>M. Jean-Yves BUFFIÈRE INSA de Lyon MATEIS - Bât. Saint-Exupéry 7 Avenue Jean CAPELLE 69 621 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.85.28 jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr</p> |
| MEGA | <p>MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GÉNIE CIVIL, ACOUSTIQUE</p> <p>http://edmega.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bât. Direction mega@insa-lyon.fr</p> | <p>M. Jocelyn BONJOUR INSA de Lyon Laboratoire CETHIL Bâtiment Sadi-Carnot 9, rue de la Physique 69 621 Villeurbanne CEDEX jocelvn.bonjour@insa-lyon.fr</p> |
| ScSo | <p>ScSo*</p> <p>http://ed483.univ-lyon2.fr Sec. : Véronique GUICHARD INSA : J.Y. TOUSSAINT Tél : 04.78.69.72.76 veronique.cervantes@univ-lyon2.fr</p> | <p>M. Christian MONTES Université Lyon 2 86 Rue Pasteur 69 365 Lyon CEDEX 07 christian.montes@univ-lyon2.fr</p> |

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science

Remerciements

Les travaux de cette thèse ont été financés par la RATP et réalisés au sein du laboratoire LaMCoS de l'INSA de Lyon.

Je souhaite remercier sincèrement Aurélien Saulot et Yves Berthier pour l'encadrement pendant ces années de thèse, pour les échanges constructifs que nous avons pu avoir, et pour m'avoir accordé leur confiance scientifiquement et humainement. Je tiens à remercier la RATP et ainsi Xavier Quost, Samuel Simon et Pierre Boutet, pour avoir rendu possible la réalisation du projet Triboring, la thèse et son suivi.

Les résultats présentés dans ce mémoire sont également le fruit de collaboration avec les laboratoires Mateis de l'INSA de Lyon et Roberval de l'UTC. Je remercie grandement Sophie Cazottes et Marion Risbet, (qui a également rapporté ce mémoire), Vincent Lafilé et Salima Bouvier pour les partenariats et échanges scientifiques d'avoir contribué à la dimension « matériau » de cette thèse. Je remercie Francesco Massi pour le temps passé et les retours sur le mémoire ainsi que les discussions autour de la caractérisation du banc d'essai. La réalisation du banc d'essai et ainsi cette thèse n'aurait pas été possible sans l'expertise d'Eric Vittecoq, que je remercie pour son implication sur la conception et le développement passé et futur de Triboring. Je remercie particulièrement Pascal Veuillet pour son implication pour l'accueil du banc dans les locaux du CEREP ainsi que son investissement pour le bon fonctionnement des essais, de la réception des éprouvettes à leur découpe pour analyse.

Cette thèse n'aurait pas été la même sans toutes les personnes qui m'ont accompagné, en tant que collègues et amis, pour les bons moments passés, pendant et en dehors de la thèse.

Adriana, Alberto, Alejandro, Alessandro, Amira, Benoît, Bilel, Bogdan, Charlotte, Cyril, Davide, Dimitri, Eléonore, Etienne, Eymar, Fabien, Ghassen, Grégoire, Guillaume, Ilaria, Jacoppo, JB, Jean, Jean-David, Jérôme, Julian, Komla, Léo, Loïc, Lucas, Manu, Maria, Marine, Martial, Martin, Mihaela, Mirela, Nathalie, Nina, Olivier, Pauline, Pierre, Rabbi, Romain, Romain, Samy, Sayed, Serge, Stéphane, Stéphane, Tommy, Thomas, Valentin, Valentin, et Hugo.

Enfin je remercie mes proches qui m'ont accompagné pendant ces quelques années de thèse, près de moi ou à distance, en particulier mes sœurs mes parents et ma grand-mère.

Table des matières

| | |
|---|----|
| Nomenclature..... | 1 |
| Résumé..... | 3 |
| Abstract | 4 |
| Introduction générale..... | 5 |
| I Chapitre 1 : du contact roue-rail en voie aux bancs d'essai le reproduisant | 9 |
| I.1 Introduction..... | 10 |
| I.2 Maintenance et accident..... | 10 |
| I.3 La roue..... | 11 |
| I.4 Le rail | 13 |
| I.4.1 Géométrie de la voie et du rail..... | 13 |
| I.4.2 Nuances d'acier et microstructure du rail..... | 15 |
| I.5 Le contact Roue-rail..... | 20 |
| I.5.1 <i>Creepage</i> et taux de glissement | 21 |
| I.5.2 Problème normal..... | 23 |
| I.5.3 Problème tangent..... | 25 |
| I.6 Outils de compréhension du fonctionnement du contact sec..... | 27 |
| I.7 Usure | 31 |
| I.8 Fatigue..... | 32 |
| I.8.1 Head Check..... | 33 |
| I.9 Compétition Usure-Fatigue | 34 |
| I.10 Bancs d'essais ferroviaires..... | 35 |
| I.10.1 Bi-disques | 38 |
| I.10.2 Roue sur rouleau | 39 |
| I.10.3 Essieu (ou bogie) sur rouleau | 40 |
| I.10.4 Galet sur rail linéaire | 41 |
| I.10.5 Roue sur rail..... | 42 |
| I.10.6 Essieu (ou bogie) sur rails | 43 |
| I.10.7 Galet sur rail circulaire..... | 44 |
| I.11 Projet Triboring | 47 |
| II Chapitre 2 : « signature » du banc d'essai Triboring..... | 48 |
| II.1 Introduction..... | 49 |
| II.2 Cahier des charges..... | 49 |
| II.3 Issues du besoin ferroviaire : les degrés de liberté de Triboring | 50 |
| II.4 Choix du dispositif de mise en rotation du rail..... | 51 |
| II.5 La couronne, un procédé de fabrication proche du rail en voie | 52 |

| | | |
|---|---|-----|
| II.6 | Mise en rotation du galet | 54 |
| II.7 | Mise en charge du galet : cellule tribologique | 56 |
| II.8 | Analyse cinématique | 57 |
| II.9 | Analyse dynamique | 58 |
| II.10 | Paramètres significatifs du contact | 65 |
| II.10.1 | Pression de contact | 65 |
| II.10.2 | Variabilité du taux de glissement | 69 |
| II.10.3 | Analyse des efforts induits lors de la mise en place d'un essai..... | 77 |
| II.11 | Bilan de l'analyse du banc Triboring..... | 91 |
| III | Chapitre 3 : voies de reproduction des sources de défauts..... | 92 |
| III.1 | Introduction..... | 93 |
| III.2 | Le Squat | 93 |
| III.3 | La Phase Blanche | 94 |
| III.4 | Formation thermique de la phase blanche | 95 |
| III.5 | Formation mécanique de la phase blanche | 96 |
| III.6 | Autres défauts de type squat et phases de type phase blanche..... | 99 |
| III.6.1 | Brown Etching Layer | 99 |
| III.6.2 | <i>Stud</i> | 99 |
| III.7 | Modélisation numérique de la phase blanche | 100 |
| III.8 | Reproduction expérimentale de la phase blanche..... | 100 |
| III.8.1 | Etat de l'art..... | 100 |
| III.8.2 | Campagnes de reproduction de la phase blanche mécanique au LaMCoS | 104 |
| III.9 | Essais sur Triboring..... | 106 |
| III.9.1 | Couronne (5) sans couche fusible : Effet de l'acétate d'éthyle lors de la préparation des galets. 107 | |
| III.9.2 | Couronne écroûie (4), effet de la présence d'une couche fusible écroûie | 111 |
| III.9.3 | Couronne corrodée (6), effet de la présence d'une couche corrodée sur le galet et la couronne | 139 |
| III.10 | Conclusion | 150 |
| Conclusion générale et perspectives..... | | 152 |
| Conclusion générale | | 152 |
| Perspectives..... | | 155 |
| Références..... | | 157 |
| Annexes | | 167 |
| Répartition géographique de bancs d'essai ferroviaire | | 167 |
| Présentation du tour mécanique, base rotation du rail de Triboring | | 169 |
| Analyse du déplacement de la face avant lors de la descente du parallélogramme..... | | 172 |

| | |
|---|-----|
| Résultats du modèle Abaqus de contact sur le banc Triboring..... | 173 |
| Essai #1 R_{gy} 70mm Roulis 0° | 173 |
| Essai #2 R_{gy} 70mm Roulis 0.3° | 174 |
| Essai #3 R_{gy} 250mm Roulis 0° | 174 |
| Hypothèses d'explication du saut d'effort transversal à la mise en rotation des essais Triboring. | 176 |
| Hypothèse 1 Effet de l'asservissement moteur | 176 |
| Hypothèse 2 Désalignement des axes de rotation..... | 177 |
| Analyse d'une série d'essai avec galet au rayon de bombé $R_{gy} = 0,250m$ | 183 |
| Etudes des efforts..... | 185 |
| Etude de la surface des bandes de roulement après essais..... | 187 |
| Modification des éprouvettes : galet | 190 |
| Analyse d'une première série d'essai avec galet au rayon de bombé $R_{gy} = 0,070m$ | 192 |
| Modification des éprouvettes : couronne..... | 195 |
| Campagne bi-disques 2012 | 200 |
| Analyse KAM des couronnes 4 et 6 | 202 |

Nomenclature

| | |
|------------------|--|
| Indice c | Relatif à la couronne |
| Indice g | Relatif au galet |
| Indice r | Relatif au rail |
| Indice w | Relatif à la roue ferroviaire |
| | |
| Indice i | Initial |
| | |
| Indice e | Ejection |
| Indice i | Interne (dans le cas de débits) |
| Indice $_{Lat}$ | Latéral |
| Indice $_{Long}$ | Longitudinal |
| Indice r | Recirculation (dans le cas des débits) |
| Indice s | Source |
| Indice w | Usure (dans le cas des débits) |
| | |
| a | Demi-axe longitudinal de l'ellipse du contact roue-rail (mm) |
| b | Demi-axe latéral de l'ellipse du contact roue-rail (mm) |
| E | Module de Young (GPa) |
| f | Coefficient de frottement (sans dimension) |
| F | Force (N) |
| g | L'accélération de la gravité $9.8m/s^2$ |
| m | masse (kg) |
| N | Force normale (N) |
| P_H | Pression maximale de Hertz (GPa) |
| Q | Débit de premier ou troisième corps (sans dimension) |
| R | Rayon (mm) |
| V | Vitesse (m/s) |
| V_A | Vitesse d'avance (m/s) |
| V_R | Vitesse de la roue (m/s) |

| | |
|---------------|--|
| α | Angle de lacet (°) |
| $\gamma\%$ | Taux de glissement (sans dimension) |
| ε | Déformation (sans dimension) |
| θ | Angle de roulis (°) |
| ν | Coefficient de Poisson (sans dimension) |
| ν_x | Pseudo-glissement longitudinal (creepage) (sans dimension) |
| ν_y | Pseudo-glissement transversal (sans dimension) |
| ρ | Densité (kg/m ³) |
| σ | Contrainte (MPa) |
| Φ | Pseudo-glissement en rotation (spin) (sans dimension) |
| ω | Vitesse de rotation (rad/s) |

Résumé

Face au développement du transport ferroviaire, la sécurité demeure la principale préoccupation des exploitants de réseaux ferrés. En particulier, la compréhension des phénomènes sources des défauts de fatigue de roulement (RCF) mettant en jeu l'intégrité du rail, est nécessaire pour limiter les risques d'accidents. La phase blanche, associée à la formation du défaut de squat, est difficile à reproduire mécaniquement en laboratoire. L'utilisation de bancs d'essai permet de reproduire plusieurs aspects du contact roue-rail selon des critères choisis, mais nécessite de faire des compromis. Le banc Triboring développé au LaMCoS avec la RATP, comble un manque en proposant notamment une géométrie galet sur rail circulaire pour reproduire au mieux les conditions tribologiques du contact roue-rail.

Le développement d'un banc d'essai nécessite d'évaluer sa « signature », c'est-à-dire d'identifier et de discerner les phénomènes mesurés correspondant à la réponse intrinsèque du banc en fonctionnement, de ceux correspondant à la réponse de l'interaction roue-rail considérée. Une analyse notamment dynamique et cinématique a permis de caractériser le banc et d'optimiser sa réponse en faisant évoluer la géométrie des éprouvettes.

La réponse tribologique du banc a été optimisée par l'introduction d'une couche qualifiée de « fusible tribologique », lors de la préparation des éprouvettes. Cette couche surfacique permet de retarder l'accommodation des vitesses par usure au profit du cisaillement des premiers corps et des Transformations Tribologiques de Surface (TTS), telles que la phase blanche. Deux couches fusibles, écrouies et corrodées ont été éprouvées, et permettent une nette réduction de l'usure.

Les analyses tribologiques et métallurgiques des bandes de roulement en surface et des coupes ont permis d'appréhender l'effet des différentes sollicitations mécaniques sur l'évolution de la microstructure du rail en proche surface. La transformation de cette dernière amène le matériau vers la formation d'îlots de phase blanche d'origine mécanique à la surface.

Abstract

The safety issue is still the main concern of railway network due to the development of railway transportation and the increase of the amount of passengers. The understanding of the origin of the rolling contact fatigue (RCF) defect, is one key to safety requirements. The White Etching Layer associated to the initiation of the squat defect is hardly recreated. The use of laboratory test bench enable the replication of the wheel-rail contact. Nevertheless, only a fraction of the characteristic parameters is taken into account and compromises are necessary. The test bench "Triboring" built at LaMCoS, fulfills a gap in the existing apparatus. The "roller on circular rail" design was chosen to fit the tribological behavior of wheel-rail contact, and replicate RCF defects.

The production of a test bench required to relate and differentiate the measured data to the phenomena corresponding to the operating from the phenomena corresponding to wheel-rail contact. The bench was characterized with dynamic and cinematic analysis. The design of the sample was improved.

The tribological behavior of the bench was optimized with the preparation of the initial surface of the samples and the production of a tribological "fuse". This layer delays the speed accommodation by wear and benefit the shear of the first bodies and the formation a Tribological Transformation of Surface (TTS), as the White Etching Layer. The two different fuse layer created (Run-in and oxidized), induced a significant wear reduction.

The tribological and metallurgical analysis of the surfaces and cuts of the sample, enabled to the explanation of the evolution of the microstructure of the rail close to the surface, submitted to various mechanical solicitations. The transformation of this microstructure led to the formation of white etching layer mechanically formed.

Introduction générale

Le transport par voie ferrée, dans la forme que nous connaissons de nos jours, s'est initié puis développé au milieu du XIX^{ème} siècle dans un contexte de révolution industrielle. Il a été motivé par des besoins en pleine expansion de transports de marchandises et de personnes, ceci impliquant des innovations technologiques telles que le développement de la machine à vapeur. Les réseaux ferrés ont été ainsi développés d'abord dans le but de relier des villes séparées de plusieurs centaines de kilomètres, présentant chacune au moins une gare en centre-ville. Le réseau français représente en 2015, 28808km de lignes exploitées (Autorité de Régulation des Activités Ferroviaires et Routières, 2018). De nos jours le transport des marchandises par voie ferroviaire est en recul en France, il a diminué de presque de moitié entre les années 2000 et 2017, mais dans le même temps le transport de passagers a augmenté de 35% (Commission des Comptes des Transports de la Nation, 2018).

Le développement des villes autour d'un modèle principalement fondé sur les déplacements en voiture individuelle a contribué lors de l'essor des zones péri-urbaines et à l'étalement urbain, avec notamment le renvoi en périphérie des zones commerciales conçues pour un accès en voiture, et des quartiers résidentiels hors centre, et participant ainsi à la désertification et dévitalisation des centres des villes de taille moyenne (Héran, 2015; Razemon, 2017, 2016). En revanche les grandes agglomérations bénéficient toujours d'un attrait économique en centre-ville notamment par la présence de quartiers d'affaires. Aussi, ces centres bénéficient historiquement d'une bonne connexion ferroviaire avec les autres agglomérations, et également d'investissements sur les Lignes à Grande Vitesse (LGV) avec 38% des investissements ferroviaires entre 1990 et 2015, (Commission des Comptes des Transports de la Nation, 2018), alors que les transports en TGV ne représentent que 10% des voyageurs en trains en 2016 (Autorité de Régulation des Activités Ferroviaires et Routières, 2018). La surutilisation de la voiture en ville et en périphérie a des conséquences sur la santé via la pollution atmosphérique, la sédentarité, les nuisances sonores etc., (la moitié des émissions d'oxyde d'azote en Île de France provient des véhicules diesel), mais également économiques (temps passé dans les embouteillages et les transports, coût économique des problèmes de santé)(Commissariat général au développement durable, 2018; Razemon, 2018).

Le transport ferroviaire urbain et péri-urbain répond en partie à ces problématiques tant sur les aspects écologiques (émission de gaz à effet de serre et de particules fines participant à la pollution atmosphérique), économiques (pour la société et le particulier : le coût au kilomètre pour l'utilisateur en voiture à 0.25€, est deux fois supérieur à celui en transports en commun de 0.12€), et de temps (en 2017, 97.7% des métros et 87.3% des RER sont arrivés avec moins de 5 minutes de retard en Île de France) (Héran, 2015; Observatoire des déplacements à Paris, 2018). Ce mode de transport déjà bien emprunté, est en plein développement, et peut potentiellement continuer de se développer.

En effet la fréquentation ferroviaire est très majoritairement utilisée de nos jours pour des déplacements de proximité. En 2016, sur 1.4 milliards de passagers transportés en train en France, 88% l'a réalisé pour des trajets du quotidien dont 860 millions en Île de France (Autorité de Régulation des Activités Ferroviaires et Routières, 2018, 2017).

Depuis le début des années 2000, le rapport annuel des transports de la ville de Paris relève une augmentation régulière de lors de 1% par an du nombre de voyages effectués en moyen ferré (métro, tramway, RER et Transilien) (Observatoire des déplacements à Paris, 2018). De plus, l'allongement des

trajets quotidiens en particulier des trajets domicile travail, peut participer à cette évolution (Commissariat général au développement durable et al., 2010), et en France en 2015, la proportion de trajets domicile-travail de moins de 4km effectués en voiture est encore de 62%, contre 21% pour les transport en commun (Institut National de la Statistique et des Etudes Economiques, 2017).



Figure 1 Le RER, transport urbain et péri-urbain parisien (Photo RATP)

Ainsi la demande grandissante des transports ferroviaires urbains et péri-urbain, motivée par des arguments géographiques, économiques, de santé et écologique, a des conséquences sur l'exploitation des réseaux ferroviaires. Certaines lignes de tram à Paris sont victimes de leur succès (Razemon, 2019), et le tronçon central de la ligne A du RER parisien est la voie la plus chargée en Europe en 2011 avec près de 160 000 tonnes par jour (Simon, 2014). Ainsi les vitesses d'exploitation sont rehaussées, la fréquence de passage des rames et la capacité de celles-ci multipliées, ceci induisant des sollicitations en chargement, accélérations et freinages d'autant plus sévères pour le matériel roulant et les infrastructures fixes. Le réseau en Île de France n'a bénéficié que de 13% des investissements ferroviaires entre 1990 et 2015 (Commission des Comptes des Transports de la Nation, 2018), mais les investissements de maintenance demeurent pour garantir la sécurité des passagers.

Dans ce contexte les exploitants ferroviaires poursuivent leurs travaux de recherche pour comprendre et prévenir l'apparition des défauts de fatigue de roulement (RCF) tels que le squat, qui peuvent être à l'origine de rupture du rail. Le consortium IDR2 créé dans les années 1990, dans lequel s'inscrivent ces travaux de thèse, permet l'échange de travaux entre les acteurs principaux du ferroviaire français : la RATP, la SNCF, British Steel etc. La compréhension des phénomènes dégradant le rail et mettant en jeu sa fonction de guidage du véhicule sur la voie, tels que l'usure et les défauts de fatigue de roulement, nécessite des investigations de terrain, numériques et expérimentales. Les moyens expérimentaux mis en place pour reproduire un défaut tel que la phase blanche, requièrent une reproduction des conditions de contact similaires à celles se produisant en voie. En particulier la reproduction des débits de premiers et troisièmes corps (Godet, 1984) n'est pas toujours maîtrisée et peut aboutir à l'exacerbation de l'usure. Au cours de la thèse, le banc d'essai Triboring a été développé par le LaMCoS en partenariat avec la RATP, afin de reproduire au mieux le contact roue-rail dans des conditions, notamment tribologiques, pour permettre l'apparition et l'étude de défauts ferroviaires. Le premier objectif de la thèse consiste en la validation des propriétés du banc par rapport à ces

objectifs. Le second réside en l'étude et la reproduction de la phase blanche, selon un processus de formation mécanique similaire à celui observé à proximité des défauts de squat relevé sur le réseau RATP.



Figure 2 Défaut de Squat sévère observé en voie

Ce manuscrit de thèse s'articule ainsi autour de trois chapitres :

- Le chapitre 1 est dédié à une étude bibliographique liée au contact roue-rail. Les caractéristiques des éléments roulants ainsi que de l'infrastructure fixe sont abordées afin de définir ensuite leurs interactions. Les conséquences des sollicitations sur la fonction de guidage du rail et la sécurité des passagers sont décrites. Les outils tribologiques de description du contact sec sont ensuite présentés afin d'établir une comparaison des dispositifs expérimentaux de reproduction du contact roue-rail existants de nos jours. De cette comparaison émerge un manque, qui justifie le besoin du banc d'essai Triboring de type galet sur rail circulaire, qui permet de respecter au mieux le comportement tribologique du contact roue-rail.
- Le chapitre 2 décrit le banc d'essai Triboring et, plus particulièrement, analyse sa « signature ». Les dispositions préalables au montage du banc sont présentées. L'analyse mécanique via les efforts dans les trois directions mesurés pendant les essais et les contraintes calculées par un modèle numérique, l'analyse cinématique du banc modélisée et mesurée, et la réponse vibratoire du banc, ont chacune été analysées et expliquées. Les analyses d'essais présentées en annexe et des caractéristiques du banc ont permis de converger vers une configuration d'essai adaptée à la reproduction du contact roue-rail.
- Le chapitre 3 remplit deux objectifs menés de front. Le premier est de converger vers une méthode tribologique expérimentale par l'utilisation d'une couche « fusible », visant à minimiser une usure non représentative observée dans des essais de roulement. Le second objectif consiste à reproduire des phases blanches mécaniquement plutôt que thermiquement. Une analyse des bandes de roulement et des débits de premiers et de troisième corps a été menée après réalisation d'essais dans différentes configurations représentatives du contact roue-rail. Des coupes métallurgiques longitudinales et transversales ont été analysées au MEB par analyse des émissions SE et EBSD, et ont permis de décrire l'évolution de la microstructure en fonction des sollicitations appliquées, et ceci jusqu'à la formation de phase blanche.



Figure 3 Banc d'essai Triboring de type galet sur rail circulaire

I Chapitre 1 : du contact roue-rail en voie aux bancs d'essai le reproduisant



I.1 Introduction

Le transport de personnes par voie ferroviaire étant en plein expansion comme décrit en introduction générale, les exploitants doivent garantir la sécurité des passagers et maintenir la fonction de guidage du véhicule sur la voie. Ce chapitre décrit les différents éléments du contact roue-rail séparément et leurs interactions, puis se consacre au moyen de reproduire expérimentalement ce contact.

I.2 Maintenance et accident

Les passages répétés des rames dans ces conditions sévères peuvent être à l'origine d'amorces de fissures. Si ces fissures se propagent sous la surface pour remonter plus loin, on observe alors des défauts d'écaillage. Lorsque les fissures plongent au cœur du rail ces défauts de fatigue peuvent, s'ils ne sont pas repérés puis traités à temps, entraîner la rupture du rail et des accidents dramatiques (Magel et al., 2016). Dans ces conditions le rail ne remplit plus sa fonction première : garantir le guidage du train (du matériel roulant) et éviter son déraillement. Ce fut le cas notamment à Hatfield au Royaume-Uni en 2000, lors duquel la rupture d'un rail affecté de plusieurs défauts de fatigue a entraîné le décès de 4 personnes et blessé 70 autres ; ou, plus récemment, l'accident ayant eu lieu à proximité de Grainford au Canada en octobre 2013, durant lequel un train de transport de pétrole a déraillé suite à la rupture d'un rail présentant des défauts de fatigue transversaux. (Government of Canada, 2015). Également, une usure importante de rail peut réduire de manière critique la taille du champignon sur lequel repose la roue, et entraîner sa rupture. Certains défauts peuvent être causés par la défaillance d'autres pièces liées au rail tel que le dévissage des boulons des éclisses à Brétigny sur Orge en 2013 (Kounoudji, 2016).

Afin de garantir la sécurité des usagers, le travail de maintenance joue alors un rôle préventif primordial pour localiser et identifier ces défauts dans un premier temps, avant de mettre en place des mesures correctives. Pour cela des moyens non destructifs sont utilisés tels que, la visualisation optique, à l'œil nu et par caméra pour les défauts de surface, ou la détection par ultrasons, les capteurs à courants de Foucault (Popović et al., 2015), pour repérer notamment la présence de fissures en profondeur. D'autres technologies sont également à l'étude comme la combinaison d'inspections par caméra optique et infrarouge (Tang et al., 2017) ainsi que la détection par rayons X (Ishida et al., 2014).

Le défaut repéré, des étapes de meulage peuvent alors supprimer les fissures peu profondes ainsi que les défauts suffisamment superficiels et redonner au rail le profil d'origine. (Magel and Kalousek, 2002). Il convient que les opérations de meulage ait lieu à des fréquences adaptées en fonction de l'exploitation de la ligne (Cuervo et al., 2015), que les paramètres de meulage soient ajustés afin de reformer un profil préventif (Dollevoet, 2010), et de ne pas créer ou laisser des amorces de fissures (Steenbergen, 2016). Enfin, pour des fissures déjà présentes trop en profondeur, il est alors nécessaire de remplacer le coupon de rail. Le coût lié à ces opérations de maintenance est élevé mais nécessaire.

Toutefois avant les opérations curatives, il convient de prévenir en amont l'apparition de ces défauts de fatigue de contact et pour cela comprendre au mieux le contact roue-rail. Ainsi dans ce chapitre, le contact roue rail sera abordé séparément en premier lieu : le rail et la roue, qui peuvent être élargis à la voie et au matériel roulant. Puis seront abordés les interactions entre ces deux éléments, c'est-à-dire le contact roue-rail, ses caractéristiques et les outils permettant de l'appréhender. Ensuite les

conséquences de ces types de contact sur le rail seront décrites. Plus particulièrement, les phénomènes d'usure et de fatigue seront abordés. Enfin, les moyens existants actuellement pour décrire et investiguer le contact roue-rail seront présentés et permettront de mettre en évidence le manque d'outil de reproduction du contact.

1.3 La roue

La roue est l'élément mobile du train permettant d'assurer le guidage de ce dernier. Différentes parties la composent dont la bande de roulement avec un profil spécifique plutôt conique permettant l'auto-centrage des essieux, et le boudin afin de prévenir le déraillement. En effet, lorsque l'essieu ainsi formé de deux cônes se décale latéralement, la différence de vitesse de rotation induite par la différence de diamètre au niveau du contact, entraîne théoriquement le recentrage de l'essieu par rapport à la voie.

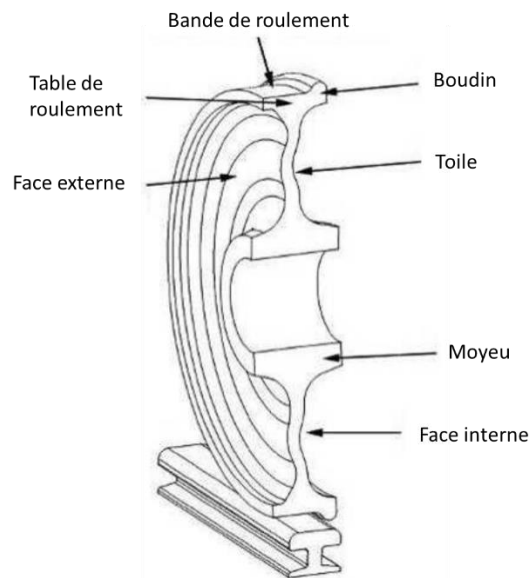


Figure 4 Schéma des différentes parties d'une roue ferroviaire (Roux, 2017)

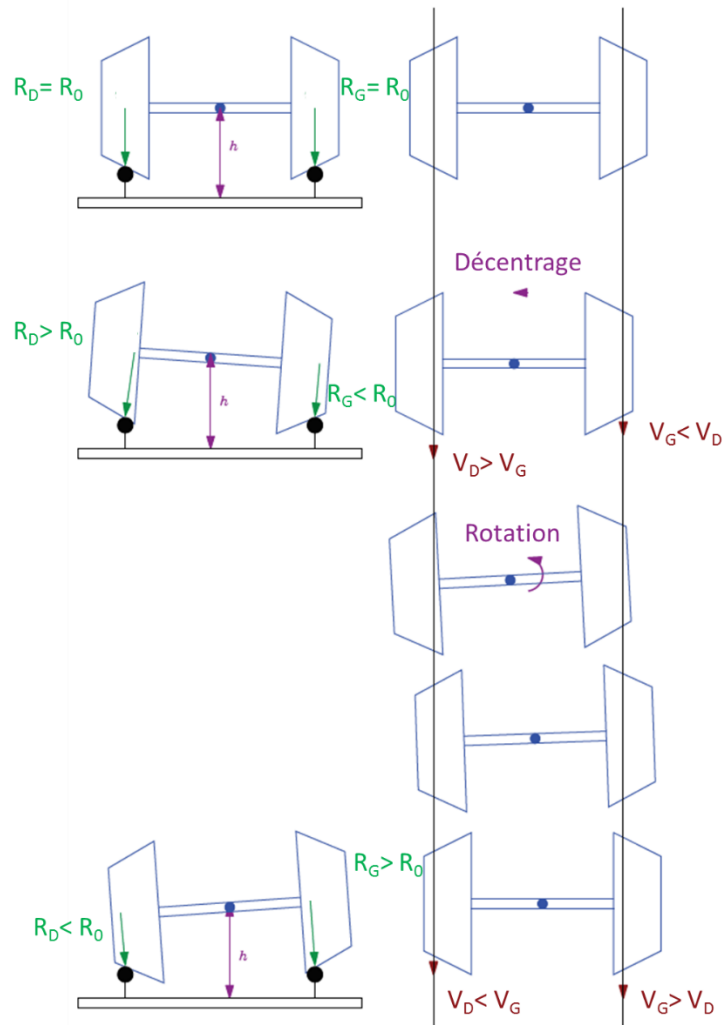


Figure 5 Mouvement d'un bi-cône sur deux files de rail par (Quost, 2005)

La plupart des roues sont fabriquées en différentes nuances d'acier de ER6 à ER9 (selon la norme EN13262) associées à une teneur en carbone variant entre 0.5 et 0.6% de la composition chimique. Elles sont d'abord forgées à la presse avant de percer le moyeu. Elles sont ensuite laminées puis ondulées à la presse. Pour terminer, elles sont soumises à un traitement thermique de trempe puis de revenu. Ce processus implique un fibrage de la matière induisant de l'anisotropie au niveau de la microstructure, mais aussi un gradient de dureté et des propriétés mécanique notamment dans la profondeur de la roue (Roux, 2017).

| Composition chimique (% masse) | | | | | | | | | | |
|--------------------------------|------|-----|-----|------|-----|-----|------|-----|------|----------|
| Roue | C | Si | Mn | P | S | Cr | Mo | Ni | V | Cr+Mo+Ni |
| ER7 | 0.52 | 0.4 | 0.8 | 0.02 | 0.3 | 0.3 | 0.08 | 0.3 | 0.06 | 0.5 |
| ER9 | 0.6 | 0.4 | 0.8 | 0.02 | 0.3 | 0.3 | 0.08 | 0.3 | 0.06 | 0.5 |

Tableau 1 Composition chimique des aciers à roue ER7 et ER9

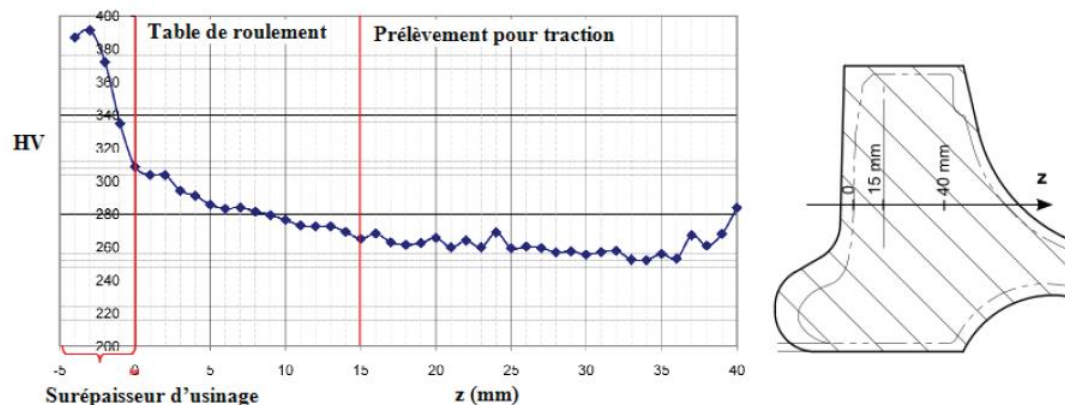


Figure 6 Filiation de dureté en profondeur de l'acier ER7 par Langueh (Langueh, 2013)

Le contact roue-rail est à l'origine de défauts à la surface des roues tel que le shelling, des fissurations dues à des échauffements importants ou à des dommages provoqués par des sollicitations dynamiques dues à la présence de singularités sur la voie. Le roulement de la roue sur le rail entraîne également une usure de la roue, changeant son profil et pouvant concentrer les contraintes sur les zones restreintes, devenant alors propices pour l'amorçage de fissures.

Ces sollicitations peuvent mettre en défaut la fonction de guidage de la rame sur le rail. Ainsi, l'étude du comportement des roues ferroviaires est primordiale. Néanmoins, l'inspection et le contrôle de l'infrastructure fixe étant plus complexes par rapport au matériel roulant, l'anticipation et la compréhension des avaries du rail sont elles aussi primordiales. Les travaux présentés dans ce manuscrit seront davantage portés sur la compréhension et la reproduction de phénomène d'usure et de fatigue qui surviennent sur le rail et sur la roue.

1.4 Le rail

1.4.1 Géométrie de la voie et du rail

Plusieurs éléments dont le rail font partie intégrante de la voie ferrée. Parmi eux le ballast et les traverses ont un rôle sur la réponse dynamique du contact roue-rail, au même titre que le matériel roulant en considérant les différentes suspensions des trains. Les paramètres de tracé de voie sont définis selon trois rotations qui correspondent à la courbure horizontale en virage (axe vertical), à la courbure verticale en pente (axe horizontal transversal à l'avance) et au dévers pour compenser les effets centrifuges en virage (axe d'avance). Durant la pose de voie, des défauts tels que les excès de dévers, d'écartement (horizontal) entre les rails, de dressage (erreur locale sur la courbure horizontale) ou de nivellement (erreur locale sur la courbure verticale d'un ou des deux rails), peuvent apparaître et entraîner l'amorçage prématuré de fissures sur le rail, comme a pu le montrer Panunzio à l'aide d'une analyse stochastique des irrégularités de la voie (Panunzio, 2018; Panunzio et al., 2017).

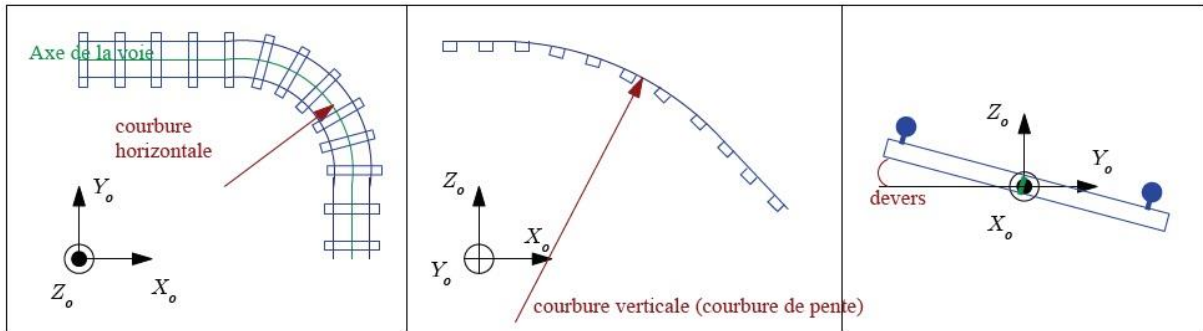


Figure 7 Paramètres du tracé de voie schéma de Quost (Quost, 2005)

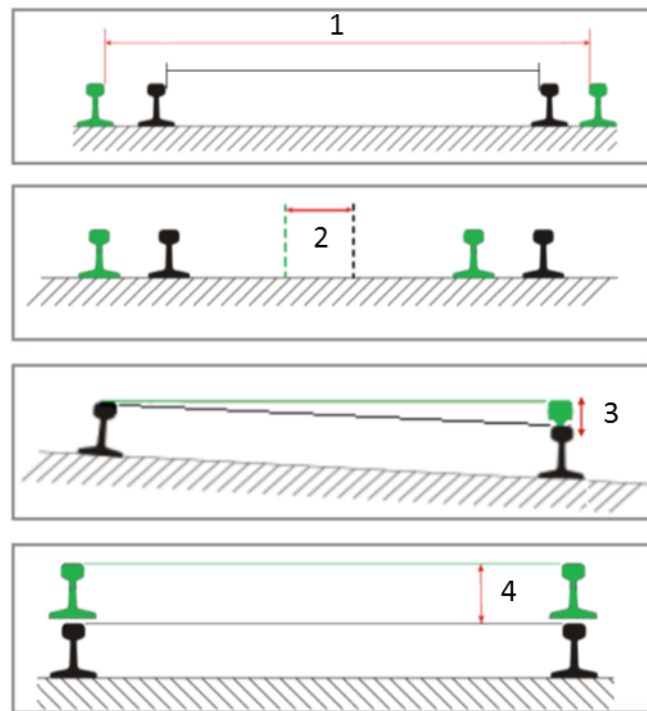


Figure 8 Défauts de géométrie de voie : 1 Ecartement, 2 Dressage, 3 Dévers ou Nivellement transversal, 4 Surélévation ou Nivellement longitudinal. Schéma de Panunzio (Panunzio, 2018)

Au même titre que le tracé de la voie et ses éventuels défauts, la géométrie du rail conditionne en partie le positionnement de la roue sur le rail. Elle est définie par un profil normé (EN13674), à travers la définition de la partie supérieure (bande ou table de roulement), des flancs ou joues sur les côtés et des congés de raccordement entre ces deux zones. La position de la roue sur le rail dépend également de la géométrie de la roue. La définition d'un profil adapté permet de traiter des défauts de contact roue-rail spécifique (Dollevoet, 2010). Cependant ce profil s'use et se déforme au fur et à mesure des passages de roues. Des opérations de reprofilage par meulage sont alors nécessaires pour redonner un profil adapté au rail.

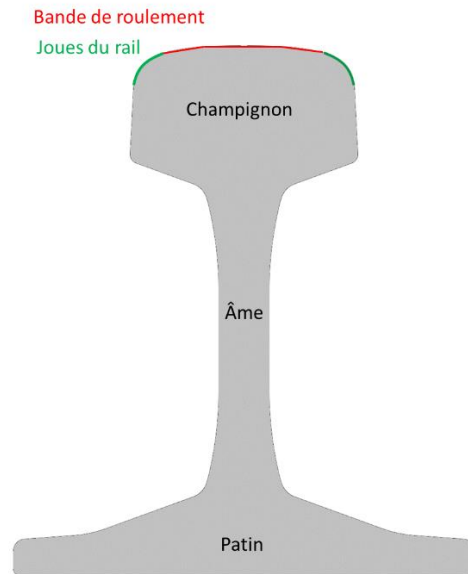


Figure 9 Schéma des différentes parties d'un rail

I.4.2 Nuances d'acier et microstructure du rail

Deux principales nuances d'acier sont utilisées pour la fabrication des rails, les aciers bainitiques et les aciers perlitiques, dont le procédé de fabrication, la microstructure et les propriétés mécaniques sont différents. Les aciers sont un alliage fer-carbone dont les diagrammes d'équilibre et les diagrammes Temps-Température-Transformation permettent de prévoir et distinguer leur microstructure initiale.

Les nuances bainitiques sont de nos jours en développement et peu implantées dans les réseaux ferroviaires. Elles sont obtenues par refroidissement rapide depuis la température d'austénitisation et sont réparties en deux catégories, les nuances bainitiques classiques et les nuances bainitiques non carburées. Ces dernières ayant un taux de carbone trop faible à la limite austéno-ferritique pour permettre la précipitation en carbure, le carbone se retrouve dans des îlots de martensite-austénite non transformés. La température de transformation distingue alors la bainite globulaire de la bainite aciculaire. Les bainites classiques sont réparties en fonction de leur température de formation : la bainite supérieure dont les propriétés mécaniques sont moins intéressantes par rapport à la structure perlitique lamellaire, et la bainite inférieure dont la structure fine permet une bonne résistance à la fissuration et donc au défaut de fatigue (Pointner, 2008).

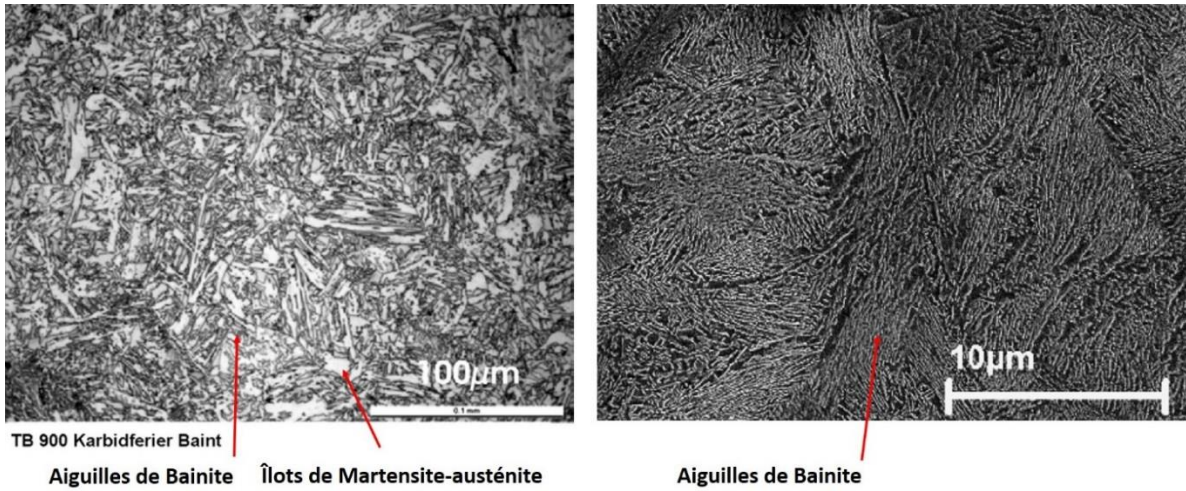


Figure 10 A gauche bainite non carburée et bainite classique inférieure à droite (Pointner, 2008)

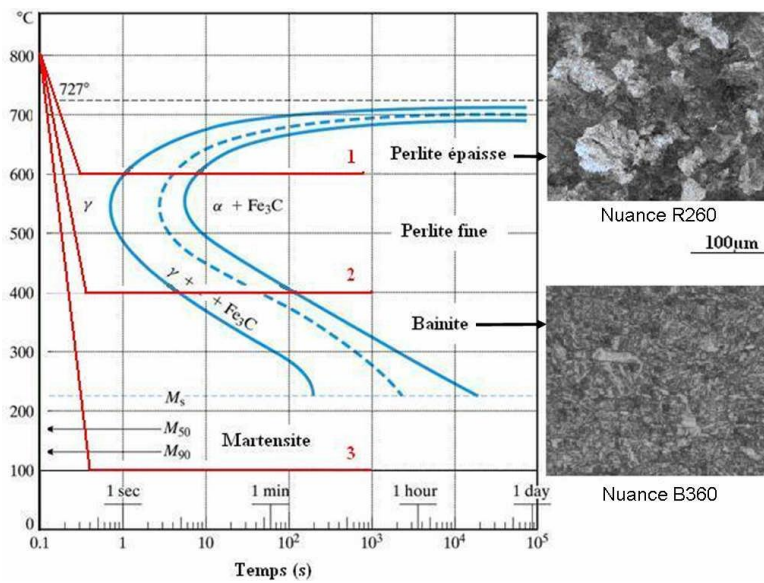


Figure 11 Diagramme Temps-Température-Transformation pour un acier à 0.77% de carbone. Nuance perlitique R260 et nuance bainitique B360 (Simon, 2014)

Obtenu avec des vitesses de refroidissement plus lentes, les aciers perlitiques sont classés selon leur teneur en carbone. Les aciers eutectoïdes possèdent un taux de carbone autour de 0.8% et une structure perlitique. Les aciers hypoeutectoïdes possèdent une teneur en carbone plus faible de l'ordre de 0.2% et présentent une structure ferrito-perlitique, alors que les aciers hypereutectoïdes ont un taux de carbone supérieur à 0.8% et une microstructure mixte de perlite et de cémentite.

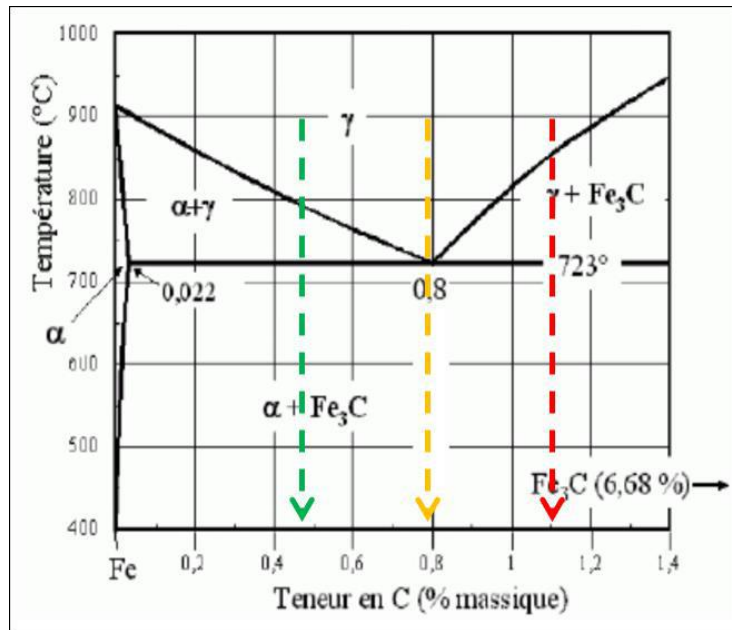


Figure 12 Diagramme de transformation des aciers à rail (Dylewski, 2016)



Figure 13 Structure granulaire de la perlite hypoeutectoïde, eutectoïde et hypereutectoïde (Simon, 2014)

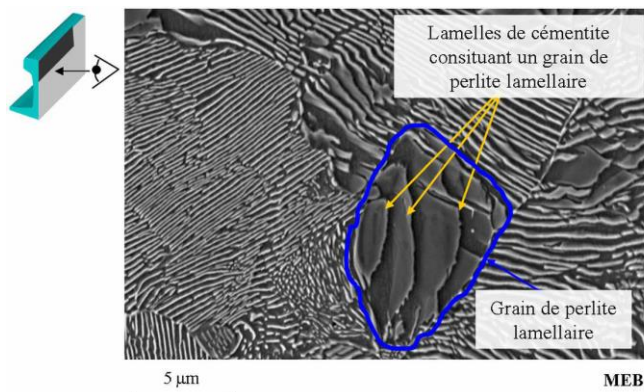


Figure 14 Perlite lamellaire eutectoïde dans un rail R260 (Saulot, 2005)

L'acier perlitique R260 est parmi les plus déployés sur les réseaux français, il sera particulièrement étudié dans cette thèse. Sa composition est disponible dans le Tableau 2.

| Composition chimique (% masse) | | | | | | | |
|--------------------------------|-----------|-----------|-----------|---------|---------|-----------|---------|
| Rail | C | Si | Mn | P | S | Cr | Al |
| R200 | 0.40/0.60 | 0.15/0.58 | 0.7/1.20 | ≤ 0.035 | ≤ 0.035 | ≤ 0.15 | ≤ 0.004 |
| R260 | 0.62/0.8 | 0.15/0.58 | 0.7/1.20 | ≤ 0.025 | ≤ 0.025 | ≤ 0.15 | ≤ 0.004 |
| B360 | 0.20/0.40 | 0.80/1.80 | 1.20/1.80 | ≤ 0.025 | ≤ 0.025 | 0.30/0.80 | ≤ 0.004 |

Tableau 2 Composition chimique d'aciers à rail fréquemment utilisés (British Steel, 2017)

Lors de la fabrication du rail, celui-ci est d'abord chauffé jusqu'à sa température d'austénitisation puis refroidit à l'air. Il survient alors la germination de colonies de perlites à partir des joints de grain d'austénite. L'austénite peut dissoudre de grandes quantités de carbone ($\approx 2\%$) alors que la ferrite a au contraire une très faible limite de solubilité en carbone ($< 0.02\%$). Lorsque l'austénite se transforme en ferrite, il y a donc rejet d'une grande quantité de carbone qui précipite sous forme de carbure (cémentite). La ferrite se développe sous forme de lamelles parallèles alternées par des lamelles de carbures formant ainsi des colonies de perlite. A l'état initial, les grains d'austénite possèdent une structure cristallographique cubique à faces centrées. Puis, à l'issue de la transformation eutectoïde, des structures lamellaires complexes sont composées de ferrite α cubique centrée et de cémentite orthorhombique. L'orientation cristallographique de la ferrite dans la colonie sera utilisée comme marqueur de l'évolution métallurgique de l'acier après des sollicitations mécaniques. Avant cela, il est nécessaire de préciser les éléments constitutifs de la microstructure. On supposera que la perlite peut être assimilée à un ensemble de colonies dans lesquels l'orientation cristallographique est unique. Cet ensemble de colonies correspond à un nodule. Il convient de noter que le plan des lamelles peut adopter plusieurs orientations au sein d'un nodule, du fait du mode de croissance de la perlite dans l'austénite (Dylewski, 2016; Simon, 2014).

En résumé, un ensemble définissant des lamelles parallèles de ferrite et cémentite est une colonie de perlite. Elles peuvent être observées au microscope optique à fort grossissement ou avec un Microscope Electronique à Balayage en mode électrons secondaires. Pour faciliter l'observation une attaque chimique peut être réalisée et ainsi révéler la microstructure : le Nital permet par exemple de dissoudre la ferrite laissant les lamelles de cémentites intactes. A une échelle supérieure, un nodule est constitué d'un ensemble de colonies. L'orientation des lamelles peut varier entre les colonies mais ces dernières présentent la même orientation cristallographique. Leur observation est possible au Microscope Electronique à Balayage avec la diffraction des électrons rétrodiffusés.

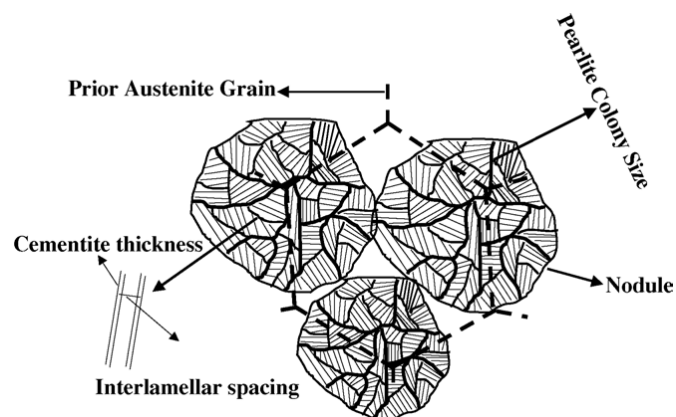


Figure 15 Schéma illustrant les différents constituants de la microstructure perlitique (Elwazri et al., 2005)

Cependant dans des cas de refroidissement plus lents lors de la formation de perlite lamellaire, celle-ci peut se transformer en perlite globulaire ou coalescée qui est plus stable.

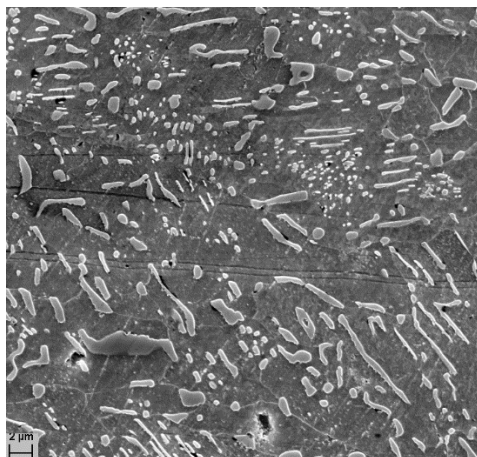


Figure 16 Perlite globulaire sur acier de composition identique au R260 (image Laboratoire Roberval)

Cette microstructure lamellaire présente ainsi plusieurs indicateurs permettant de traduire qualitativement et quantitativement son évolution. Ainsi l'espace interlamellaire sur une structure d'acier R260 non sollicitée mécaniquement est généralement de l'ordre de 0.3μm. Egalement, à cœur dans le matériau (*bulk*), la taille moyenne d'un nodule est de l'ordre de 100 à 150nm, (Zhang et al., 2006) (remarque : dans les coupes métallurgiques, les colonies ayant une forme polygonale, la taille est évaluée en moyennant plusieurs diagonales). Lors de la déformation plastique du matériau comme dans le cas d'une accommodation plastique (*e.g.*, par passage de roues), on peut observer une réduction tant de l'espace interlamellaire que de la taille de colonies. Ceci participe au durcissement du matériau, ainsi qu'à la rupture des phases de cémentite et une orientation des lamelles et des joints de grain privilégiée dans le sens de sollicitation (Hohenwarter et al., 2011).

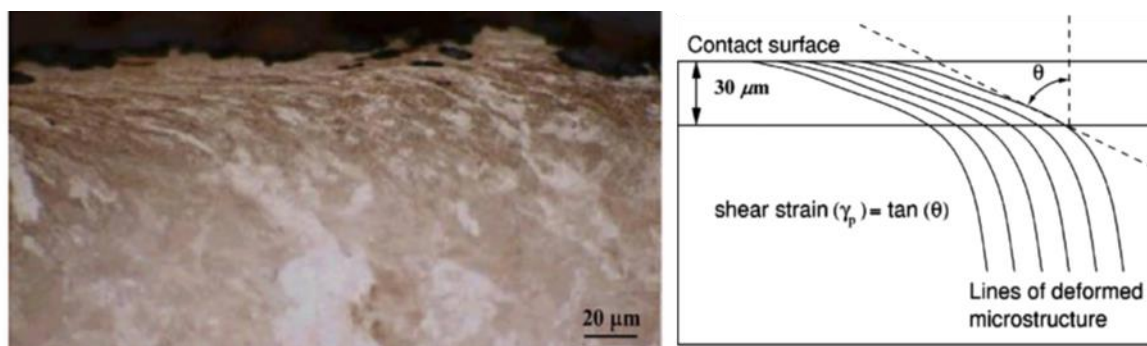


Figure 17 Microscopie optique de rail déformé et schéma de mesure de la déformation dû au cisaillement (Alwahdi et al., 2013)

Après avoir abordé séparément la roue et le rail d'un point de vue géométrique et microstructural, le contact entre la roue et le rail sera décrit. Puis, l'impact de l'interaction de ces deux corps sur le guidage du train sur la voie sera abordé.

1.5 Le contact Roue-rail

Les mouvements relatifs du train par rapport à la voie sont définis par trois translations et trois rotations. En définissant l'axe X dans la direction de déplacement du train (positif dans le sens d'avance), l'axe Z vertical positif vers le haut. L'axe Y est selon la direction transversale et est positif dans le sens d'un repère de Frenet, on obtient alors les mouvements relatifs suivants :

- Translation selon X : Avance
- Translation selon Y : Ballant
- Translation selon Z : Pompage
- Rotation autour de X : Roulis
- Rotation autour de Y : Tangage
- Rotation autour de Z : Lacet

Ces mouvements sont illustrés dans la Figure 18

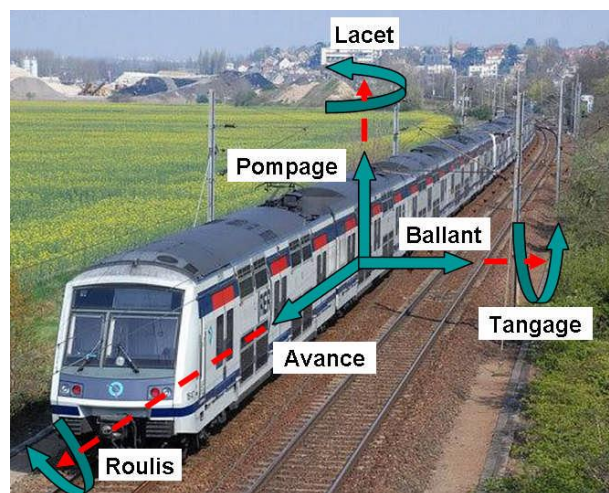


Figure 18 Degrés de liberté du train par Simon (Simon, 2014)

En fonction de la géométrie de la voie, de la position de l'essieu sur celle-ci, des conditions d'adhérence en accélération ou freinage, des différences de vitesse relativement faibles peuvent être calculées ou mesurées entre la roue et le rail. Il s'agit des pseudo-glissements également appelés *creepage*.

Ils peuvent être définies selon les directions du plans de contact (pseudo-glissement longitudinal pour X et latéral pour Y), ainsi que selon la rotation d'axe Z (le spin).

Ainsi, pour décrire plus simplement le glissement au niveau du contact ferroviaire d'un point de vue plus macroscopique, les notions de taux de glissement, pseudo-glissement (*creepage*) et vitesse de glissement sont utilisées. Il convient de faire un point sur les nuances entre notions de *creepage* et de

taux de glissement afin d'éviter des confusions entre les différentes formulations existant dans la littérature.

1.5.1 Creepage et taux de glissement

Fixons les notations suivantes dans le cas d'une roue roulant sur un rail : R rayon de la roue, V_R Vitesse linéaire de la roue (composée de V_{RX} et V_{RY}), V_A Vitesse d'avance de la roue selon X, ω vitesse angulaire de la roue, α l'angle de lacet puis a et b les demi-axes de l'ellipse de contact de Hertz.

La vitesse de glissement est la différence de vitesse entre les deux corps au niveau du contact soit :

$$V_{1X} - V_{2X} = V_{RX} - V_A \quad (1)$$

La vitesse de roulement est la vitesse moyenne entre les deux corps au niveau du contact soit :

$$(V_{1X} + V_{2X})/2 = (V_{RX} - V_A)/2 \quad (2)$$

Le *creepage* ou pseudo-glissement est défini ainsi :

Pseudo-glissement longitudinal (*creepage*) $v_x = \frac{V_{RX} - V_A}{V_A} = \frac{R\omega - V_A}{V_A} \quad (3)$

Pseudo-glissement transversal $v_y = \frac{V_{RY}}{V_{RX}} = \tan \alpha \approx \alpha \text{ (pour } \alpha \text{ faible)} \quad (4)$

Pseudo-glissement en rotation (spin) $\Phi = \frac{\omega \sqrt{ab}}{V_A} \quad (5)$

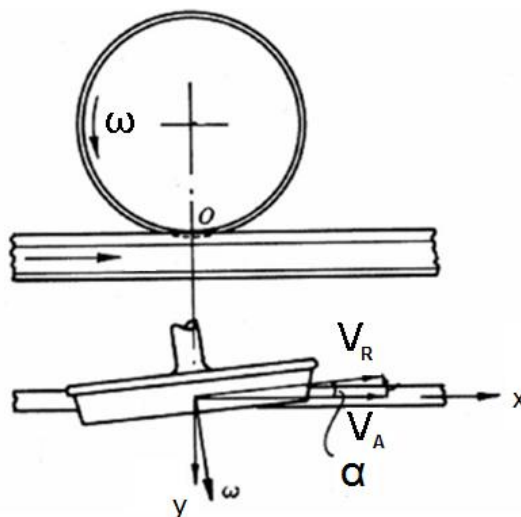


Figure 19 Pseudo-glissements entre une roue et un rail (Johnson, 1985)

Le taux de glissement longitudinal entre deux corps 1 et 2 est souvent défini (SRR Slide-Roll Ratio) comme le ratio de la vitesse de glissement sur la vitesse de roulement :

$$\gamma_x = \frac{V_{1X}-V_{2X}}{(V_{1X}+V_{2X})/2} = 2 \frac{V_{1X}-V_{2X}}{V_{1X}+V_{2X}} \quad (6)$$

Ou bien en retirant le facteur 2 du numérateur on peut utiliser cette expression¹ :

$$\gamma\% = \frac{V_1-V_2}{|V_1|+|V_2|} \quad (7)$$

Soit en ramenant à une roue sur un rail :

$$\gamma\% = \frac{V_R-V_A}{|V_R|+|V_A|} = \frac{\omega R-V_A}{|\omega R|+|V_A|} \text{ avec } \gamma\% \in [-1, +1] \quad (8)$$

Le *creepage* est parfois défini de la manière suivante : « un *creepage* longitudinal de +1% se traduit par 101 tours de roue lorsque la roue avance de 100 développements. Cela correspond à un taux de glissement de 0.5%. On obtient le tableau de correspondance suivant en fixant arbitrairement V_A à une valeur de 100 unités :

| | | | | | | | | | | | | |
|-----------------|-----------|-------|-------|-------|-------|------|-------|-----|------|------|------|-----------|
| V_R (unité) | $-\infty$ | -200 | -100 | -1 | 0 | 1 | 99 | 100 | 101 | 200 | 300 | $+\infty$ |
| Creepage | $-\infty$ | -300% | -200% | -101% | -100% | -99% | -1% | 0% | 1% | 100% | 200% | $+\infty$ |
| Taux $\gamma\%$ | | | -100% | | | -98% | -0.5% | 0% | 0.5% | 33% | 50% | 100% |

Tableau 3 Comparaison entre le "creepage" et le taux de glissement

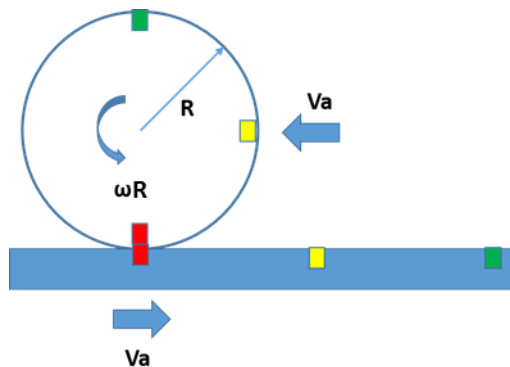


Figure 20 Rotation et développement de roue

Il est important de remarquer que pour une configuration de contact proche du roulement pur, les valeurs de *creepage* et de taux de glissement sont proches. En revanche, pour une roue tournant plus rapidement pour une avance équivalente, le taux de glissement tend vers 100% lorsque le *creepage* tend vers l'infini. L'avance devient négligeable devant la rotation de la roue et c'est le patinage.

Pour des vitesses de rotation de roue plus faibles que l'avance, le taux de glissement tend vers -100%, valeur atteinte pour une roue bloquée en rotation ($V_R = 0$) mais qui continue à se déplacer ($V_A \neq 0$), c'est l'enrayage.

¹ Dans certaines formulations la somme des vitesses longitudinales des deux corps ($V_{1X} + V_{2X}$) est utilisée à la place de la moyenne, variant d'un facteur 2 la valeur.

Si la roue tourne en opposition par rapport au sens de l'avance, cela peut être ramené au cas précédent pour une roue bloquée avec une vitesse d'avance augmentée de la vitesse de rotation de la roue. Le taux de glissement restera à -100% lorsque le creepage continuera d'augmenter sa valeur négative ainsi que la vitesse de glissement. Ces configurations peuvent être rencontrées dans le cas d'études expérimentales sur banc d'essai, mais sont peu probables en voie, notamment par la présence de système d'anti-enrayage et d'anti-patinage.

Ces éléments vont être utiles pour décrire les mouvements relatifs existants entre la roue et le rail. Pour comprendre les sollicitations mécaniques soumises aux deux corps et pouvant particulièrement influencer sur l'intégrité du rail et sa fonction de guidage, les efforts aux contacts doivent être étudiés.

1.5.2 Problème normal

Dans le cas du contact ferroviaire, les effets des efforts au contact peuvent être séparés en deux configurations, le problème normal permettant d'étudier les effets du chargement normal sur le rail, le problème tangent introduisant les frottements, pseudo-glissements à travers les efforts longitudinaux et transverses au sein du contact (Iwnicki et al., 2009).

Les travaux de Hertz permettent de définir théoriquement l'aire de contact entre deux corps en contact en considérant les hypothèses suivantes :

- Les dimensions du contact sont faibles devant celles des deux corps. En conséquence, ils sont considérés comme étant des massifs semi-infinis homogènes et isotropes, dont le comportement élastique linéaire est défini par leur module de Young E et leur coefficient de Poisson ν ,
- Les surfaces sont lisses dans le sens où ces dernières sont continues et non-conformes,
- Dans le cadre du problème normal, le contact s'effectue sans lubrifiant et sans frottement, les deux corps ne sont pas en mouvement relatif. Il n'y a donc pas d'effort tangent.

Les méthodes semi-Hertziennes développées par Ayasse et Chollet n'appliquent la théorie de Hertz que dans les courbures proches de l'alignement (Ayasse and Chollet, 2005). Sur les zones critiques pour lesquelles les hypothèses de la théorie Hertzienne ne sont pas valables et donneraient de mauvais résultats, les méthodes semi-Hertziennes peuvent alors être utilisées comme l'algorithme STRIPES. Le principe est de découper le contact en bandes parallèles et d'appliquer la théorie de Hertz sur ces bandes, et pouvant alors donner des contacts non elliptiques

Le contact ferroviaire est de type roulant-glissant, ce qui implique l'apparition d'efforts tangents à la normale (dits longitudinaux ou tangents). Toutefois, il est admis dans les contacts dynamiques ferroviaires (Quost, 2005), que cette solution statique du problème normal, peut généralement être traitée indépendamment du problème tangentiel et des effets de frottement-glissement au sein de l'ellipse.

En prenant en considération l'effort normal au contact, les propriétés des matériaux de chacun des deux corps (module de Young E et coefficient de Poisson ν) et leurs rayons de courbures suivant les deux directions du plan de contact (X définie pour la direction d'avance et Y pour la direction transversale), *la théorie de Hertz* peut déterminer les dimensions de l'ellipse de contact (a et b) ainsi que la répartition de pression de contact.

$$P(x, y) = P_H \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2 - \left(\frac{y}{b}\right)^2} \quad (9)$$

$$P_H = \frac{3N}{2\pi ab} \quad (10)$$

Où P_H correspond à la pression maximale de Hertz.

La nature du chargement ferroviaire est multiple mais ses différentes configurations comportent de nombreux points communs. On peut distinguer trois principaux types d'exploitation ferroviaire qui sont : le transport de passagers urbain et péri-urbain, le transport de passagers haute vitesse et le transport de marchandise, le fret.

Le transport urbain et péri-urbain est caractérisé par de nombreuses phases d'accélération et de freinages dues aux arrêts le long du parcours. La charge à l'essieu est généralement de 14 à 18 tonnes, parfois davantage. Les rames roulent entre 60 et 120km/h pour les RER. Les vitesses basses correspondant davantage aux métros et aux portions urbaines (Simon, 2014). Les tramways ont des vitesses plus faibles encore selon les sites, selon le nombre d'arrêt et le tracé de l'itinéraire.

Le transport à haute vitesse présente peu d'arrêts et donc davantage de vitesse stationnaire. Cependant, les hautes vitesses au-delà de 200-300km/h nécessitent la plupart du temps une traction importante au niveau du contact. La charge à l'essieu est autour de 15 tonnes (Quost, 2005).

Le transport de marchandises, le fret, présente également des vitesses relativement stationnaires autour de 100km/h pouvant monter jusqu'à 160km/h. Néanmoins, les efforts de traction au contact sont importants dû, cette fois, à la charge à l'essieu plus élevée et portée à environ 22 tonnes (Aknin et al., 1996).

Les paramètres définissant le contact roue-rail sont schématisés sur la Figure 21. En considérant le jeu de paramètres suivant :

- $N = 70-110\text{kN}$ (Chargement pour une roue et non un essieu)
- $E = 210\text{GPa}$
- $\nu = 0.25-0.3$
- $R_{wx} = 0.3-0.65\text{m}$
- $R_{rx} = \infty$
- $R_{wy} = 0.5-0.9\text{m}$
- $R_{ry} = 0.3\text{m}$.

On obtient une taille de contact autour de $a \approx 6-8\text{mm}$ $b \approx 5-7\text{mm}$ (demi-longueur et demi-largeur de l'ellipse respectivement) et une pression maximale de $P_H \approx 1-1.5\text{GPa}$.

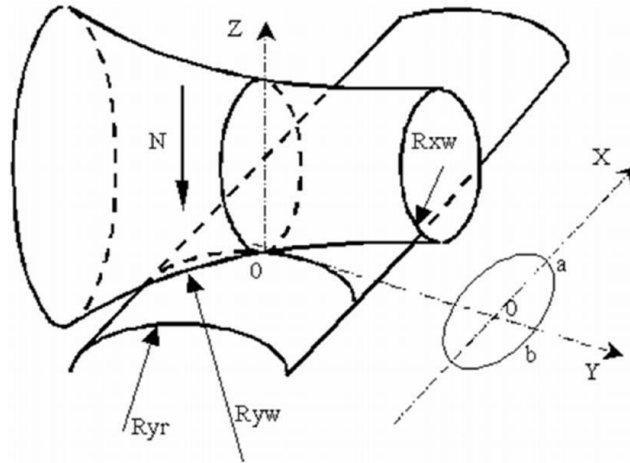


Figure 21 Géométrie d'un contact hertzien (Johnson, 1985)

I.5.3 Problème tangent

Lors d'un contact ferroviaire roulant, et particulièrement dans le cadre du problème tangent (en présence de traction ou glissement), on observe la déformation des deux corps principalement aux abords de la zone de contact. L'avant du contact présente une zone d'adhérence : chacun des points face-à-face des deux solides ne se décale pas l'un par rapport à l'autre. A l'arrière du contact, on retrouve une zone de glissement : localement on observe des mouvements relatifs entre les deux corps, les points face-à-face des deux solides se décalent. Carter explique ce phénomène en superposant les contraintes tangentielles d'un cas de glissement et d'adhérence totale. Il arrive à une formulation prenant en compte le taux de glissement et le coefficient de frottement (Carter, 1926). Ces lois développées dans un premier temps pour un modèle de contact linéique ont ensuite été généralisées. Il existe différentes approches découlant de la théorie de Carter. Ces dernières présentent des spécificités, et des hypothèses simplificatrices sont nécessaires pour optimiser les temps de calcul selon les cas considérés. Ainsi, la loi « strip theory » de Vermeulen et Johnson, qui ne prend pas en compte le spin, suppose que la zone d'adhérence est une ellipse similaire à l'empreinte du contact, dont la position est calculée à partir des pseudo-glissements (Vermeulen and Johnson, 1964). Tandis que la loi « line theory » de Kalker définit une forme de la zone adhésive différente mais suppose que le pseudo-glissement en rotation (spin) est faible mais non nul (Kalker, 1972).

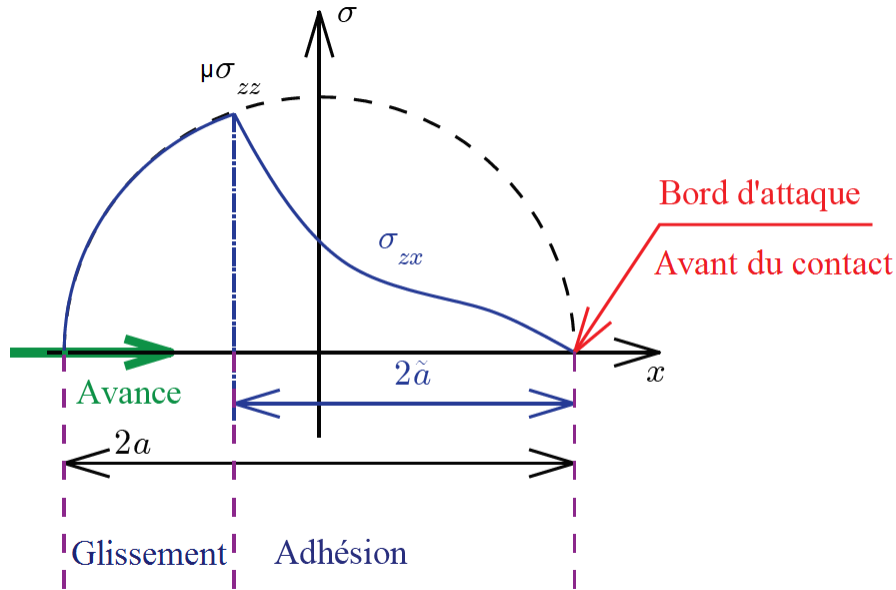


Figure 22 Théorie de Carter : répartition des contraintes tangentielles (Quost, 2005)

Différentes formulations ont été développées afin d'améliorer la définition des zones de contact et efforts tangents ainsi que les zones d'adhérence et de glissement. La théorie de Kalker permet de calculer les efforts tangents au contact. Implémenté dans le logiciel CONTACT, ce dernier considère des milieux semi-infinis élastiques, intègre le frottement et des courbures moins régulières (Kalker, 1991). L'algorithme simplifié FASTSIM développé également par Kalker est apprécié industriellement car les calculs sont plus rapides. Toutefois ils s'appuient sur les hypothèses hertziennes qui ne sont pas toujours respectées dans le cas du contact roue-rail. Les modèles Semi-Hertziens, tel que STRIPES (Ayasse and Chollet, 2005) appliqué dans le logiciel VOCOLIN (également multi-Hertzien), consistent à discrétiser le contact en de nombreuses bandes parallèles, ce qui permet de s'affranchir de plusieurs hypothèses hertziennes en particulier concernant les discontinuités des profils.

La modélisation par élément finis est plus lourde en ressources et temps de calcul, mais permet de s'affranchir d'hypothèses utilisées dans les algorithmes évoqués plus haut. Elle permet notamment d'introduire des phénomènes non-linéaires, la prise en compte de la plasticité et d'autres lois physiques comme lors de calculs de fatigue et de fissuration (Trollé et al., 2013) (Saint-Aimé et al., 2017).

Ces différents algorithmes implémentés dans les logiciels de modélisation ferroviaire permettent de proposer des répartitions des contraintes à l'échelle du contact en s'appuyant sur des hypothèses qui idéalisent nécessairement les conditions de contact et les solutions. Certains aspects ne sont pas nécessairement pris en compte comme la plasticité, les rugosités des corps ou la considération du troisième corps au sein du contact, dont la notion va être introduite par la suite (voir I.6). Niccolini étudie expérimentalement l'influence des débits de 3^{ème} corps et le comportement de ces derniers sur les zones d'adhérence et de glissement du contact. Il réalise ceci à partir de l'observation de coupons de rail ainsi que d'essais en laboratoire (Niccolini, 2001). Il montre notamment que les zones d'adhérence induisent des débits internes dans la zone non-linéaire de pseudo-glissement, qui sont

plus complexes que les solutions de la plupart des modèles numériques. Des particules se détachent des premiers corps et circulent au sein du contact mais sans nécessairement en sortir et user, initiant ainsi le glissement. Tandis qu'en zone de glissement, l'avance est assurée par la sortie du contact de ces particules (l'usure).

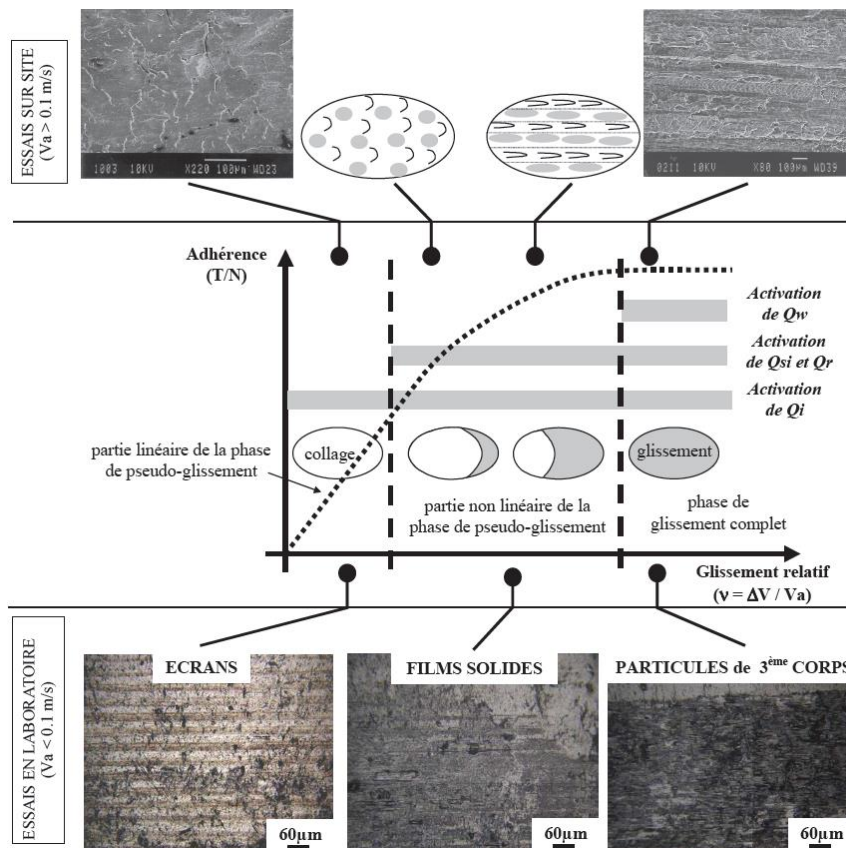


Figure 23 Schéma général de la contribution du 3ème corps (Niccolini, 2001)

Les mouvements relatifs, pseudo-glissement et les charges globales appliquées permettent de décrire qualitativement les sollicitations soumises localement aux deux corps au niveau du contact. Afin d'évaluer les conséquences de celles-ci à l'interface et au sein du matériau et de sa microstructure, il faut introduire des concepts permettant de décrire les phénomènes qui peuvent avoir lieu à la fois en surface et en sous surface dans un contact non lubrifié. Ces phénomènes ont une influence capitale sur la réponse des corps aux sollicitations du contact.

1.6 Outils de compréhension du fonctionnement du contact sec

Le comportement local dans un contact sec n'étant pas toujours précisément décrit par des modèles analytiques ou numériques (contrairement au contact lubrifié), trois outils conceptuels ont été développés par Godet et Berthier afin de mieux comprendre les mécanismes entre les deux corps en contact (Berthier, 1988; Godet, 1984). Ces outils basés autour de la notion de troisième corps sont les

triplets tribologiques, les mécanismes d'accommodations et le circuit tribologique correspondant aux débits de matières.

Le triplet tribologique développé par Godet propose une approche où les deux corps en contact (appelés premiers corps) sont séparés par une couche de troisième corps, et reliés par un ensemble qui constitue le mécanisme (Godet, 1984).

Le mécanisme intègre les sollicitations soumises au contact, et comprend les paramètres d'amortissement et de raideur du système global, ainsi que les inerties, les efforts et déplacement. Dans le cas d'un contact ferroviaire, ces paramètres englobent la dynamique de la rame, les suspensions des bogies mais aussi de la voie, du ballast et des traverses, les lois de commandes des roues etc. Les premiers corps sont à considérer au niveau de la réponse volumique des matériaux face aux sollicitations du mécanisme. Le troisième corps est constitué à la fois de particules provenant des deux premiers corps et de particules extérieures. Dans le contact roue-rail, il s'agit à la fois de particules de roue, de rail, des particules liées au freinage (à l'origine du phénomène de shuntage), des particules provenant du graissage, du sablage, des feuilles mortes sur la voie, de l'eau etc. Il permet de transmettre les efforts et d'accommoder les vitesses selon les mécanismes décrits ci-après. Lorsque cela est pertinent, on peut distinguer les deux écrans de faible épaisseur qui séparent chaque premier corps du troisième.

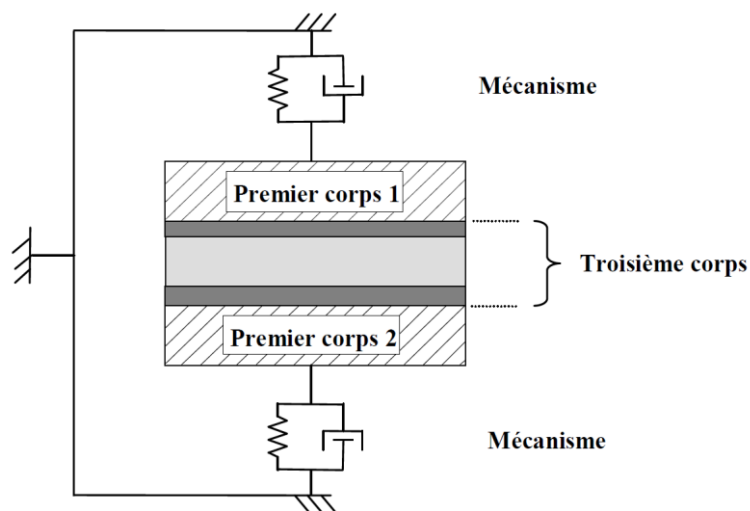


Figure 24 Le triplet tribologique de Godet et Berthier (Berthier, 1988; Godet, 1984), schéma par Linck (Linck, 2005)

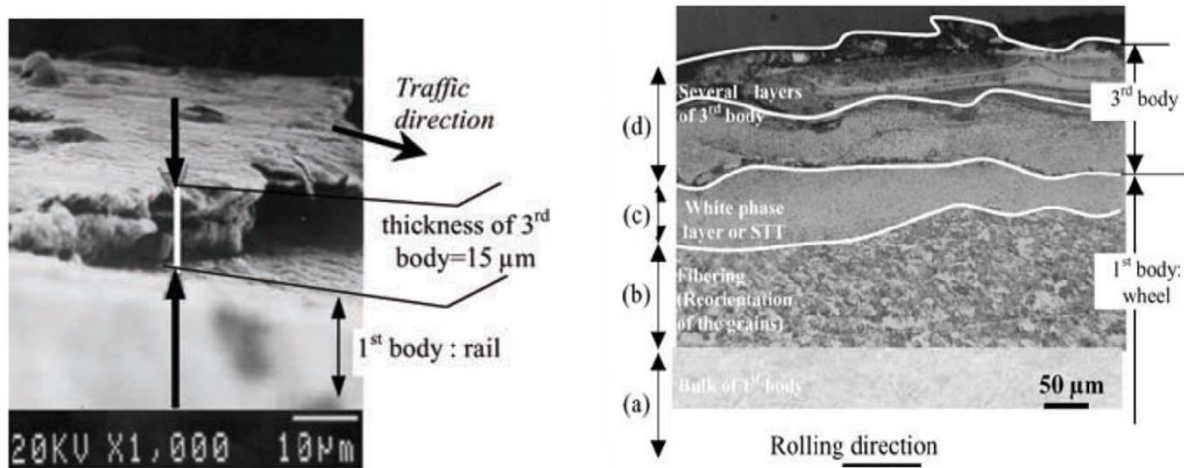


Figure 25 Observation de couches de 3^{ème} corps dans le contact roue-rail (Berthier et al., 2004)

Berthier poursuit la description du contact en caractérisant les accommodations de vitesses en précisant des sites au cœur du triplet tribologique, et des mécanismes d'accommodation qui peuvent avoir lieu. Ils sont illustrés sur la Figure 26. On retrouve d'une part avec le site (S_i) où l'accommodation a lieu qui peut être :

- le mécanisme (S_0),
- les deux premiers corps (S_1 ou S_5),
- le troisième corps (S_3),
- les deux écrans (S_2 ou S_4), de quelques nm qui séparent les premiers corps du troisième,

Puis, d'autre part, le mécanisme (M_j) permet l'accommodation en se basant sur les modes :

- de déformation élastique (M_1),
- de rupture (M_2),
- de cisaillement (ou déformation plastique) (M_3),
- et de roulement (M_4).

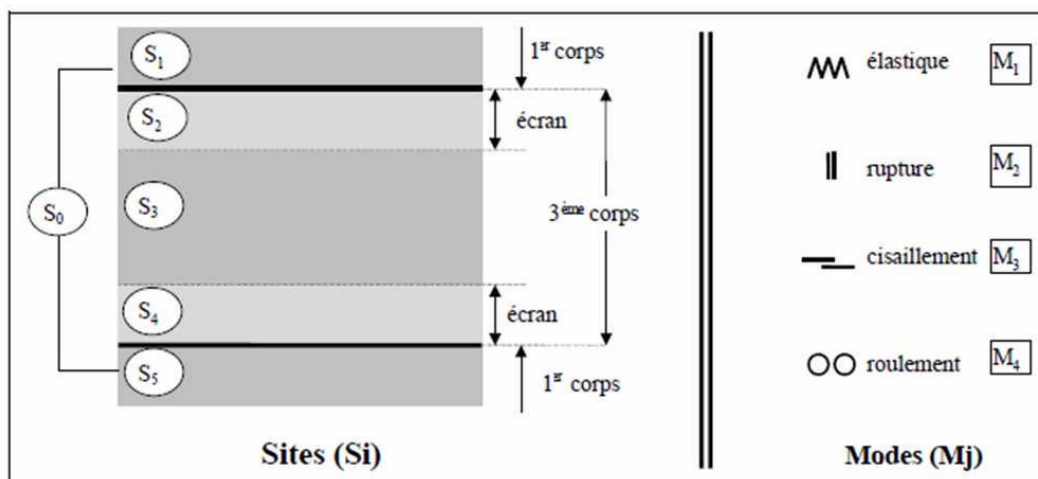


Figure 26 Les mécanismes d'accommodation des vitesses (Berthier, 1988)

Enfin le circuit tribologique permet de traduire les écoulements de matières avec cinq débits différents :

Le débit source Q_s composé de particules se détachant des premiers corps et restant au sein du contact, Q_{si} , et de particules extérieures introduites dans le contact Q_e .

Le débit interne Q_i qui correspond aux particules de troisième corps maintenues au sein du contact.

Le débit d'éjection Q_{se} se décomposant en un débit de recirculation pour les particules qui vont retourner dans le contact Q_r , et un débit d'usure pour les particules définitivement éjectées Q_w .

Lors de l'étude de systèmes complexes à plusieurs contacts, les différents circuits tribologiques interagissent. Le débit d'usure d'un circuit peut devenir le débit source externe de l'autre, par exemple dans le cas de roulement, le passage de particules d'un contact cage-bille, vers un contact bille-bague de roulement (Sato et al., 2018; Villavicencio et al., 2017). On peut éventuellement séparer un même contact en deux triplets tribologiques aux directions normales lorsque c'est approprié.

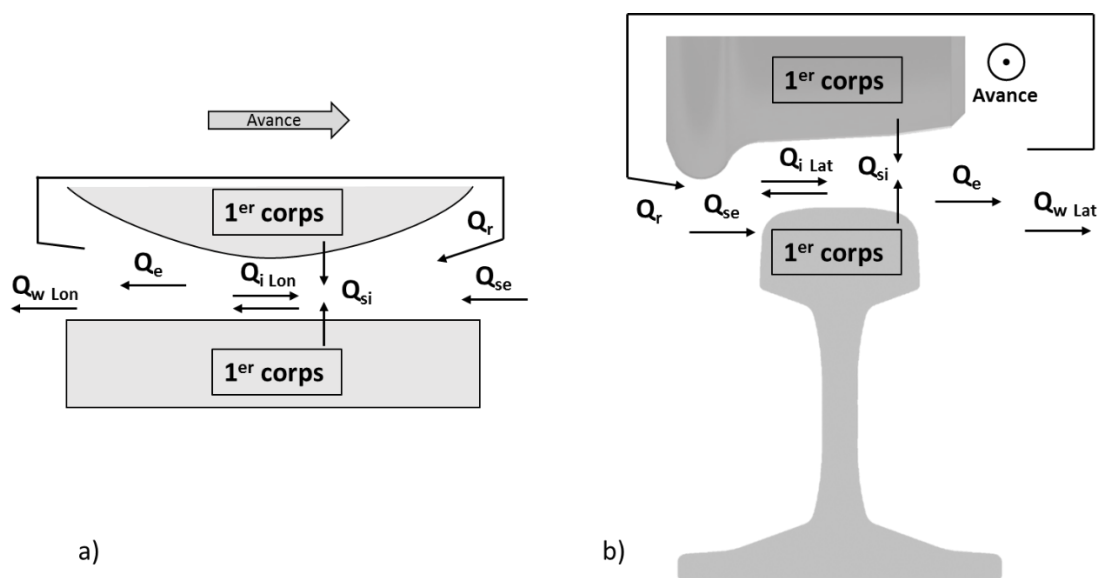


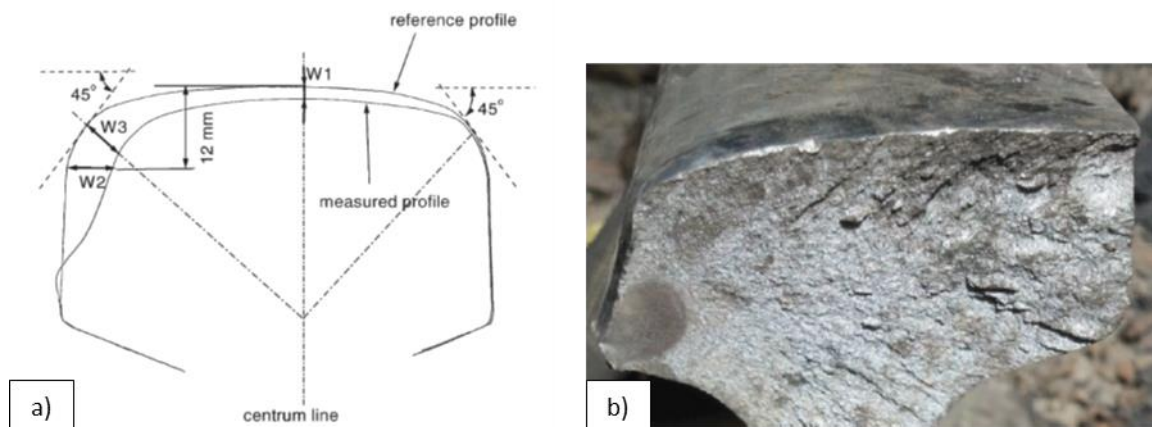
Figure 27 Le circuit tribologique de Berthier, appliqué au contact roue-rail selon les directions : a) longitudinale, b) latérale (Berthier, 1988; Saulot, 2005)

Ce concept de débit de matière a pu être étendu à des débits énergétiques et gazeux par Colas (Colas, 2013) et thermomécaniques par Rivière (Rivière, 2015).

Ces trois outils vont permettre d'étudier les effets de sollicitations du contact roue-rail sur les deux premiers corps.

I.7 Usure

Un des principaux effets des passages répétés des roues sur les rails est l'usure. Par usure on entendra selon les débits du triplet tribologique, la matière qui sort du contact et qui n'est pas réintroduite par recirculation. De manière plus globale en ferroviaire, l'usure est traduite comme étant la réduction du volume du rail par éjection de particules, ce qui entraîne un changement de forme du rail et ainsi que des conditions de contact. En effectuant des relevés de profils de rail, on peut évaluer la diminution de la section du rail (Dylewski, 2016), ce paramètre est régulièrement utilisé pour déterminer le volume d'usure. Cette méthode ne traduit pourtant pas uniquement le volume de matière éjecté du contact Q_w , il ne prend pas en compte l'apport de particules extérieures Q_{se} , ni les écoulements des premiers corps déformant le profil du rail, contrairement au circuit tribologique (Saulot, 2005). On peut ainsi constater sur la Figure 28 le déplacement de matière en dehors du profil initial du rail, indiquant à minima l'écoulement plastique, un des témoins des sollicitations sévères subies par le rail lors du contact ferroviaire (Magel et al., 2016) (Olofsson and Telliskivi, 2003). Toutefois, le débit d'usure est souvent prépondérant dans la réduction de la section du profil.



L'usure importante du rail, et par conséquent l'évolution géométrique du profil, ont un impact significatif sur le guidage des trains. En réduisant de manière critique la section du champignon jusqu'à obtenir un « bec » en courbe, la résistance à la rupture est altérée. Le risque de déraillement est augmenté dû au mauvais guidage du train et à l'augmentation du frottement entre la joue active déformée du rail, et le boudin de la roue, favorisant la montée de la roue sur la table de roulement puis le renversement du train. De plus, les courbures des deux corps au contact étant modifiées, les surfaces peuvent devenir dans certains cas plus conformes et diminuer la pression de contact, et dans d'autres cas être à l'origine de concentrations de contraintes pouvant alors accélérer l'usure et la fissuration.

1.8 Fatigue

D'autre part, le passage cumulé des roues sur le rail entraîne l'érouissage cyclique du rail. Les différentes réponses possibles des matériaux aux sollicitations cycliques, proposées par Johnson (Johnson, 1963) puis développées par Kapoor (Kapoor and Johnson, 1994), sont illustrées dans la Figure 29.

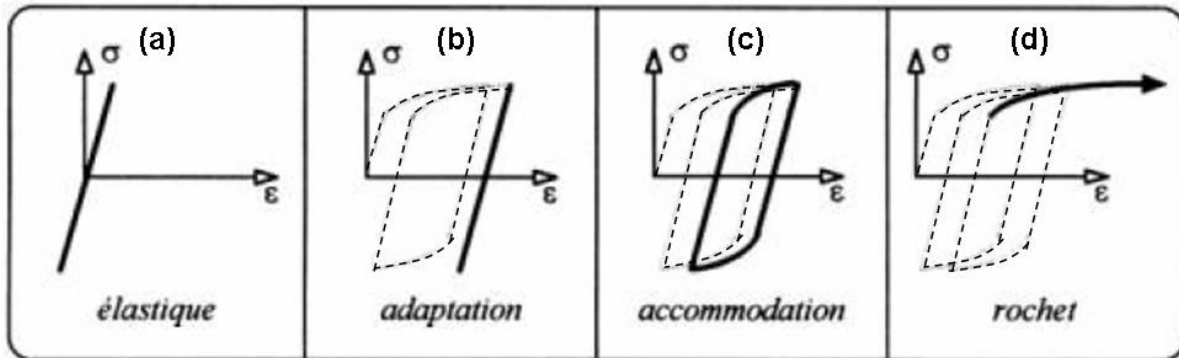


Figure 29 Réponse d'un matériau à une sollicitation mécanique cyclique d'après (Kapoor and Johnson, 1994) schéma de (Zitouni, 2012)

- La réponse élastique correspond à une sollicitation sous contrainte inférieure à la limite élastique du matériau, celui-ci se déforme et revient à son état initial après le chargement.
- L'adaptation élastique survient lors d'un chargement modéré supérieur à la limite élastique mais inférieur à la limite d'accommodation plastique. Le matériau se déforme plastiquement, induisant un érouissage qui rehausse la limite élastique au-delà de sa valeur initiale. De plus, l'écoulement plastique peut augmenter la conformité des surfaces en contact. Ainsi, les sollicitations de contact s'atténuent et favorisent la saturation de la déformation plastique. Dans ces conditions, la fatigue survient donc à un nombre de cycles important.
- L'accommodation plastique correspond aux cas de figure pour lesquels après quelques cycles au-delà de la limite plastique, les contraintes restent légèrement supérieures au seuil de déformation plastique sans pour autant déformer irréversiblement le matériau. Un cycle d'accommodation plastique se met en place. Lorsque le chargement appliqué est plus sévère que la réponse cyclique en contrainte-déformation, on aboutit en une boucle d'hystérésis fermée et stabilisée, on parle d'accommodation plastique. On considère alors que la fatigue surviendra pour un faible nombre de cycles appliqués.
- Enfin le rochet, correspond au cas de figure critique pour lequel après chaque cycle de chargement le niveau de déformation plastique est augmenté.

Ces déformations peuvent être à l'origine d'amorçages de fissures en surface ou plus en deçà dans la matière. Si ces amorces de fissures se propagent en profondeur ou bien sous la surface, on observe alors des défauts de rail dont certains seront décrits par la suite. Ces différents types de défauts rencontrés sur les voies sont classés dans le catalogue de défauts ferroviaires (International Union of Railways, 2002) afin de les identifier de façon normalisée. Une partie de ces défauts que l'on peut

retrouver sur les rails est appelé la fatigue de contact de roulement (Rolling Contact Fatigue RCF). Celle-ci est engendrée par le passage répété des roues et l'accumulation de contraintes résiduelles et de déformations plastiques par le phénomène de rochet.

La prédiction des défauts de fatigue mettant en péril la fonction de guidage du rail, fait l'objet de nombreuses approches de modélisation abordant différents aspects de ces défauts. Ces études portent, sur la prédiction des réponses élasto-plastiques sous l'effet des sollicitations cycliques de contact (Busquet et al., 2005; Ringsberg et al., 2000; Saint-Aimé, 2017) et l'analyse en fatigue multiaxiale des cycles stabilisés pour prédire l'amorçage des fissures du rail (Dang Van and Maitournam, 2002). D'autres sont aussi mis en œuvre pour la prédiction de propagation de fissures de fatigue en s'appuyant sur des méthodes enrichies telles que la méthode des éléments finis étendus (X-FEM) (Li et al., 2008; Mai et al., 2017; Trollé et al., 2013), et d'autres considèrent l'effet de fluide piégé au sein des fissures (Al-Juboori et al., 2019; Bogdański, 2005; Bogdański and Lewicki, 2008; Fletcher et al., 2008). L'hypothèse de la présence d'eau dans les fissures ouvertes, est faite et a pour conséquence d'accélérer la propagation des fissures. Lors de leur fermeture au passage de la roue en surface, le liquide incompressible piégé pourrait prolonger la fissure par surpression.

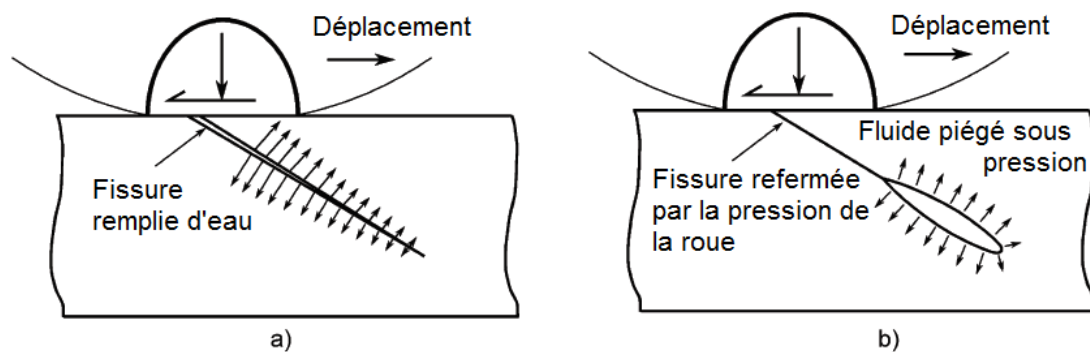


Figure 30 Mécanisme supposé de propagation de fissure par piégeage de fluide. a) Fluide présent dans la fissure avant le passage de la roue, b) fluide piégé dans la fissure par la pression au passage de la roue, créant des sur contraintes à la pointe de la fissure

Des recherches expérimentales se sont penchées également sur le développement des fissures (Clayton, 1996), les effets dynamiques sur le développement de défauts (Z. Li et al., 2011).

Deux principaux exemples de défauts majeurs de fatigue mettant en jeu la fonction de guidage du rail et la sécurité des passagers sont le squat qui sera abordé dans le Chapitre 3, et le Head Check présenté ci-après.

1.8.1 Head Check

Le Head Check (Code UIC 2223 (International Union of Railways, 2002)), retient particulièrement l'attention du fait de son danger potentiel. En effet, il a encore été récemment à l'origine d'un accident ferroviaire majeur, celui de Hatfield cité précédemment. Le Head check est un défaut que l'on retrouve

principalement sur le congé intérieur de la file haute (extérieure) de rails en courbe (de rayon inférieur à 3000m). On y trouve une succession de fissures parallèles orientées d'un angle compris généralement entre 15 et 40°. Selon les conditions d'exploitation, on a pu en retrouver des fissures orientées jusqu'à 60° dans des rares cas (Olofsson and Nilsson, 2002). Les principales causes sont un effort tangent au contact élevé (de l'ordre de 20 à 30% de la valeur de la charge normale, due à la courbure de la voie et/ou au défaut de dévers) et la présence de spin au sein du contact (glissement en torsion d'axe normal au plan de contact) ainsi qu'un facteur de frottement élevé (0.4-0.45) (Dollevoet, 2010; Grassie and Elkins, 2005). Dollevoet a pu mesurer des efforts latéraux de 20kN pour 100kN d'effort normal dans une courbe de 1000m. Ces conditions engendrent de fortes déformations plastiques et l'amorçage des fissures entre 10 et 30mm du bord intérieur du rail.

La propagation des fissures due au phénomène de rochet (accumulation incrémentale de déformation plastique) provoque dans les pires cas des arrachements de matières sur le congé du rail et sa rupture. Ce phénomène serait parfois amplifié lorsque de l'eau se trouve piégée au sein des fissures (Figure 30). Dollevoet précise ainsi que les head check observés sont classés au Pays-Bas selon plusieurs niveaux de sévérité, principalement à partir de la taille des fissures en surface (Dollevoet, 2010). La classification internationale de l'UIC distingue plutôt les head check parmi ceux qui sont stabilisés, ceux en présence d'écaillage et fissures de petites dimensions plongeant peu, et les head check aux longues fissures ramifiées pouvant entraîner la rupture du rail (International Union of Railways, 2002).



Figure 31 Severe Head Check sur rail (Dollevoet, 2010)

1.9 Compétition Usure-Fatigue

Ces deux modes de dégradations du rail sont l'usure et la fatigue. Ils sont tous deux alimentés par les passages répétés des roues sur les rails. Certaines configuration de contact privilégient l'usure du rail tandis que d'autres favorisent la fatigue, obtenant un rail respectivement plutôt « usé » ou « fissuré ». On parle alors de « compétition Usure-Fatigue ».

L'étude des conditions de contact permettant de basculer vers une réponse dominante en usure ou en fatigue est capitale pour que les exploitants de réseaux ferroviaires puissent garantir de façon optimale la fonction de guidage du rail. Ces réponses peuvent être correctives, en remplaçant un coupon fissuré en profondeur, en meulant ou en reprofilant un rail trop usé ou déformé. Elles peuvent aussi être préventives en adaptant la lubrification et le graissage sur les rails en courbe, ou en injectant du sable dans le contact pour augmenter l'adhérence en accélération et éviter un effet de patinage, ou

d'enrayage lors du freinage. Enfin, des réponses « stratégiques » peuvent aussi être employées telles que poser des coupons avec un profil spécifique tel qu'un profil anti Head Check en courbe (Dollevoet, 2010), adapter les consignes de tractions des motrices, ou encore le choix d'une nuance d'acier aux propriétés optimisées pour une exploitation particulière (Heyder and Brehmer, 2014).

En effet, certaines voies sont préférentiellement équipées avec de l'acier R200 moins dure que l'acier R260 afin d'avoir une usure volontairement plus importante et permettant d'éviter des amorces de fissures. Tandis que pour des configurations inverses, des nuances d'aciers plus dures ou durcies en surface, peuvent être moins sensibles à l'usure après des passages de roues mais plus propices à l'apparition ou la propagation brusque de fissures (Rasmussen et al., 2017). Dans une configuration idéale dans laquelle l'usure consécutive aux passages des roues suffit à supprimer les petites fissures amorcées sans pour autant altérer le profil du rail, on parle alors du taux d'usure « magique ».(Magel et al., 2016).

Afin de pouvoir prévenir l'usure, la fatigue et les défauts associés, il convient de comprendre les conditions du contact roue-rail qui vont rendre le mécanisme d'usure prédominant sur la fatigue ou le contraire, et donc les éléments menant au détachement de particules ou à l'amorçage des défauts de fatigue.

I.10 Bancs d'essais ferroviaires

Pour investiguer les problématiques liées au contact roue-rail, des retours d'expériences de rails ayant circulés sont nécessaires. Des expertises ont été réalisées sur des coupons de rails en fin de vie, ou lors de leur retrait anticipé dans le cadre de campagnes d'essais spécifiques (Dylewski, 2016). Dans certains cas, une voie peut être dédiée aux expérimentations sur des sites spécialisés comme au TTCI Center de Pueblo, ou sur une ligne commerciale en exploitation (Olofsson and Nilsson, 2002) (Simon, 2014) (Deng et al., 2018). Cependant ces essais sont généralement coûteux et les paramètres d'entrées du système (chargement, taux de glissement etc.) sont peu maîtrisés. Dès 1904 (Jaschinski et al., 1999), différents bancs d'essai à échelle 1 ou à échelle réduite sont fabriqués en laboratoire ou en industrie afin de reproduire au mieux les conditions des contacts ferroviaires, en maîtrisant les paramètres d'essai. L'expérimentateur dans sa conception doit faire un compromis entre les paramètres suivants (liste non exhaustive) :

- coût de l'essai
- vitesse de réalisation de l'essai/temps de l'essai
- réalité dynamique de l'essai (masses en mouvement, amortissements présents etc.)
- cinétique de l'essai, au niveau macroscopique et au contact, (vitesses d'avance, taux de glissement, effet centrifuge ou gravitaire etc.)
- efforts au contact (chargement normal, transversal etc.)
- géométrie du contact (rapport d'échelle de taille, courbures des corps en contacts, angles d'attaque etc.)
- correspondance matériaux (nuances d'acier identiques ou non, traitement thermique etc.)
- état de surface des éprouvettes (rugosité, nettoyage des surfaces etc.)

Ainsi certains bancs d'essai seront adaptés à des analyses dynamiques à l'échelle de la structure mobile (rame entière, bogie simple, essieu simple) (Allotta et al., 2010) (Matsumoto et al., 2008) (Bruni et al., 2001), d'autres d'avantage aux interactions dynamiques roue-voie (influence des traverses, flexion de rail, amortissement du ballast). D'autres bancs sont davantage liés à l'étude du contact tribologique roue-rail, à l'étude en fatigue et usure des corps roulants en contact (Hernandez, 2008) (Temple et al., 2018) (Ullrich, 2014). Certains bancs sont utilisés pour des études acoustiques (Bruzelius and Mba, 2004), pour des applications aérodynamiques (Birmingham Univ, 2011) ou pour d'autres applications (Kurzeck et Valente, 2011).

Le positionnement d'un banc pourrait se faire en quelque sorte sur un double axe, définissant dans un sens la réalité du contact ferroviaire, défini par des critères convenant à l'utilisateur en fonction du type d'étude à réaliser, et dans l'autre sens, les degrés de liberté de l'utilisateur.



Figure 32 L'équilibre de l'expérimentateur

Plusieurs grands types de géométries de bancs existent actuellement. Ces derniers peuvent être regroupés en fonction de l'éprouvette « supérieure » (galet, roue, essieu, bogie, rame), de l'éprouvette « inférieure » (galet ou rouleau en selon le diamètre, rail linéaire, rail circulaire), ou encore de la cinématique (mouvement continu, alternatif etc.). On peut regrouper les principales géométries suivant la classification suivante :

- Rame ou bogie sur rouleau
- Rame ou bogie sur rail
- Essieu sur rouleau
- Essieu sur rails
- Roue sur rouleau ou encore Bi-disques
- Roue ou disque sur rail linéaire
- Roue ou disque sur rail circulaire

Un banc particulier ne rentre pas exactement dans cette classification mais ce dernier se rapproche d'un bi-disques. Il s'agit d'un banc de la Voestalpine appelé « bi-disques inversé », pour lequel un des disques est remplacé par un anneau et l'autre disque roule sur la bande intérieure de cet anneau, créant ainsi un contact « convexe-concave » (Kammerhofer et al., 2014).

Les géométries de bancs avec roues seules (hors essieu et bogie) sont résumées dans cette figure de (Myamlin et al., 2017).

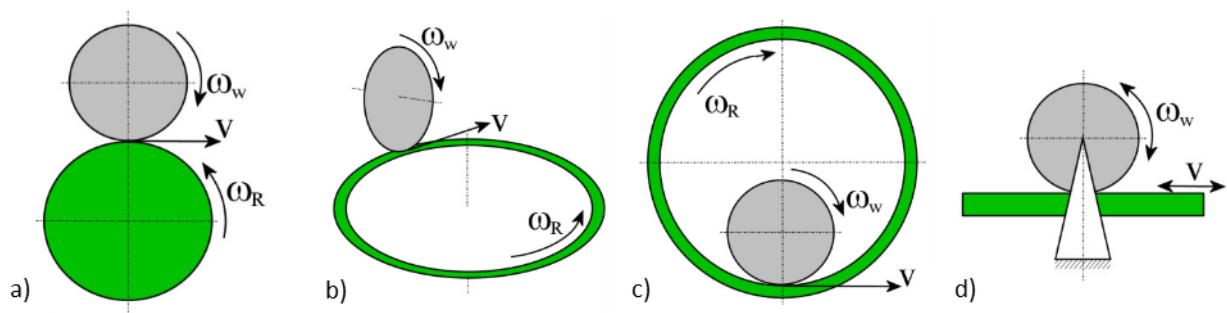


Figure 33 Concepts de bancs d'essai (a) bi-disques; (b) roue ou disque sur rail circulaire (c) « bi-disques inversé » (d) roue ou disque sur rail linéaire oscillant (Myamlin et al., 2017)

En annexe est disponible une liste non exhaustive des bancs existants classés par type, par échelle et emplacement géographique. L'échelle est soit donnée dans les articles en référence, soit calculée à partir d'un rapport d'échelle entre le diamètre de l'élément assimilé à la roue sur le banc et le diamètre de la roue ferroviaire.

Afin d'étudier expérimentalement une problématique de contact ferroviaire, un défaut, ou plus généralement un problème de fatigue, d'usure ou de compétition entre les deux phénomènes, le moyen d'étude doit respecter les conditions d'entrée du contact roue-rail, telles que les efforts appliqués les vitesses de rotation. Mais il doit également, dans une certaine mesure, reproduire le circuit tribologique proche de celui de la réalité ferroviaire et plus particulièrement pour l'étude de l'usure et de la compétition usure-fatigue.

Les figures ci-après comparent les différents circuits tribologiques du contact roue rail et les principales géométries de bancs d'essais existants.

La Figure 27 présente dans un premier temps les circuits tribologiques longitudinaux et transversaux du véritable contact roue-rail dans un cas général. Il sert ainsi de référence pour comparer les circuits tribologiques des bancs d'essai à étudier.

Sur les schémas de circuits tribologiques à venir, les flèches orange et rouges correspondent aux débits qui sont généralement exacerbés par le banc d'essai (le rouge plus important que l'orange).

I.10.1 Bi-disques

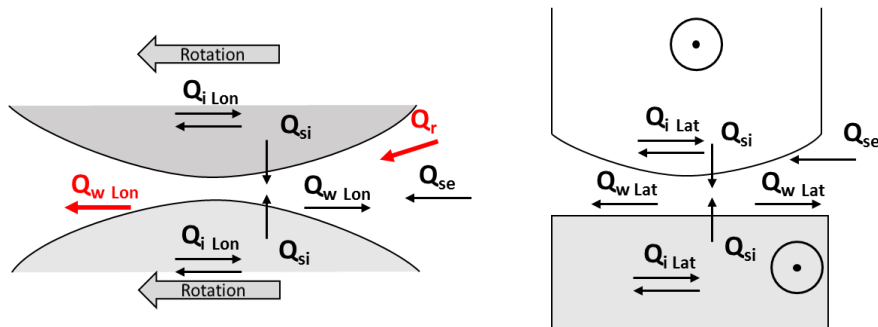


Figure 34 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type bi-disques

$Q_{i\text{ Lon}}$ est dans un sens privilégié

$Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées

$Q_{w\text{ Lon}}$ est exacerbé Q_r variable selon l'usure

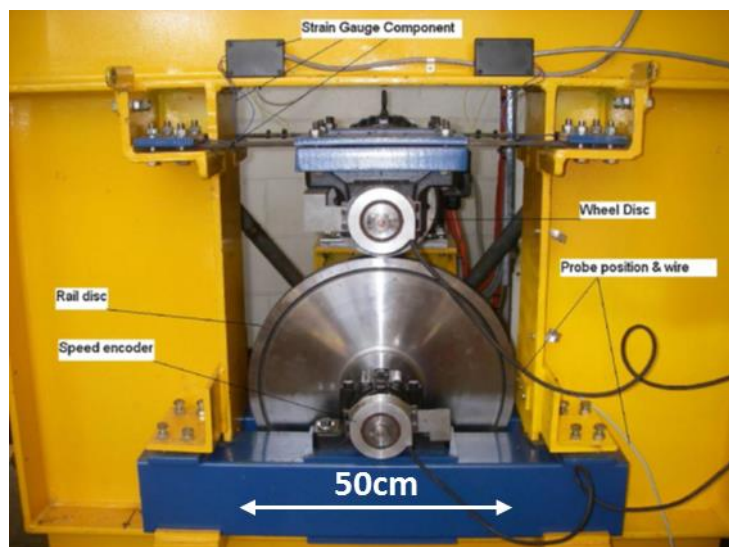


Figure 35 Bi-disques échelle 1/5 à Brisbane en Australie (Vuong et al., 2011)

La disposition de ces disques de faibles diamètres roulant l'un sur l'autre favorise l'éjection des particules (Zitouni, 2012). Certains essais sont réalisés avec présence de lubrifiant Q_{se} afin de diminuer le débit d'usure (Hernandez, 2008; Jin et al., 2011; Takikawa and Iriya, 2008; Vuong et al., 2011). L'ajout d'un angle cinématique comme le lacet peut permettre d'observer des phénomènes « tangents » comme des fissures de Head Check (Takikawa and Iriya, 2008).

Le banc «bi-disques inversé» présenté précédemment réduit probablement le débit d'usure $Q_{w\text{ Lon}}$ mais doit très certainement augmenter fortement le débit de recirculation Q_r (Kammerhofer et al., 2014).

I.10.2 Roue sur rouleau

En augmentant les diamètres des disques, on tend vers un banc similaire avec une roue à échelle 1. Dans ce genre de configuration, généralement le débit de recirculation est diminué et le débit d'usure longitudinal par éjection est diminué par rapport à un banc bi-disques de plus petit diamètre, mais demeure important.

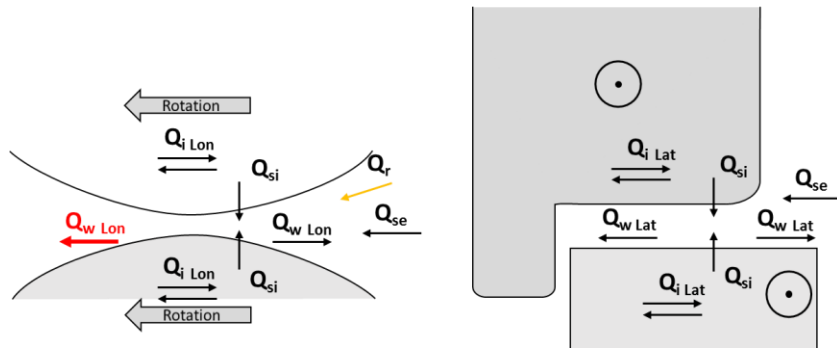


Figure 36 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type roue sur rouleau

$Q_{i\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié

$Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres

$Q_{w\text{ Lon}}$ peut être exacerbé Q_r modéré

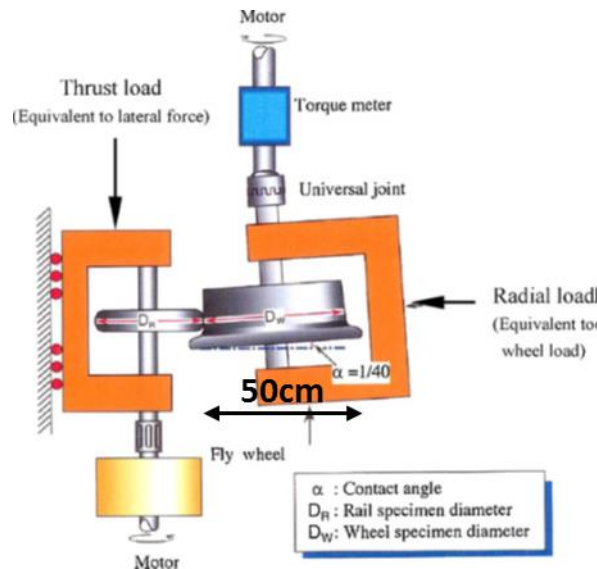


Figure 37 Banc roue sur rouleau à Tokyo au Japon (Jin et al., 2011)

I.10.3 Essieu (ou bogie) sur rouleau

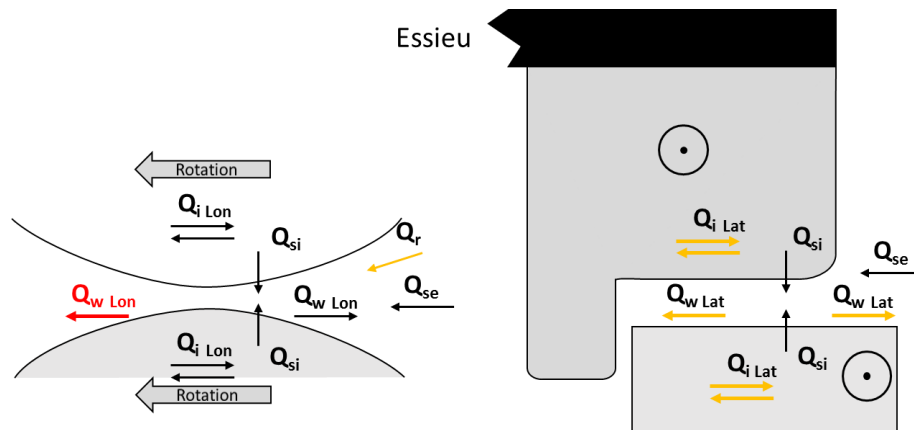


Figure 38 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type Essieu sur rouleau

$Q_{i\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié

$Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres

$Q_{w\text{ Lon}}$ peut être exacerbé Q_r modéré



Figure 39 La roue de Grenoble en France (Chollet, 1991)

Les bancs de types essieu sur rouleau et bogie (ou rame) sur rouleau sont similaires. Le diamètre d'une vraie roue réduit généralement l'usure par rapport au bi-disques de faibles diamètres, cependant en fonction du diamètre du rouleau, ou dans le cas d'essieu réduit, le débit d'éjection peut être exacerbé. Ceci s'explique par un effet centrifuge plus important en réduisant le rayon de courbure en sortie du contact.

La plupart des bancs sur rouleau sont plutôt adaptés au cyclage. Cependant la plupart des bancs sur bogie sont davantage utilisés pour des problématiques en dynamique car il est possible d'intégrer au

mécanisme les suspensions primaires, voire secondaires, des bogies (Chollet, 1991; Jaschinski et al., 1999). Enfin les conditions d'efforts latéraux ne sont pas toujours maîtrisées, limitant l'étude des débits longitudinaux (Saulot et al., 2009).

I.10.4 Galet sur rail linéaire

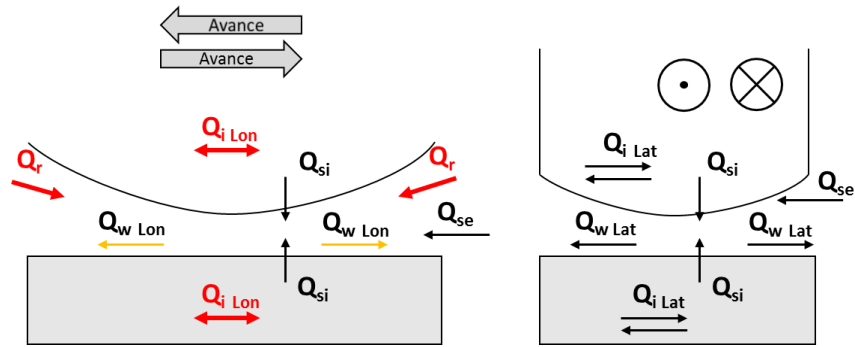


Figure 40 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type galet sur rail

$Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ Q_r sont modifiés dans les deux sens si banc à mouvement alternatif

$Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié et Q_r peut être exacerbé si essai unidirectionnel

$Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres

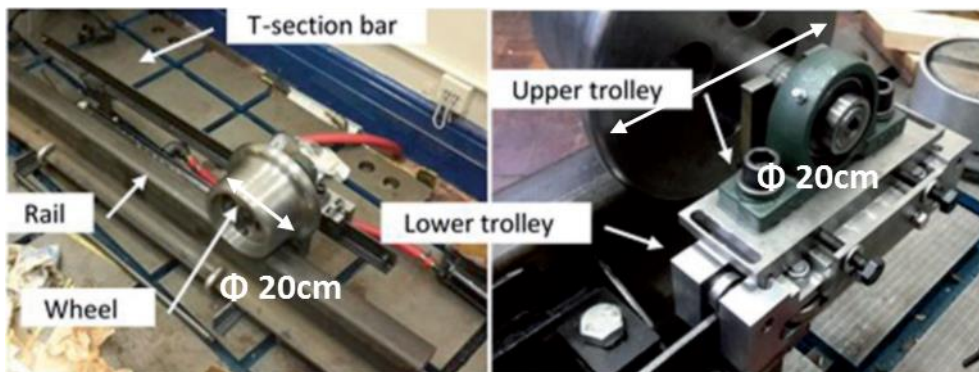


Figure 41 Banc linéaire roue sur rail à Sheffield au Royaume-Uni (Temple et al., 2018)

Les bancs avec des galets ou roues sur rail peuvent avoir un mouvement alternatif pour simplifier la réalisation d'essai et accélérer son déroulement. Le mouvement aller et le mouvement retour s'effectuent sur la même bande. Les débits internes longitudinaux seront très différents d'un mouvement en aller simple, ou de plusieurs trajets en sens unique en prenant le soin de soulever le galet avant de le ramener au point de départ. Cette dernière configuration est assez conforme avec le circuit tribologique mais est difficilement adaptée à du cyclage. De plus, le mouvement de reprise de contact au point de départ peut provoquer des impacts.

Il est possible de contrôler avec précision l'effort tangent pour certains bancs (Saulot et al., 2009).

I.10.5 Roue sur rail

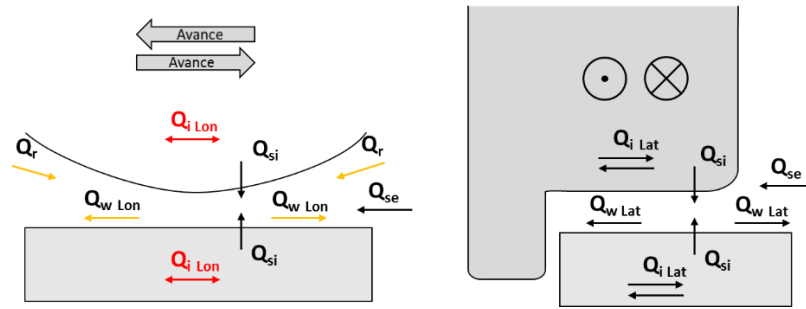


Figure 42 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type roue sur rail

$Q_{i\ Lon}$ $Q_{w\ Lon}$ Q_r modifiés dans les deux sens si banc à mouvement alternatif

$Q_{i\ Lat}$ $Q_{w\ Lat}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres

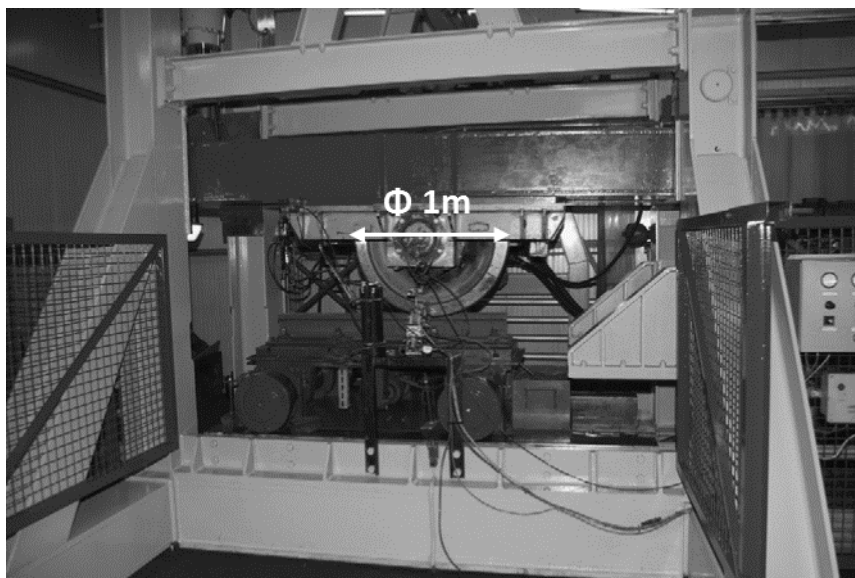


Figure 43 Banc Roue sur rail de la Voestalpine à Leoben en Autriche (Ullrich, 2014)

Les bancs de types roue sur rail sont similaires aux bancs galets sur rail. Le diamètre de la roue est proche de celle des véhicules et tend ainsi à se placer dans des conditions de contact plus proches de la réalité, mais cette configuration contraint à la réalisation d'essais unilatéraux. Ces bancs sont presque exclusivement alternatifs (Ullrich, 2014). Ceci induit une alternance des sollicitations et affecte les débits longitudinaux. Même si les conditions sur le trajet « retour » peuvent être parfois choisies pour minimiser l'impact sur la bande d'essai, le cyclage exige qu'un aller-retour soit effectué en peu de temps, ce qui implique des accélérations et décélérations plus importantes.

I.10.6 Essieu (ou bogie) sur rails

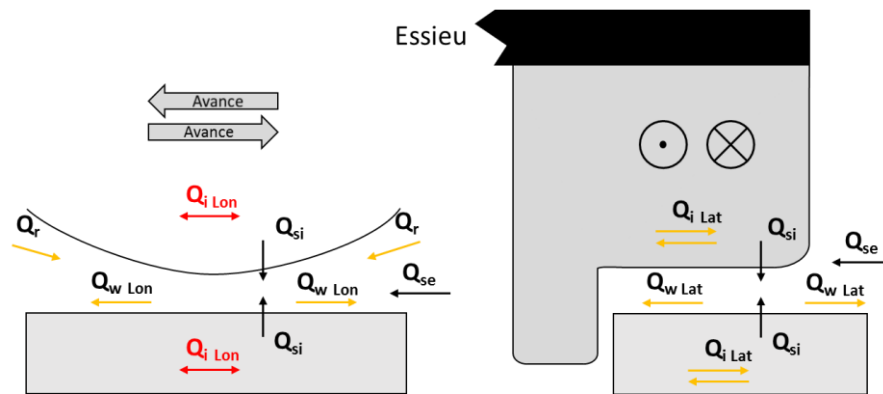


Figure 44 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type Essieu sur rails

$Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ Q_r modifiés dans les deux sens si banc à mouvement alternatif

$Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales ou libres

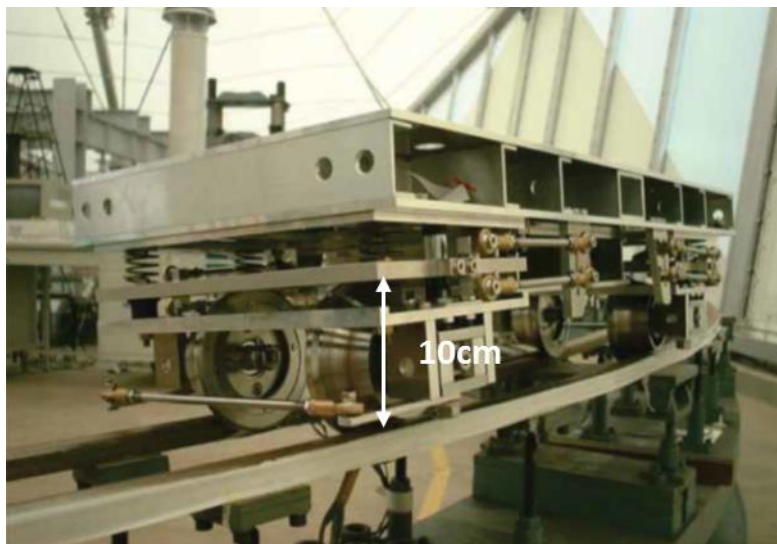


Figure 45 Banc bogie sur rail à Tokyo au Japon (Michitsuji and Suda, 2006)

Enfin les bancs de types essieu ou bogies sont rares à l'échelle 1, ils nécessitent une certaine infrastructure pour la voie, qui est généralement peu modulable. Leur caractéristiques sont proches des bancs roue sur rail utilisés pour des essais non cycliques. Le circuit tribologique est relativement proche de la réalité mais ces bancs sont peu utilisés pour l'étude du contact roue rail mais plutôt pour l'étude cinématique et dynamique du système dans son ensemble, en courbe notamment (Kim et al., 2008; Michitsuji and Suda, 2006)

L'analyse de la géométrie de ces bancs, de leurs applications et de leur circuit tribologique permet de cibler ceux potentiellement adaptés pour caractériser le contact roue-rail et plus particulièrement les mécanismes d'usure, de fatigue et d'accommodation des vitesses par le troisième corps.

Les bancs linéaires permettent généralement d’avoir une bonne cohérence du circuit tribologique par rapport au contact roue-rail réel si les essais sont réalisés dans un seul sens d’avance. En revanche, cette condition rend difficile le cyclage rapide des essais, plus particulièrement lors de la mise en charge cyclique du bogie sur le rail, qui peut entraîner des impacts sur le rail. Les essais les plus adaptés au cyclage en maîtrisant les conditions imposées sont les essais de types bi-disques mais c’est au détriment de la bonne reproduction du circuit tribologique réel, les débits d’usure ou de recirculation étant généralement peu représentatifs. Ces mêmes essais réalisés sur des bancs à échelle plus importante permettent de diminuer ces effets d’usure et de recirculation sans pour autant les supprimer, mais ceci est au détriment de la maîtrise des efforts et des déplacements latéraux. Par ailleurs, les contraintes financières liées aux coûts des bancs et des essais ne sont pas évoquées ici mais conditionnent considérablement les choix des laboratoires.

I.10.7 Galet sur rail circulaire

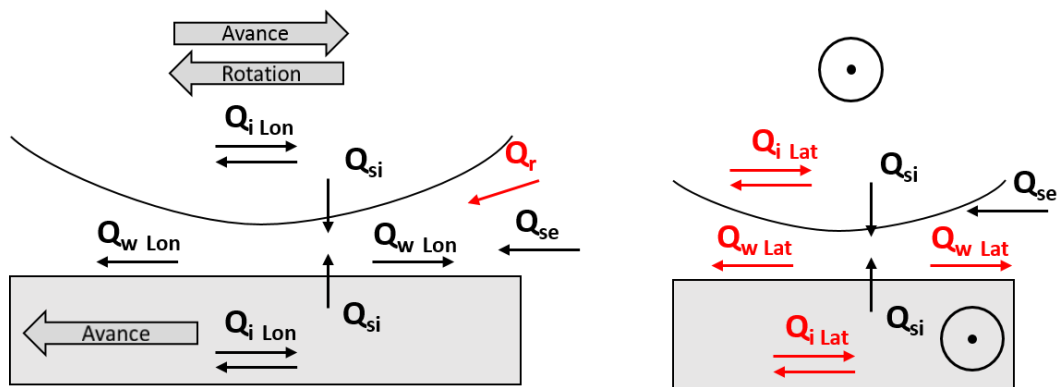


Figure 46 Circuit tribologique appliqué aux bancs de type galet sur rail circulaire

$Q_{i\ Lon}$ $Q_{w\ Lon}$ dans un sens privilégié

Q_r peut être exacerbé

$Q_{i\ Lat}$ $Q_{w\ Lat}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou non

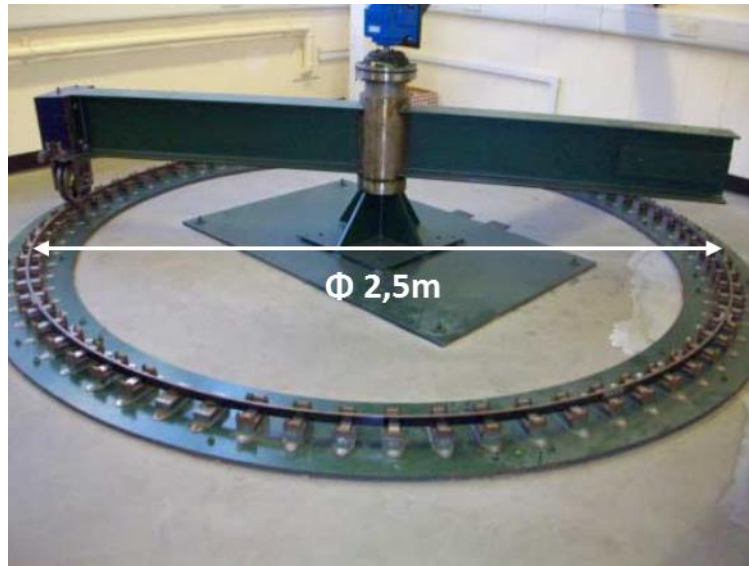


Figure 47 Banc galet sur rail circulaire à Southampton au Royaume-Uni (Zhu et al., 2011)

Cette géométrie permet de garder les caractéristiques des bancs de types bi-disques en diminuant drastiquement le débit d'usure. Le banc est tout aussi comparable aux bancs linéaires tout en conservant cependant un mouvement continu et non-alternatif. Cela permet de prévenir les débits associés aux mouvements d'aller-retour tout en permettant le cyclage d'essais à grand nombre de cycles. De plus, la surface active du rail étant plane, la cinématique des particules (dépôt et recirculation) en surface n'est plus affectée par la gravité. Cependant un effet tangentiel de spin au sein du contact est à prévoir, plus particulièrement pour la reproduction de phénomènes liés aux voies en alignement. Dans la plupart des configurations existantes, le rail circulaire n'est pas en mouvement.

| Type de banc d'essai Débit privilégié ou restreint | Circuit tribologique |
|--|----------------------|
| <p>Bi-disques $Q_{i\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres $Q_{w\text{ Lon}}$ exacerbée Q_r variable selon l'usure</p> | |
| <p>Roue sur rouleau $Q_{i\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres $Q_{w\text{ Lon}}$ peut être exacerbé Q_r modéré</p> | |
| <p>Essieu (ou bogie) sur rouleau $Q_{i\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres $Q_{w\text{ Lon}}$ peut être exacerbé Q_r modéré</p> | |
| <p>Galet sur rail linéaire $Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ Q_r sont modifiés dans les deux sens si banc à mouvement alternatif $Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié et Q_r peut être exacerbé si essai unidirectionnel $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres</p> | |
| <p>Roue sur rail $Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ Q_r modifiés dans les deux sens si banc à mouvement alternatif $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres</p> | |
| <p>Essieu (ou bogie) sur rails $Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ Q_r modifiés dans les deux sens si banc à mouvement alternatif $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales ou libres</p> | |
| <p>Galet sur rail circulaire $Q_{i\text{ Lon}}$ $Q_{w\text{ Lon}}$ dans un sens privilégié Q_r peut être exacerbé $Q_{i\text{ Lat}}$ $Q_{w\text{ Lat}}$ existants selon les conditions cinématiques latérales imposées ou libres</p> | |

Tableau 4 Tableau des différents types de banc d'essai

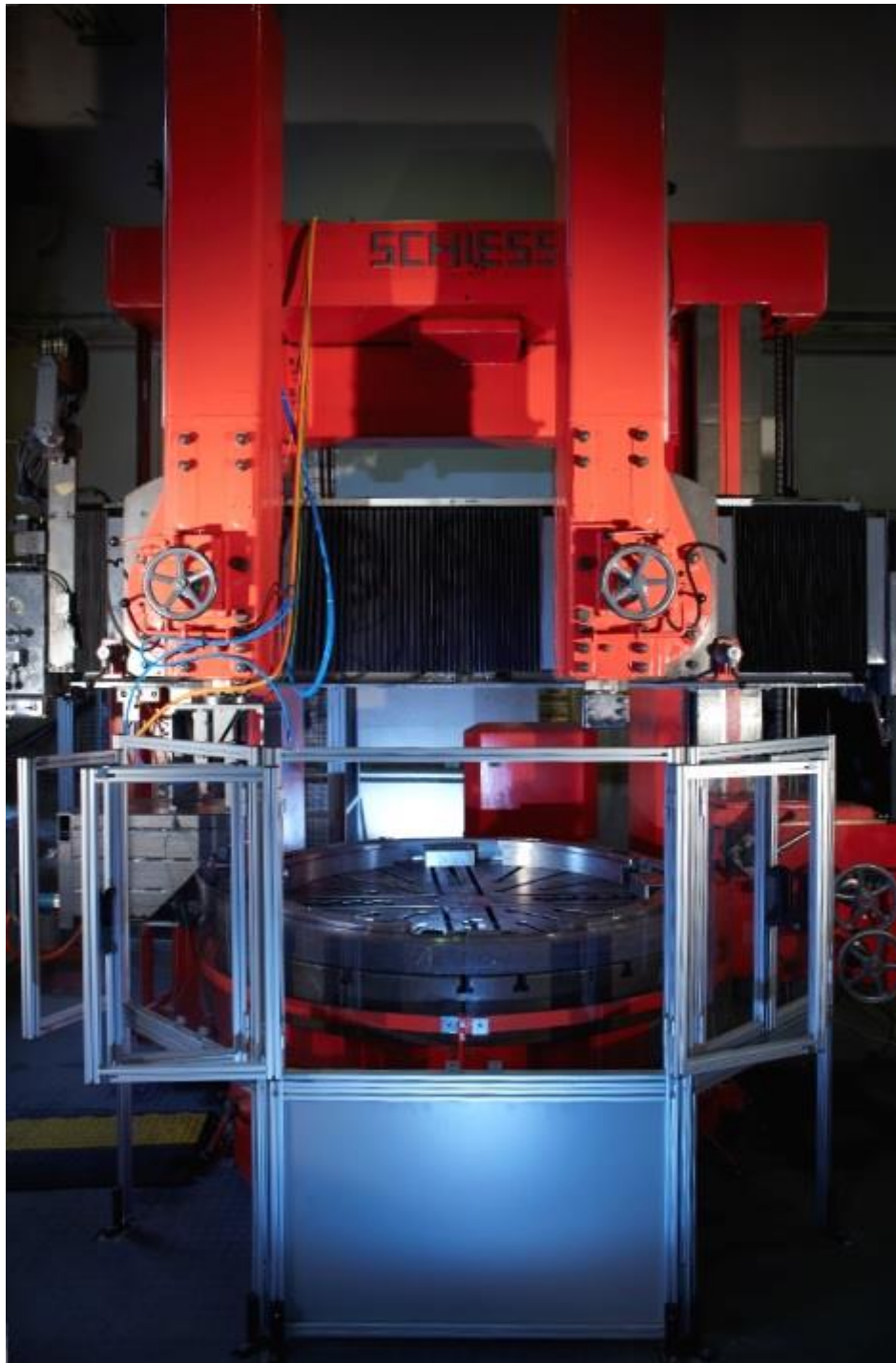
I.11 Projet Triboring

Ainsi la géométrie de banc galet sur rail circulaire semble se distinguer pour proposer un compromis dans l'étude des phénomènes affectant l'intégrité du rail tels que l'usure et la fatigue. Les bancs avec ce type de géométrie sont assez rares (Bruzelius and Mba, 2004; Savkooor and van der Schoor, 1993; Zhu et al., 2011). Il est à noter que le banc développé au LaMCoS, qui va être présenté par la suite, a été développé en parallèle d'un banc à géométrie similaire à Delft (Naeimi et al., 2018).

En se basant sur la répartition géographique des bancs d'études ferroviaires existants qui mettent en évidence une absence de banc de type galet sur rail circulaire en France (voir carte en annexe page 167), et à partir des possibilités qu'offrent leurs caractéristiques (cyclage, respect du circuit tribologique etc.), le projet du banc Triboring est né à Lyon en partenariat avec le LaMCoS et la RATP. Ce banc dont les caractéristiques seront décrites plus en détail dans le chapitre suivant, se voudra être un compromis plus respectueux du circuit tribologique que des bancs de types bi-disques, mais pour autant plus modulable et plus aisé à mettre en œuvre que des bancs sur rouleau ou sur rail linéaire de grandes dimensions.

La partie suivante est consacrée à la description et la mise en place du banc Triboring. Une attention particulière est portée sur l'étude des différents choix technologiques et techniques afin de réaliser un contact au plus proche du contact ferroviaire.

II Chapitre 2 : « signature » du banc d'essai Triboring



II.1 Introduction

La réalisation d'un banc d'essai passe par une phase d'appréhension du dispositif et de ses caractéristiques, ou la « signature » du banc. Ceci intègre la compréhension des phénomènes liés au fonctionnement propre du dispositif, afin de ne pas les associer aux phénomènes physiques que le dispositif veut reproduire et/ou mesurer. L'adage dit « l'outil de mesure peut perturber la mesure ». Ce chapitre présente donc les éléments qui nous semblent être les plus pertinents de cette caractérisation du banc d'essai par rapport à ses objectifs. Une autre partie est disponible en annexe.

II.2 Cahier des charges

Comme présenté dans la partie précédente, le banc d'essai Triboring est un banc de type galet sur rail circulaire. L'objectif du banc est donc de reproduire l'interaction entre la roue et le rail ayant lieu au niveau du contact en s'approchant au mieux du circuit tribologique ferroviaire. Il doit ainsi permettre d'investiguer les phénomènes pouvant aboutir à la défaillance du rail dans sa fonction de guidage. Par exemple il doit pouvoir être utilisé pour reproduire certains défauts ferroviaires, ou étudier la compétition usure fatigue.

Pour parvenir à cela, le banc propose un compromis entre la réalisation d'un nombre élevé de cycles en quelques heures, et une reproduction aussi fidèle que possible de la réalité du contact roue-rail. Ainsi l'investigation des phénomènes de fatigue et d'usure s'établissant par l'accumulation de passages de roue, l'essai doit être envisageable sur des durées modérées. Il doit aussi être possible de se rapprocher des conditions réelles du contact roue-rail, en choisissant des paramètres de référence. Le banc d'essai Triboring est à échelle réduite. Le critère principalement utilisé mais très réducteur pour définir l'échelle d'un banc d'essai ferroviaire est la taille de la roue (souvent calculé simplement par le rapport de diamètre de la pseudo-roue et d'une roue ferroviaire) (Myamlin et al., 2017).

Certaines dimensions sont donc diminuées mais d'autres paramètres tels que la pression de contact ou le taux de glissement sont choisis afin d'être proches des valeurs caractéristiques des voies. Le banc est en accord avec la similitude de Pascal présentée dans les travaux de Chollet (Chollet, 1991) : la similitude des longueurs et de la géométrie est conservée ; la similitude des matériaux en particulier leur propriétés mécaniques telles que les coefficients de Poisson ; la similitude des raideurs dont les modules d'élasticité des matériaux, est conservée, ce qui implique la conservation des contraintes et non des efforts. Le choix de cette similitude implique une sur-considération de la pesanteur, mais celle-ci intervient dans le cas du banc Triboring, presque exclusivement dans l'application d'un effort normal, qui est dimensionné pour une pression de contact visée. En résumé, les paramètres de pression de contact et de taux de glissement (sans dimension) seront les paramètres d'essai principaux qui sont conservés avec la réduction d'échelle.

Enfin, toujours dans l'objectif d'étudier l'usure, les défauts de fatigue de contact ou la compétition usure-fatigue, le circuit tribologique (triplet, modes d'accommodation et débits mis en jeu) devra être proche de la réalité ferroviaire. Ceci en tenant compte des approximations et des compromis impliqués par un banc d'essai, et qu'il n'existe pas un seul contact ferroviaire mais de multiples conditions ferroviaires, variant d'une rame, d'un bogie, d'un essieu ou d'une roue à l'autre.

II.3 Issues du besoin ferroviaire : les degrés de liberté de Triboring

Le banc d'essai Triboring, qui pourra être appelé simplement Triboring par la suite, est construit sur le schéma de principe suivant. Il se compose de deux corps d'épreuve (1^{ers} corps). Le premier est circulaire représentant le rail en rotation d'axe vertical : on l'appellera la couronne. Le second est de type galet représentant la roue, en rotation d'axe horizontal : on l'appellera le galet. Ces deux rotations sont les seuls mouvements ayant lieu pendant les essais. D'autres mouvements sont possibles pour mettre en position le rail par rapport à la roue et les dégager après les essais, ou encore pour les disposer dans des configurations de contact différentes.

Dans la configuration la plus simple, l'axe de rotation du galet est horizontal et radial par rapport à la couronne. Les axes de rotation se croisent à la verticale du centre de la couronne. En d'autres termes, le galet roule sur le plan supérieur de la couronne, de manière tangente au cercle décrit par un point de contact appartenant à la couronne. La Figure 48 représente schématiquement ces rotations et les degrés de liberté supplémentaires.

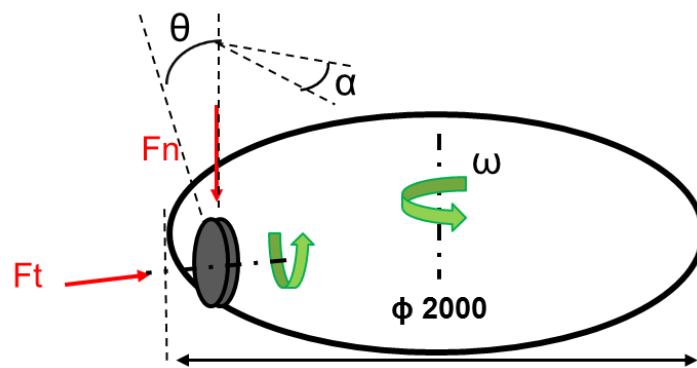


Figure 48 Mouvements et degrés de liberté sur le banc Triboring Flèche vertes : rotations, flèches rouges efforts applicables, angles ϑ et α réglables, diamètre de la couronne 2000mm.

Compte tenu de la variété de conditions du contact roue-rail, le banc Triboring doit offrir de nombreuses possibilités de positionnement relatif de la roue et du rail. En utilisant les deux corps d'épreuve décrits précédemment, il est possible de reproduire des conditions de contact proches de l'alignement, du roulement en courbe, ou de simuler un contact entre la joue active du rail et le boudin de la roue, un double contact sur la table de roulement et la joue active etc. (Figure 49). Dans une première approche, les essais menés sur le banc Triboring seront des essais de caractérisation du dispositif afin d'appréhender ses spécificités. Ainsi la configuration retenue sera relativement simple en fixant les angles de lacet et de roulis à une valeur nulle. Le contact est ainsi normal (roulis nul), et des directions de roulement confondues entre les corps solides au point de contact (lacet nul).

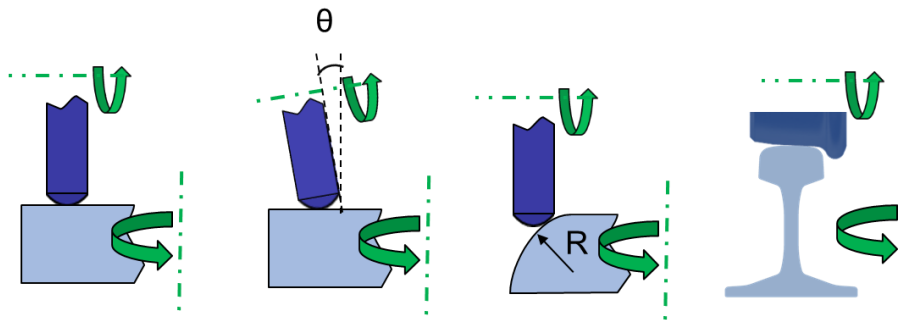


Figure 49 Exemples de configurations de cinématiques de contact applicables au banc Triboring. Bleu foncé : le galet, bleu clair : la couronne La configuration utilisée théoriquement sera la première. Angle de roulis ϑ

II.4 Choix du dispositif de mise en rotation du rail

Le dispositif permettant en rotation du rail doit répondre aux exigences concernant les effets de chargement du galet sur le rail. Le choix a été arrêté pour un tour à axe vertical permettant initialement d'usiner et mettre en forme des pièces massive d'acier. Les tours d'usinage peuvent supporter la charge normale des bruts de matière massifs, et garantir une trajectoire régulière afin que les outils de coupe soient bien positionnés. Ce type de tour est aussi dimensionné pour accepter les efforts tangents dus à la coupe. Il est donc apte à supporter tant les efforts normaux appliqués pendant les essais (même déportés sur le bord du plateau) que ceux de frottement.

Triboring est ici basé sur un tour à axe vertical SCHIESS ZKn 200, dont le plateau tournant mesure de 2m de diamètre pouvant recueillir jusqu'à 100kN de charge verticale, et un effort de coupe de 25 ou 50kN selon le porte-outil utilisé et les vitesses de rotation choisies. Le plateau repose sur un palier hydrodynamique afin d'éviter l'usure du mécanisme tout en conservant une solution raide par la présence du film d'huile. La planéité du plateau, l'absence de voile a été vérifiée avec un palpeur mécanique. Les résultats des mesures réalisées sans chargement sur le plateau ou avec une charge d'environ 250daN à environ 95cm du centre du plateau, montrent une variation de hauteur inférieure à 20 μ m. Ces valeurs faibles peuvent être négligées pour deux raisons qui seront présentées par la suite : d'une part la couronne est usinée sur place avec la base du banc Triboring, dont les capacités d'usinage ont été partiellement conservées, garantissant ainsi la meilleure planéité possible de la bande roulement en corrigeant d'éventuels défaut de voile, et d'autre part le système de mise en contact du galet qui apporte une relative souplesse lors de la mise en charge. Plus de détails sur le tour mécanique utilisé, ainsi que sur les mouvements possibles (roulis lacet etc.) sont disponibles en annexe.

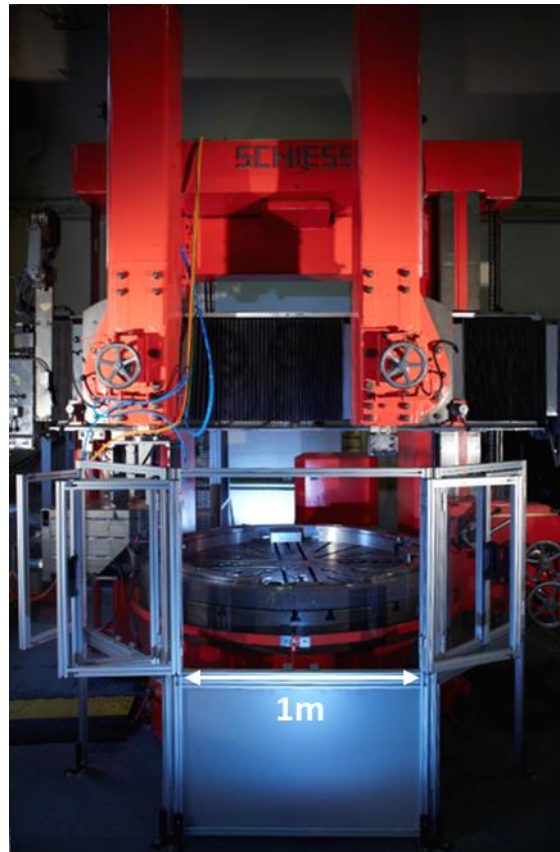


Figure 50 Banc d'essai Triboring au LaMCoS, crédit photo I@L/PHOTOS Alexis Chézière

II.5 La couronne, un procédé de fabrication proche du rail en voie

Pour réaliser le premier corps qui correspond au rail, un procédé de laminage circulaire à chaud a été choisi afin de se rapprocher au mieux des caractéristiques métallurgiques du rail R260. En effet, le banc Triboring peut être utilisé pour des investigations de défauts se produisant sur des rails et impliquant dans certains cas des transformations métallurgiques, et/ou des phénomènes de fissuration dont la propagation est liée à la microstructure du rail.

Comme évoqué au Chapitre 1, l'acier R260 est un acier perlitique. Il est obtenu par laminage à chaud en coulée continue puis par refroidissement lent à l'air. Il est donc chauffé au-delà de la température d'austénitisation, puis sa forme lui est donnée par de nombreuses étapes de déformation (laminage) entre des rouleaux, et est refroidit à l'air calme. Ces étapes sont présentées dans la Figure 51. Une étape de projection d'eau à haute pression est comprise dans le processus de fabrication pour retirer la couche de calamine² en surface. Les rails perlitiques ont généralement une couche en surface décarburée qui est retirée une fois le rail posé en voie, soit par meulage soit par usure lors des premiers passages de rames.

² La calamine correspond à un mélange d'oxydes de fer à la surface de pièces métalliques, issu du chauffage à hautes températures.

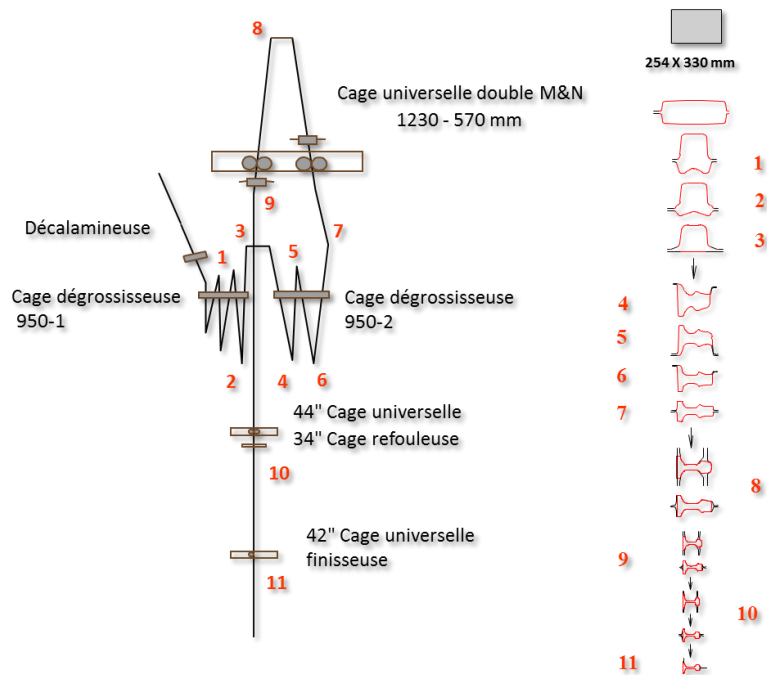


Figure 51 Etapes de mise en forme d'un rail R260 à partir d'un brut de 254 par 330mm, lors des passages dans différentes cages. Document British Steel

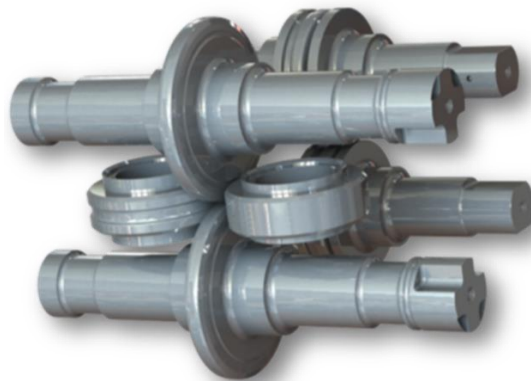


Figure 52 Cage de laminoir de rail, document British Steel

Une autre solution pour obtenir la microstructure proche de celle du rail pour la réalisation des éprouvettes de Triboring, aurait été d'utiliser un rail à cintrer puis de souder les deux extrémités. Cette solution n'a pas été retenue pour deux principales raisons. La première est que le cintrage à réaliser pour obtenir une courbure d'un mètre de rayon peut induire de fortes contraintes résiduelles au sein du matériau. Il faudrait alors prévoir une étape de relaxation pour s'en affranchir, mais le procédé thermique de fabrication serait alors modifié et complexifié. La seconde est que la présence d'une soudure rajoute une singularité dans la circonférence du rail. Bien que les techniques de soudage employées sur le rail en voie donnent un rendu très convenable sur le plan géométrique, la présence d'une zone affectée thermiquement (ZAT) est inévitable, et dont les propriétés métallurgiques telle que la dureté, sont différentes du reste du rail (Porcaro et al., 2019).

Le choix adopté consiste donc en la réalisation d'un pseudo-rail circulaire d'un seul tenant, réalisé avec le même procédé thermique que le rail qu'il reproduit. Ainsi, un bloom d'acier R260 est fourni

gracieusement par British Steel, fabricant de rail, à un industriel spécialisé dans le laminage circulaire. Le procédé thermique de fabrication appliqué est le même que sur les rails linéaires selon les directives de British Steel. La géométrie est toutefois modifiée en une section rectangulaire de 70x50mm, à la fois pour obtenir une géométrie plane sur la zone de contact, mais également pour satisfaire les dimensions minimales permettant au lamineur de garantir une qualité acceptable sur l'ensemble des cotes de la pièce.

Les couronnes ainsi réalisées possèdent après laminage une couche de calamine en surface et probablement une couche décarburée. La couronne alors montée sur le tour vertical qui sert de dispositif de rotation du banc Triboring, est usinée sur place avec les moyens et le personnel de l'INSA de Lyon. Cet usinage a le double avantage de retirer la couche de calamine en surface (Figure 53), mais également de garantir la planéité de la surface usinée du rail par rapport au mouvement de rotation du plateau. L'état de surface obtenu permet d'obtenir un Ra entre 3.2 μ m et 1.6 μ m selon les étalons de rugosité. Des relevés réalisés sur des échantillons de rail en voie donnent un Ra de 6.3 μ m sur les zones brutes, 12.5 μ m sur les zones correspondant aux stries de meulage, et 0.3 μ m pour la bande de roulement. On peut donc dire que l'état de surface obtenu après usinage à l'INSA est convenable pour la réalisation des essais, car se situant entre l'état d'un rail neuf et d'un rail en exploitation.



Figure 53 Surface des couronnes a) avant usinage avec la couche de calamine et b) après usinage. c) Rail R260 en voie

II.6 Mise en rotation du galet

Pour permettre la rotation du galet sur le rail, des solutions techniques ont été investiguées afin qu'elles puissent être adaptées sur le tour existant. Le montage mis en place doit être en cohérence avec le cahier des charges global du banc dont l'objectif de reproduire les conditions de contact ferroviaire. Ainsi le dispositif doit permettre de maîtriser l'effort normal et tangent appliqué à la roue

sur le rail, mais l'expérimentateur doit également pouvoir maîtriser le taux de glissement global du galet sur le rail.

Pour définir le taux de glissement d'un galet roulant ponctuellement sur le rail dans la configuration du banc Triboring, il faut se ramener aux vitesses linéaires au point de contact, déduites des vitesses de rotation.

On a donc :

$$\gamma = \frac{V_g - V_r}{V_g + V_r} = \frac{R_g \omega_g - R_c \omega_c}{R_g \omega_g + R_c \omega_c} \quad (11)$$

Avec V_g et V_c les vitesses linéaires au point de contact du galet et de la couronne, ω_g et ω_c les vitesses angulaires du galet et de la couronne, R_g le rayon du galet et R_c la distance du point de contact à l'axe de rotation de la couronne.

En arrangeant on obtient la relation entre la vitesse du galet et la vitesse du plateau, pour un taux de glissement défini par l'expérimentateur. Le taux de glissement étant défini positif pour un galet roulant plus vite que la couronne.

$$\omega_g = \omega_c \frac{R_c}{R_g} \frac{(1+\gamma)}{(1-\gamma)} \quad (12)$$

La vitesse de rotation du galet à imposer est donc uniquement dépendante de celle de la couronne dès lors que l'on fixe le taux de glissement, la position du galet sur le rail, et si on considère qu'il ne change pas de diamètre de manière significative. La variabilité et l'incertitude liées à l'usure du galet, sur la valeur du taux de glissement seront abordées par la suite.

Le galet est monté sur un arbre accouplé à un moteur électrique synchrone Siemens. La rotation de ce dernier est liée à celle du moteur grâce à des codeurs disposés au niveau de l'arbre moteur du galet, et sur le mandrin du plateau du tour. La différence entre un codeur de position et un codeur incrémental vient de la présence de marques de référence sur la piste incrémentée, et de la possibilité de positionner de manière absolue la tête de lecture par rapport à la piste incrémentée. Le principe de mesure s'appuie sur la détection par la tête de lecture par un procédé physique (optique, magnétique etc.), de divisions régulièrement espacées sur une piste incrémentée. L'intervalle de temps entre la lecture de deux divisions successives permet de remonter à la vitesse de déplacement. Lorsqu'en parallèle de la piste incrémentée, une seconde piste est disposée avec des marques de référence, il est possible de connaître la position de la tête de lecture sur la piste incrémentée par comptage, à condition d'avoir préalablement lu une des marques de référence. Le codeur utilisé sur le mandrin du tour est un codeur incrémental (de déplacement) Heidenhain qui comporte 3600 divisions. Elles sont donc espacées angulairement de $6'$ ce qui représente une distance de 1.75mm reportée en bord de plateau d'un rayon d'un mètre.

Le moteur Siemens est également équipé d'un codeur Siemens à 8192 divisions espacées angulairement de $2.64'$, ce qui représente sur un galet de 70mm de diamètre, une distance de 0,027mm. Ainsi la rotation de ce dernier est synchronisée sur les informations du codeur du tour, permettant d'asservir la rotation du galet directement sur la vitesse réelle et instantanée mesurée sur le tour, et non sur la vitesse demandée. Théoriquement on peut considérer que la projection sur la bande de roulement de l'espace entre les graduations des codeurs est une source d'incertitude. Cependant à la plus basse vitesse de rotation du tour (2,15 tours/min), le temps de parcours de

l'intervalle entre deux graduations du codeur du plateau, est de l'ordre de 10^{-4} secondes. Les incertitudes liées aux résolutions des codeurs sont donc négligées en régime établi, ce qui correspond aux essais sur le banc Triboring. Ces éléments seront repris dans la partie II.10.3.4.

II.7 Mise en charge du galet : cellule tribologique

Afin de maintenir le moteur de mise en rotation du galet, mais également d'exercer un effort normal et/ou latéral du galet vers la couronne, un ensemble mécanique a été développé. Il sera appelé par la suite « cellule tribologique ». Le schéma cinématique de cette cellule représenté sur la Figure 54, permet de distinguer les différents degrés de liberté. Ses différents objectifs sont les suivants :

- La cellule fait le lien entre le galet et le tour mécanique. La cellule joue à la fois le rôle de « bâti », et permet la mise en rotation de la couronne. On peut considérer que l'ensemble de son point d'attache sur le porte-outil jusqu'au sol est rigide.
- La cellule soutient l'ensemble de mise en rotation du galet, c'est-à-dire le moteur, l'accouplement, l'arbre et le galet.
- La cellule tribologique permet la mise en charge du galet sur le rail. Elle comporte deux vérins pneumatiques pouvant appliquer au galet un effort vertical et/ou transversal vers l'intérieur de la couronne. Le réglage se fait par variation manuelle de la pression dans le circuit d'air, avec contrôle de l'effort appliqué grâce aux capteurs d'effort.
- La mise en charge par vérins nécessite de réaliser un déplacement entre une partie « fixe » liée à une référence (l'attache du porte-outil en bleu sur le schéma cinématique), et une partie « mobile » qui sera en contact avec la zone d'effort (le galet en orange). Les deux déplacements (vertical ou transversal) devant être possibles, simultanément ou séparément.

Le banc Triboring est un tribomètre qui devra donc mesurer les efforts de contact, et s'affranchir au mieux des autres sources de frottement parasite entre le contact et l'acquisition des efforts. L'utilisation de Triboring entraînant des vibrations, peut exposer les pièces à du fretting. Le fretting est issu d'un mouvement alternatif de faible amplitude (quasi-statique) entre deux corps, qui peut être dû à des excitations vibratoires, et est à l'origine d'usure et dans certains cas de transformations tribologiques de surface (TTS) (Sauger, 1997). Son étude expérimentale et numérique demeure un sujet d'actualité du fait de la présence de ce phénomène dans de nombreux systèmes vibrants (Gallego, 2007; Hana, 2016; Sauger, 1997). Pour faire face à ce risque dans l'application de Triboring, on peut résoudre un problème de frottement en le « supprimant », en évitant le contact entre les pièces.

Pour développer une cellule tribologique insensible au fretting, le LaMCoS s'est associé avec l'école des ingénieurs de Genève. Le mécanisme conçu fait intervenir des parallélogrammes déformables. Les déplacements sont possibles par déformation du système, permettant un débattement quasi linéaire de +/-8mm. Cette conception reprend de manière simplifiée le principe de fonctionnement du banc d'essai TriboTouch développé pour le LaMCoS par Y. Berthier, E. Chatelet, F. Massi et E. Vittecoq (Fagiani, 2011; Fagiani et al., 2011).

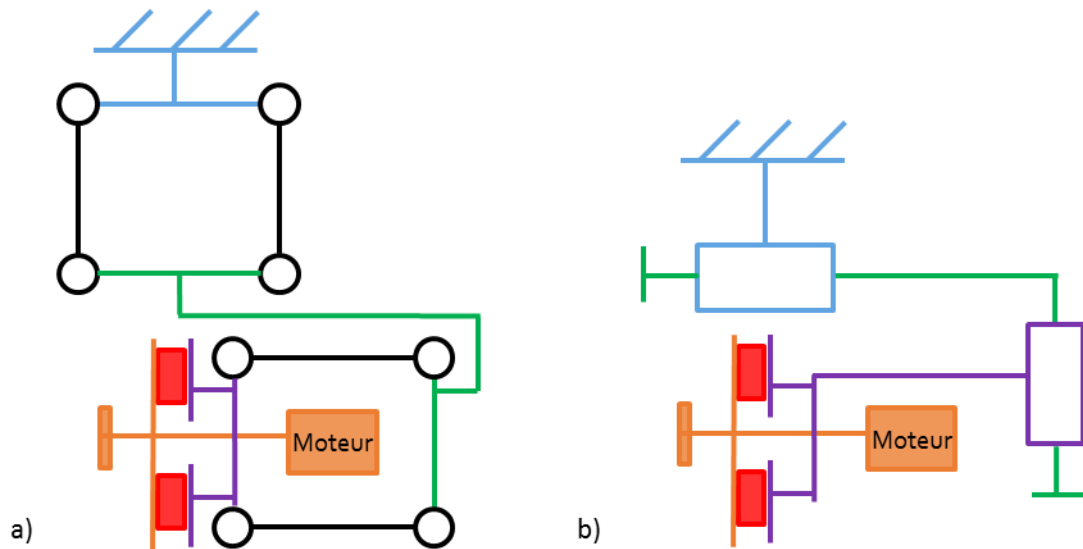


Figure 54 Schémas cinématiques complet a) et équivalent b) de la cellule tribologique avec les liaisons cols minces en pivots ou en glissière. Les capteurs en rouge sont représentés comme des solides indéformables. L'ensemble orange comprend le galet à gauche et le moteur à droite.

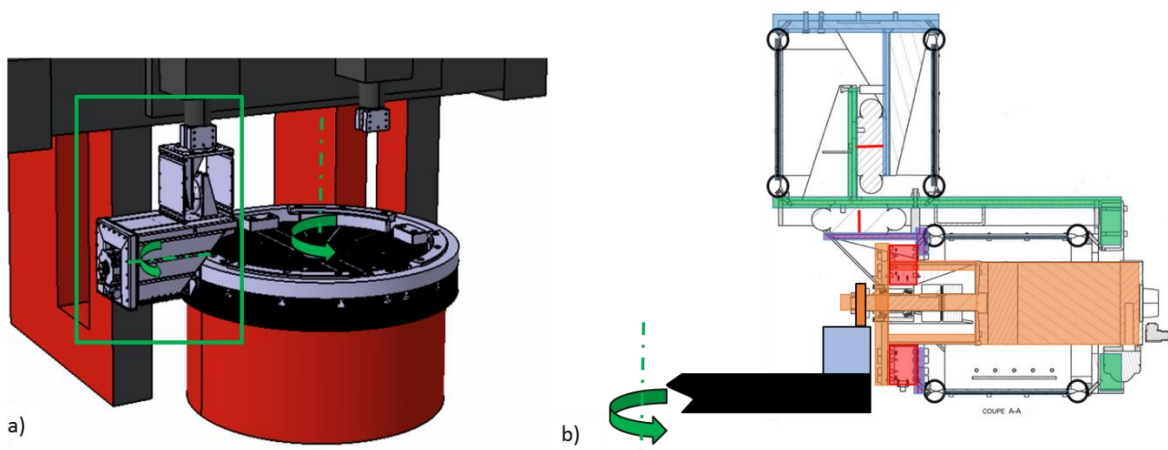


Figure 55 Cellule tribologique : a) Intégration sur la CAO du tour, b) plan de définition en intégrant les couleurs du schéma cinématique.

II.8 Analyse cinématique

La Figure 54 a) présente le schéma cinématique théorique de la cellule Triboring. Le galet et le moteur sont mis en évidence par des rectangles orange. Les capteurs d'efforts en rouge sont dans un premier temps considérés comme indéformables et encastrés dans les corps violets et orange. Les pivots des plaques de liaison peuvent alors être remplacés, après validation théorique ci-après, par des glissières pour la gamme de déplacement vertical de la cellule tribologique de +/- 8mm.

Le parallélogramme du mouvement correspondant au déplacement vertical a été modélisé (voir II.10.3.3) afin de vérifier que le mouvement théorique des plaques de liaison engendre bien un déplacement quasi linéaire de la face liée au galet dans la gamme de déplacement du banc.

Dans le logiciel de dynamique de corps rigides ADAMS, la géométrie de la cellule tribologique a été recréée en encastrant toutefois le parallélogramme supérieur. En effet, le haut de la cellule visé sur le porte-outil. Les quatre cols minces du parallélogramme inférieur sont modélisés par des liaisons pivots. Ce modèle sera repris pour d'autres analyses par la suite (II.10.3.3).

L'analyse cinématique, disponible en annexe (page 172), montre que sur les 8mm de descente, correspondant à la demi-gamme de la cellule, le déplacement horizontal de la partie mobile n'est que de 0.10mm. Bien qu'il ne soit pas nul, on peut négliger ce déplacement et considérer que le mouvement est purement vertical (mouvement de glissière sur le schéma cinématique).

II.9 Analyse dynamique

La cellule tribologique est un système suspendu, comportant des éléments relativement lourds (supérieur 100kg pour l'ensemble), un moteur électrique en rotation, des liaisons souples et l'ensemble est en contact avec un système roulant (le galet sur le rail). Ces nombreux éléments exposent *a priori* la cellule à des vibrations. Lors de la conception du banc, ces aspects vibratoires ont été pris en compte afin d'éviter des phénomènes de résonance pouvant mettre en péril le dispositif. Les considérations vibratoires sont présentées ci-après.

En première approche, la base du banc d'essai est un tour vertical. Ce tour est destiné à usiner des pièces pouvant peser jusqu'à 10 tonnes (pour une géométrie cylindrique centrée sur le plateau) pour une vitesse de rotation de 13,5 tour/min. Pour la vitesse maximale de rotation de 68 tours/min, la charge verticale admise maximale est de 3,5 tonnes.

Ces mécanismes sont conçus pour ne pas entrer en résonance en fonctionnement normal. Les essais de validation sur Triboring sont réalisés principalement à vitesse modérée par rapport à la gamme possible, à 21.6 tours/min (pour éviter un effet centrifuge important et préserver le banc). Le chargement vertical appliqué n'excède pas les 250daN ajouté au poids des éprouvettes et du système de bridage (environ 600daN). Bien que le chargement de 250daN au contact soit déporté sur le bord du plateau, il reste négligeable au vu des masses en rotation inhérentes au tour, telles que le plateau rotatif lui-même pesant 3,2 tonnes (environ 3200daN).

L'attention doit donc se porter sur les effets des vibrations provoquées par le fonctionnement du banc, sur les structures ajoutées, telles que la cellule tribologique et ses capteurs d'effort.

Afin d'anticiper ce risque, les capteurs d'efforts ont été conçus de manière à ce que leurs premières fréquences propres soient suffisamment élevées, que le fonctionnement du banc d'essai ne perturbe pas la mesure ou ne dégrade pas les capteurs. Ces fréquences sont de 1370Hz selon la direction d'avance du contact galet/couronne, 1760Hz en vertical et de 5880Hz en transversal.

Une mise en situation a été réalisée afin d'identifier les fréquences propres des différents éléments, et de connaître ainsi la signature fréquentielle du banc complet. Le déroulement d'un essai implique l'allumage de plusieurs éléments vibrants :

- En premier lieu, le moteur du tour mécanique est démarré (sans embrayer la rotation du plateau), afin de mettre en route la pompe à huile qui alimente le circuit d'huile du tour et permet de ne pas rompre le film d'huile sous le plateau tournant lors des premiers cycles.

- Pour permettre la rotation du moteur du galet, il faut préalablement allumer les blocs d’asservissement Siemens situés un mètre derrière le tour, et refroidis par des ventilateurs internes, possiblement à l’origine de vibrations.
- L’alimentation électrique du moteur puis son déverrouillage sont à l’origine d’un sifflement électrique.
- Enfin la mise en rotation du plateau induit bien sûr du bruit et des vibrations.

Il convient de préciser que la fréquence d’échantillonnage du système d’acquisition est fixée à 10 kHz ce qui permet de respecter le théorème de Shannon.

Pour comprendre l’impact de ce protocole d’allumage, puis d’essai sur les vibrations de la cellule tribologique, un accéléromètre tri-axes est collé sur la plaque avant de la cellule tribologique, la partie non tournante la plus proche spatialement et cinématiquement du galet. Les différents éléments ont été mis en fonctionnement séparément dans la mesure du possible afin d’identifier l’origine de certaines fréquences vibratoires. La Figure 56 présente globalement les différentes phases de mesures.

Le premier bloc (phases 1, 2 et 3) comprend un allumage de l’asservissement (noir phase 1), du moteur Siemens (bleu phase 2) et de son déverrouillage électrique (vert phase 3). Le second bloc (phases 4 à 7) comprend la même procédure avec le moteur du tour allumé (rouge phase 4) non embrayé (pas de rotation du tour). Le troisième bloc (phase 8), est une mise en rotation simple du tour (orange phase 8). Le dernier bloc est identique au second avec mise en rotation du moteur siemens et du tour (orange et vert phase 9). Toutefois le galet n’est pas en contact avec la couronne.

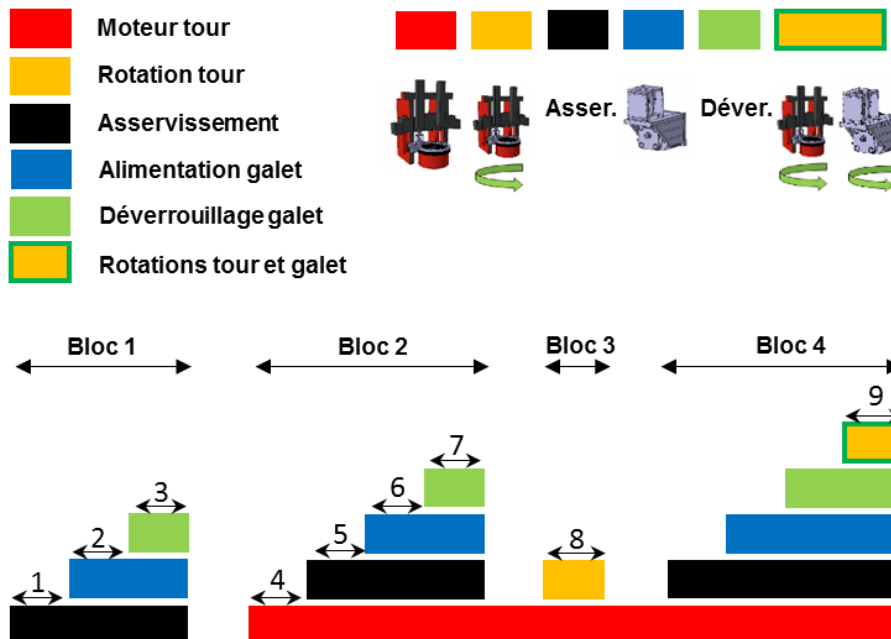


Figure 56 Phases de mesure des fréquences propres de la cellule tribologique

Sur chacune des neuf phases, une transformée de Fourier rapide (Fast Fourier Transform, FFT) est appliquée pour mettre en évidence les fréquences propres prépondérantes. Les transformées sont réalisées sur des fichiers dont la fréquence d’acquisition est de 10kHz. Les fichiers de chaque phase représentent environ 100 à 200s d’essai soit 1 à 2 millions de points.

Dans le premier bloc, l'alimentation du système d'asservissement (phase 1) engendre la mesure de la fréquence de 50Hz du réseau électrique. Cette fréquence est atténuée lorsque l'on déverrouille électriquement le moteur (phase 3). L'alimentation et le déverrouillage du moteur du galet n'apportent pas de fréquences de résonance supplémentaires (phases 2; 3; 6; 7).

La mise en fonctionnement du moteur du tour (phase 4) qui alimente le circuit d'huile est à l'origine de l'apparition de plusieurs fréquences selon les trois directions. Ces fréquences sont indiquées dans les Figure 57, Figure 58 et Figure 59 des transformées de Fourier rapides selon les trois directions. L'alimentation du système d'asservissement, du moteur électrique et son déverrouillage n'apporte pas d'autres effets à ceux précédemment cités.

Après la mise en marche du moteur du tour seulement, la rotation du plateau du tour à 21.6 tour/minutes est embrayée (phase 8). Celle-ci entraîne l'apparition de plusieurs fréquences de vibration.

Enfin la mise en rotation de l'arbre du galet (phase 9), qui implique que tous les éléments déjà évoqués soient en fonctionnement, n'ajoute qu'une fréquence et ses harmoniques. Cette mise en rotation se fait hors contact du galet avec la couronne et liaisons souples de la cellule tribologique verrouillées.

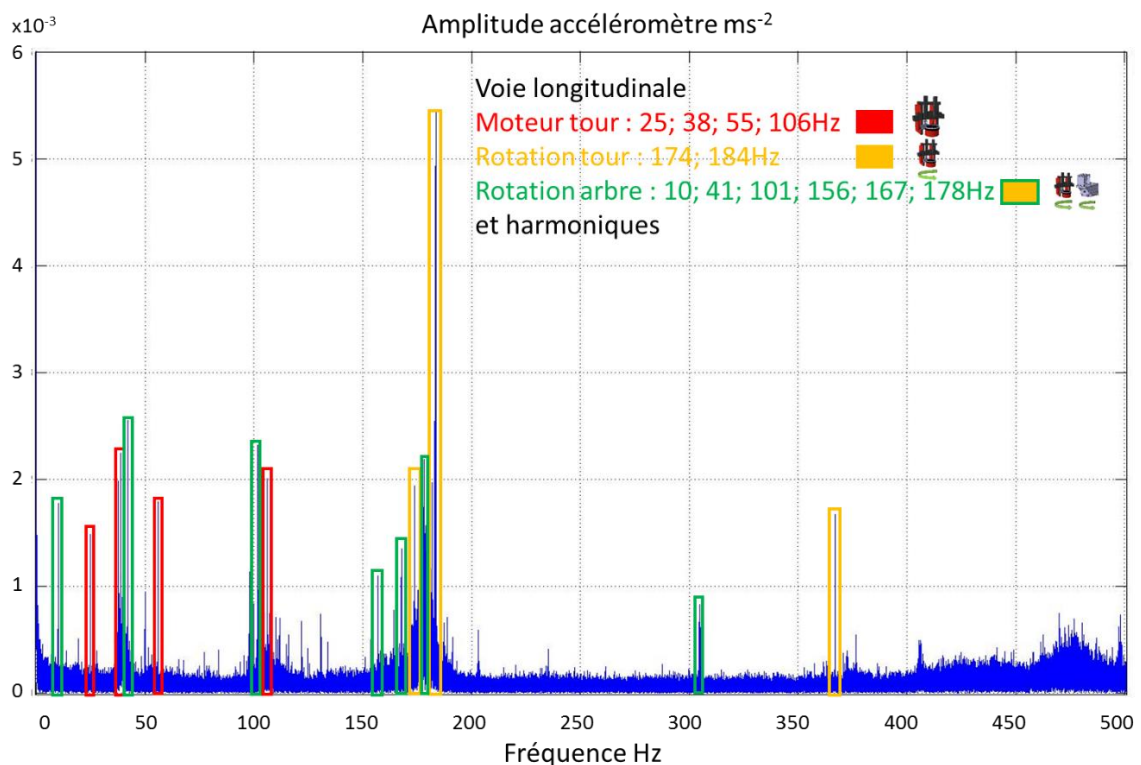


Figure 57 Transformée de Fourier rapide selon la voie longitudinale pendant la phase (10) de rotation de l'arbre du galet, mise en évidence des fréquences propres associées aux différentes phases.

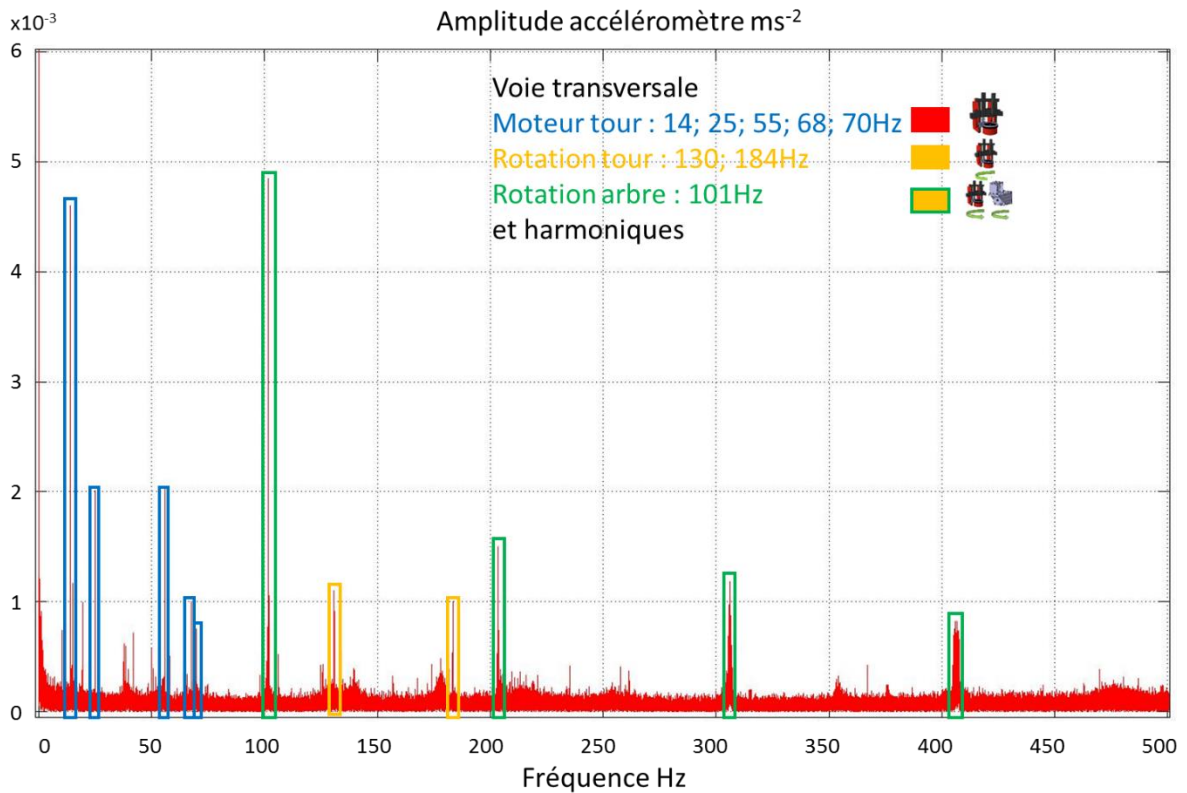


Figure 58 Transformée de Fourier rapide selon la voie transversale pendant la phase (10) de rotation de l'arbre du galet, mise en évidence des fréquences propres associées aux différentes phases.

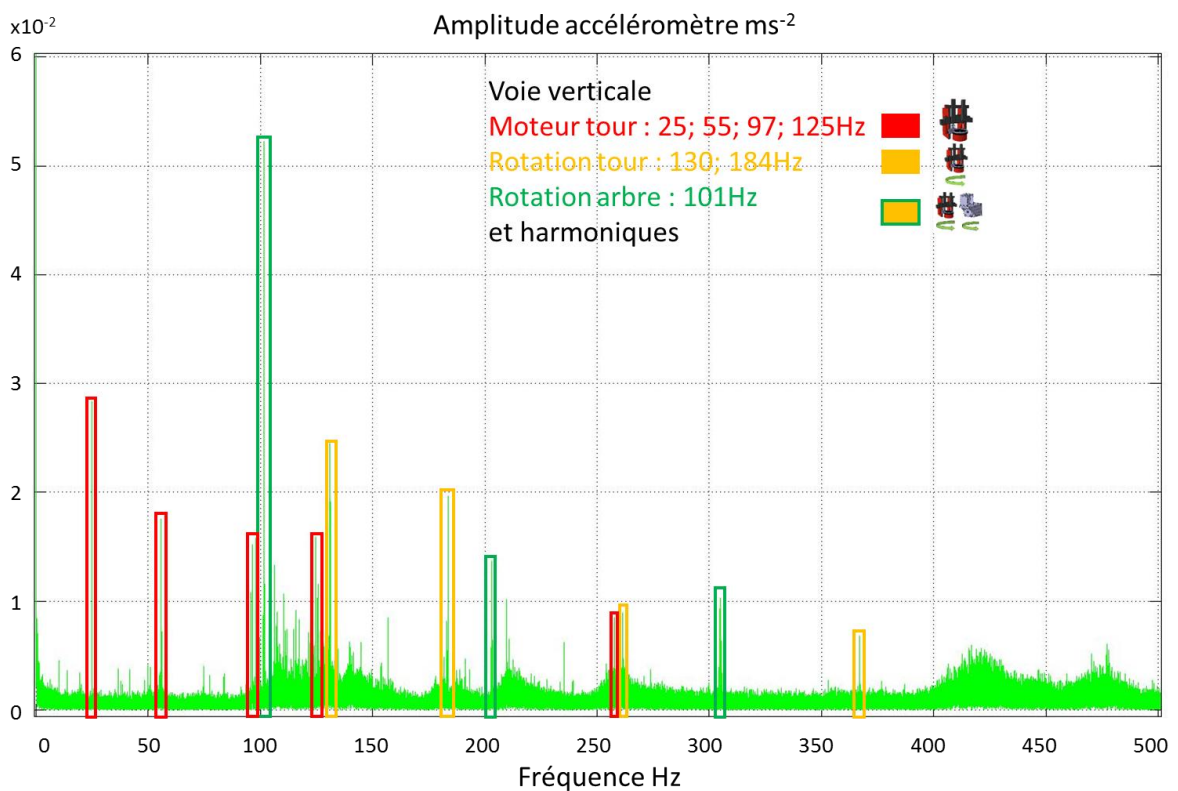


Figure 59 Transformée de Fourier rapide selon la voie verticale pendant la phase (10) de rotation de l'arbre du galet (10), mise en évidence des fréquences propres associées aux différentes phases.

Une analyse modale de la cellule tribologique fournie par le Dr. Éric Vittecoq de l'école des ingénieurs de Genève permet d'estimer les fréquences des modes propres de la cellule tribologique à partir du modèle CAO. Ces valeurs sont reportées dans le Tableau 5.

| Fréquence | Mouvement |
|-----------|--|
| 1Hz | Mouvement de fonctionnement des liaisons correspondant aux translations |
| 1Hz | Mouvement de fonctionnement des liaisons correspondant aux translations |
| 25Hz | Rotation 1 autour de l'axe vertical Y au niveau de la plaque supérieure* |
| 65Hz | Rotation 1 autour de l'axe horizontal tangent Z au niveau de la plaque supérieure* |
| 68Hz | Rotation 1 autour de l'axe horizontal d'avance X au niveau de l'arbre |
| 86Hz | Rotation 2 autour de l'axe vertical Y au niveau des liaisons supérieures* |
| 97Hz | Flexion d'une plaque de liaison |
| 147Hz | Rotation 2 autour de l'axe horizontal tangent Z au niveau du moteur* |
| 190Hz | Flexion d'une plaque de liaison |
| 191Hz | Flexion d'une plaque de liaison |

Tableau 5 Tableau des fréquences propres de la cellule tribologique par le modèle CAO

*La modélisation a été faite sans le cône morse au-dessus de la plaque supérieure, qui fait le lien entre la cellule tribologique et le tour. La vibration de la plaque supérieure est donc exagérée car plus souple sans ce cône.

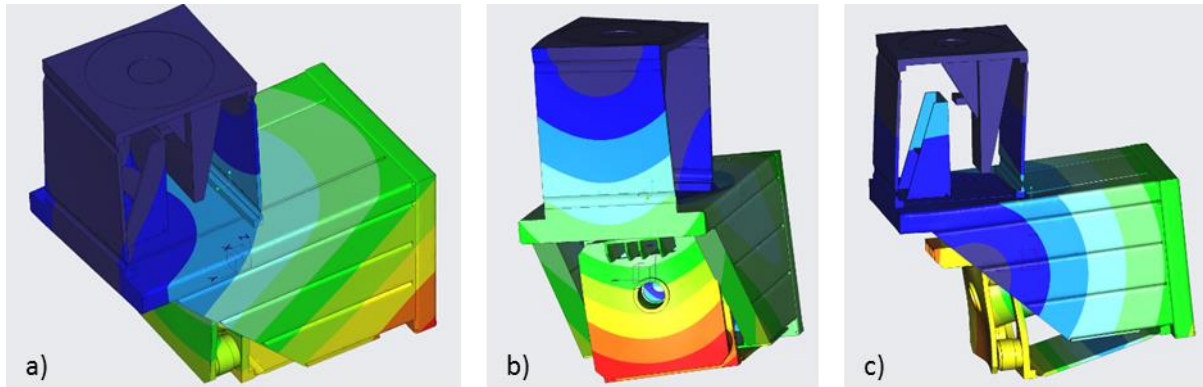


Figure 60 Mode de résonance pour une rotation autour de l'axe a) Vertical Y 24.6Hz, b) Tangent Z 64.5Hz, c) Longitudinal X 67.8Hz

Parmi ces fréquences propres, la rotation autour de l'axe vertical à 25Hz et la rotation autour de l'axe longitudinale de 68Hz, sont présentes dans les fréquences excitées par la mise en marche du banc. Toutefois, dans cette configuration hors contact, leur amplitude est faible devant celle de la fréquence liée à la mesure du signal électrique (50Hz), et également faible devant les fréquences relevées lors d'un essai avec contact (Figure 61, Figure 62 et Figure 63).

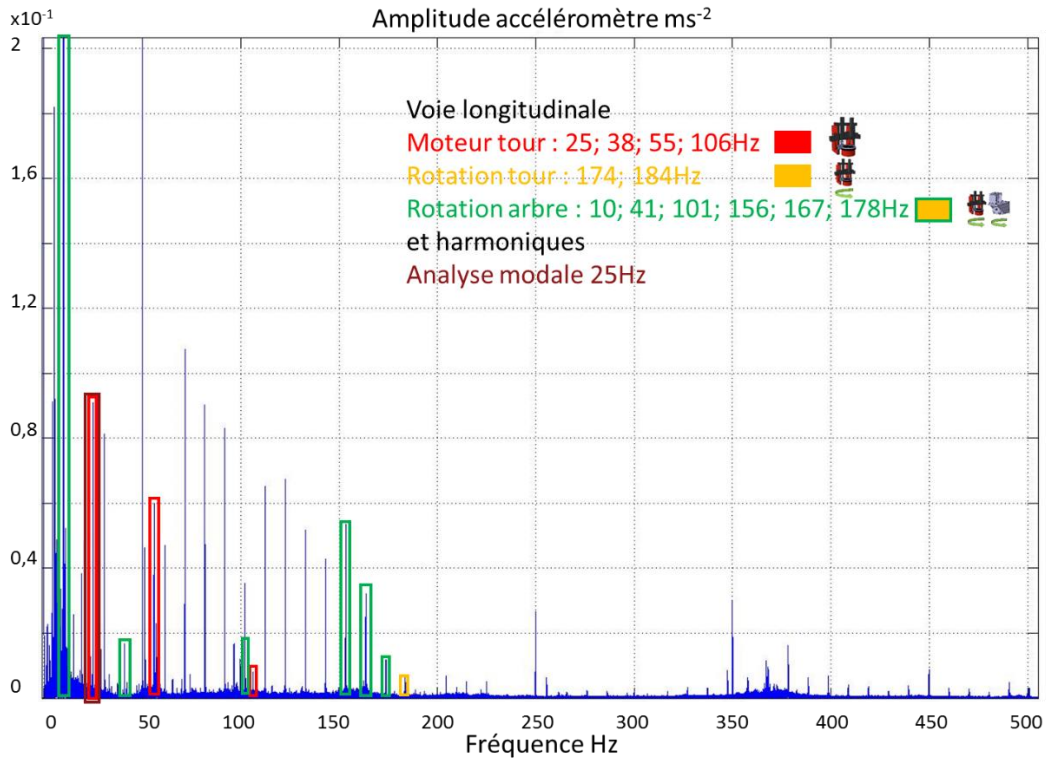


Figure 61 Transformée de Fourier rapide selon la voie longitudinale pendant un essai en roulement, mise en évidence des fréquences propres associées aux différents éléments du banc et à l'analyse modale.

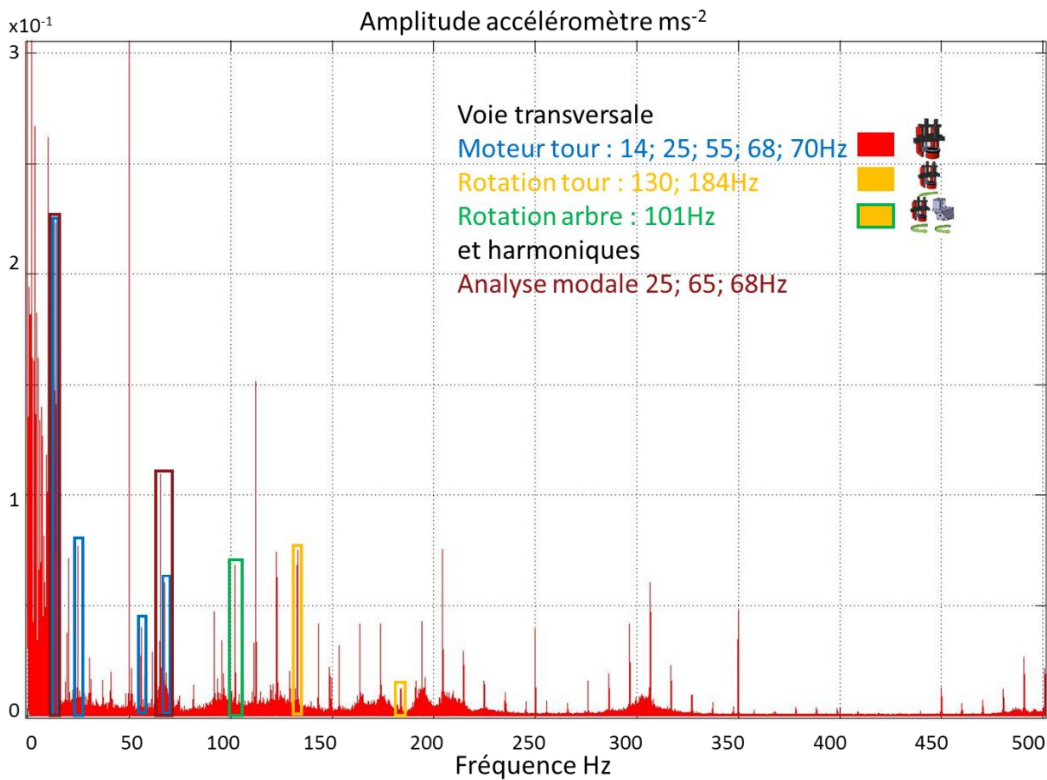


Figure 62 Transformée de Fourier rapide selon la voie transversale pendant un essai en roulement, mise en évidence des fréquences propres associées aux différents éléments du banc et à l'analyse modale.

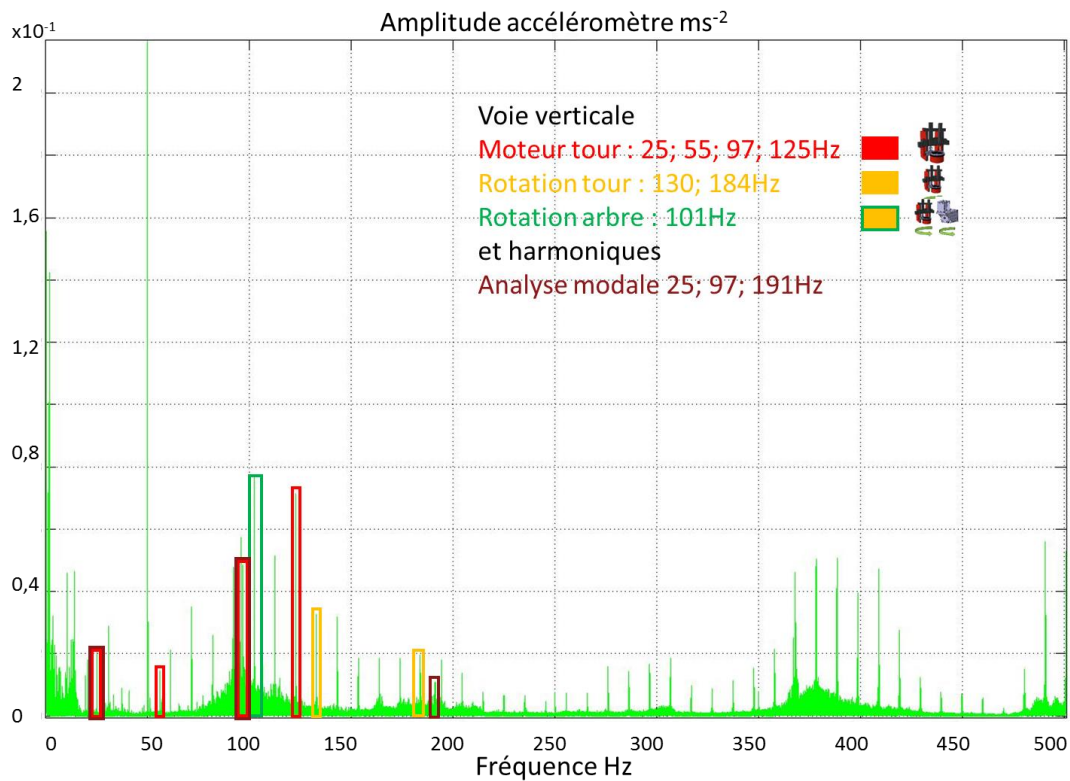


Figure 63 Transformée de Fourier rapide selon la voie verticale pendant un essai en roulement, mise en évidence des fréquences propres associées aux différents éléments du banc et à l'analyse modale.

Sur les FFT réalisées pendant un essai en roulement sans glissement, il est possible de repérer :

- des nouvelles fréquences significatives du contact, qui pourraient faire l'objet d'une analyse vibratoire du contact,
- certaines fréquences dont l'origine est identifiée dans les transformées précédentes
- quelques fréquences qui correspondent à celles identifiées dans l'analyse modale et qui pourraient éventuellement présenter un risque.

On repère ainsi la fréquence à 25Hz selon les 3 directions, les fréquences à 65 et 68Hz selon l'axe transversal et les fréquences à 97 et 191Hz selon l'axe vertical. Ces trois premières valeurs correspondent, selon l'analyse modale d'Éric Vittecoq à partir de la CAO de la cellule, à des déformations qui seraient liées à une flexibilité importante du point d'attache de la cellule sur le tour. Or, la présence du cône morse rigidifie le haut de la cellule et prévient ces mouvements. Les fréquences à 97 et 191Hz correspondent aux flexions des plaques de liaison et sont *a priori* plus critiques. Toutefois les amplitudes de ces fréquences sont faibles par rapport à l'ensemble des fréquences de cette transformée. Pendant le déroulement des essais, un palpeur mécanique est placé sur les plaques de liaison. Aucun mouvement n'est détecté. L'analyse modale a été réalisée sur le modèle CAO sans contact entre le galet et la couronne, ce qui rigidifie la zone.

On peut donc conclure que les vibrations, induites par la mise en fonctionnement des différents éléments du banc Triboring, n'excitent pas de manière significative les fréquences propres de la cellule tribologique. Lors de la réalisation d'essais tribologiques, les vibrations liées au contact peuvent dans ce cas être mesurées à l'aide d'un accéléromètre.

II.10 Paramètres significatifs du contact

Pour le banc Triboring, plusieurs paramètres ont été choisis et leur valeur correspond au contact ferroviaire, tels que : la pression de contact et le taux de glissement, ainsi que le matériau et ses propriétés mécaniques. D'autres ont été réduits tels que la géométrie du galet les efforts et la vitesse absolue.

II.10.1 Pression de contact

Nous avons vu dans la première partie (I.5.2) que le contact ferroviaire évalué par la théorie de Hertz forme une ellipse dont les demi-axes sont d'environ 6-8mm selon l'avance et 5-7mm selon la direction transversale. La pression maximale de Hertz est généralement comprise entre 1 et 1.5GPa. La valeur de 1GPa sera utilisée comme valeur de référence car elle correspond à un contact ferroviaire sur la table de roulement, et a été aussi utilisée pour des essais ferroviaires en laboratoire (Niccolini, 2001; Simon, 2014; Vargolici et al., 2016). Ces valeurs sont calculées à partir des courbures des deux corps, de l'effort normal et des propriétés mécaniques des matériaux.

L'acier R260 est utilisé pour réaliser la couronne, ainsi que les galets qui ne sont pas fabriqués à partir d'acier à roue. En effet, lors de sa fabrication la roue ferroviaire subit des traitements thermiques qui induisent des gradients de propriétés mécaniques. La fabrication d'un galet aux propriétés homogènes obligerait à extraire l'acier à des profondeurs d'au moins 15mm, réduisant les quantités d'acier disponibles par roue, déjà faibles de par sa géométrie (voir I.3). En revanche les champignons de rail permettent plus aisément d'extraire de l'acier pour usiner des galets de diamètre inférieur à 70mm. Généralement ces rails ne sont pas traités thermiquement et les propriétés sont homogènes en dehors de l'extrême surface. En conséquence ces mêmes types de galets ont déjà pu être utilisés lors de recherches ferroviaires sur machine bi-disques au sein du LaMCoS (Zitouni, 2012).

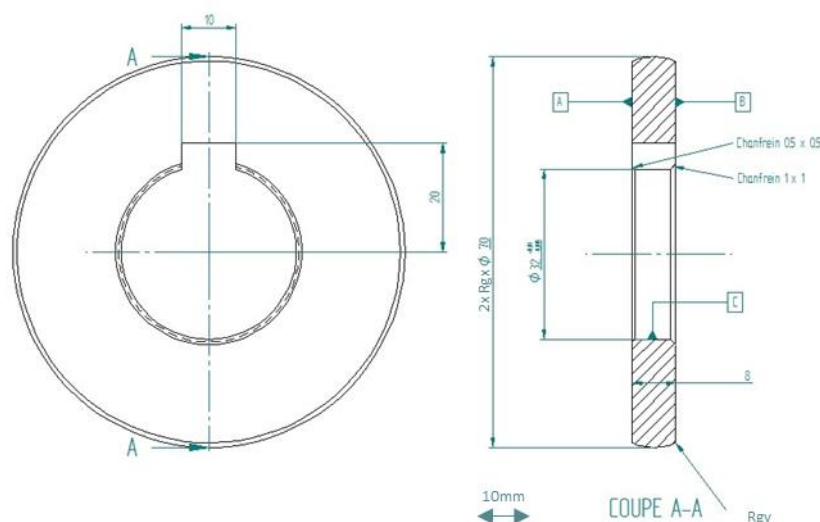


Figure 64 Plan des galets

La méthode d'application des efforts est décrite en annexe. Un chargement minimal de 100daN est appliqué par gravité, et peut être augmenté par le vérin. La valeur de 100daN est utilisée sauf précision contraire, pour la réalisation des essais.

Les couronnes sont usinées pour obtenir une surface plane. Ce sont donc les rayons de courbure des galets qui sont déterminants afin d'obtenir une pression de 1GPa.

Les données communes utilisées sont donc $E = 210\text{GPa}$, $\nu = 0.27$, $R_{cx} = \infty$, $R_{cy} = \infty$, $R_{gx} = 0.0353\text{m}$

Après analyse des résultats d'essai d'une première série de test avec un rayon de courbure et un effort normal différent (voir Annexe page 183), le rayon de courbure des galets est fixé à $R_{gy} = 0,070\text{m}$ (Figure 64). Ceci nécessite un effort normal de 1000N pour obtenir une pression de Hertz d'environ 1GPa.

Les paramètres et résultats des calculs Hertzien sont regroupés dans le Tableau 6.

| | | |
|-------------------------------|-----------|----------|
| Acier R260 | E (GPa) | ν |
| | 210 | 0,27 |
| Couronne | Rcx (m) | Rcy (m) |
| | ∞ | ∞ |
| Galet bombé R70mm | Rgx (m) | Rgy (m) |
| | 0,0353 | 0,070 |
| Force normale (N) | 1000 | |
| | Résultats | |
| Demies-ellipse a b (mm) | 0,546 | 0,863 |
| Enfoncement (μm) | 10 | |
| Pression de Hertz (GPa) | 1,013 | |

Tableau 6 Tableau de résultats du calcul Hertzien

Il convient de préciser que l'ellipse obtenue est légèrement plus « large » que « longue » dans la direction d'avance, avec un élanement d'ellipse de 0.63 (a/b). En comparaison avec un contact ferroviaire de train de passagers évoqué au Chapitre 1 ou par Simon (Simon, 2014), le rapport d'ellipse était plutôt de l'ordre de 1,1 à 1,2. Les dimensions des demi-ellipses du contact dans ces conditions sont donc environ 10 fois plus petites qu'en voie. D'un point de vue de la surface de contact, elle est logiquement environ 100 fois plus petite mais la pression de contact est conservée d'un ordre de grandeur 1. Par rapport au critère de taille de roue évoqué précédemment (voir II.2), le banc Triboring est considéré à l'échelle 1/12-15.

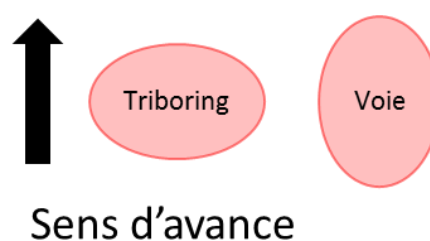


Figure 65 Orientation et élanement des ellipses théoriques de contact sur Triboring et en voie, ramenées à la même aire

Le banc d'essai Triboring simule une roue (galet) de taille réduite qui roule avec ou sans glissement sur un rail présentant un rayon de courbure d'un mètre. La présence de cette courbure induit la présence de pseudo-glissement (notamment de spin, Figure 66) et d'efforts tangents au sein de l'ellipse de contact qui peuvent modifier la répartition des zones d'adhésion et de glissement présentées en première partie (Dollevoet, 2010). Le choix des dimensions du galet et des conditions de chargement normal permettent d'obtenir une pression de Hertz de 1GPa, mais doivent aussi pouvoir limiter l'effet de la courbure très serrée du rail en réduisant la taille de l'ellipse et en conservant des efforts de cisaillement au sein de l'ellipse orientés principalement selon la direction d'avance.

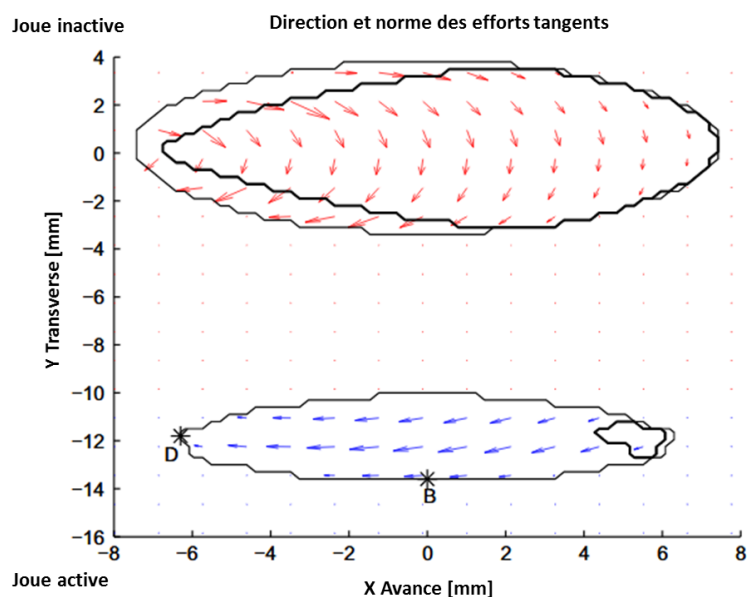


Figure 66 Modélisation par le logiciel CONTACT, d'un double contact en courbe (Rouge table de roulement, bleu joue active. Les flèches représentent des efforts de cisaillement (direction et norme). Les zones noires délimitent les zones d'adhésion des zones de glissement (Burgelman et al., 2014). L'effet de spin est traduit par l'orientation des efforts de cisaillement.

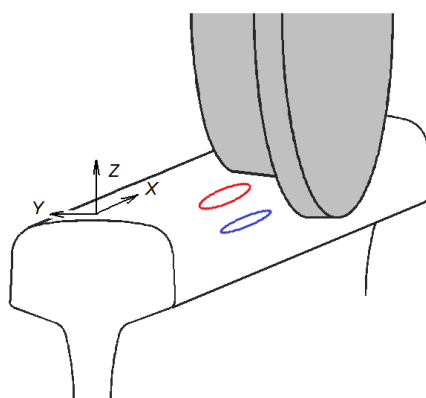


Figure 67 Schéma de positionnement des ellipses de la Figure 66

Le banc Triboring présente à la fois un rayon de courbure de la couronne réduit par rapport à la voie (1m), et des galets également de taille réduite par rapport aux roues ferroviaires (Figure 64). La valeur du rayon de courbure équivalent en voie, qui correspond au contact du banc Triboring, est discutable. Les études des ellipses de contact, zones d'adhérence et de glissement, et efforts de cisaillement en voies courbes, montrent qu'il est impossible de se rapporter au seul rayon de courbure d'une voie. La simple prise en compte de la vitesse du véhicule s'engageant dans la courbe ou du défaut (ou excès) de dévers aura une incidence directe sur l'angle d'attaque, la position de la roue sur le rail et ainsi les rayons de courbure des corps en regard. Damme et al. montrent ainsi l'évolution du contact en fonction de la position latérale de la roue sur le rail (Damme et al., 2003)(Figure 68), Yang et al. étudient ensuite le passage du contact unique au double contact (Yang et al., 2016), et Burgelman et al. propose une méthode de calcul des conditions de contact en courbe (Burgelman et al., 2014). Leur travaux montrent la variation de la forme de l'empreinte de contact dans ces conditions en courbe.

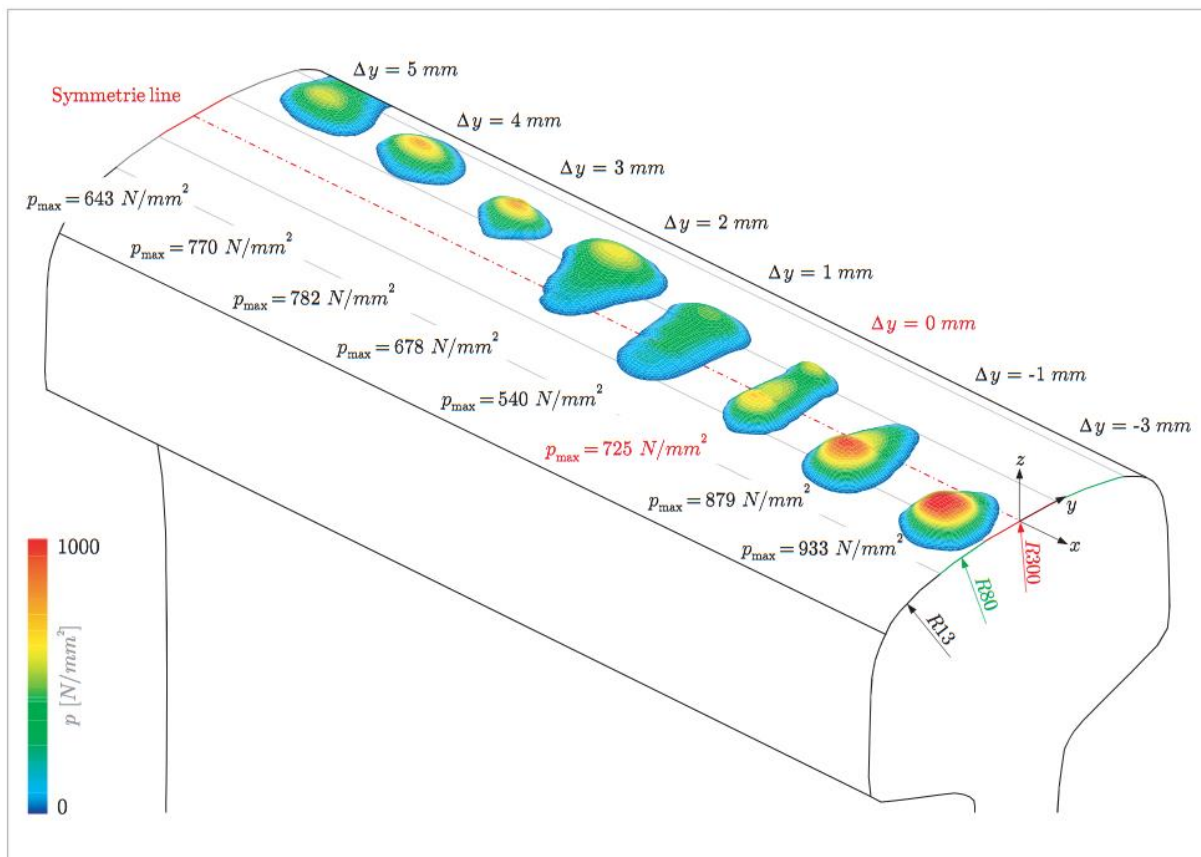


Figure 68 Comparaison des empreintes de contact et pression maximale en fonction de la position latérale de la roue (Damme et al., 2003)

Il n'est donc pas possible de quantifier le rayon de courbure en voie équivalent au contact sur Triboring, mais il est possible de considérer plus qualitativement l'empreinte de contact pour évaluer l'influence de la courbure de la couronne sur des paramètres du contact. L'influence de plusieurs aspects liés à l'empreinte de contact et à la courbure de la couronne de Triboring, sur le taux de glissement ou l'effort tangent au sein même de l'ellipse, va ainsi être étudiée par la suite.

II.10.2 Variabilité du taux de glissement

II.10.2.1 Effet de la position du galet sur le rail

Comme abordé précédemment, le taux de glissement est piloté à partir de la vitesse de rotation du galet. Le rapport de vitesse entre la rotation du plateau et celle du galet est appliqué grâce aux informations de leur codeur respectif. La valeur de ce rapport est définie par l'utilisateur sur la base du diamètre du galet, de la position du point de contact du galet par rapport à l'axe de rotation du plateau, et enfin par le taux de glissement souhaité. Or le contact entre le galet et la couronne n'est pas ponctuel mais est théoriquement une ellipse dont les dimensions ont été calculées précédemment. Cela a deux conséquences :

- la première est que le point utilisé pour définir la position du galet par rapport à la couronne, est fixé comme étant à la moitié de la largeur du galet (8mm).
- La seconde est qu'il existe alors une différence de vitesse et de taux de glissement entre les différents points de l'ellipse de contact. Ces différences peuvent être calculées de diverses manières.

II.10.2.1.1 Méthode 1 : par approche analytique globale

La première méthode consiste simplement à évaluer la variation du taux de glissement γ en faisant varier la position du point de contact sur un rayon du plateau R_c . On fixe une vitesse du galet ω_{gi} , correspondant un taux de glissement donné γ_i pour la position initiale R_{ci} sur la couronne.

$$\omega_{gi} = \omega_c \frac{R_{ci} (1+\gamma_i)}{R_g (1-\gamma_i)} \quad (13)$$

On étudie alors la variation du taux de glissement γ en fonction d'une nouvelle position R_c de -10 à +10mm autour de R_{ci} , sans changer la vitesse du galet ω_{gi} . Cette étude est faite sur une plage de valeur de R_{ci} , de 900 à 1000mm par pas de 0.5mm, ce qui correspond aux positions possibles sur la couronne.

$$\gamma = \frac{R_g \omega_{gi} - R_c \omega_c}{R_g \omega_{gi} + R_c \omega_c} \quad (14)$$

Cette expression est indépendante de la vitesse de rotation du plateau et du rayon du galet, deux paramètres qui sont considérés comme constants pendant les essais. L'étude paramétrique montre que :

-Pour un R_{ci} fixé, la variation du taux de glissement en fonction du R_c est linéaire.

-La différence d'évolution pour $R_{ci}=900$ à $R_{ci}=1000$ mm est faible :

à $R_{ci} = 900$ mm, une variation de 1mm de R_c vers le centre du plateau entraîne une évolution du taux de glissement de +0.056% (γ passe de 0.5% à 0.556%)

à $R_{ci} = 1000\text{mm}$, une variation de 1mm de R_c vers le centre du plateau entraine une évolution du taux de glissement de $+0.05\%$ (γ passe de 0.5% à 0.55%).

En reprenant les tailles théoriques d'ellipse de contact définies précédemment, pour un galet au bombé de $R_{gy} = 0,070\text{m}$, placé à $R_{ci} = 960\text{mm}$, si le taux de glissement visé est de 0.50% , le taux de glissement aux deux extrêmes largeurs sera de 0.455% à l'extérieur et 0.545% à l'intérieur. Cette faible variation peut donc être *a priori* négligée. L'empreinte de l'ellipse théorique est positionnée sur le graphe d'évolution du taux de glissement sur la Figure 69.

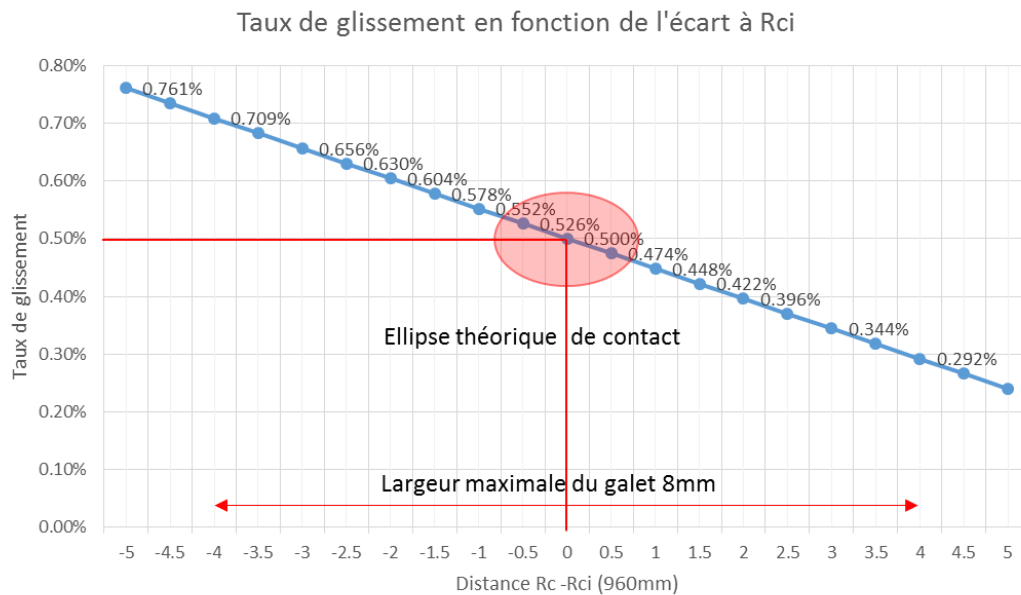


Figure 69 Evolution du taux de glissement en fonction de la position par rapport au point de calcul R_{ci} pour un taux à 0.5% . Empreinte théorique de l'ellipse de contact centrée à R_{ci} .

Cette différence du taux de glissement au sein de l'ellipse théorique de contact est causée par la différence de vitesse linéaire de la couronne alors que la vitesse linéaire du galet est homogène. Cela induit un gradient naturel de glissement. Bien qu'efficace pour évaluer rapidement les variations de glissement, on constate les limites de cette méthode qui ne modélise pas les zones d'adhérence et de glissement, ainsi que les efforts de cisaillement induits par ces différentes zones d'adhérence et de glissement (voir Figure 66 par exemple). La comparaison qualitative des comportements au sein de l'empreinte de contact de Triboring avec celles de contacts ferroviaires en courbe ou en alignement, requiert donc une méthode plus précise.

II.10.2.1.2 Méthode 2 : par approche numérique locale

Les logiciels commerciaux utilisant des codes analytiques (présentés en première partie), Hertzien ou semi-Hertzien tels que CONTACT, FASTSIM, SIMPACK, VAMPIRE ou VOCOLIN, proposent des solutions relativement rapides pour obtenir des informations au contact telles que les glissements locaux, l'empreinte de contact et sur les contraintes induites par ce dernier. Cela est possible au moyen de

l'acquisition de licence de ces logiciels dédiés au milieu ferroviaire. La modélisation par éléments finis permet également d'apporter des informations supplémentaires pour décrire le contact, permettent de compléter l'analyse par l'introduction de différentes lois de comportement (plasticité, fatigue etc.). Un modèle en éléments finis a été préalablement développé sur le code commercial Abaqus (utilisé par le LaMCoS) par Saint-Aimé dans le cadre de ses travaux intégrant des conditions de plasticité (Saint-Aimé, 2017). Grâce au concours de ce dernier, ce modèle a donc été utilisé pour modéliser le contact dans le cadre des applications de Triboring, en appliquant des hypothèses simplificatrices permettant de réduire les temps de calculs généralement plus longs en éléments finis.

Les paramètres du modèle commun à toutes les configurations de calculs sont disponibles dans le Tableau 7. Le modèle 3D représente une portion de couronne sur laquelle roule une portion de galet. Les principales dimensions et les conditions aux limites sont schématisées sur la Figure 69. Le point qui correspond au centre de la couronne est utilisé comme référence, il est rigidement lié à la section de couronne et permet de piloter la rotation de cette dernière. Un autre point est lié à cette référence et correspond au centre du galet. Il est rigidement lié à la section de galet, il permet d'appliquer un effort vertical et de piloter la rotation du galet. L'axe de rotation du galet est radial à la couronne. Les deux vitesses de rotation sont appliquées indépendamment à l'instar du fonctionnement réel, définissant ainsi le taux de glissement. La face inférieure de la couronne ne peut pas se déplacer verticalement, les faces intérieure et extérieure ne peuvent pas se déplacer radialement et les deux faces latérales (aux extrémités angulaires de la couronne) restent planes par des conditions de symétrie. Les étapes de simulation sont les suivantes : initialement le galet et la couronne ne sont pas en contact. Une première étape consiste à rapprocher les corps pour les mettre en contact. La suivante permet d'appliquer le chargement. Enfin la couronne et le galet sont mis en rotation autour de leur axe respectif, jusqu'au développement de la section de galet. Dans un référentiel absolu le point de contact de ne se déplace pas. Lors des essais avec du roulis, la géométrie du galet est modifiée en inclinant le galet d'un angle de 0.3° autour de son centre (selon l'axe longitudinal pour le roulis). La valeur de 0.3° sera justifiée dans la partie II.10.3.3. Cette valeur n'est obtenue sur un essieu ferroviaire que dans le cas d'un contact d'une roue au boudin (Quost, 2005). En alignement, le roulis de l'essieu demeure inférieur à 0.1° .

La discrétisation de la zone de la couronne correspondant au développé du galet a été raffinée spatialement (voir Tableau 7). Le maillage est constitué d'éléments parallépipédiques linéaires à huit nœuds. Le comportement au contact suivant la direction normale est modélisée à partir de l'option « Hard Contact ». Les surfaces ne transmettent aucune pression tant que les deux des deux corps n'entrent pas en contact, et aucune pénétration n'est permise. La méthode de résolution est la méthode des multiplicateurs de Lagrange. Le schéma d'intégration implicite a été utilisé en négligeant ainsi les effets dynamiques. La méthode de discrétisation du contact choisie est l'approche « surface-surface ». Quant aux efforts tangents, ceux-ci sont transmis en appliquant une loi de frottement de Coulomb. Plus de détails sont disponibles aux références suivantes (Hibbitt, 2013; Saint-Aimé, 2017).

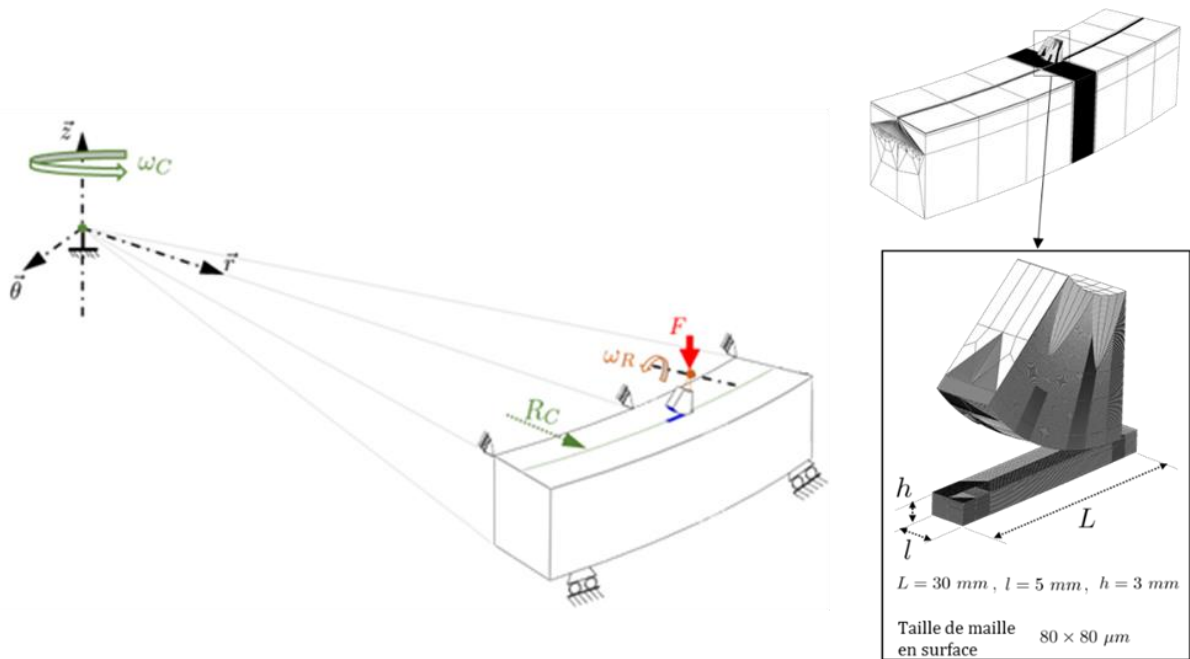


Figure 70 Géométrie et conditions limites du modèle Abaqus

| | |
|--|--|
| Diamètre galet (2x Rgx) | 70 mm |
| Diamètre couronne | 2 m |
| Module de Young E galet | 210 GPa |
| Module de Young E couronne | 210 GPa |
| Coefficient de Poisson ν galet | 0.27 |
| Coefficient de Poisson ν couronne | 0.27 |
| Densité ρ galet | 7850 kg/m ³ |
| Densité ρ couronne | 7850 kg/m ³ |
| Loi de comportement galet | Elastique |
| Loi de comportement couronne | Elastique |
| Coefficient de frottement de Coulomb μ | 0.3 |
| Vitesse rotation couronne ωR | 2.2 rad/s (21 tour/min) |
| Dimensions couronne | 100mm x 100mm x 10° bord ext. à R=1000mm |
| Dimensions galet | 8mm x 20mm x 50° bord ext à R=964mm* |
| Dimensions de la bande raffinée | 30mm x 5mm x 3mm |
| Taille de maille en surface | 80μm x 80μm |

Tableau 7 Tableau des paramètres du modèle Abaqus

*Sans roulis

Le Tableau 8 indique les différentes paires de configurations de premiers corps étudiées. La troisième paire, au rayon de bombé de galet $R_{gy} = 250\text{mm}$, correspond à des essais préliminaires aux configurations présentées ici. Les résultats complets sont disponibles en annexe (page 174). Au sein de chaque paire, les mêmes conditions sont appliquées hormis le taux de glissement fixé à 0%

(Roulement Sans Glissement) ou à 0.5% au milieu du galet. Celui-ci est positif si on applique une vitesse de rotation du galet plus élevée que celle du rail.

| Conditions modélisations Abaqus | #1.1 | #1.2 | #2.1 | #2.2 | #3.1 | #3.2 |
|------------------------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% |
| Rayon bombé du galet R_{gy} | 70mm | | 70mm | | 250mm | |
| Effort normal F | 100daN | | 100daN | | 250daN | |
| Vitesse rotation galet ω_R | 60.3rad/s | 60.9rad/s | 60.3rad/s | 60.9rad/s | 60.3rad/s | 60.9rad/s |
| Taux de glissement déduit | 0% RSG | 0.50% | 0% RSG | 0.50% | 0% RSG | 0.50% |
| Angle roulis | 0° | | 0.3° | | 0° | |

Tableau 8 Conditions des paires de configurations étudiées dans cette étude.

Les paires de configurations 1 et 2 sont analysées pour étudier l'impact d'un angle de roulis de 0.3° et de glissement longitudinal imposé. Les résultats suivants sont comparés sur la base : des dimensions de l'ellipse de contact, de la répartition des efforts tangents et de l'intensité des contraintes maximales. Ils ont regroupés autour des graphes des contraintes normales et de cisaillement. La Figure 71 présente le sens d'observation des résultats.

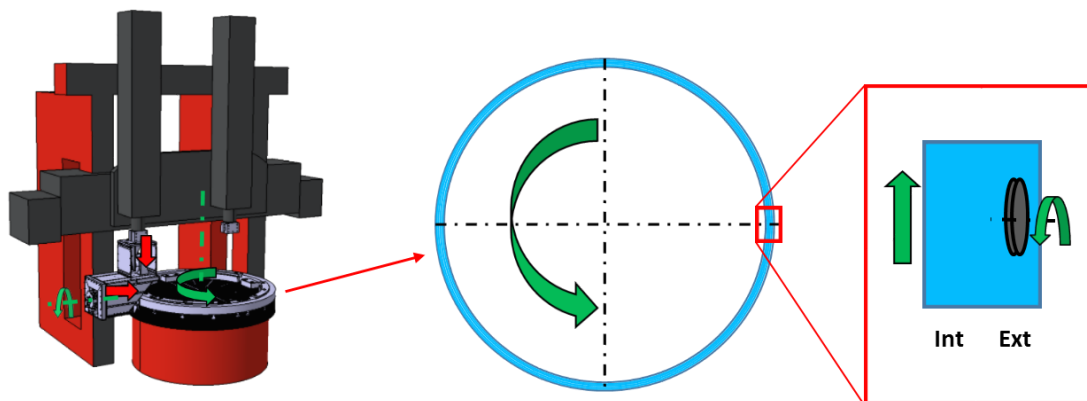


Figure 71 Schéma de d'observation des résultats du modèle Abaqus

Contraintes normales

L'étude de la répartition des contraintes normales ainsi que des dimensions de l'empreinte de contact, montre les deux résultats suivants :

- Il existe un écart très faible d'empreinte et de contrainte normale maximale dans les configurations avec et sans glissement. Cet écart peut être négligé, et peut s'expliquer par une déformation élastique des corps dû au glissement imposé, modifiant localement les conditions de contact et la répartition des contraintes. L'ensemble des résultats peut être consulté en annexe (page 173).
- L'ajout d'un angle de roulis de 0.3° entraîne un faible décalage puisque la rotation est effectuée autour du centre du galet. La variation de la valeur de contrainte maximale peut être négligée.

Ce second résultat est également valable pour la répartition des contraintes de cisaillement dans des configurations avec ou sans roulis.

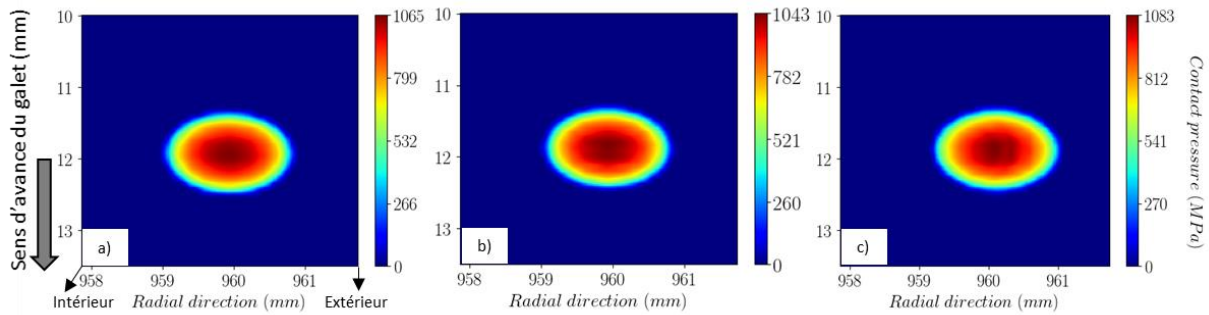


Figure 72 Contrainte normale pour les simulations : a) #1.1 Roulement sans glissement, pas de roulis b) #1.2 Roulement avec 0.5% de glissement, pas de roulis et c) #2.1 Roulement sans glissement, avec roulis. Le sens de déplacement de la couronne est vers le haut de la figure donc le sens de roulement du galet est vers le bas

Contraintes de cisaillement

Les essais avec glissement de 0.5% présentent des contraintes de cisaillement orientées dans la direction d'avance, et donc dans la direction du glissement imposé, ce qui est physiquement attendu. Cet aspect est assez similaire pour les trois configurations avec glissement (#1.2 #2.2 #3.2). Cela signifie qu'en présence de glissement longitudinal imposé de 0.5%, les contraintes de cisaillement sont orientées principalement par le glissement. L'effet de la courbure du rail est légèrement perceptible dans l'orientation des efforts tangents.

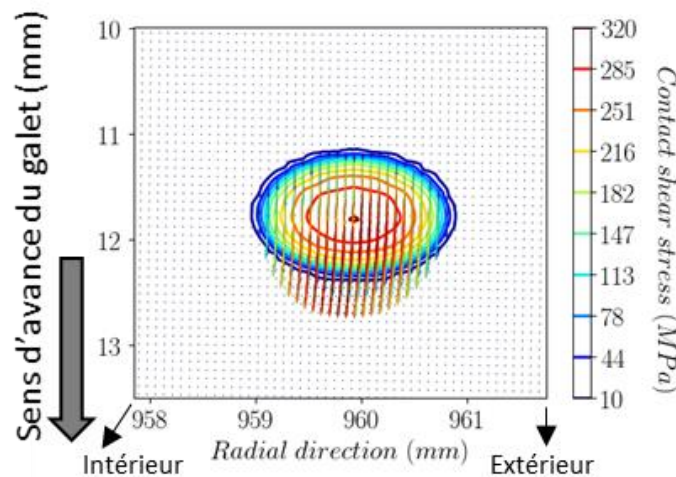


Figure 73 Contraintes de cisaillement pour la simulation en roulement #1.2 avec 0.5% de glissement, pas de roulis. Le résultat est semblable avec roulis (#2.2). Le sens de déplacement de la couronne est vers le haut de la figure donc le sens de roulement du galet est vers le bas.

En revanche les essais en roulement sans glissement présentent une orientation des contraintes de cisaillement assez différente. Dans cette configuration, aucun glissement longitudinal n'est imposé

mettant ainsi en évidence l'effet de spin. Ce dernier est attendu et est lié au rayon de courbure de la couronne. La direction des contraintes de cisaillement dans l'ellipse de contact montre que leur direction reste majoritairement selon le sens de l'avance. Sur la portion située la plus à l'intérieur de la couronne (zone 1), les contraintes de cisaillement sont davantage dirigées vers l'intérieur. Cette répartition des efforts est à mettre en regard des zones de glissement et d'adhérence. La partie à l'arrière du contact (zone 2), légèrement déportée sur l'extérieur de la courbe est en glissement. Le mouvement relatif entre le galet et la couronne dans cette zone suit la direction longitudinale, définissant ainsi la direction du glissement et des efforts de frottement induits. En revanche sur la zone d'adhérence à l'avant du contact, les efforts de cisaillement sont de moindre intensité et davantage dirigés vers l'intérieur, dû à l'effet de la courbure de la couronne. Les essais en présence de roulis (#2.1) mènent aux mêmes conclusions.

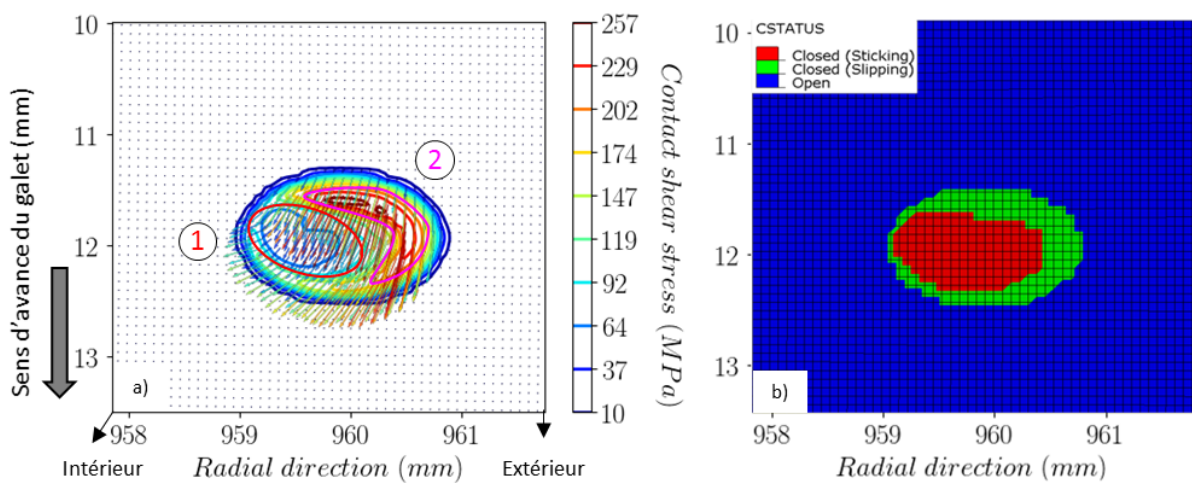


Figure 74 Simulation en roulement sans glissement, pas de roulis (#1.1) : a) contraintes de cisaillement, b) zone d'adhérence et de glissement. Le sens de déplacement de la couronne est vers le haut de la figure donc le sens de roulement du galet est vers le bas.

Bilan de l'analyse par approche numérique

Au vu des résultats présentés, il a été montré que :

- la présence d'un faible angle de roulis (ici de 0.3°), n'a pas d'influence notable sur l'empreinte de contact, les valeurs maximales de contraintes et leur répartition.
- Le faible mais réaliste, glissement longitudinal imposé ($\pm 0.5\%$) oriente dans sa direction les contraintes tangentielles.
- Sans glissement, l'effet de spin sur l'orientation des contraintes tangentielles et sur la répartition des zones d'adhérence et de glissement est mis en évidence.

On peut qualitativement conclure à partir de ces deux derniers points, que :

- les configurations #1 et #2 (avec un galet de bombé $R_{gy} = 70\text{mm}$), correspondant aux essais réalisés sur Triboring, sont relativement proches d'une configuration d'alignement, (ou plutôt de pseudo-alignement), plus particulièrement en présence de glissement imposé.
- Pour la configuration #3 présentée en annexe, l'effet de spin dans les essais en roulement #3.1 est prédominant : la configuration ne correspond pas à un pseudo-alignement et n'a donc pas été maintenue pour la réalisation des essais.

II.10.2.2 Effet de la variation du diamètre du galet par usure

L'influence de la variation de diamètre du galet sur le taux de glissement peut également être étudiée. La consigne de rotation appliquée au galet est liée à la valeur du diamètre fournie. Une réduction du diamètre causée par l'usure du galet pendant l'essai entraîne une variation de la vitesse linéaire au contact et du taux de glissement.

Les galets utilisés font 8mm de large et sont bombés selon un rayon fixé R_{gy} . Il est possible de calculer la différence de hauteur entre le point au sommet du bombé, qui se situe à la demi épaisseur, et les points au bas du bombé sur les arrêtes au bord du galet. Plus généralement, l'expression donnant cette variation de hauteur dR entre le point haut centré, et des points sur le bombé de rayon R_{gy} , décentrés d'une distance e (Figure 75), est donnée par la formule (15) :

$$dR = R_{gy} - \sqrt{R_{gy}^2 - e^2} \quad (15)$$

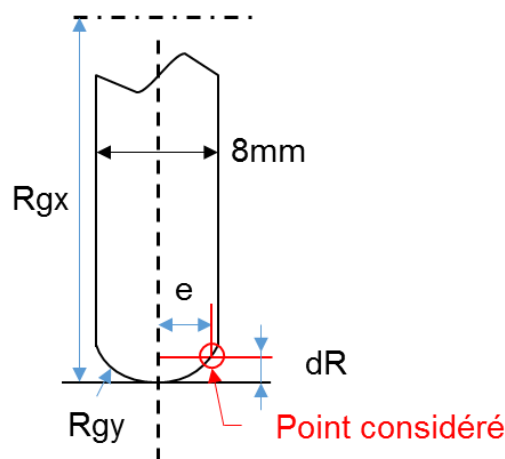


Figure 75 Schéma du bombé des galets

Ainsi pour un rayon de bombé de 70mm, la différence entre le point haut du bombé et les points bas est de 114 μm . Visuellement, il est possible de définir la réduction de rayon du galet d'un essai en remplaçant e par la demi largeur de la trace d'usure. On pourrait donc cantonner la réduction de

diamètre à une valeur inférieure à la hauteur du bombé pour les essais n'usant pas toute la largeur du galet.

La variation du taux de glissement en fonction de la réduction du rayon du galet est calculée pour une amplitude allant jusqu'à $60\mu\text{m}$ (ceci correspond à une bande d'usure de 6mm de largeur sur un galet de rayon de bombé de 70mm). Son évolution théorique est linéaire et montre que pour une réduction de hauteur de $30\mu\text{m}$ sur un rayon initial R_{gx} de 35mm, la réduction du taux de glissement est de 0.043% (γ diminue de 0.5% à 0.457% et $e=2\text{mm}$).

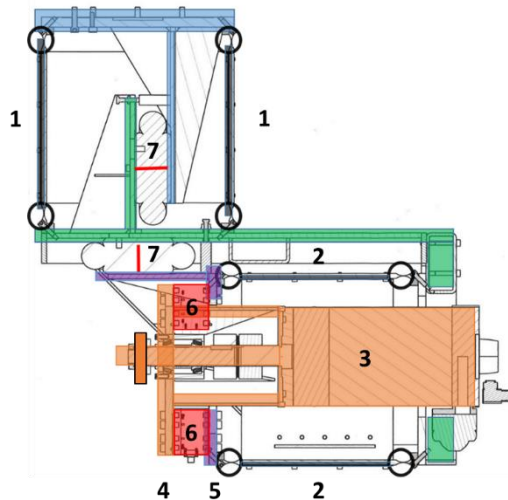
En conclusion, les variations du taux de glissement dues à l'usure du galet ou à la largeur de l'empreinte de contact sont relativement faibles. Toutefois, les modélisations des contraintes de cisaillement montrent que la variation du taux de glissement est probablement plus influente qualitativement sur un essai sans glissement que pour un essai avec glissement imposé. Le second cas n'est qu'une incertitude dans la magnitude du taux de glissement, tandis qu'un essai sans glissement longitudinal imposé met en évidence les effets de spin, qui pourraient être modifiés par un glissement local (lié à la largeur de l'empreinte ou à l'usure du galet). Enfin, un contact dont l'empreinte est très large (cas présenté en annexe) et qui présente donc d'importantes différences de vitesses locales de glissement entre ses extrémités, pourrait être à l'origine d'instabilités de contact.

II.10.3 Analyse des efforts induits lors de la mise en place d'un essai

La réalisation conforme d'un essai nécessite de maîtriser l'application des efforts initiaux et pendant son déroulement. Lors de la mise en place et de la réalisation d'un essai sur le banc Triboring, des variations de forces sont mesurées et doivent être présentées et expliquées afin de discerner les phénomènes inhérents au banc (qu'on appelle la signature de la machine), de ceux liés à l'évolution du contact pendant l'essai.

II.10.3.1 Présentation des capteurs d'effort et de leur montage

Les quatre capteurs d'efforts (6) sont vissés entre la plaque arrière (5) de l'ensemble violet de la Figure 76, et la plaque avant (4) de l'ensemble orange (3). Cet ensemble comprend le cylindre qui maintient le moteur du galet, les boîtiers de roulements, la plaque avant, l'arbre du galet et enfin le galet. Ainsi les efforts exercés au niveau du galet entraînent un mouvement de la plaque avant (hors jeu de l'arbre dans les boîtiers de roulement) par rapport à la face arrière (violet).



- 1 Plaques de liaison pour le mouvement horizontal
- 2 Plaques de liaison pour le mouvement vertical
- 3 Ensemble moteur, cylindre, plaque avant, arbre et galet
- 4 Plaque avant
- 5 Plaque arrière
- 6 Capteurs de force
- 7 Vérins pneumatiques

Figure 76 Désignation des différents éléments de la cellule tribologique et positionnement des capteurs de force

Les capteurs choisis sont à jauges de déformation spécifiquement réalisé par Garos S.A., qui permet une mesure triaxiale des efforts. Chaque capteur peut mesurer +/- 3kN selon deux axes et +/-1kN sur le dernier. Leur fréquence de résonance est relativement élevée afin d'éviter des perturbations de mesure lors des essais (>1.3kHz pour la voie 1 (longitudinale) et 2 (verticale) et >5.8kHz pour la 3 (transversale). Les capteurs ont été étalonnés par le fabricant en dehors de la cellule tribologique. Lors du montage les capteurs ont été vissés afin d'atteindre des valeurs au repos au plus proche du milieu de gamme, à la fois pour chacun des capteurs mais également pour les sommes des quatre efforts dans chaque direction. Un équilibre acceptable, compte tenu de l'hyperstatisme du montage sensible aux erreurs d'usinage, a été obtenu pour les valeurs suivantes :

| Capteur | Voie 1 Long. | Voie 2 Vert. | Voie 3 Trans. |
|---------------|--------------|--------------|---------------|
| L Haut Gauche | 7.5daN | 14.5daN | 54daN |
| P Haut Droit | -9daN | 41daN | 75daN |
| M Bas Gauche | -4.5daN | 12.5daN | -65daN |
| N Bas Droite | 9.5daN | 1daN | 8daN |
| Somme | 3.5daN | 69daN | 72daN |

Tableau 9 Valeurs des capteurs dans leur montage

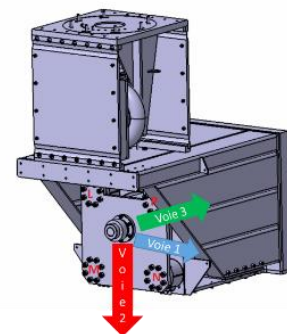


Figure 77 Désignation des voies de mesure et sens positifs : Voie 1 direction longitudinale ; Voie 2 direction verticale ; Voie 3 direction transversale.

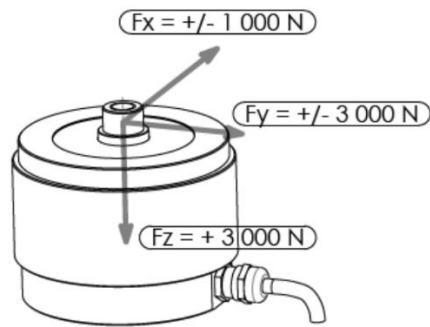


Figure 78 Directions de mesure des capteurs d'effort

II.10.3.2 Mise en place d'un essai de référence

Un test de roulement sans glissement est ici présenté afin de décrire les variations des efforts sur un essai de référence³ selon les quatre capteurs et dans les trois directions (Figure 79).

L'analyse des efforts lors de l'essai de roulement permet de distinguer plusieurs phases :

Une phase avant la mise en contact du galet sur le rail. (1)

La phase de mise en contact sur la couronne (sans ajout de d'effort vertical avec le vérin pneumatique)
(2)

La phase de roulement (3).

L'effort normal appliqué est de 100daN. La vitesse de rotation du tour est de 21.6 tours/minute et le taux de glissement est fixé à 0%.

³ Les conditions des essais de référence seront présentées en III.9.

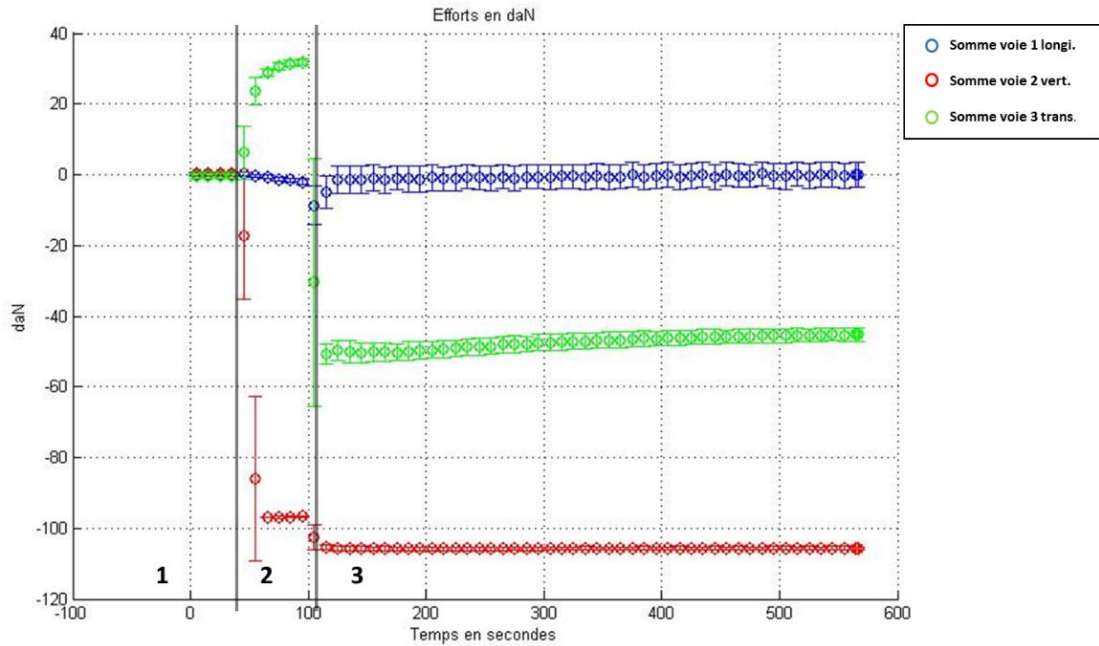


Figure 79 Sommes des efforts selon les directions Longitudinale (bleue), Verticale (rouge) et Transversale (verte).

Les courbes sont représentées avec un point affiché toutes les 10s et sa barre d'erreur. Ce point sélectionné représente la valeur obtenue en calculant la moyenne mobile des 50 points suivants (cela représente la moyenne calculé sur 0.25s d'acquisition : fréquence échantillonnage après traitement : 200Hz). Les valeurs des efforts ont été décalées à l'origine à partir des zéros des capteurs une fois montés.

Les variations d'efforts représentées sur la figure sont représentatives de l'ensemble des début de essais réalisés au cours de ces travaux de thèse, avec la distinction nette des trois phases.

Effort Vertical (voie rouge)

Avant ou pendant la phase 1, l'ensemble de la cellule tribologique est déplacée de manière à positionner le bas du galet à environ un millimètre de la couronne (pas de contact). De cette manière au moment de déverrouiller les butées des liaisons élastiques, celles-ci resteront relativement proche du milieu de leur gamme de déplacement limitée de +/-8mm.

Pendant la phase 2, la butée haute puis la butée basse sont desserrées, libérant le mouvement vertical. Ainsi la partie avant de la cellule tribologique, (parties orange, rouge et violette sur le schéma cinématique Figure 54), et les liaisons élastiques descendent jusqu'au contact galet-couronne. Dès lors, le poids de la partie orange s'exerce sur la couronne, et est mesuré via les capteurs d'efforts (en rouge). Ce saut d'effort de -100daN est visible sur la phase 2. Pour certains essais, le vérin pneumatique vertical peut être alimenté pour augmenter cet effort vertical appliqué.

Au démarrage de la phase 3, c'est-à-dire lors de la mise en rotation du galet, l'effort vertical n'évolue pas sur la majorité des essais. Dans le cas présent une légère augmentation de -8daN est observée certainement due à un calage des cellules d'effort lors de la mise en rotation. Pendant la phase de

roulement, la valeur de l'effort vertical reste constante. Sur l'ensemble des essais, le chargement vertical est donc considéré comme constant.

Effort Longitudinal (voie bleue)

Pendant la phase 2, lors de la mise en contact, l'effort longitudinal augmente très légèrement. La variation est de -2daN par capteur. Cette faible variation est un cas particulier de léger « calage » de la cellule lors du chargement. Cette variation est négligeable et n'est pas observée sur la plupart des essais.

Pendant la phase de roulement pur (3), aucun effort longitudinal n'est transmis, sa valeur est donc autour du zéro. Lors des essais avec glissement imposé (0.5%), l'effort longitudinal augmente progressivement pendant les premiers cycles jusqu'à se stabiliser vers -30daN (0.3 fois l'effort normal, dans le sens de glissement) (Figure 79).

Effort Transversal (voie 3 verte)

L'effort transversal doit être analysé car il présente des évolutions contre-intuitives et des valeurs qui ne peuvent être négligées *a priori*.

On constate lors de la phase 2 une augmentation importante de l'effort global transversal, puis au début de la phase 3, lors de la mise en rotation, une diminution d'autant plus importante de cet effort. Ces deux évolutions vont être étudiées séparément.

II.10.3.3 Evolution de l'effort transversal lors la mise en contact

Les capteurs jouent un rôle dans le schéma cinématique de la cellule tribologique (en rouge sur la Figure 54) car malgré une raideur volontairement élevée, ils apportent tout de même une zone déformable dans les trois directions.

Le modèle ADAMS utilisé précédemment a été adapté pour évaluer l'effet d'une flexibilité introduite dans les capteurs, jusqu'ici considérés comme rigides et indéformables. Les capteurs ont en réalité une raideur finie dans les trois axes de mesure. Pour des raisons de simplicité et pour une étude faite dans une gamme de déplacement limitée, des choix ont été fixés :

- Les quatre capteurs sont remplacés par quatre ressorts attachés d'une part sur la plaque arrière et la plaque avant (en violet et en orange sur le schéma cinématique et le modèle ADAMS).
- Les capteurs sont laissés transparents, sans effet sur la modélisation, et sont encastrés à la plaque arrière. Ils servent principalement de repère visuel entre l'extrémité gauche du ressort (lié à la plaque avant), et l'extrémité gauche du capteur (lié à la plaque arrière).
- L'étude se limite à un décalage vertical (principal mouvement relatif) d'au plus 10mm entre d'une part le point d'attache du ressort sur la plaque avant, et d'autre part sa position initiale par rapport au capteur, c'est-à-dire l'extrémité du capteur lié à la plaque arrière.

En pratique ce déplacement est limité de l'ordre du millimètre pour un effort vertical de l'ordre de 1kN. Les données du fabricant des capteurs ne fournissent pas la raideur de chacun

d'entre eux selon les trois directions. Cependant la raideur en compression des cellules selon l'axe de l'arbre moteur, a pu être estimée par mesure de déplacement des extrémités du capteur lors d'un chargement, autour de 1kN/mm. La raideur du ressort est donc fixée à 1000N/mm sans précharge.

La surface de la couronne est approchée à 5mm millimètres du bas du galet. La simulation démarre pour une position horizontale des plaques de liaison, puis l'ensemble lié au galet est soumis à son propre poids. À partir de la position de plusieurs points appartenant au même ensemble cinématique que le galet (ensemble orange), l'inclinaison de ce dernier par rapport à la verticale peut être évaluée, ainsi que l'angle des plaques de liaison avec l'horizontale.

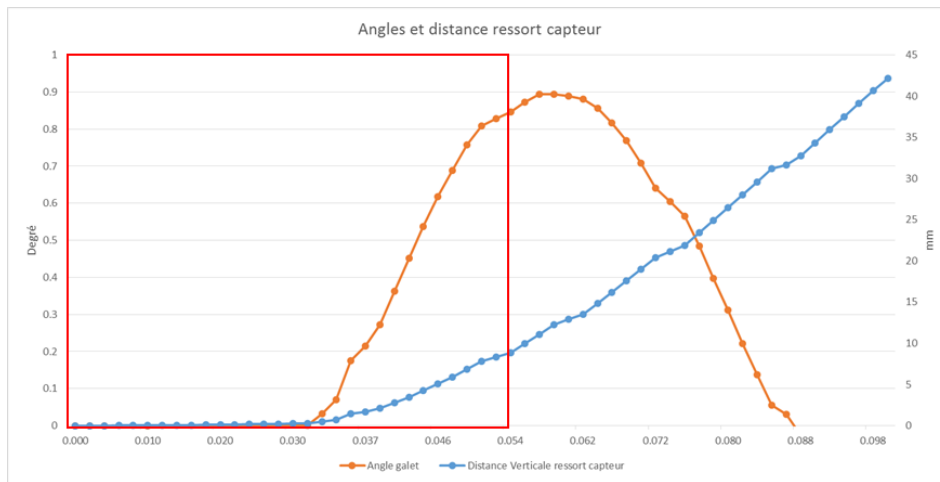


Figure 80 Suivi lors de la modélisation de l'angle du galet par rapport à la verticale (orange) la distance verticale entre l'extrémité d'un ressort et l'extrémité d'un capteur (bleu). Encadré ; zoom figure suivante

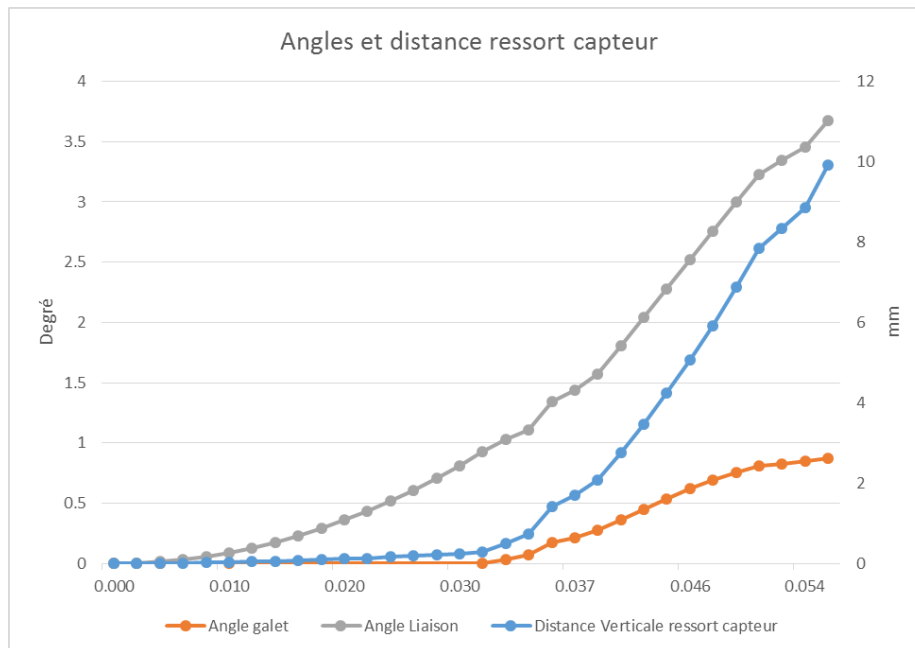


Figure 81 Zoom de la modélisation pour un déplacement vertical entre l'extrémité d'un ressort et l'extrémité d'un capteur (bleu) inférieur à 10mm, l'angle du galet par rapport à la verticale et l'inclinaison des plaques de liaison par rapport à l'horizontale (orange) et l'inclinaison des plaques de liaison par rapport à l'horizontale (gris).

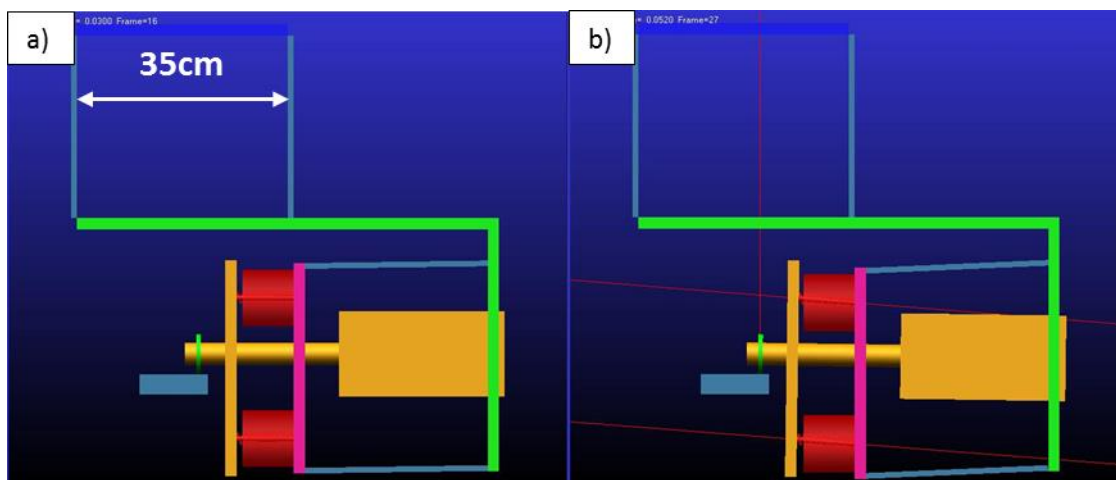


Figure 82 Modélisation de la cellule au contact a) $t=0,030s$ et b) pour un décalage vertical de 10mm $t=0,052s$. Les lignes rouges correspondent à la direction des efforts

Le galet étant à 5mm de la surface, les plaques de liaison s'inclinent de $0,8^\circ$ degré pour atteindre la surface (courbe grise Figure 81). Dès lors, l'ensemble cinématique orange galet-arbre-moteur s'incline vers le moteur (vers la droite) (angle galet >0). Lorsque le décalage vertical entre l'attache des ressorts supérieurs sur l'ensemble et l'extrémité des capteurs en regard atteint 10mm, le galet est incliné de près d'un degré. Les capteurs du haut mesurent alors une compression de 18.5daN et ceux du bas une traction de 19.1daN. Pour un décalage vertical de 4mm (courbe bleue Figure 81), l'angle du galet est de $0,5^\circ$ (courbe orange Figure 81), les capteurs du haut à +10.6daN mm et ceux du bas à -13daN.

Ces résultats théoriques sont confrontés à une série de mesure d'inclinaison. Plusieurs points de la cellule ont été suivis à l'aide d'un niveau électronique, dont la précision est de l'ordre de $0,1^\circ$, pendant une mise en contact du galet sur la couronne. En parallèle, les variations des efforts des quatre capteurs ont été relevées. Ces points de mesure sont positionnés sur la Figure 83 et les relevés dans le Tableau 10

| Dist. Galet Effort Vert. | A | B | C | D x0.01mm | E x0.01mm | Haut Gauche | Haut Droit | Bas Gauche | Bas Droit | Somme Efforts |
|--------------------------|----------------|----------------|----------------|--------------|--------------|----------------|---------------|---------------|--------------|------------------|
| Phase 1 2mm, 0kN | 0,5°/ 0,55° | 0,5° | 0,4°/ 0,45° | 0 | 0 | 57daN | 70daN | -62daN | 3daN | 68daN |
| Phase 2 0mm, 0kN | 0,3° | 0,5°/ 0,55° | 0,4°/ 0,45° | +104 | +78 | +0 | +0 | +0 | +0 | +0 |
| Phase 3 0mm, 1kN | 0,2°/ 0,25° | 0,55° | 0,5° | +53 | +39 | +30 | +20 | -13 | -23 | +14 |

Tableau 10

Les angles ont été relevés sur la plaque de liaison inférieure, sur la plaque arrière et la plaque avant. Egalement, deux palpeurs millimétriques de résolution $10\mu m$, basés sur la partie fixe de la cellule, ont

mesuré le mouvement vertical de l'arrière du moteur (au point D) et d'un point E de la plaque de liaison inférieure. Les résultats sont répartis en trois phases :

- 1 : La phase initiale avec les vis de verrouillage des liaisons serrées, le galet à environ 2mm de la surface de la couronne.
- 2 : Une seconde phase avec la vis de verrouillage en partie desserrée, le galet étant affleurant à la surface, les capteurs d'effort ne relevant aucune variation par rapport à la phase précédente.
- 3 : La phase de contact établi, la vis de verrouillage est libre, le galet est en contact sur la couronne et les capteurs d'effort mesurent le poids de la partie mobile de la cellule, environ 100daN.

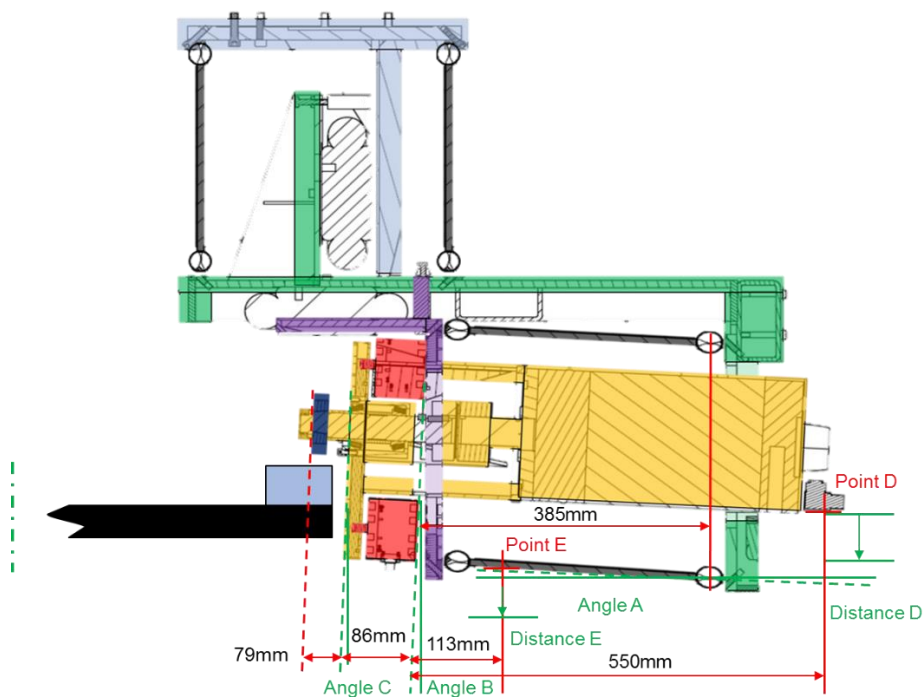


Figure 83 Situation des relevés d'angles de distances et d'efforts sur la cellule tribologique

| Dist. Galet Effort Vert. | A | B | C | D x0.01mm | E x0.01mm | Haut Gauche | Haut Droit | Bas Gauche | Bas Droit | Somme Efforts |
|-----------------------------|----------------|----------------|----------------|--------------|--------------|----------------|---------------|---------------|--------------|------------------|
| Phase 1 2mm, 0kN | 0,5°/ 0,55° | 0,5° | 0,4°/ 0,45° | 0 | 0 | 57daN | 70daN | -62daN | 3daN | 68daN |
| Phase 2 0mm, 0kN | 0,3° | 0,5°/ 0,55° | 0,4°/ 0,45° | +104 | +78 | +0 | +0 | +0 | +0 | +0 |
| Phase 3 0mm, 1kN | 0,2°/ 0,25° | 0,55° | 0,5° | +53 | +39 | +30 | +20 | -13 | -23 | +14 |

Tableau 10 Relevés d'angles de distances et de variations des efforts lors des trois phases de la mise en contact

Les mesures d'angles et de distances indiquées représentent les valeurs absolues, selon les directions indiquées sur la Figure 83. Les valeurs des efforts indiquées dans la phase sont les valeurs absolues des capteurs au repos. Les valeurs des phases 2 et 3 sont les variations par rapport aux valeurs de la phase 1.

Lors de la série de mesure on peut constater que les plaques de liaison n'étaient initialement pas horizontales mais légèrement relevées. Les angles représentés sur la Figure 83 sont volontairement exagérés.

Pendant la phase 2, correspondant à descendre le galet affleurant à la surface, les plaques de liaison pivotent de 0.2 à 0.25° (angle A), soit une descente E mesurée de $1,04\text{mm}$. La plaque avant ne s'incline pas (angle C). En prenant cette valeur de descente au point E, théoriquement les plaques doivent s'incliner de $0,22^\circ$ et le galet descendre de $2,1\text{mm}$, si les capteurs ne se déforment pas.

Lors du déverrouillage de la butée jusqu'à libérer le poids de 100daN de la partie mobile sur le galet, les plaques de liaison s'inclinent de 0.05 à 0.1° supplémentaires (angle A). Parallèlement, la plaque avant se redresse de $0,05$ à $0,1^\circ$ (angle C), les capteurs du haut sont comprimés (de $+30\text{daN}$ et de $+20\text{daN}$) et ceux du bas étirés (de -23daN et de -13daN). La modélisation cinématique précédente estimait une inclinaison de $0,8^\circ$ de la plaque avant et des efforts en compression de $18,5\text{daN}$ pour les ressorts du haut, et de $19,1\text{daN}$ en traction pour ceux du bas. Ces chiffres sont à nuancer vu que la direction des efforts numériques (donnée par les ressorts) diffère légèrement de l'effort de compression/traction mesuré (donnée par les capteurs). En effet, le décalage entre l'extrémité des capteurs et la plaque est possible dans le modèle (jusqu'à 10mm), tandis qu'il n'est que de quelques millimètres en réalité. De plus la valeur de la raideur utilisée d' 1kN/mm est estimée avec une précision relative.

Les écarts observés entre les deux capteurs du haut ($+50\text{daN}$ lors de la mise en contact) et ceux du bas (-36daN lors de la mise en contact) s'expliquent par la position de l'arbre moteur par rapport aux capteurs d'effort. L'arbre est positionné de manière à ce que le point de contact du galet soit presque centré par rapport aux quatre capteurs en considérant le rayon du galet (35mm), tels que présentés sur la Figure 84. En prenant en compte les distances des capteurs à l'arbre du galet, et la distance du point d'application de l'effort vertical (sur le galet) à la plaque avant (ici de 100mm), en considérant la conservation du moment produit par l'effort vertical (100daN), les efforts induits aux capteurs par conservation du moment sont en cohérence mécanique.

La distance du galet par rapport aux extrémités des capteurs d'effort est également influente sur l'effort transversal relevé. La position du galet sur l'arbre peut être modifiée d'un essai à l'autre (Figure 84). Cela permet de ne pas modifier la position de la cellule tribologique, mais seulement la position du galet (orange) sur l'arbre moteur à l'aide d'un jeu de cales (bleues) aux épaisseurs contrôlées.

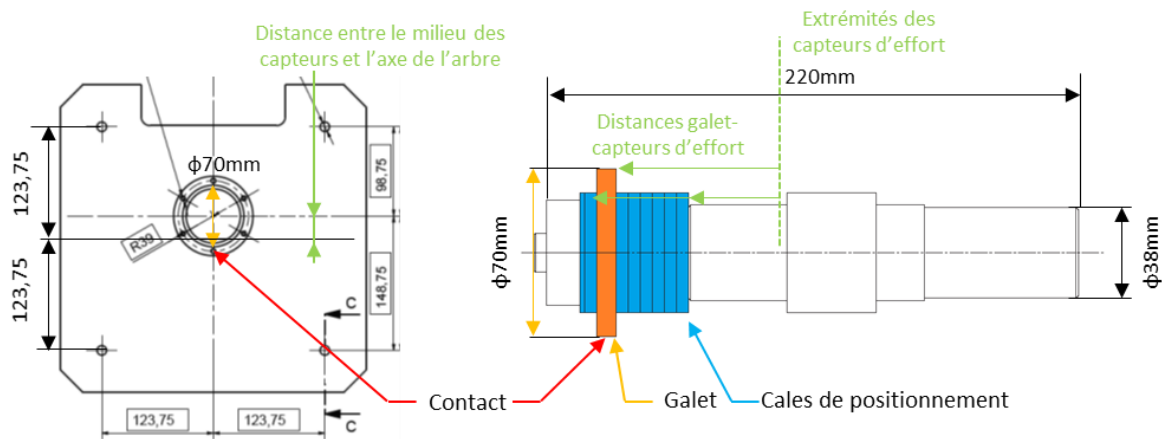


Figure 84 Gauche : Plaque avant positionnant les alésages de l'arbre et des capteurs d'effort. Droite : Plan de l'assemblage de serrage du galet à droite, permettant de varier la position du galet orange sur l'arbre en intervertissant les rondelles bleues.

Lors de l'essai représenté sur la Figure 79, le galet était situé à 100mm de l'extrémité des capteurs. La somme des efforts transversaux appliqués aux capteurs est théoriquement de 34daN, ce qui concorde avec la mesure du saut d'effort.

Ces résultats ont permis de mettre en évidence que le mouvement théorique de la partie mobile de la cellule tribologique, en considérant les capteurs indéformables, diffère légèrement du mouvement effectif. En particulier, le galet n'est pas parfaitement vertical. Il s'incline d'environ $0,3^\circ$ au moment de la mise en charge. Nous avons vu précédemment que la présence d'un angle de roulis de $0,3^\circ$ ne change pas de manière significative les grandeurs physiques liées au contact (forme de l'empreinte, valeur des contraintes normales et tangentielles, leur direction etc.). Aussi, l'arbre du galet et l'arbre du moteur Siemens sont reliés par un accouplement ROBA-DS (modèle 952.110) dont le désalignement maximal angulaire toléré est de $0,7^\circ$. L'inclinaison induite par la mise en contact n'est donc pas préjudiciable sur cet aspect.

Ce premier « saut » d'effort transversal est maintenant explicité pour la phase de mise en contact et de chargement du galet sur la couronne.

II.10.3.4 Evolution de l'effort transversal lors la mise en rotation

Lors de la mise en rotation du galet, au début la phase 3 de la Figure 79, une traction des capteurs est observée sur l'axe transversal. Les quatre capteurs d'effort voient chacun leur mesure diminuer de 20daN environ, soit une diminution globale de 80daN. Ce phénomène est assez représentatif de l'ensemble des essais réalisés, avec toutefois une amplitude du saut d'effort global qui peut varier de 20 à 80daN environ, équiréparti sur les quatre capteurs. De manière assez répétable, au moment de l'arrêt de la rotation, les quatre capteurs reviennent à leur valeur avant la mise en rotation, c'est-à-dire sans effort transversal supplémentaire. Un redémarrage du tour renvoie les quatre capteurs à l'effort mesuré pendant la précédente rotation.

On peut cependant observer une certaine variabilité dans le « retour » des capteurs lors de l'arrêt de la rotation. Sur la Figure 85,

- la phase 1 correspondant à la rotation du galet, est dans la continuité de la phase 3 de la Figure 79.
- La phase 2 illustre un arrêt de rotation du galet lors duquel les valeurs des efforts transversaux et longitudinaux ne reviennent pas exactement à la valeur avant la mise en rotation.
- La phase 3 correspond au soulèvement du galet de la couronne, et les capteurs reprennent la valeur avant la mise en contact.

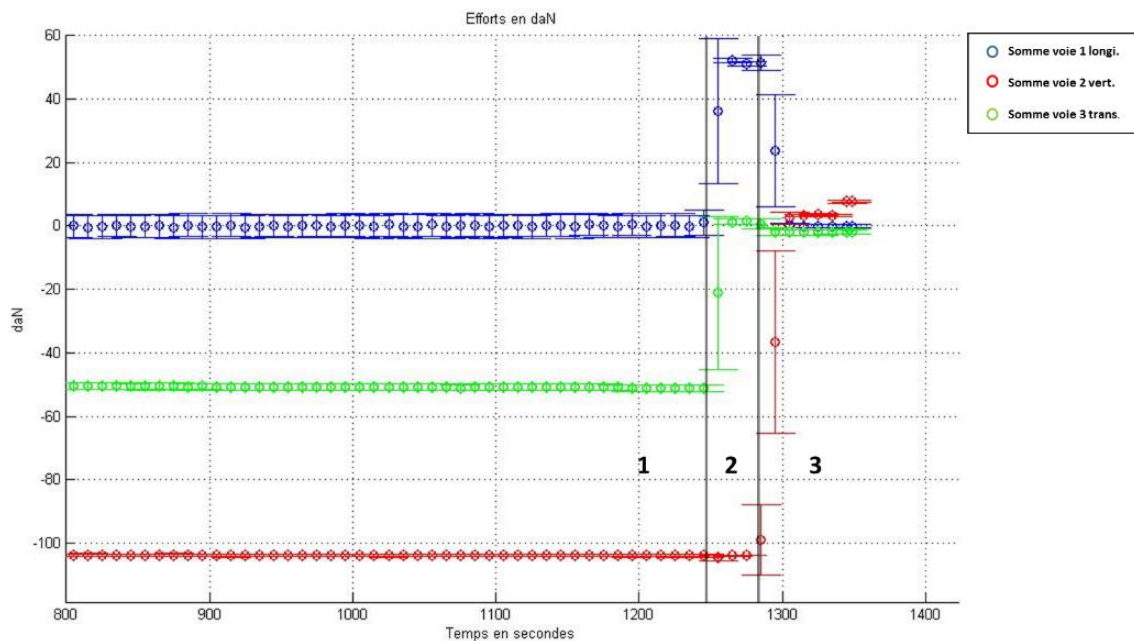


Figure 85 Sommes des efforts lors d'une fin d'essai selon les directions Longitudinale (bleue) Verticale (rouge) et Transversale (verte).

Dans ces configurations, ces variations de l'effort longitudinal sont généralement dues à une coupure rapide de la rotation. La différence du nombre de repères sur les codeurs du tour et du galet peut entraîner une différence de vitesse, dans des régimes très transitoires comme l'arrêt rapide de la rotation. En effet, nous avons vu précédemment que la transposition des repères des deux codeurs sur la couronne donnerait des repères du plateau espacés de 1.75mm et des repères du galet espacés de 0.027mm. En d'autres termes, tous les 1.75mm parcourus sur la couronne, la vitesse du galet est réadaptée. A la plus basse vitesse de rotation du tour, le temps de parcours équivalent est très faible, de l'ordre de 10^{-4} s. Lors du dernier développement de 1.75mm comprenant l'arrêt du tour, les conditions d'arrêt du galet entre la lecture du dernier repère couronne et la consigne d'arrêt du galet, dépendent du programme du contrôleur. Il est possible que pendant un très court instant le galet roule alors que la couronne s'est arrêtée, et induise une traction de la couronne (et ainsi l'apparition d'un effort positif).

Toutefois ces deux phénomènes (l'apparition d'un effort longitudinal à l'arrêt ou le retour des efforts transversaux à une valeur inférieure à celle avant la rotation), n'ont pas d'influence car se produisant localement en fin d'essai, et que sur une faible portion de la couronne. Aucune marque sur la bande de roulement n'est constatée macroscopiquement au lieu de fin de rotation du galet. Ceci aurait pu traduire le supposé glissement lors de l'arrêt de la rotation. De plus, l'effet s'estompe lorsque la rotation reprend (retour aux valeurs pendant la rotation précédente) ou lorsque le galet est soulevé du contact de la couronne. Dans ce cas, les valeurs des capteurs reprennent celles obtenues lors de l'équilibrage.

La variation de l'effort longitudinal a pu être expliquée lors de l'arrêt de la rotation. La compréhension du saut d'effort transversal lors de la mise en rotation est aussi nécessaire au vu des variations pouvant aller jusqu'à 80daN.

Plusieurs hypothèses ont été investiguées afin d'expliquer ce phénomène :

- Une première hypothèse est qu'il existe un « calage » de l'arbre moteur désaxé lors de la mise en charge (voir précédemment), qui provoque un effort tangentiel par le moteur asservi lors de sa mise en rotation.
- La deuxième hypothèse suppose que les axes de rotation de la couronne et du galet ne soient pas concourants et soient à l'origine d'une décomposition de l'effort longitudinal en deux composantes transversale et longitudinale.
- Enfin l'hypothèse d'un effort centripète lié à la rotation.

Les deux premières hypothèses ont été analysées et réfutées. Le détail des mesures, des calculs et des conclusions sont disponibles en annexe.

II.10.3.5 Hypothèse de l'effet d'un effort centripète

Au vu du rayon de la couronne, malgré la taille relativement petite de l'empreinte de contact, on peut supposer qu'il existe en son sein un effet centrifuge ou centripète. En d'autres termes, les rotations du galet et de la couronne, auraient un effet sur les efforts transmis au galet.

Il a constaté une relative flexibilité du système que représente la cellule tribologique, en particulier avec l'apparition d'un angle de roulis lors de la mise en contact du galet sur la couronne lié aux raideurs des capteurs d'effort (II.10.3.3). Il convient de noter que le bon alignement des axes de rotation présenté en annexe (page 178), a été montré dans une configuration hors mise en contact ni rotation du galet.

L'écriture de l'équilibre dynamique du système complet, permet théoriquement d'exprimer les efforts induits par le plateau tournant, transmis via le contact couronne-galet aux capteurs d'effort dans la cellule tribologique. La partie en rotation comprenant la couronne et le plateau tournant fait partie d'un système différent de celle comprenant (une partie de) la cellule tribologique et le galet en rotation. Les efforts au contact et donc à l'interface entre les deux systèmes en présentant une rotation, sont définis par les équations ou lois de comportement au contact, et sont choisies pour correspondre à la configuration proposée par le mécanisme à décrire. Celles-ci peuvent définir des

conditions de roulement avec glissement, roulement avec adhésion avec un frottement de Coulomb par exemple, ou prendre en compte d'autres caractéristiques, des premiers corps telles que la dérive d'un pneumatique dans le cas d'un roulement avec une roue de type pneumatique (déformable), ou d'un troisième corps entraînant un comportement spécifique.

L'écriture de l'équilibre dynamique ne permet d'exprimer des efforts au niveau des capteurs dans la direction transversale et liés à la rotation de la couronne que sous certaines configurations :

- Les axes de rotation ne doivent pas être parfaitement alignés, en présentant un angle de lacet ou de roulis au contact,
- Des éléments de la cellule tribologique doivent être rendus flexibles, ceci pouvant également les angles en les axes de rotation du galet et de la couronne au niveau du contact,
- La loi de comportement choisie pour le contact couronne-galet doit faire apparaître une composante d'effort dans une autre direction que la direction d'avance du galet.

Des essais de caractérisation sont prévus à l'avenir afin de modifier l'angle effectif de roulis et le rendre nul (via l'inclinaison des colonnes du tour). L'influence d'un angle de lacet pourra également être évaluée.

Pour la suite de l'étude, cet effort a été considéré pour les essais suivants comme une signature du banc et a été pris en compte lors des analyses des essais.

Nous verrons au travers des résultats d'essais présentés dans le chapitre suivant, que les effets transversaux et longitudinaux peuvent être décorrélés. Les phénomènes observés sur les coupes longitudinales sont liés uniquement aux efforts et mouvement relatifs longitudinaux et normaux. Ceux des coupes transverses sont liés aux efforts transversaux et normaux. L'effet du chargement normal peut être observé dans les deux directions de coupe.

La Figure 86 présente deux coupes de la couronne issues d'un même essai en roulement sans glissement, avec une vitesse de rotation de la couronne de 21.6tour/minutes et un chargement normal de 100daN, après 1000 cycles (tour de couronne). La coupe longitudinale (Figure 86 a), la couronne se déplace vers la droite et le galet roule vers la gauche. La coupe transversale de la même bande (Figure 86 b), l'intérieur de la couronne est à gauche. L'effet de l'effort de cisaillement latéral est visible à travers la déformation plastique du matériau sous la surface (souligné en rouge Figure 86 b). Le fibrage de la microstructure est similaire celui qui peut être observé en voie lors d'inscription en courbe (Saulot, 2005). En revanche aucune déformation similaire n'est observée sur la coupe longitudinale. Celle-ci traduit uniquement l'effet de la charge normale et du roulement sans glissement dans la direction longitudinale. Les schémas (inspirés de (Saulot, 2005)) au bas des coupes traduisent grossièrement l'état de la microstructure.

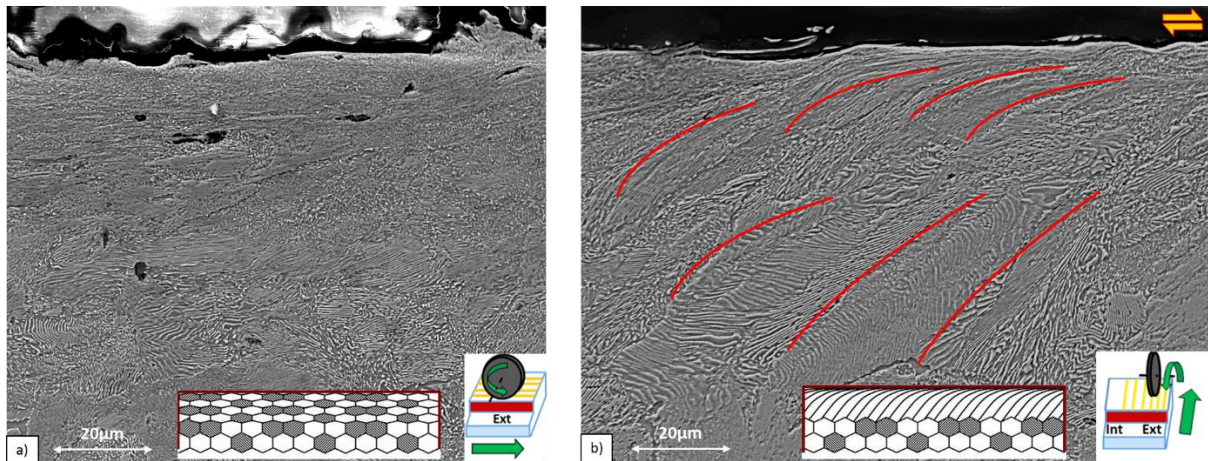


Figure 86 Coupes a) longitudinale et b) transversale d'une bande de roulement sur la couronne d'un essai en roulement sans glissement. Schémas de microstructure inspiré par (Saulot, 2005)

L'analyse des efforts lors de la mise en place des essais sur Triboring, en particulier des efforts transversaux a permis l'explication des deux sauts d'effort. Les différentes conclusions peuvent être résumées ainsi :

- La variation de l'effort transversal lors de la mise en contact est causée par l'inclinaison d'environ 0.3° de la plaque avant dû à la flexibilité des capteurs d'effort et variant en fonction de la position du galet de l'arbre.
- L'effort transversal lors de la mise en rotation du galet, est dû à l'entraînement de la couronne par effet centripète. Sa variabilité est liée à la vitesse de rotation de la couronne, à l'effort vertical et au facteur de frottement, soit aux conditions de tribologiques de l'essai.
- L'effort normal reste constant pendant les essais.
- L'effort longitudinal est nul (ou quasi-nul) et le reste pendant les essais sans glissement.
- L'effort longitudinal après une période transitoire, se stabilise à une valeur proche de 0.3 fois la force normale lors des essais en roulement avec glissement imposé (0.5%). Ceci est cohérent avec une hypothèse « classique » en ferroviaire de frottement macroscopique de 0.3.

II.11 Bilan de l'analyse du banc Triboring

L'analyse des différents éléments de Triboring a été menée, allant de la structure de la cellule tribologique, à la raideur des capteurs, en passant par la géométrie et la microstructure des éprouvettes. Elle a permis de mettre en évidence des spécificités et caractéristiques du banc Triboring, de faire évoluer sa conception (voir annexe), et d'améliorer sa prise en main en identifiant sa signature vibratoire et tribologique. Egalement, ces éléments d'analyse sont considérés dans la conception de la seconde cellule tribologique, qui sera à terme montée sur le second bras porte-outil du tour.

En particulier, la raideur des capteurs, bien qu'élevée mais non infinie, a un effet sur la cinématique du banc pendant les essais. Lors de leur mise en place, elle modifie l'inclinaison du galet sur le rail ce qui induit des variations des efforts tangents. La rotation du tour a également des conséquences sur la distribution des efforts longitudinaux et transversaux en roulement. Il a été montré que pendant le mouvement de rotation du plateau et du galet en contact, des efforts transversaux sont induits. La taille des empreintes théoriques de contact a été choisie relativement petite afin de limiter l'effet de spin dû à la courbure de la couronne. Les modélisations en éléments finis ont permis d'accéder à la répartition des contraintes de cisaillement. Elles montrent que le banc Triboring permet de reproduire des conditions de pseudo-alignement. La variation du taux de glissement réel a pu être étudié en fonction de plusieurs paramètres tels que la position du galet sur la couronne, la géométrie des galets (rayon de bombé, réduction de diamètre par usure) ou les formes d'empreinte de la zone de contact. Pour des usures modérées et des empreintes de contact limitées, les effets sur le taux de glissement sont négligeables il peut être considéré comme constant.

Le chapitre suivant traitera de l'analyse de résultats d'essais réalisés. Ces essais ont pour but d'investiguer la compétition usure-fatigue notamment via l'effet de la préparation de surface des éprouvettes, et ainsi d'avancer dans la reproduction de défauts de roulement : la phase blanche.

L'analyse d'essais préliminaires avec une géométrie de galets différente est disponible en annexe.

III Chapitre 3 : voies de reproduction des sources de défauts



III.1 Introduction

Le banc d'essai Triboring a été conçu afin de reproduire le passage de roues sur le rail dans des conditions correspondant au contact ferroviaire. Un objectif est d'investiguer les phénomènes d'amorçage ou de développement de défauts ferroviaires, tant de fatigue de contact de roulement, que d'usure. Un état de l'art portant sur les réponses possibles des matériaux soumis à des sollicitations répétées ainsi que sur les défauts de fatigue de contact de roulement (Rolling Contact Fatigue, RCF) de type Head Check ont été présentés dans le premier chapitre. Quant à lui, ce chapitre est consacré à l'analyse d'essais réalisés sur Triboring afin de remplir deux objectifs. Le premier est de converger vers une méthode tribologique expérimentale et ceci par l'utilisation d'une couche « fusible », visant à minimiser une usure non représentative du contact roue-rail. Le second est de reproduire un phénomène associé à l'apparition d'un défaut de fatigue de contact de roulement, dans le but à plus long terme d'améliorer sa compréhension et sa prévention sur les réseaux ferrés.

III.2 Le Squat

Un type de défaut de fatigue apparaissant régulièrement à la surface des rails est le squat (Code UIC 227 (International Union of Railways, 2002)). Ceux-ci peuvent être classés selon trois degrés de sévérité : léger, modéré et sévère (Smulders, 2003). Ces derniers présentent un affaissement ovale de la bande de roulement de plusieurs dixièmes de millimètres (Figure 87), laissant imaginer qu'une personne se soit « accroupie » sur le rail, donnant ainsi l'origine du nom. On retrouve au sein de cette ellipse une tache sombre ainsi que deux fissures en V. Un réseau de fissures se développe dans les trois dimensions sous la surface du rail pouvant bifurquer vers le patin du rail et provoquer sa rupture, ou pouvant entraîner l'arrachement d'une couche surfacique de plusieurs millimètres voire dizaines de millimètres d'épaisseur. Le squat est observé dans des zones privilégiées, presque exclusivement dans des conditions d'alignement sur de grands rayons de courbure, et indépendamment de la file haute ou basse (Al-Juboori et al., 2017). On les observe plus particulièrement en phase d'accélération ou de freinage, en dehors des tunnels. On peut ainsi les observer en colonie ou parfois isolé sur des soudures.

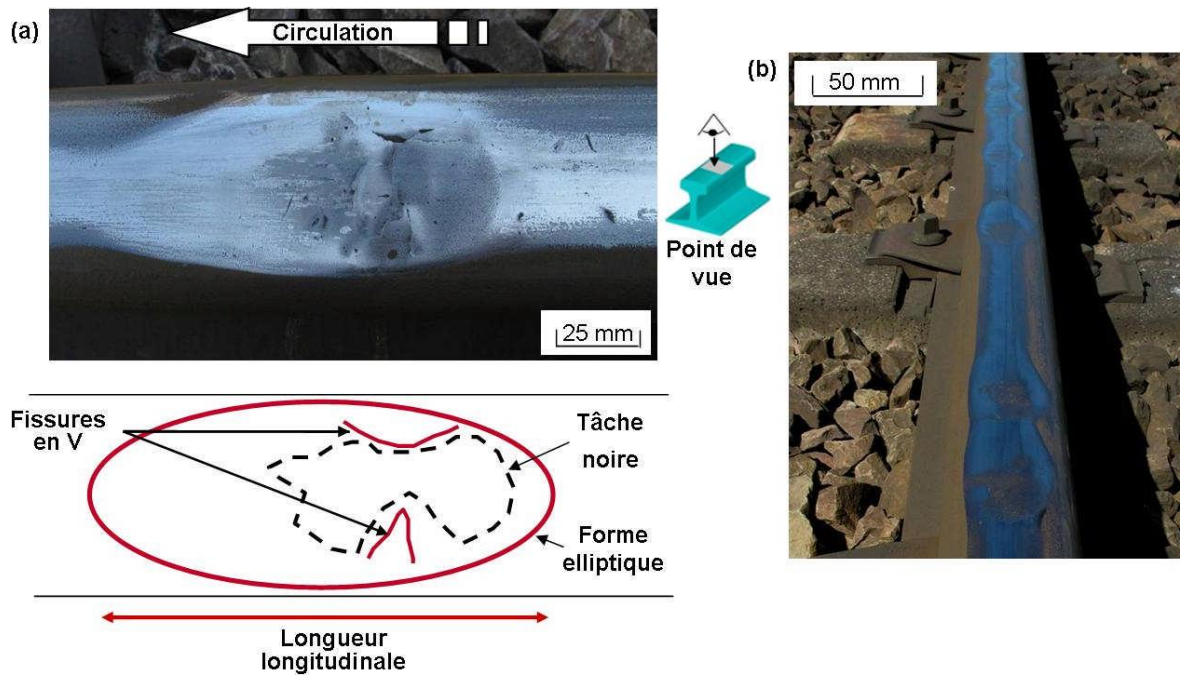


Figure 87 (a) Description d'un squat (b) squats en colonie (Simon, 2014)

Le développement du défaut de squat étant lié à la propagation de ses fissures, cette problématique a fait l'objet de plusieurs types d'études afin de mieux comprendre son évolution (Deng et al., 2018; Z. Li et al., 2011; Pal et al., 2012; Steenbergen, 2017).

La compréhension du développement de fissures et du défaut s'est considérablement améliorée et fait encore l'objet de recherches actuellement. Pour autant, l'incompréhension demeure quant à l'amorçage des squats. Assez rapidement, de la phase blanche a pu être observée en surface de squats et fût reliée à l'initiation des fissures de ce défaut (Clayton, 1996; Pal et al., 2013; Simon et al., 2013). Les mécanismes décrivant la formation de la phase blanche seront abordés par la suite.

III.3 La Phase Blanche

La phase blanche (White Etching Layer, WEL) que l'on retrouve notamment en présence du défaut de squat, est une transformation tribologique de surface (TTS) (Eleöd et al., 1999) de l'acier et plus particulièrement de sa microstructure. La phase blanche se caractérise par une dureté bien plus élevée que celle de l'acier à rail (initialement autour de 260Hv pour l'acier perlitique R260), de 400 jusqu'à 1200Hv (Baumann et al., 1996; Wild et al., 2003). Elle est mise en évidence après attaque de l'acier par une solution de Nital (solution d'acide nitrique et d'alcool), en laissant visible une phase blanche. En observant la surface du rail, la phase peut apparaître sous forme d'îlots ou « spots » allongés qui, en coalesçant, peuvent former une couche homogène de plusieurs dizaines de micromètres (Baumann et al., 1996). Cette couche parfois cassante et à l'origine de fissures qui peuvent éventuellement plonger au-delà de la phase blanche, dans la sous-surface.

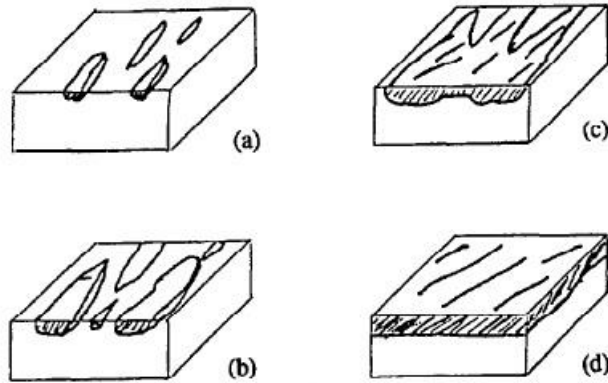


Fig. 4. Formation process of coherent layers (a)–(d), observed on the S54 rail.

*Figure 88 Formation de couche de phase blanche, par spots (a) (b) qui coalescent (c), en une couche homogène (d)
(Baumann et al., 1996)*

La nature cristallographique de la phase blanche diffère selon les observations. Sa structure reste néanmoins associée à de la martensite, ou une structure assimilée (« martensite-like ») éventuellement déformée. On pourrait alors, pour nuancer, parler « des » structures cristallographiques de « la » phase blanche, ou de « la » structure cristallographique « des différentes » phases blanches.

Deux mécanismes de formation se distinguent pour expliquer la formation des phases blanches. Ces deux mécanismes sont en lien avec les microstructures qui sont associées aux phases blanches.

III.4 Formation thermique de la phase blanche

Les premières observations de phases blanches à la surface des rail donnant principalement des structures martensitiques, les investigations sur le mécanisme de formation ont été tournées vers un processus thermique proche de celui de la martensite (Nakkalil, 1991). La martensite est formée lors du refroidissement rapide (généralement par trempe) de l'acier chauffé au-delà de l'austénitisation, ne laissant pas le temps à une germination des grains de perlite. D'un point de vue cristallographique, l'acier passe d'une maille cubique faces centrées (austénite) à la structure quadratique de la martensite, pouvant intégrer davantage de carbone que la ferrite.

Pour parvenir à un processus thermique de formation de martensite au sein du contact roue-rail, plusieurs phénomènes entrent en jeu. Le glissement et le frottement à l'origine de températures flash (Blok, 1963; Knothe and Liebelt, 1995; Wild et al., 2003), et les conditions sévères (pression, cisaillement) au sein du contact roue-rail induisent une forte élévation de la température au-delà de la température d'austénitisation. Celle-ci peut être abaissée du fait de la pression hydrostatique (Ahlström and Karlsson, 1999; Wu et al., 2016). Cet échauffement est suivi d'un refroidissement rapide après le passage de la roue, provoquant un cycle thermique similaire à une trempe et pourrait produire de la martensite. Des traces de martensite peuvent être retrouvées en extrême surface (Pan et al., 2017) et parfois de l'austénite résiduelle au sein de la phase blanche qui soutient l'occurrence de ce mécanisme (Österle et al., 2001).

Ce mécanisme de phase blanche dite « thermique » se traduit généralement par :

- une frontière nette entre la phase blanche et la couche inférieure, qui n'est visuellement pas déformée lors des observations au microscope optique ou électronique à balayage (MEB).
- une structure cristallographique présentant de la martensite voire de l'austénite.

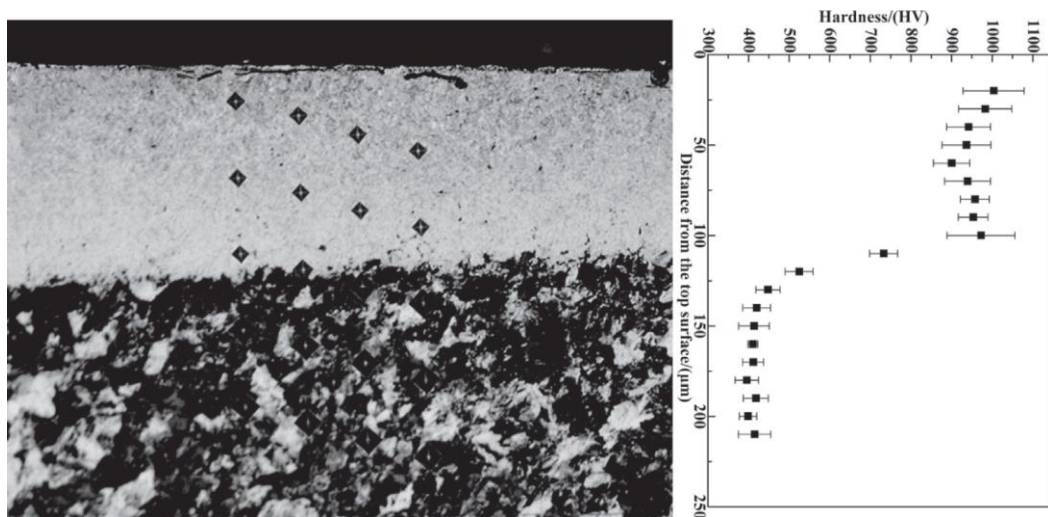


Figure 89 Phase blanche thermique et mesure de dureté (Pan et al., 2017)

III.5 Formation mécanique de la phase blanche

L'existence de phases blanches présentant des mailles cristallographiques très déformées (Bertrand and Bettembourg, 1997; Lojkowski et al., 2001) suggère un second scénario de formation davantage « mécanique ». Au cours de celui-ci, une forte pression et un cisaillement important déforment plastiquement le matériau jusqu'à affecter sa structure cristallographique. La ferrite cubique centrée se déforme en permettant aux atomes de carbone de migrer au sein de cette maille, donnant une ferrite α sursaturée, dont la structure n'est guère éloignée de la martensite (Newcomb and Stobbs, 1984; Simon, 2014). La hausse de concentration de carbone dans cette structure métallurgique participe entre autre au durcissement de la couche dite de phase blanche.

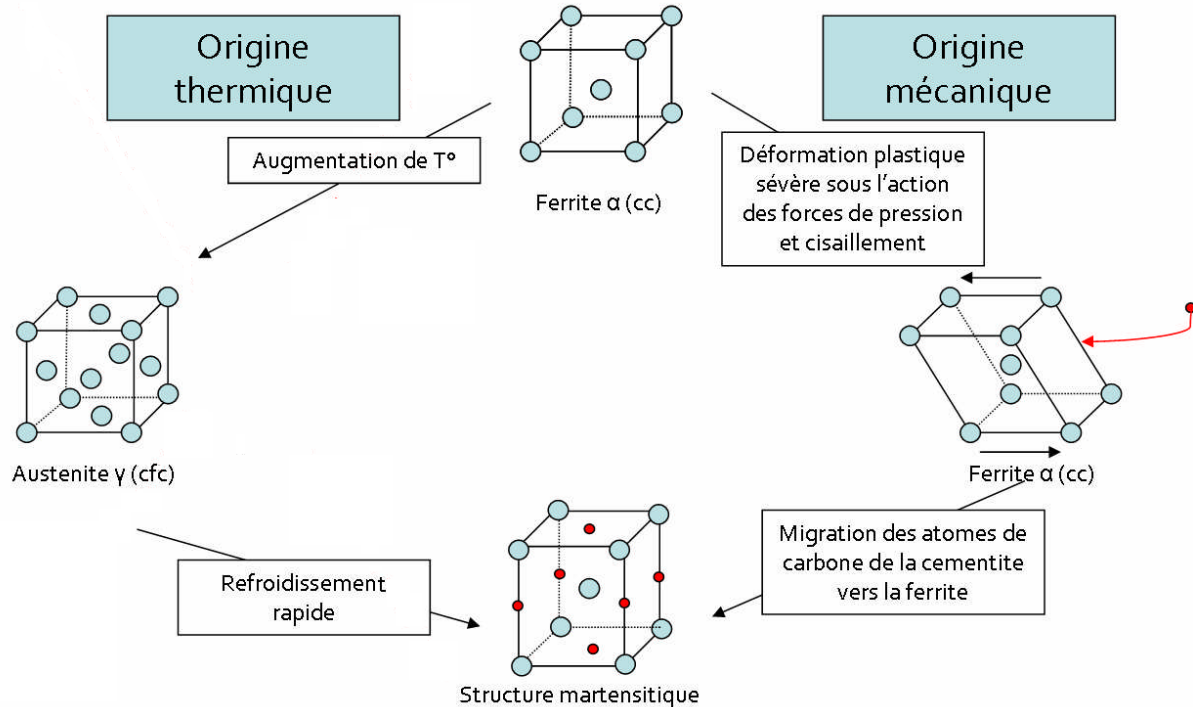


Figure 90 Origine thermique et mécanique de la structure cristallographique martensitique de la phase blanche (Simon, 2014)

Ce mécanisme de phase blanche dite « mécanique » se traduit par :

- une réduction de la taille des colonies et de l'espace inter-lamellaire,
- un fibrage et la fragmentation des lamelles de ferrite et de cémentite,
- une dissolution progressive de la cémentite, qui provoque la migration du carbone de la cémentite vers la ferrite, le raffinement de la taille de grain et participe à l'augmentation de la dureté.
- Ce fibrage et cette dissolution progressive se traduisent parfois comme un « gradient de déformation » sous la phase blanche.

Il convient de rappeler que cette transformation se produit au fur et à mesure des passages de roues et donc par de l'accumulation de déformation plastique provoquée par un phénomène d'accommodation plastique voire de rochet. Ceci explique ainsi la difficulté de reproduire expérimentalement des phases blanches mécaniques, sans effectuer d'essais suffisamment longs.

Simon et Beneš suggèrent que les deux phénomènes aient lieu en même temps et que dans certaines conditions un mécanisme soit privilégié (Beneš, 2012; Simon et al., 2013). Zhang observe ainsi des phases blanches contenant de la ferrite très déformée, de la martensite, de l'austénite et des fragments de cémentite (Zhang et al., 2006).

Une confusion peut être faite en associant aux phases blanches mécaniques, une phase blanche thermique formée expérimentalement par un échauffement important dû à des taux de glissement extrêmement élevés comme les phases blanches reproduites par Bernsteiner ou Zhou (Bernsteiner et al., 2016; Zhou et al., 2016a). La dénomination de Messaadi de « thermal-martensitic » et « friction-

martensitic », peut amener à cette assimilation et confusion. Nous préférons les termes « phase blanche thermique » et « phase blanche mécanique ». Cette distinction du mécanisme dominant dans la formation de phase blanche est importante lors de sa reproduction en laboratoire notamment vis-à-vis des moyens et techniques utilisés.

Al-Juboori confirme la double origine en ayant observé par diffraction aux rayons X produit par synchrotron et par microscopie électronique à transmission, sur la surface de rails en présence de défaut de squat, deux types de phases blanches (Al-Juboori et al., 2018, 2017). Elles sont en cohérence avec les deux mécanismes qu'elles décrivent :

- une phase blanche caractérisée par la présence de martensite fine associée avec une structure perlitique déformée en sous surface, correspondant à une formation essentiellement mécanique,
- et une phase blanche dans laquelle est relevée de l'austénite résiduelle en plus de la martensite et sous laquelle la perlite n'est pas déformée, correspondant une formation essentiellement thermique.

Messaadi montre qu'une structure pré-écrouie par une sollicitation cyclique favorise l'austénitisation. Cette dernière est, par conséquent, plus sensible aux transformations thermiques. Il montre ainsi l'interdépendance des deux mécanismes de formation de phase blanche (Messaadi and Steenbergen, 2018a).

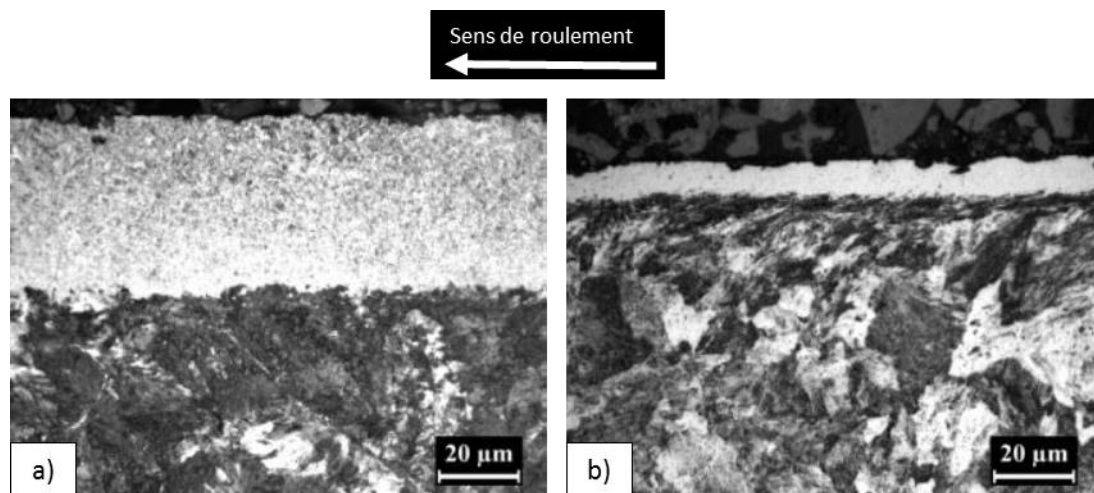


Figure 91 Observation en microscopie optique de phase blanche thermique a) 50µm à la sous structure non déformée, et de phase blanche mécanique/thermomécanique b) 10µm à la sous surface déformée. Sens de roulement vers la gauche. Images issues de (Al-Juboori et al., 2018)

Ces phénomènes ont un rôle sur l'amorçage des défauts de squat notamment par le durcissement local et très important de la surface du rail. Ceci pouvant modifier l'usure, accentuer la concentration de contraintes et donc l'amorce de fissures. Le processus principal de formation d'une phase blanche a un effet considérable sur la propagation des fissures de squats. Dans le cas de phases blanches mécaniques, les fissures amorcées suivent préférentiellement l'orientation de la microstructure déformée sous la phase blanche, avec un angle moins plongeant et moins critique vis-à-vis de la rupture du rail que dans une structure non déformée. Des fissures verticales au travers du matériau

non transformé à l'origine de la rupture du rail sont plus probables sous des phases blanches thermiques au sein d'une microstructure peu déformée.

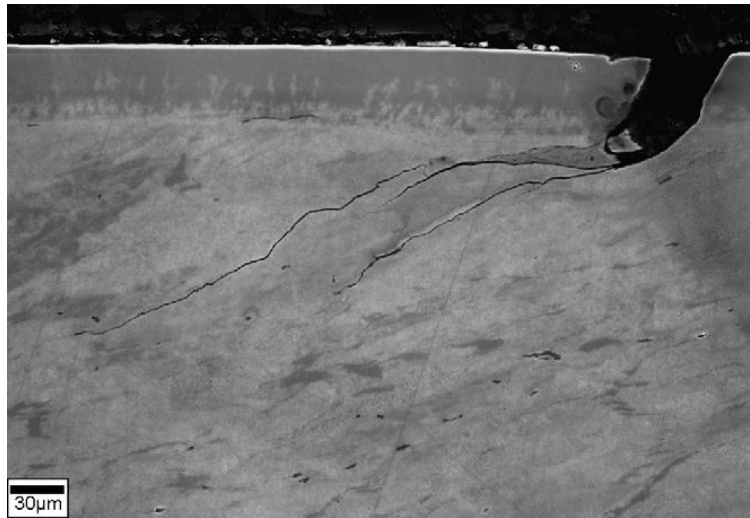


Figure 92 Fissures amorcées au point de rupture de la phase blanche (Carroll and Beynon, 2007)

III.6 Autres défauts de type squat et phases de type phase blanche

D'autres terminologies sont proposées pour définir et nuancer les squats et les phases blanches avec notamment les notions de *stud* et de Brown Etching Layer.

III.6.1 Brown Etching Layer

Li (Li et al., 2016) puis Messaadi (Messaadi and Steenbergen, 2018b), introduisent la notion de Brown Etching Layer (BEL), une couche d'apparence brune observée en surface ou en dessous d'une phase blanche, ou une « bicouche brune et blanche », présente sur des rails affectés par de l'usure ondulatoire (Li et al., 2016), des squats (Steenbergen and Dollevoet, 2013) ou sur rails simulés en laboratoire (Carroll and Beynon, 2007). Cette couche présente un gradient de dureté en profondeur tandis que la dureté d'une couche de phase blanche est relativement homogène et plus élevée. Du point de vue de la microstructure, celle-ci est fibrée selon le sens du trafic et les BEL présentent encore des lamelles avec parfois une forme de continuité avec le bulk. Les auteurs suggèrent que la microstructure de la BEL pourrait être de type martensitique. Celle-ci serait ré-austénitisée sur la partie supérieure, (une structure proche des phases blanches thermiques) tandis que, plus en profondeur, il s'agirait de martensite revenue.

III.6.2 Stud

Grassie propose le concept de défaut appelé *stud* (Grassie, 2016). En termes d'apparence, ils sont similaires au squat. Ils se présentent sous la forme d'un affaissement ovale de la bande de roulement

et présentent des fissures sous-jacentes. Ils sont généralement absents des tunnels et plutôt observés sur des voies en quasi alignement subissant de fortes tractions (accélération ou freinage). Le défaut de stud se différencie du squat sur plusieurs points. Le stud peut se développer sur des courbes plus étroites ; il apparaît sur des zones de forte traction ou mixte, ainsi qu'à proximité de feux de trafic au niveau desquels s'alternent des phases de freinage et d'accélération. Le stud s'amorce davantage en milieu de bande de roulement alors que le squat s'amorce plus proche de la joue active. La principale différence vient du fait que le squat est un défaut de fatigue de contact (RCF) qui provoque notamment des fissures plongeantes tandis que le défaut de stud se propage davantage de façon transverse. En revanche lorsque des défauts de fatigue de contact déjà présents, les studs pourraient les aggraver en amplifiant les sollicitations dynamiques dues au léger affaissement de la bande de roulement au niveau du stud. Enfin, ils se développent moins sur les rails « tendres » (de type R200) qui seraient donc plus adaptés pour prévenir leur développement. En effet, l'usure y est habituellement plus importante que sur les rails traités thermiquement. En revanche sur les rails durcis, la plus faible déformabilité des profils de rails favorise la localisation du de contact, les concentrations de contraintes et l'amorçage localisé des fissures.

III.7 Modélisation numérique de la phase blanche

Les recherches sur la modélisation numérique de l'apparition de phase blanche se développent en parallèle des tentatives de reproduction de cette dernière sur bancs d'essai en laboratoire. Tout d'abord, divers travaux se sont intéressés à l'impact des sollicitations thermiques (dues aux passages de roues sur le rail) sur la fissuration (Ahlström, 2016, 2015). Antoni (Antoni et al., 2010) a étudié la formation thermomécanique de la phase par la méthode des éléments finis tandis que Chen (Chen et al., 2017) a modélisé la dissolution des lamelles de cémentite dans la perlite. Les travaux à ce sujet demeurent peu nombreux à ce jour. Un consortium traitant de la modélisation de la phase blanche (MOPHAB) a été monté avec l'IRT Railénium, la SNCF et la RATP, ainsi que les laboratoires LMA à Marseille, LML à Lille et le LaMCoS à Lyon. Le modèle d'Antoni (Antoni et al., 2010) est repris et amélioré par Saint-Aimé et Thiercelin (Thiercelin et al., 2019), et est alimenté par des données d'essais expérimentaux.

III.8 Reproduction expérimentale de la phase blanche

III.8.1 Etat de l'art

Plusieurs études ont pour objectif de reproduire de la phase blanche expérimentalement pour apporter des éléments de compréhension concernant les deux mécanismes de formation évoqués précédemment. Cependant, seules des phases blanches ont été formées à partir d'un mécanisme essentiellement thermique, probablement pour des raisons de commodité expérimentale. Récemment, Murugan étudie la formation de phases blanches au cœur du matériau par une approche thermomécanique sur machine Gleeble combinant échauffement et refroidissement, ainsi qu'une pure compression mécanique (Murugan, 2018). Wu et al. ont réalisé des essais de type Gleeble en soumettant deux échantillons à une montée rapide en température, allant dans cette étude jusqu'à

930°C, et en les trempant tout en exerçant une pression atteignant 1.8GPa (Wu et al., 2016). Les phases blanches observées présentent une structure mêlant martensite et perlite, ainsi que de l'austénite résiduelle. De la phase blanche a également été formée par un processus purement thermique tel que le soudage par point (Carroll et Beynon, 2007). D'autres méthodes davantage motivées par la reproduction du roulement de contact sont utilisées avec des bancs bi-disques (Carroll and Beynon, 2007; Vargolici et al., 2016; Zhou et al., 2016a) ou roue sur rail (Bernsteiner et al., 2016). Toutefois, les conditions d'essais n'ont soit pas suffi à produire une phase blanche complète (Vargolici et al., 2016) soit occasionnent un glissement trop important qui favorise la formation d'une phase blanche purement thermique. Carroll et Beynon ont par exemple considéré un taux de glissement de -100% (creepage -200%) d'après la formule (18) (Carroll and Beynon, 2007), en faisant tourner les deux disques dans le même sens (les vitesses au point de contact exactement opposées). En revanche, Bernsteiner et al. obtiennent aussi un glissement de -100% avec un creepage de -300 et -3000% sur le banc linéaire de Leoben (Bernsteiner et al., 2016).

$$\gamma\% = \frac{V_1 - V_2}{|V_1| + |V_2|} \quad (18)$$

Dans ses travaux de 2016, Zhou réalise deux études parallèles sur machines bi-disques selon des conditions d'essais similaires, l'une portant sur l'analyse de la microstructure d'une phase blanche formée expérimentalement (Zhou et al., 2016a), et l'autre sur l'effet du glissement sur l'usure (Zhou et al., 2016b). Les auteurs affirment que de la phase blanche mécanique a été formée (Zhou et al., 2016a). Cependant, les résultats de ces deux articles semblent contradictoires sur cet aspect, puisque le second (Zhou et al., 2016b) semble indiquer la formation d'une phase qui s'apparente plus à une phase blanche thermique que mécanique.

Dans les deux articles, le même dispositif bi-disques est utilisé. Les disques sont de mêmes dimensions, constitués du même matériau et la vitesse de rotation est la même. La pression change légèrement mais les différences principales viennent du taux de glissement et du temps d'exécution de l'essai (nombre de cycles). Les conditions sont résumées dans le tableau suivant :

| Article | (Zhou et al., 2016a) | (Zhou et al., 2016b) | | | | |
|-------------------------|--|---|-------|-------|-------|-------|
| Φ (R_{gy}) (m) | 0.4 (Galet bombé R_{gy} 14mm et galet cylindrique) | | | | | |
| ω (rot/min) | 500 | | | | | |
| P_H (GPa) | 1.5 | 1.2 | | | | |
| $\gamma\%$ | 5% | 0.09% | 0.46% | 1.19% | 2.28% | 4.72% |
| Nb cycles | 250 (30s) | 5, 50, 100 et 200 x10 ³ cycles | | | | |

Tableau 11 Conditions d'essais de (Zhou et al., 2016a, 2016b)

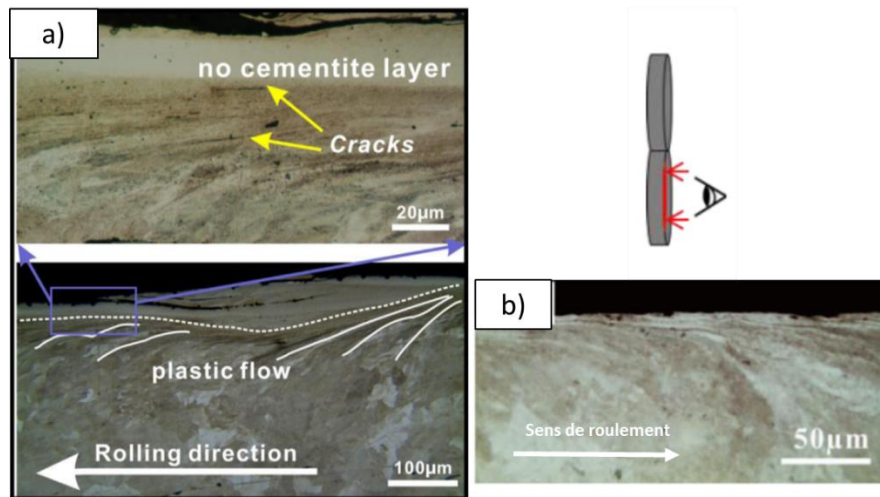


Figure 93 Coupe longitudinale observé en microscopie optique a) Essai en 250 cycles à 5% de glissement (Zhou et al., 2016a) : présence de phase blanche b) Essai en 5000 cycles à 4.72% de glissement (Zhou et al., 2016b) : absence de phase blanche

Plus particulièrement, suite à l'essai de 30s (Zhou et al., 2016a) avec un taux de glissement important de 5%, les auteurs ont pu observer en microscopie optique, en dessous d'une couche de phase blanche de 10µm d'épaisseur, une sous-couche fortement déformée suivant un écoulement plastique concordant avec le sens du glissement Figure 93. Un gradient de déformation de la perlite est observé en microscopie électronique jusqu'à 40µm de profondeur sous la phase blanche. Les colonies de perlite ne sont pas discernables entre 10 et 30µm de profondeur et sont très déformées entre 30 et 40µm. Le gradient de déformation est généralement observé pour des phases blanches formées mécaniquement, alors que pour les phases blanches thermiques (toutefois obtenues avec glissement), on constate à plusieurs reprises une séparation assez franche entre la phase blanche et une sous couche peu déformée. Les analyses de composition de la phase blanche reproduite par Zhou indiquent une disparition de la cémentite et la présence de nano-cristaux de martensite et de ferrite. A noter aussi que les auteurs ne trouvent pas de traces d'austénite résiduelle au sein de la phase blanche. Ce gradient de déformation ainsi que la composition sans traces d'austénite résiduelle semble indiquer une phase blanche formée mécaniquement. Cependant plusieurs éléments peuvent permettre d'avoir des réserves à ce sujet. En effet, un taux de glissement de 5% est une valeur très élevée pour du contact ferroviaire et très dommageable pour le rail. En effet, les systèmes d'anti enrayage, tels que ceux déployés à la RATP, se déclenchent pour un taux de glissement de 2% (Simon, 2014). Cela se confirme par le fait que dans ces conditions, seulement 500 cycles ont permis une telle déformation du rail. Or la formation mécanique de la phase blanche implique une réponse en fatigue par un phénomène qui s'apparente à une accommodation plastique nécessitant un nombre de cycles élevé. Il s'accompagne par une déformation de la ferrite, une dissolution de la cémentite et la migration des atomes de carbone. Ainsi, un essai à 5% de glissement de 30s et 500 cycles peut sembler, d'une part rapide pour un tel mécanisme, et d'autre part propice à provoquer un échauffement de température élevé, susceptible d'atteindre une température d'austénitisation abaissée en présence de la pression hydrostatique importante de 1.5GPa. Par exemple, Saulot calcule numériquement une élévation de température de l'ordre de 150-200°C au passage d'une roue, pour une pression de 1GPa et un taux de glissement de 6% (Saulot, 2005). De plus, les faibles rayons de courbures des galets laissent supposer une surface de contact probablement de l'ordre de 0.3-0.4mm² par calcul Hertzien (en prenant P_H à

1.5GPa, E à 210GPa et ν à 0.27 pour les deux galets), ce qui est très faible et favoriserait un refroidissement rapide en surface et un effet similaire à une trempe.

Dans l'étude menée parallèlement à la précédente (Zhou et al., 2016b), un temps de cyclage plus important a été considéré dans des conditions similaires. La pression de contact et le taux de glissement sont légèrement plus faibles (1.2 contre 1.5GPa et 4.72% contre 5%) mais toutefois ces valeurs sont relativement proches. L'essai a été arrêté à 5, 50, 100 et 200 milliers de cycles (correspondant respectivement à 10, 100, 200 et 400 minutes d'essai), pour différentes analyses. En premier lieu, on remarque que lors de ces arrêts aucune phase blanche ne semble être observée en microscopie optique. Le constat est le même sur les images en microscopie électronique et ceci même après 100 000 cycles. La plupart des analyses suivantes ont été effectuées à 50 000 cycles. On peut donc supposer qu'une phase blanche initialement formée sur 10 μ m d'épaisseur a été usée en 5000 cycles, en témoignent les profils d'usure à 50 000 cycles de 10 μ m de profondeur (Zhou et al., 2016b). Cependant, on peut émettre l'hypothèse que lors de la formation mécanique de la phase blanche, l'accumulation croissante de déformation plastique du fait de l'augmentation du nombre de cycles, aurait pour conséquence d'accroître l'épaisseur de la phase blanche. Cet accroissement semblerait plus rapide que la vitesse d'usure (10 μ m d'usure pour 50 000 cycles et 10 μ m de phase blanche formée en 250 cycles). Pour autant, il est probable que l'usure ne soit pas linéaire et que les couches de phases blanches s'arrachent de toute leur épaisseur régulièrement. Une nouvelle phase blanche pourrait alors se former. Cela ne peut être déterminé sur la base des informations disponibles dans ces études.

En revanche, dans l'hypothèse d'une formation thermique de cette couche initiale de phase blanche, on peut supposer que le processus de formation thermique s'estompe avec l'échauffement global et progressif des échantillons, ne permettant alors plus le refroidissement rapide de la surface en dehors de la zone de contact. L'usure ayant dû retirer la phase blanche de la surface en moins de 5000 cycles.

Ainsi, il semble plus probable que lors de l'essai présentant une phase blanche, celle-ci ait été formée davantage par un mécanisme thermique. Cependant, il convient de rappeler que les deux processus peuvent agir en même temps et qu'il est intéressant de remarquer dans cet essai la présence d'une couche déformée sous la phase blanche probablement thermique. Cela pourrait s'expliquer par un volume de matière impacté plus en profondeur par la déformation plastique que par la sollicitation thermique induite par le roulement avec glissement.

Ceci montre que la reproduction de phase blanche en laboratoire peut se faire relativement aisément via un mécanisme de formation principalement thermique. Pour autant, il est plus compliqué d'en former par un mécanisme principalement mécanique, en témoigne la quasi absence d'exemples dans la littérature.

Il serait toutefois pertinent d'analyser plus en détails les éprouvettes de (Zhou et al., 2016b) en particulier les essais avec un taux de glissement plus faible. Ainsi l'échauffement thermique devrait être moindre et on peut espérer une usure plus faible et l'accumulation de déformations plastiques plus progressive, en lien avec le nombre de cycles réalisés plus élevé.

III.8.2 Campagnes de reproduction de la phase blanche mécanique au LaMCoS

Deux campagnes d'essais bi-disques préalables à l'étude sur Triboring ont été menées en 2012 et 2014 afin de reproduire un mécanisme « non-thermique » de formation de phase blanche dans des conditions plausibles et réalistes d'essai (Vargolici et al., 2016; Zitouni et al., 2013).

Ce type d'essais a été réalisé au LaMCoS sur une machine bi-disques de l'équipe SMC avec le soutien de V. Baudin, J. Cavoret et F. Ville. Des galets en acier à rail R260 ont été utilisés, en considérant une pression de 1GPa et un taux de glissement modéré de 0.5% (Zitouni, 2012). Ces essais ont présenté une usure très importante des galets sous forme de fines particules métalliques d'aspect pailleté.

Les études portant sur l'investigation de la formation de phase blanche au début des années 2010 avant les travaux de Zhou, ont ouvert l'hypothèse d'une formation mécanique ou thermomécanique de la phase blanche, jusqu'alors seul le scénario thermique de formation était considéré. Deux campagnes d'essais bi-disques ont été menées afin de reproduire un mécanisme de formation de phase dans des conditions plausibles et réalistes d'essai (Vargolici et al., 2016; Zitouni et al., 2013). Les pressions de contact et les taux de glissement appliqués sont cohérents avec les valeurs observées sur matériel roulant, soit une pression maximale de Hertz de 1 à 1.5GPa et un taux de glissement de 0 à 0.5% voire 1.5%.

III.8.2.1 Campagne bi-disques 2012

Le détail de cette campagne d'essai est disponible en annexe page 200. Les essais réalisés dans des conditions représentatives du contact roue-rail, ont présenté une usure importante provoquée par l'adhésion des surfaces des deux corps d'épreuve. Ces résultats ont mené à la campagne d'essai de 2014.

III.8.2.2 Campagne bi-disques 2014

Trois stratégies ont alors été mises en place dans la campagne de 2014 pour éviter de rendre les surfaces des galets réactives lors des essais et éviter les phénomènes d'adhésions de la campagne précédente. Les deux premières passent par la formation préalable à l'essai, d'une couche « fusible » protectrice à la surface de roulement des galets (Vargolici et al., 2016).

La couche fusible s'use, permettant l'évolution progressive de la sous-couche soumise aux sollicitations mécaniques pendant l'essai. Sans cette couche fusible, l'usure est trop importante due à la réactivité des surfaces et la surface est détachée progressivement jusqu'à atteindre l'épaisseur inférieure. Celle-ci sera alors usée, avant d'être modifiée (déformée plastiquement par exemple). On dit alors que la couche fusible joue le rôle de « passivateur » de surfaces réactives.

La première stratégie consiste à créer une couche fusible par une étape de rodage, en roulement pur, afin de créer une couche écrouie en surface. Cela permet d'éviter de rendre apparente une couche d'acier réactive lors de l'usure progressive de la couche de la surface écrouie. Dans ce cas, la couche protectrice écrouie en surface dite « fusible », ne s'use pas véritablement pour permettre l'évolution

de la sous-couche, mais elle est modifiée pour prévenir l'usure et finalement permettre l'évolution de la sous-couche. Nous pourrions alors parler plus justement de couche « bouclier » puisqu'elle ne s'use pas (ou peu), mais nous conserverons le terme « fusible » pour faciliter la compréhension. Pour cela, en amont de l'essai, les galets sont soumis à une étape de roulement pur (le synchronisme des vitesses de rotation des galets est supprimé, le galet moteur entraîne le second galet par adhérence), avec une charge plus élevée permettant d'atteindre une pression de contact de 1.5GPa contre 1GPa lors des essais de référence. Ce rodage est réalisé sur le même nombre de cycles et à même vitesse que pour l'essai à réaliser (25 000 cycles à 1500tr/min) avec une lubrification à l'huile neutre polyalphaoléfine (PAO).

Une seconde possibilité de passivation étudiée dans cette campagne d'essai, est de produire une couche fusible corrodée à la surface du galet, jouant alors le même rôle protecteur que la couche écrouie. En première approche, les deux galets des essais bi-disques ont été plongés pendant 24h dans une solution de d'eau salée par du NaCl : proportion volumique d'au moins 1 : 3. Cette méthode est critiquable puisqu'elle n'est pas forcément représentative de la corrosion à laquelle les rails en voie peuvent être soumis, étant principalement causée par l'exposition aux éléments naturels (pluie, humidité etc.). En particulier, pour éviter les possibles corrosions par piqûres, le procédé de corrosion est en cours d'optimisation sur le banc Triboring (MATEIS and CorrIS, 2006).

Enfin la troisième stratégie consiste à intégrer des périodes d'interruption pendant les essais, afin de laisser le temps aux surfaces sollicitées de réagir avec le milieu ambiant non contrôlé, passivant naturellement la surface réactive.

Ainsi quatre conditions d'essais ont été réalisées et sont résumées dans ce tableau suivant résume ces différentes conditions d'essais :

| Test Description | Passivation Phase | Test Phase |
|--------------------------------------|---|---|
| Test I (Zitouni et al., 2013) | None | |
| Running-In (R) | - N = 3300N - $P_{Max}^{Hz} = 1.5GPa$ - $\omega_1 = \omega_2 = 1500rpm$ - $\gamma\% = 0\%$ - Nb of cycles = 25000 | - N = 880N - $P_{Max}^{Hz} = 1GPa$ - $\omega_1 = \omega_2 = 1500rpm$ - $\gamma\% = 0.5\%$ - Nb of cycles = 25000 |
| Oxidation (O) | - 24h in saturated salt bath | |
| Running-In Stops (R-S) | - N = 3300N - $P_{Max}^{Hz} = 1.5GPa$ - $\omega_1 = \omega_2 = 1500rpm$ - $\gamma\% = 0\%$ - Nb of cycles = 25000 | - N = 880N - $P_{Max}^{Hz} = 1GPa$ - $\omega_1 = \omega_2 = 600rpm$ - $\gamma\% = 0.5\%$ - Nb of cycles = 4x 5000 |
| Oxidation Stops (O-S) | - 24h in saturated salt bath | - Stops: 0.5 ; 62 ; 0.5h |

Tableau 12 Conditions d'essai et de passivation sur machine bi-disques (Vargolici et al., 2016)

Ces essais ont montré des résultats prometteurs vis-à-vis de la formation mécanique des phases blanches (Figure 90). En premier lieu, le phénomène d'usure adhésive importante a été évité en présence de couche fusible écrouie ou corrodée. Puis les différentes bandes de roulement présentent une transformation progressive de l'acier, avec une réorientation des lamelles de cémentite dans le sens de glissement, une probable dissolution de la cémentite en sous-surface et l'observation de phases qui semblent s'apparenter à de la phase blanche sous forme de spots. Ces derniers vont jusqu'à coalescer sous forme de bandes par endroit comme sur la Figure 94. A l'époque, ces observations ont été faites uniquement en microscopie optique.

Le taux de dissolution de la cémentite et la présence de phase blanche n'ont pas été quantifié à la suite des essais. Ces résultats montrent qu'en gérant l'usure, les conditions d'essais semblent permettre l'initiation de phase blanche. Ils justifient la poursuite de l'investigation avec le banc d'essai Triboring qui présente, par rapport aux machines bi-disques, l'avantage de mieux reproduire le circuit tribologique (voir I.10.1).

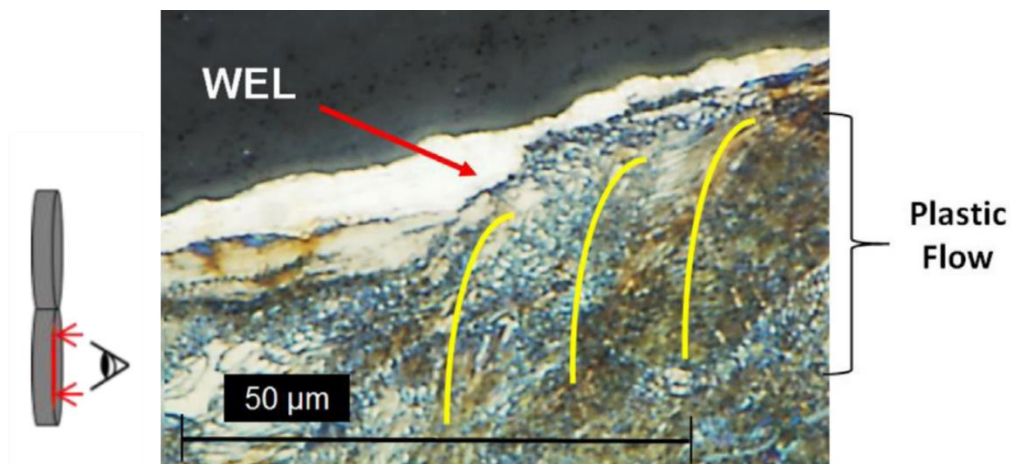


Figure 94 Coupe longitudinale en essai bi-disques après oxydation de la surfaces des galets, présentant de la phase blanche (Vargolici et al., 2016)

III.9 Essais sur Triboring

L'effet des conditions de préparation des surfaces sur les mécanismes d'accommodation du rail et sur l'apparition de la phase blanche a été étudié.

- Influence du nettoyage chimique de la surface (absence de couche fusible) (Couronne 5)
- Influence de la présence d'une couche fusible de type couche écrouie (Couronne 4)
- Influence de la présence d'une couche fusible de type couche corrodée (Couronne 6)

Sur chaque couronne correspondant à une condition, trois essais (bandes) ont été réalisés.

III.9.1 Couronne (5) sans couche fusible : Effet de l'acétate d'éthyle lors de la préparation des galets.

Sur chacune des trois couronnes, deux essais de référence ont été réalisés selon les mêmes conditions afin de comparer l'effet de la préparation de la surface sur l'évolution morphologique de la bande de roulement et sa microstructure. Ces conditions de référence sont décrites dans le Tableau 13 et reprennent de près les conditions : des essais bi-disques évoqués précédemment, des modélisations Abaqus et des calculs Hertzien présentés au chapitre 2 ainsi que des essais préliminaires développés en annexe.

| Essais référence | RSG | 0.50% |
|---|---|-------|
| Acier de la couronne | R260 | |
| Acier du galet | R260 | |
| Angle de lacet | 0° | |
| Angle de roulis | 0.5° | |
| Diamètre du galet ($2 \times R_{gx}$) | 70,6 mm | |
| Rayon de bombé du galet R_{gy} | 70mm | |
| Vitesse de la couronne ω_c | 21,6 tour/min | |
| Vitesse du galet ω_g | lié au positionnement et taux de glissement | |
| Nombre de cycles | 1000 (couronne) environ 28000 (galet) | |
| Taux de glissement | 0% RSG | 0.50% |
| Pression Hertzienne visée | 1GPa | |
| Effort normal appliqué | 1000N | |

Tableau 13 Conditions des essais de référence sur Triboring

III.9.1.1 Préparation de surface et nettoyage des galets

La couronne n'a subi aucune préparation spécifique en dehors de l'usinage de quelques millimètres à sec et sans échauffement notable, permettant de retirer la couche de calamine et la couche décarburée (voir chapitre 2). Les galets sont conditionnés dans un enrobage de résine de protection Crocell Super SH25. D'après les informations du fabricant, après avoir ôté ce revêtement, un film gras subsiste apportant une protection antirouille de courte durée. Les galets sont alors nettoyés à l'acétate d'éthyle, rincés à l'éthanol, puis laissés dans un bain à ultrason dans de l'éthanol pendant 2 minutes avant d'être séchés.

Les deux essais de référence (Tableau 13) ont été réalisés pour 1000 cycles de couronne. Les deux galets se sont très fortement usés durant le test en éjectant de fines particules d'acier d'aspect pailleté.

Les bandes de roulement sur les galets et sur les couronnes se sont grandement élargies pendant l'essai.

Sur les Figure 95 et Figure 96, les bandes de roulement de la couronne obtenues lors de ces essais peuvent être analysées. La largeur de la bande de roulement est délimitée par les traits rouges extrêmes.

La bande de l'essai en roulement sans glissement (Figure 95), mesure 6.1mm de largeur contre 6.8mm pour l'essai avec glissement (Figure 96) (+/- 0.1mm). Elle présente une seule zone homogène qui décrit l'apport de 3^{ème} corps du galet dans le sens de roulement. La matière écoulee forme des îlots allongés dans le sens longitudinal. L'apport de matière du galet est prépondérant devant l'usure de la couronne, ce qui est justifié par le fait que la galet réalise environ 28 tours pour un tour de couronne, et est confirmé par les relevés profilométriques.

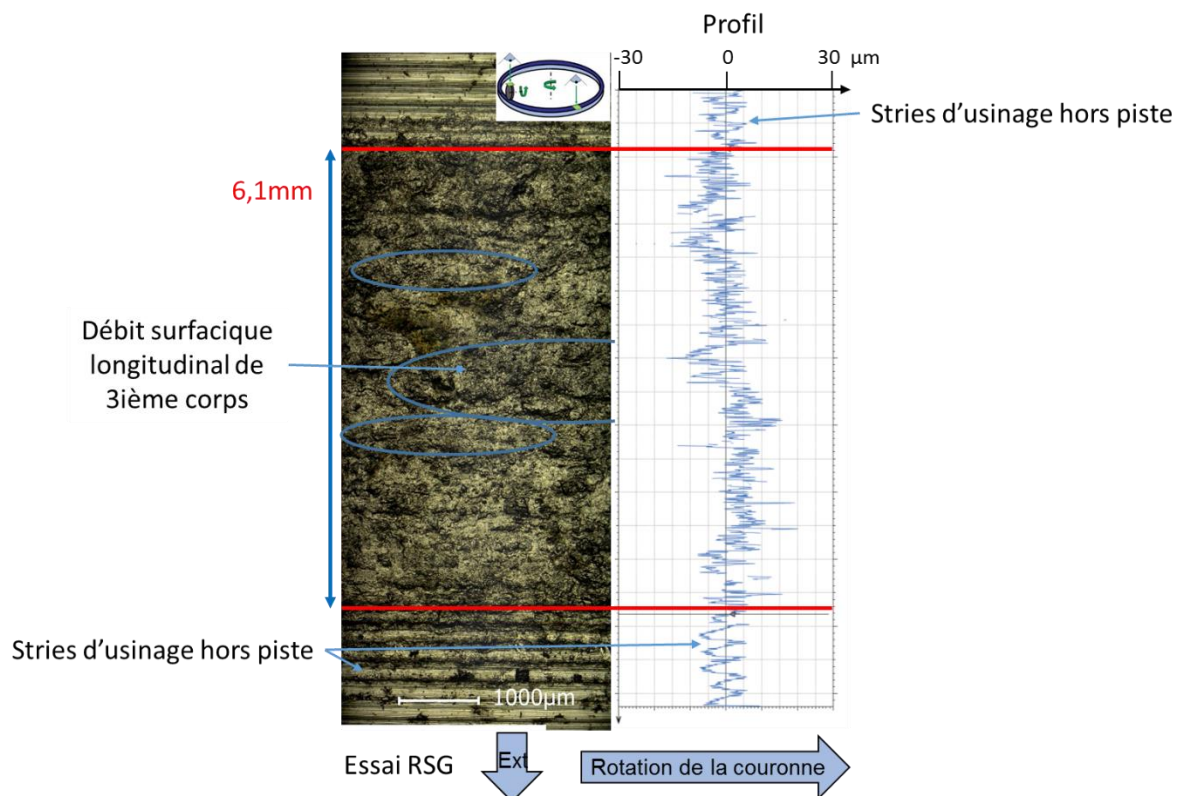


Figure 95 Microscopie optique des surfaces des bandes de roulement et relevé de profil transversal pour l'essai de référence en roulement sans glissement

La bande de l'essai en roulement avec glissement (Figure 96) présente un aspect similaire aux essais préliminaires disponibles en annexe page 183. Deux bandes peuvent être distinguées, la principale (I) et deux secondaires (II). La principale est centrale et plus usée que les secondaires. Elle ne présente pas d'écoulement notable de matière. Le fond des stries d'usure parfois visible témoigne de l'usure côté couronne. Les débits de 3^{ème} corps ont pour origine à la fois l'usure du galet et de la couronne et traduisent deux débits principaux : le débit d'éjection longitudinal des particules en dehors du contact (et donc d'usure), et l'écoulement transversal. Les bandes secondaires (II) traduisent ces débits

transversaux vers l'intérieur et l'extérieur de la couronne. De manière analogue aux essais préliminaires, ce débit transverse est principalement orienté vers l'intérieur du fait de l'angle de roulis présenté au chapitre 2. Pour la même raison, l'usure progressive du galet et l'élargissement de la bande de roulement ne s'effectuent pas de manière symétrique du milieu du galet (bande I) vers les deux bords (bandes II). La bande de contact en début d'essai est légèrement décalée vers l'extérieur et donc augmente préférentiellement l'élargissement du contact ainsi que les débits transversaux vers l'intérieur plutôt que vers l'extérieur.

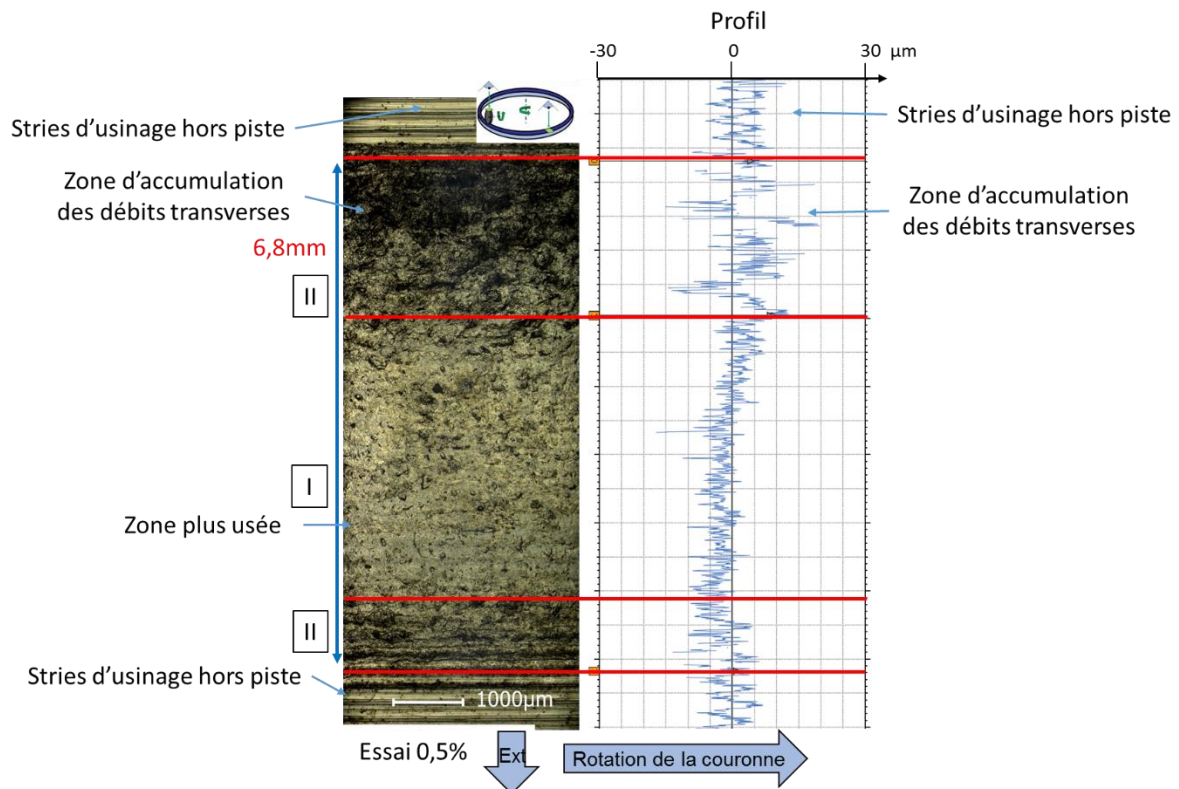


Figure 96 Microscopie optique des surfaces des bandes de roulement et relevé de profil transversal pour de référence en roulement avec glissement longitudinal imposé (0.5%)

Le faciès observé sur les bandes de roulement peut être retrouvé mais de manière moins visible, sur les bandes de roulement des galets. La Figure 97 présente en vis-à-vis les bandes de roulement de la couronne (a) et du galet (b) de l'essai en roulement avec glissement. Les trois régions sont discernées.

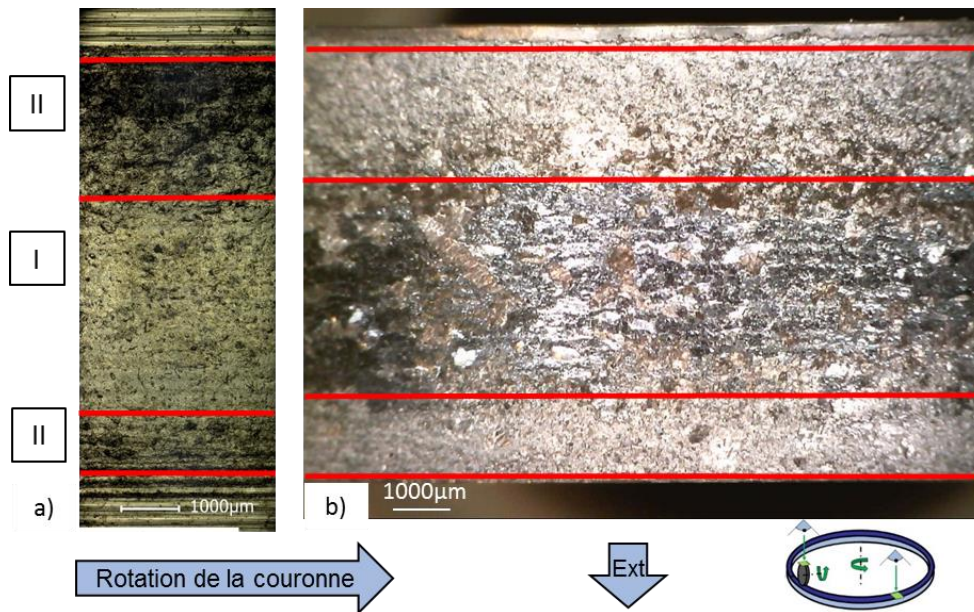


Figure 97 Microscopie optique des surfaces des bandes de roulement de l'essai de référence en roulement avec glissement longitudinal imposé (0.5%) a) Couronne b) Galet

La Figure 98 a) et b) correspond à des coupes longitudinales des deux pistes au milieu de la largeur (Figure 95 et bande I de la Figure 96), observées au microscope optique à balayage. Les échantillons ont préalablement été polis puis attaqués au Nital 4% pendant 10s afin de mieux révéler la microstructure.

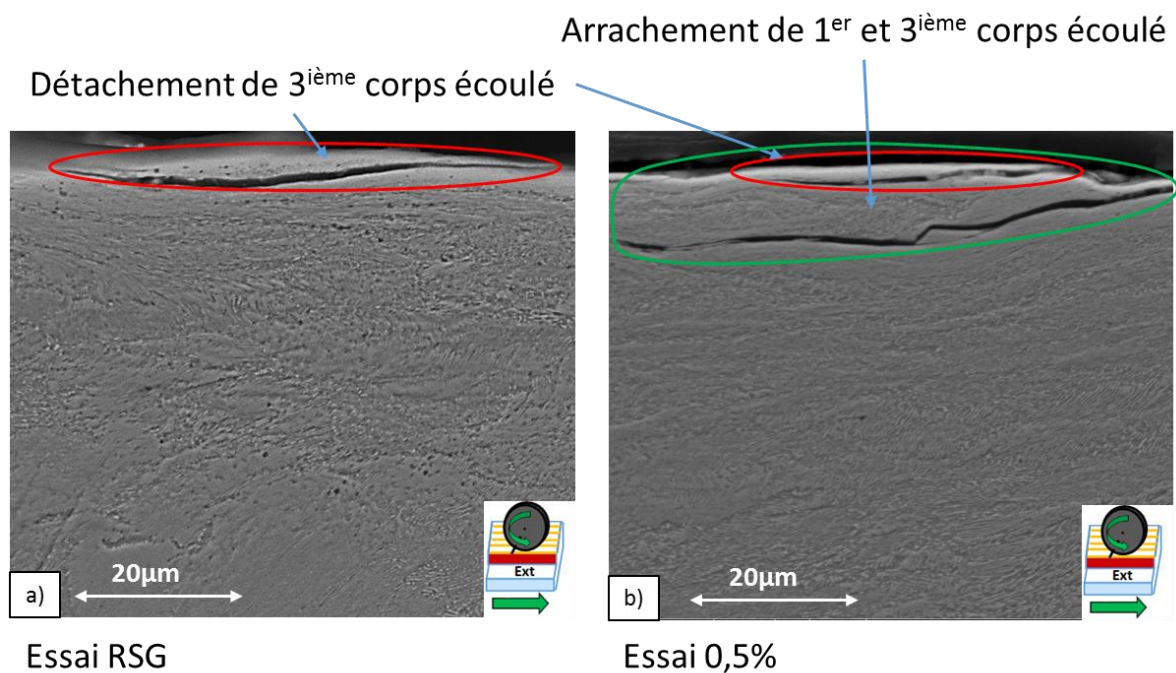


Figure 98 Coupes longitudinales observées au microscope électronique à balayage a) essai roulement sans glissement b) essai roulement avec glissement 0.5%

Les deux coupes présentent chacune des écoulements longitudinaux. En surface, ils traduisent l'accumulation de 3^{ième} corps et son écoulement longitudinal notamment visible sur la Figure 95. Ils se détachent par fines bandelettes de quelques dizaines de micromètres, à environ 5 µm de profondeur (rouge). Sur l'essai en roulement avec 0.5% de glissement, des fissures se propagent parallèlement à la surface sur plusieurs dizaines de micromètres avant de remonter (vert). Elles témoignent de l'usure par arrachement des deux premiers corps suite à leur adhésion, donnant lieu à l'éjection de particules d'aspect pailleté.

Ces observations en microscopie optique et électronique de la surface des bandes de roulement ainsi que des coupes longitudinales, ont permis de confirmer le besoin de mettre en place une couche fusible pour prévenir l'adhésion des surfaces et l'usure importante et non représentative du contact roue-rail.

Sur les deux autres couronnes qui vont être décrites, une technique de passivation a été mise en place et le protocole de nettoyage légèrement modifié. Les galets sont nettoyés grossièrement avec de l'éthanol, puis plus finement dans un bain à ultrason d'éthanol et sont finalement séchés. Le nettoyage à l'acétate d'éthyle est enlevé. Ceci ayant pour but de conserver une faible partie du film gras antirouille de l'enrobage des galets. Pour autant, après ce nouveau processus de nettoyage, l'aspect ne demeure pas gras au toucher. L'effet du nettoyage complet avec l'acétate d'éthyle et la présence ou non d'une partie du film antirouille va être confirmé par les mêmes essais de référence sur la couronne suivante.

III.9.2 Couronne écrouie (4), effet de la présence d'une couche fusible écrouie

La couronne pourra être désignée comme « la couronne 4 ».

Trois essais vont être présentés dans cette partie :

- L'essai de référence en **roulement sans glissement**. Il est donc réalisé dans les mêmes conditions que lors de la série d'essai de la couronne précédente, après modification du protocole de nettoyage du galet.
- L'essai de référence en **roulement avec glissement (0.5%)**.
- Un **essai séparé en deux phases** : une première phase d'écrouissage qui correspond exactement à l'essai de référence en roulement sans glissement ; puis une seconde phase en glissement avec un nouveau galet, dans les mêmes conditions que l'essai de référence en glissement.

Ainsi, il sera possible de valider l'effet de la préparation du galet, de comparer séparément les effets sur le matériau des deux essais de référence, en présence ou non de glissement. Il sera possible d'étudier l'effet, sur le matériau, de la présence d'une couche fusible écrouie avant une même sollicitation d'essai en glissement.

| Essais | Essai 1 Référence RSG | Essai 2 Référence 0.5% | Essai RSG puis 0.5% | |
|---------------------------|--|--|--|-------|
| Taux de glissement | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% |
| Nombre de cycles couronne | 1000 | 1000 | 1000 | 1000 |
| Acier couronne | R260 | R260 | R260 | |
| Acier galet | R260 | R260 | R260 | |
| Angle lacet | 0° | 0° | 0° | |
| Angle roulis | 0.3° | 0.3° | 0.3° | |
| Diamètre galet | 70.6 mm | 70.6 mm | 70.6 mm | |
| Rayon de bombé du galet | 70mm | 70mm | 70mm | |
| Vitesse tour | 21.6 tour/min | 21.6 tour/min | 21.6 tour/min | |
| Vitesse galet | lié au positionnement et au taux de glissement | lié au positionnement et au taux de glissement | lié au positionnement et au taux de glissement | |
| Pression Hertzienne visée | 1GPa | 1GPa | 1GPa | |
| Effort normal | 1000N | 1000N | 1000N | |
| Effort tangent | 0N | 0N | 0N | |

Tableau 14 Conditions d'essai par bande

III.9.2.1 Moyens d'analyse et préparation

La surface de chacune des bandes d'essai a été observée en microscopie optique. Des coupes transversales et longitudinales ont été caractérisées par microscopie électronique à balayage (MEB).

Les microscopes électroniques à balayage (MEB), balayent la surface de l'échantillon d'un faisceau électronique, et détectent différents signaux correspondant à différents types d'émission. Les deux types d'émission analysés ici sont :

- Mode SE (Secondary Electrons) qui correspond aux électrons secondaires. Les images obtenues en SE permettent de visualiser la topographie de l'échantillon analysé. La résolution spatiale obtenue en imagerie SE est de l'ordre de quelques nanomètres à 10nm dans les conditions d'imageries utilisé dans le cadre de cette étude. Les images SE ont été réalisées à des tensions d'accélération de 10 à 20kV pour les images issues des laboratoires LaMCoS et de MATEIS, et à 25kV pour les images issues du laboratoire Roberval.
- Mode EBSD (Electron BackScattering Diffusion EBSD) qui correspond à la diffraction des électrons rétrodiffusés. Ce mode permet de cartographier les orientations cristallographiques de l'échantillon. La structure cristallographique présente doit être connue au préalable des observations. Dans le cas présent, seule la ferrite α a été déclarée comme phase présente. Le pas d'indexation définit la distance spatiale entre deux points de mesure. En effet la résolution spatiale de ce mode est moins bonne qu'en mode SE, de l'ordre de 100nm dans les conditions d'imagerie utilisée ici.

Plusieurs types d'information peuvent être extraits des analyses des cartes EBSD :

- L'orientation des grains (ou nodules). Les orientations peuvent être représentées par différents codes couleur. Le code couleur IPF (Inverse Pole Figure) représente la direction cristallographie la parallèle à la direction d'étude. Elle est représentée en fonction des axes X, Y Z de l'échantillon. Dans notre cas X représente la direction de mouvement de la couronne, Y la direction normale à la surface de la couronne et Z la direction transverse. L'ensemble des cartes IPF utilise le code couleur de la Figure 99. Par exemple, sur une carte de type IPF X, si un grain est bleu, cela signifie que la direction $\langle 111 \rangle$ est parallèle à X dans ce grain.
- La taille des grains selon la norme ASTM E112-113. Les joints de grains sont définis par un critère de désorientation être deux pixels voisins. Dans le cadre de cette étude, la désorientation maximale entre deux pixels appartenant au même grain a été fixée à 10° . Au-delà, les pixels sont considérés comme appartenant à deux grains distincts. Dans la littérature il est admis que les angles de désorientation entre deux nodules sont supérieurs à $10\text{-}15^\circ$ (Doherty et al., 1997). Dylewski mesure la désorientation d'une colonie et d'un nodule à l'autre au sein de l'acier R260 et opte pour un angle de frontière de nodule supérieur à 10° (Dylewski, 2016). De plus les grains de moins de 10 pixels sont exclus pour les cartes MATEIS-LaMCoS, et les grains de moins de 2 pixels sur les cartes Roberval.
Une fois la taille de grain analysée, il est également possible de colorer les cartes en utilisant un code couleur représentatif de la taille des grains.

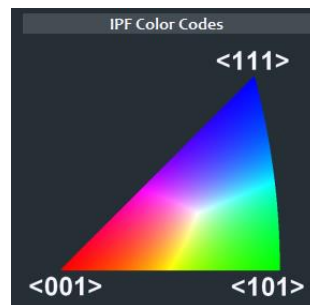


Figure 99 Code couleur des cartes EBSD en Inverse Poles Figure (IPF)

La Figure 100 présente une carte de taille de nodules de la couronne en coupe longitudinale en profondeur à 1mm de la surface. Le pas d'indexation est de $0.2\mu\text{m}$.

Au vu de la taille des nodules, la répartition de taille est biaisée par chaque nodule découpé en bord de carte. Toutefois, on discerne aisément que les nodules ont des tailles de l'ordre plusieurs dizaines de micromètres. Ceci sera comparé aux cartes en surface.

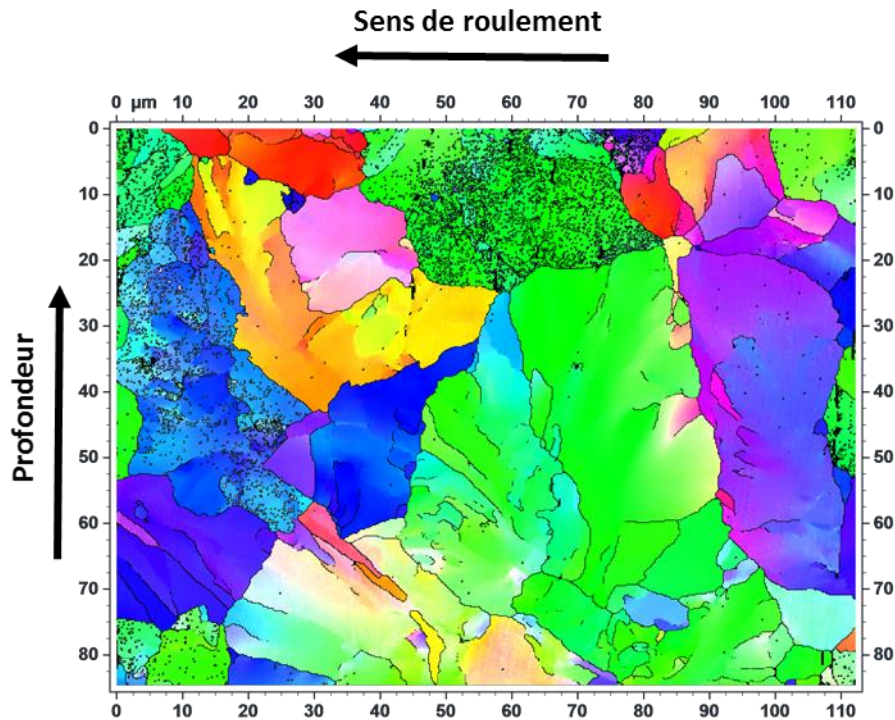


Figure 100 Carte IPF X de la couronne 4 à 1mm de profondeur, pas d'indexation 0.2µm, image MATEIS-LaMCoS

Les analyses métallurgiques ont été réalisées :

- par le LaMCoS pour des images en microscopie optique et électronique en mode SE, à l'aide du MEB FEI Quanta 600 du laboratoire LaMCoS. Les images ont été réalisées avec une tension d'accélération de 10 à 20kV.
- conjointement entre les laboratoires LaMCoS et MATEIS de l'INSA de Lyon avec Sophie Cazottes pour une partie des images EBSD et SE des échantillons, notamment celles en proche surface après polissage ionique. Les images ont été faites par MATEIS, et le traitement et l'analyse en commun avec le LaMCoS. Le microscope utilisé est le MEB FEG Zeiss Supra 55VP équipé d'un détecteur EBSD Symetry d'Oxford Instrument du laboratoire MATEIS. Les observations ont été réalisées à des tensions d'accélération variant entre 12kV et 15kV, et avec des courants de sonde de l'ordre de 4 à 5nA.
- par le laboratoire Roberval de l'UTC avec Vincent Lafilé, Salima Bouvier et Marion Risbet pour les analyses de dureté, les autres images et analyses EBSD, ainsi que des images en SE ou optique. Les observations ont été réalisées sur le MEB-FEG Zeiss Sigma du laboratoire Roberval. Les images ont été réalisées avec une tension d'accélération de 25KV, et avec des courants de sonde de l'ordre de 5nA.

Le laboratoire partenaire sera précisé pour chacune des images ou données ne provenant pas exclusivement du LaMCoS. La production des différentes images d'analyse en EBSD n'aurait pas été possible, et à ce niveau de qualité, sans le partenariat avec les personnes citées des laboratoires MATEIS et Roberval, que nous remercions à nouveau.

Les coupes transversales et longitudinales des images MATEIS-LaMCoS ont été découpées sans lubrification et à faible vitesse pour limiter l'échauffement. Elles ont ensuite été polies mécaniquement jusqu'à 3µm, puis attaquées au Nital 4% pendant 10s pour améliorer le contraste entre les lamelles de ferrite de celle de cémentite et pour révéler la présence éventuelle de phase blanche. Les échantillons EBSD doivent présenter un état de surface non écroui, non attaqué et plan. Les échantillons ont été poli mécaniquement jusqu'à 1µm, puis un polissage vibratoire à l'aide d'une solution colloïdale de type Struers OPS a été réalisé pendant un 1h.

Le polissage manuel ne permettant pas d'obtenir une surface parfaitement plane et non écrouie en extrême surface, les zones présentes en extrême surface ne sont pas bien indexées sur les échantillons polis mécaniquement. Aussi, d'autres échantillons ont été préparés par polissage ionique de type cross section, réalisé avec l'appareil PIPS ILLION2 du laboratoire MATEIS. La tension d'accélération utilisée est de 4kV et les temps de polissage de l'ordre d'une heure par échantillon. Cette technique de polissage permet de ne pas écrouir l'extrême surface de l'échantillon et de conserver une surface bien plane. Cependant, un effet de drapé peut être créé, qui est bien visible sur les images SE. De plus les zones polies sont limitées en taille (de l'ordre de 150µm à quelques millimètres).

Lorsque qu'un pixel n'est pas indexé, il est possible de lui associer l'orientation cristallographique de ses N pixels voisins (parmi 8) qui ont la même orientation. Pour les régions faiblement indexées, ce paramètre doit d'être utilisé avec précaution afin de ne pas tirer de conclusions inappropriées. Ce nettoyage est précisé dans la légende des cartes présentées.

Les observations des coupes des échantillons des bandes se feront :

- dans premier temps à partir d'analyse de cartes à fort grandissement dans la direction longitudinale pour caractériser l'évolution de la microstructure en extrême surface,
- puis avec les coupes à plus faible grandissement dans les directions longitudinale et transversale.

III.9.2.2 Bande 1 : Essai de référence en roulement sans glissement

Durant l'essai, aucune éjection importante de particules ou d'élargissement rapide de la bande de roulement n'ont été observés, ceci contrairement au même essai de référence de la couronne précédente. Les bandes de roulement de la couronne (a) et galet (b) sont observables en microscopie optique sur la Figure 101. La bande de roulement est presque deux fois moins large que pour la couronne précédente (3.5mm contre 6.1mm). Elle est plutôt homogène et ne montre pas d'étalement important de 3^{ième} corps dans la direction longitudinale à l'instar de la couronne précédente. Quelques îlots allongés ou bandes sont visibles au milieu de la piste de roulement. En se dirigeant vers les bords interne ou externe de la couronne où la pression locale de contact est plus faible, le fond des stries d'usage reste visible. Le bord intérieur de la bande de roulement n'est pas net car à nouveau il correspond à la zone d'accumulation des débits transverses de 3^{ième} corps.

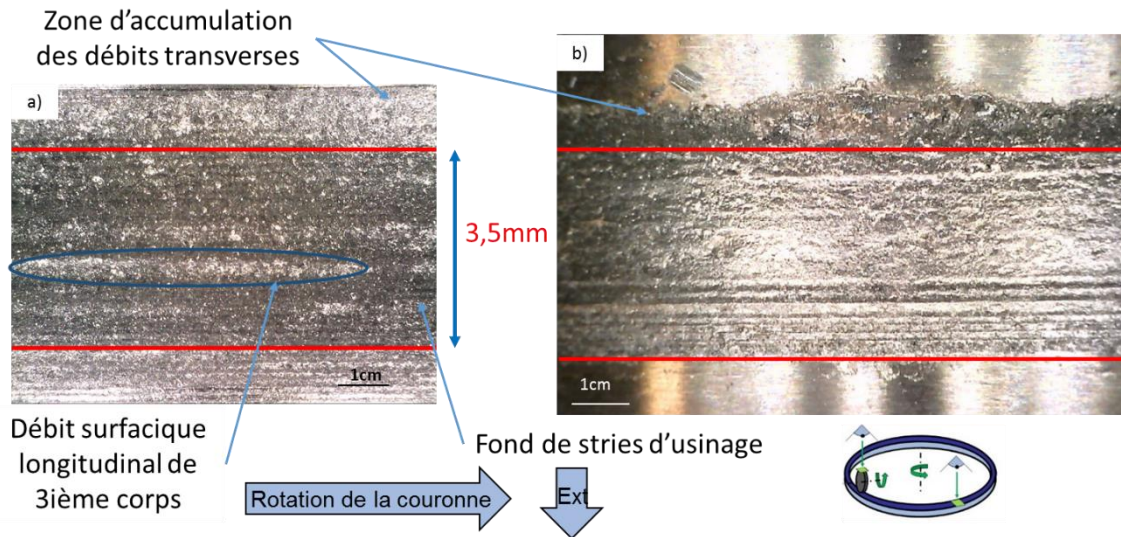


Figure 101 Bandes de roulement a) de la couronne b) et du galet pour la bande 1 de la couronne 4

La Figure 102 présente une carte EBSD réalisée à faible grandissement. Les carrés rouges représentent le positionnement des cartes réalisées à plus fort grandissement. Le code couleur utilisé est fonction de la taille des grains détectés. Il est repris sur le graphique sous la carte, pour indiquer la répartition des nodules selon leur taille. On constate avec le polissage classique la difficulté d'indexer à la surface ce qui justifie l'emploi du polissage ionique pour les autres cartes. La microstructure est affectée sur une cinquantaine de micromètres. La taille apparente des grains diminue pour des profondeurs plus faibles ce qui suppose une désorientation ou une fragmentation des nodules de perlite.

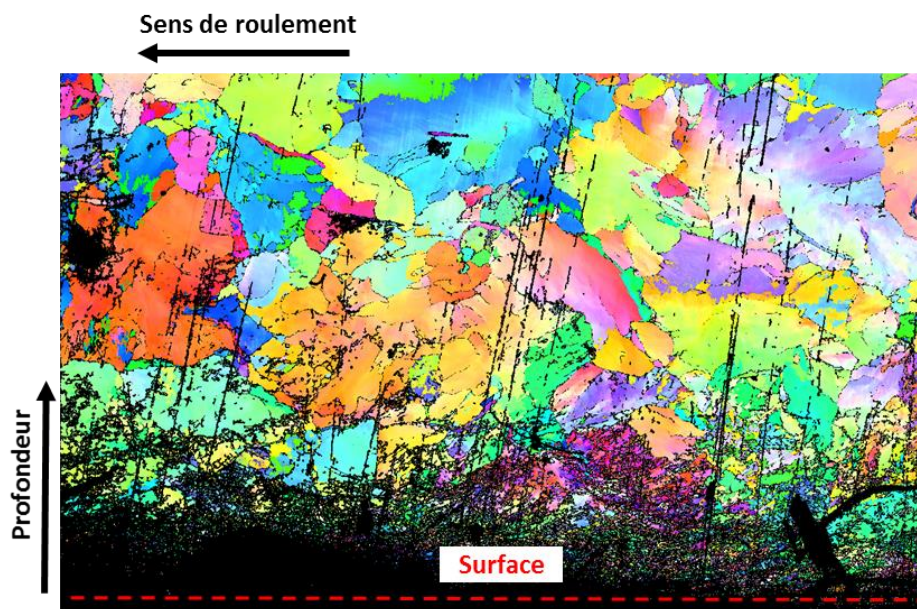


Figure 102 Carte de taille de nodules en surface de la bande 1, image MATEIS-LaMCoS pas de 0.2µm, nettoyage 5 voisins

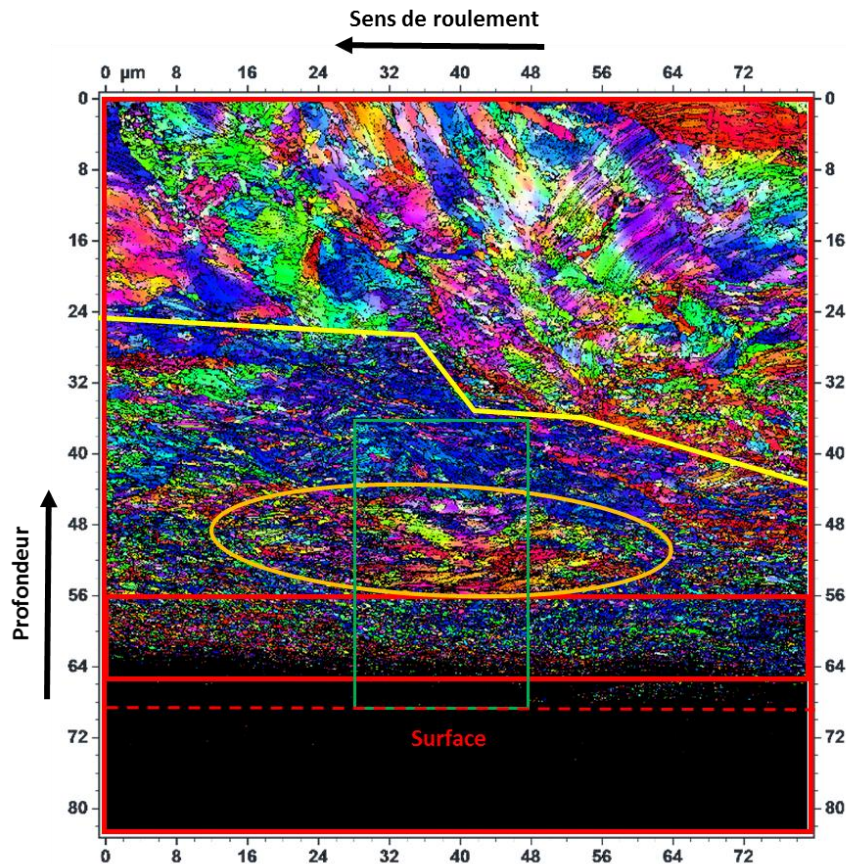


Figure 103 Carte IPF Y en surface d'une couche longitudinale de la bande 1, image MATEIS-LaMCoS pas de $0.07\mu\text{m}$, pas de nettoyage

Au niveau de la couche déformée, la Figure 103 permet de distinguer trois couches :

- La première démarre de la surface (non visible ici) et présente une épaisseur d'environ $10\mu\text{m}$ (représentée par le cadre rouge).
- Une deuxième de 10 à $30\mu\text{m}$ d'épaisseur (délimitée par les lignes jaunes). Une entité remarquable est présente à l'intérieur de cette couche (entourée en orange).
- Une troisième pour les épaisseurs plus importantes, au-delà de $50\mu\text{m}$ d'épaisseur, et qui présentent des plus grands nodules pas ou peu désorientés comme sur la Figure 102.

Les frontières de ces trois couches sont mises en évidence sur la Figure 103, coïncident avec des changements observables de la taille des entités. Il n'est pas possible à ce stade d'observation de les définir comme étant des nodules ou des grains, des colonies entières ou morcelées en amas de lamelles, et seront désignées comme « entités ». La première bande d'une dizaine de micromètres au niveau de la surface (cadre rouge), est très fragmentée.

La carte correspondant au rectangle vert sur la Figure 103, est présentée sur la Figure 104. Elle permet d'analyser plus en détail les zones repérées.

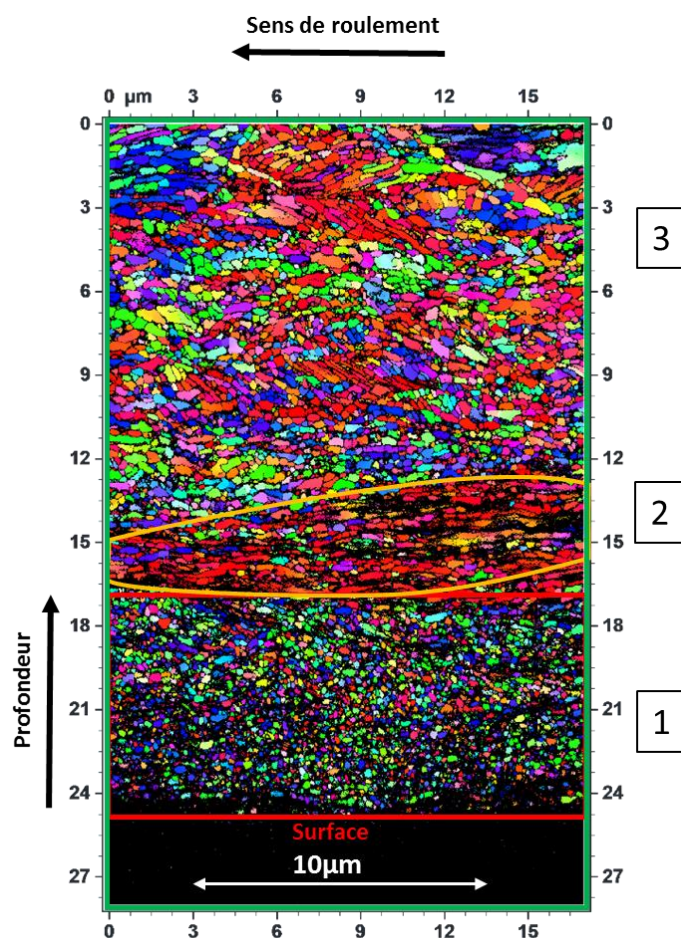


Figure 104 Cartographie IPF Y en extrême surface d'une coupe longitudinale, pas de $0.02\mu\text{m}$, pas de nettoyage. Image MATEIS-LaMCoS

La couche en proche surface d'épaisseur environ $10\mu\text{m}$ (zone 1) est très fragmentée. Les lamelles de perlite ne sont pas discernables et le matériau est constitué de petites entités de quelques centaines de nanomètres. Ces entités, lorsqu'elles sont indexées, sont d'orientation homogène. De plus, elles présentent une couleur nettement différente de leurs voisines, ce qui montre une désorientation importante entre entités. On peut affirmer qu'il y a eu une fragmentation très importante des colonies et de leurs lamelles, ainsi que des nodules. Les nodules observés après fragmentation se sont probablement réorientés pour accommoder la déformation. L'origine de la microstructure de cette couche sera discutée par la suite.

La zone 2, d'épaisseur environ $5\mu\text{m}$, présente des fragments de lamelles de quelques micromètres de long, tous orientés parallèlement à la surface, avec une orientation cristallographique similaire. Cette zone correspond à un nodule de grande taille, moins fragmenté, mais qui s'est aligné parallèlement à la surface. Le nodule entier est aisément identifiable en orange sur la carte précédente, Figure 103. Son orientation initiale, probablement perpendiculaire au chargement normal, et parallèle au sens de roulement, a probablement sollicité sa maille et son assemblage de lamelles de manière moins critique que ses voisins, expliquant sa persistance.

La zone 3 sur le haut de cette carte (environ $20\mu\text{m}$ de profondeur) révèle une fragmentation moindre de la microstructure. On remarque deux entités principales : des entités globulaires similaires à la zone 1 mais de taille légèrement supérieure (environ 500nm), et des entités allongées de 0.5 à $1\mu\text{m}$. Ces

entités plus grandes et allongées qu’au sein de la zone 1 traduisent la fragmentation moins importante qu’à la surface. Il est possible de discerner d’anciennes colonies de perlite qui ont été fragmentées et réorientées.

L’ensemble de ces informations permet d’établir un schéma de description de la microstructure de la bande 1 (Figure 105). Il illustre l’effet de la sollicitation normale dans le cas d’un roulement sans glissement, entre d’autres termes l’effet de l’écroutissage en roulement.

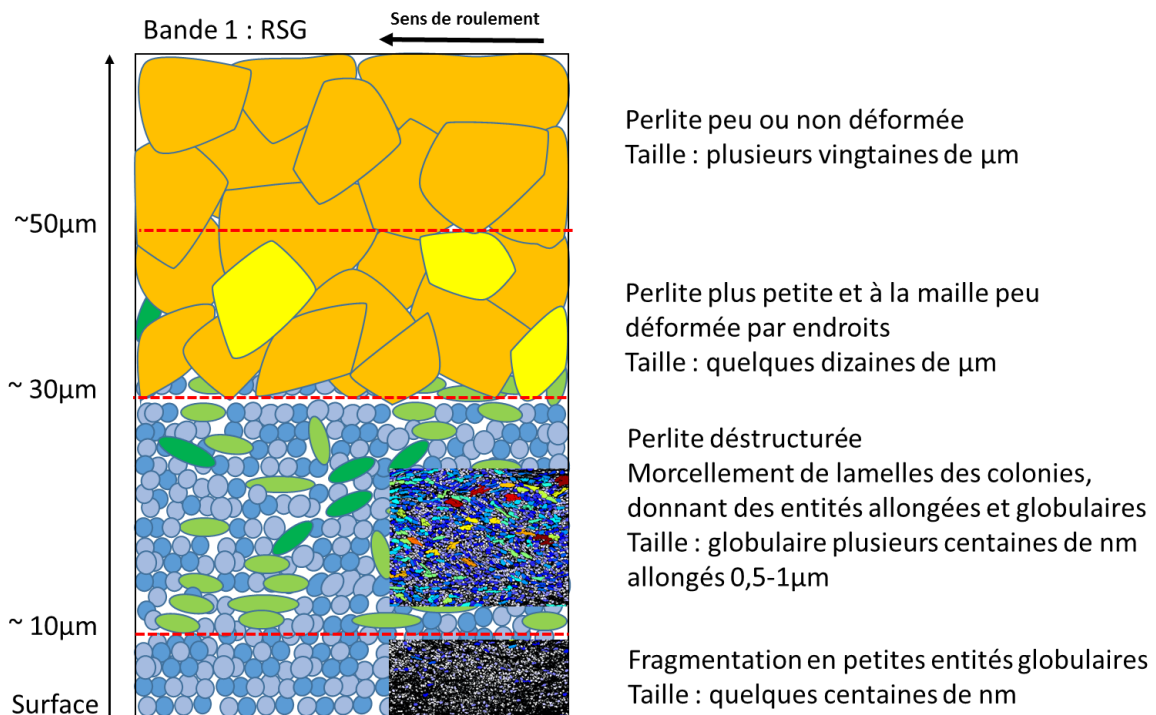


Figure 105 Schéma de la microstructure d'une bande d'essai en roulement sans glissement

III.9.2.3 Bande 2 : Essai de référence en roulement avec glissement 0.5%

En comparaison avec les essais sur la couronne précédente (n°5) incluant avec nettoyage à l’acétate d’éthyle, lors de l’essai de référence en roulement avec glissement 0.5% sur cette couronne n°4, aucun phénomène d’usure rapide et conséquent n’a été constaté avec l’utilisation du nouveau protocole de nettoyage de galet. Toutefois de l’usure sous forme d’éjection de particules de petite taille a été constatée. L’observation de la bande de roulement de la couronne après essai met en évidence l’élargissement de celle-ci par rapport à l’essai de référence sans glissement, (bande de 4.5mm contre 3.5mm de large), mais bien inférieure à la couronne précédente (7.5 à 8mm, toute la largeur du galet). La bande de roulement est très homogène hormis quelques regroupements très localisés de 3^{ème} corps. Dans certains cas, il a été observé l’écroutissage d’une particule issue d’un débit de recirculation après un cycle de couronne. Aucun écoulement longitudinal de 3^{ème} corps n’est observé, ce qui permet

de supposer que l'usure s'est produite par arrachement et éjection de fines particules en lien avec le glissement longitudinal imposé.

Ce phénomène d'usure est confirmé sur les observations de coupes longitudinales au MEB en mode SE Figure 107. Sur la coupe (a), la surface montre d'importantes déformations plastiques. Ces débits internes de premiers corps traduisent les contraintes de cisaillement liées au glissement imposé, et qui ont été modélisées au chapitre 2. Une amorce de fissure parallèle à la surface est visible sur la gauche. La coupe (b) illustre l'arrachement d'une particule fine ($5\mu\text{m}$) et allongée ($30\mu\text{m}$ mini). Plusieurs lames d'arrachement similaires ont été ainsi observées le long des échantillons. Ce processus d'arrachement est semblable à celui observé sur la couronne précédente en présence de galets adhésifs avec toutefois plusieurs nuances :

- l'épaisseur des languettes d'arrachement est plus faible ici que pour l'essai en glissement ($5\mu\text{m}$ ici contre $20\mu\text{m}$ environ),
- l'épaisseur de ces languettes, correspond ici à celle de l'essai sans glissement,
- l'usure globale du galet et de la couronne est bien moindre que pour l'essai précédent en glissement, en comparant notamment les largeurs de bande de roulement.

A partir de ces observations, il est possible de conclure que l'usure se produisant pendant les essais en glissement avec le nouveau protocole de nettoyage des galets semble encore trop importante pour reproduire des phénomènes de roulement de fatigue, en particulier ayant lieu en surface comme la phase blanche.

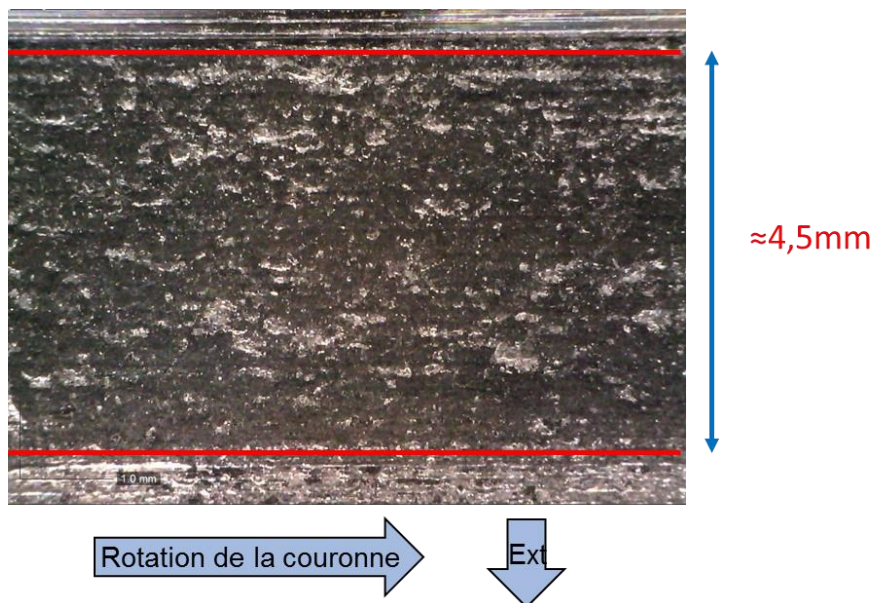


Figure 106 Surface de la couronne 4 de l'essai de référence avec glissement longitudinal observé au microscope optique

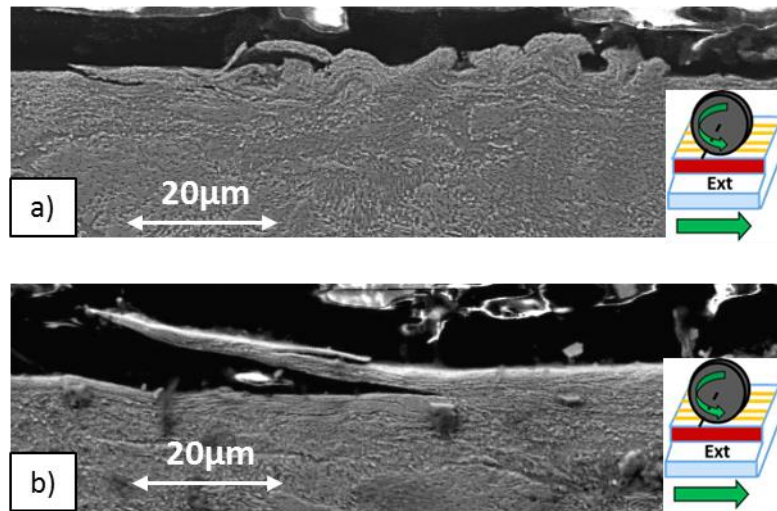


Figure 107 Effet en surface du glissement longitudinal et du cisaillement a) déformation plastique des premiers corps b) arrachement de particules, observés au microscope électronique à balayage (SE).

Les analyses suivantes visent à montrer l'impact du glissement imposé et du cisaillement longitudinal associé à la charge normale sur la microstructure.

La Figure 108 est constituée de trois images de la même zone en vue longitudinale : a) indice de qualité d'indexation, image Band Contrast (BC) b) nodules c) IPF. La carte n'a pas été nettoyée et est indexée avec un pas de 20nm. Le sens de déplacement de la couronne se fait de droite à gauche, donc dans le sens de roulement du galet à la surface. Le galet étant en glissement positif, en accélération, le cisaillement induit sur la couronne est également dirigé vers la gauche de la carte.

Deux régions se distinguent de part et d'autre de la limite rouge à 10µm de la surface.

La région la plus en profondeur (haut de la carte) comporte des nodules de taille de plusieurs dizaines de micromètres et qui sont plus grands que la zone d'analyse. Ces nodules arrangés parallèlement sont élancés et leur extrémité proche de la surface est orientée vers la gauche. La carte BC montre qu'au sein de ces nodules, l'ensemble des lamelles de cémentite est orienté parallèlement à la direction donnée par la forme des nodules allongés. Elles décrivent une légère courbure en s'inclinant davantage vers la surface. La cartographie IPF révèle un gradient d'orientation progressif, de la partie profonde visible à la droite du nodule jusqu'à sa pointe gauche près de la surface. Ces deux éléments témoignent de la désorientation interne des nodules et de leur déformation. Ils sont déformés dans le sens de cisaillement longitudinal.

La région proche de la surface est davantage morcelée. La microstructure est fragmentée en entités fines et allongées (1 à 1,5µm de long) et en entités plus globulaires vers la surface (environ 0,5µm). Il y a pas d'orientation cristallographique privilégiée des entités. Leur morphologie ainsi que la géométrie de la surface traduisent la déformation du premier corps à la surface comme illustré sur la Figure 108 a). Le schéma de la microstructure de la Figure 109 traduit ces deux régions proches de la surface.

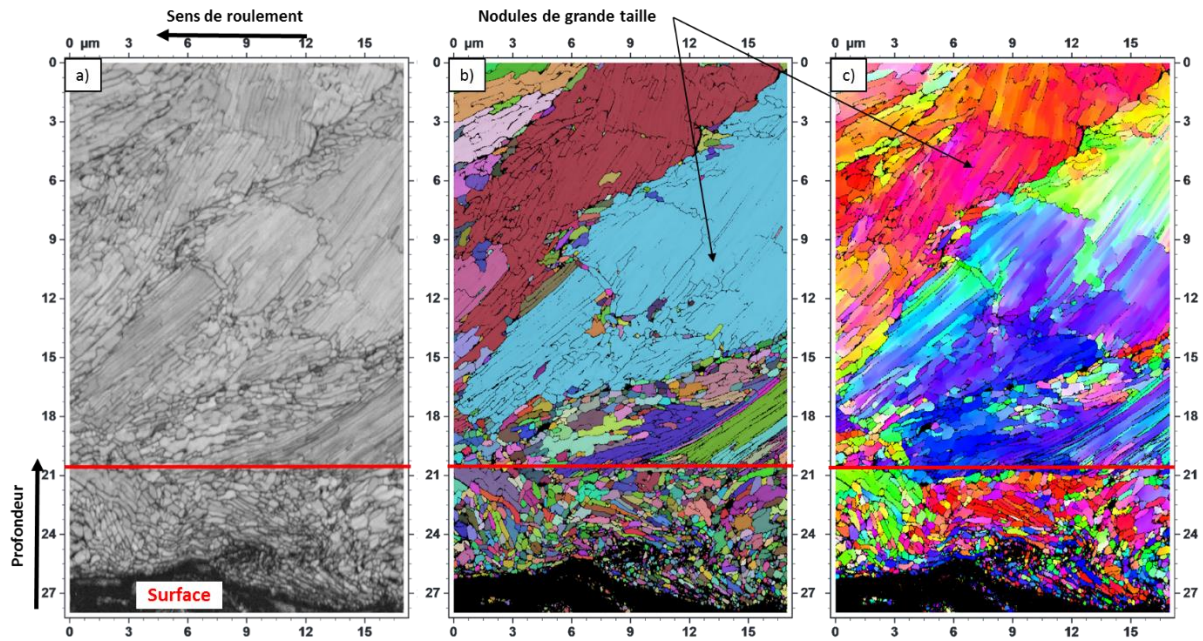


Figure 108 Cartes EBSD de coupe longitudinale de la bande 2 a) Band Contrast, b) grains, c) IPF X, pas $0.07\mu\text{m}$ pas de nettoyage images MATEIS-LaMCoS

Le schéma de la Figure 109 permet de représenter les différentes régions observées, et de relier les différents états de la microstructure aux coupes observées. Il traduit la réponse du matériau neuf à une sollicitation couplée normale et tangentielle en roulement avec glissement.

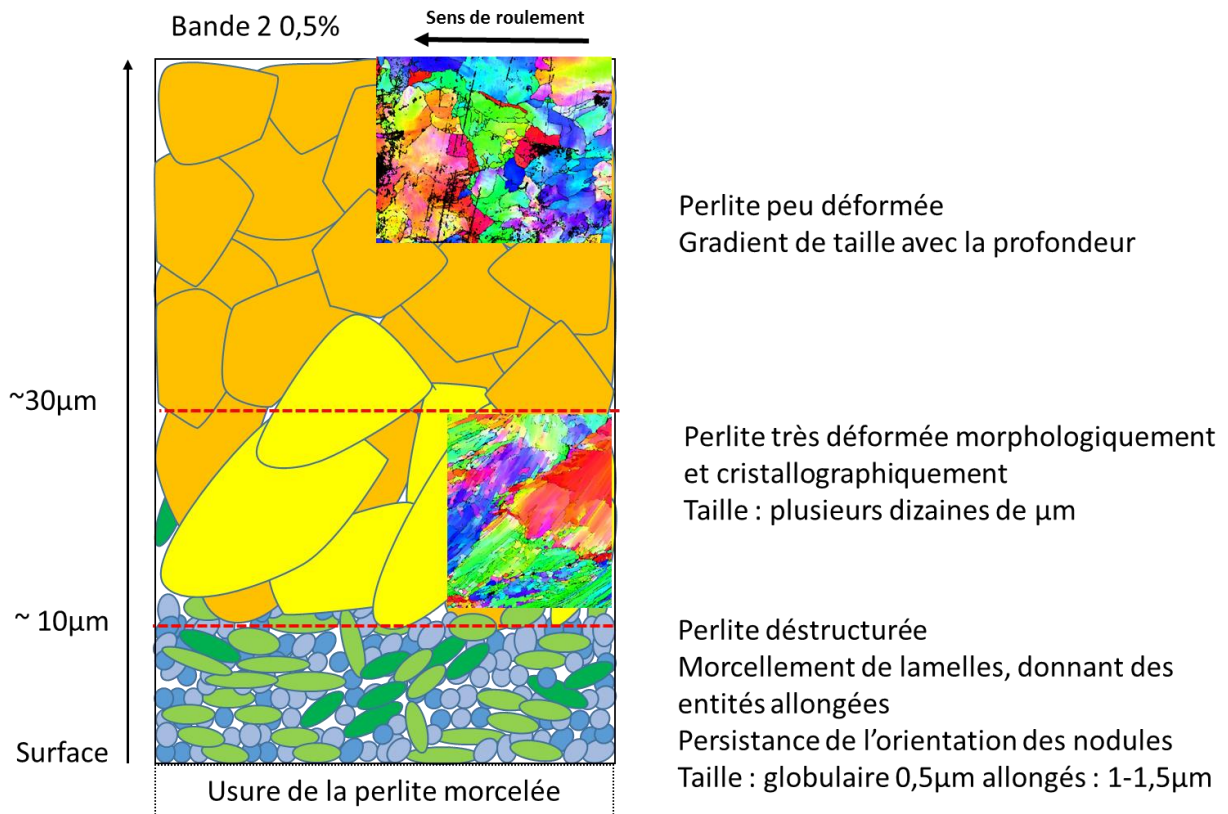


Figure 109 Schéma de la microstructure d'une bande d'essai en roulement avec glissement 0.5%

La carte de la Figure 110 à plus faible grandissement au MEB en mode SE, illustre le gradient de taille des colonies et le raffinement de la microstructure avec la profondeur. Le cadre vert situe les cartes EBSD de la Figure 108. Au-delà du haut des cartes, les colonies de perlite augmentent de taille avec la profondeur. On n’observe peu de signes de raffinement de la microstructure après 40 μ m, donc d’effet de la sollicitation.

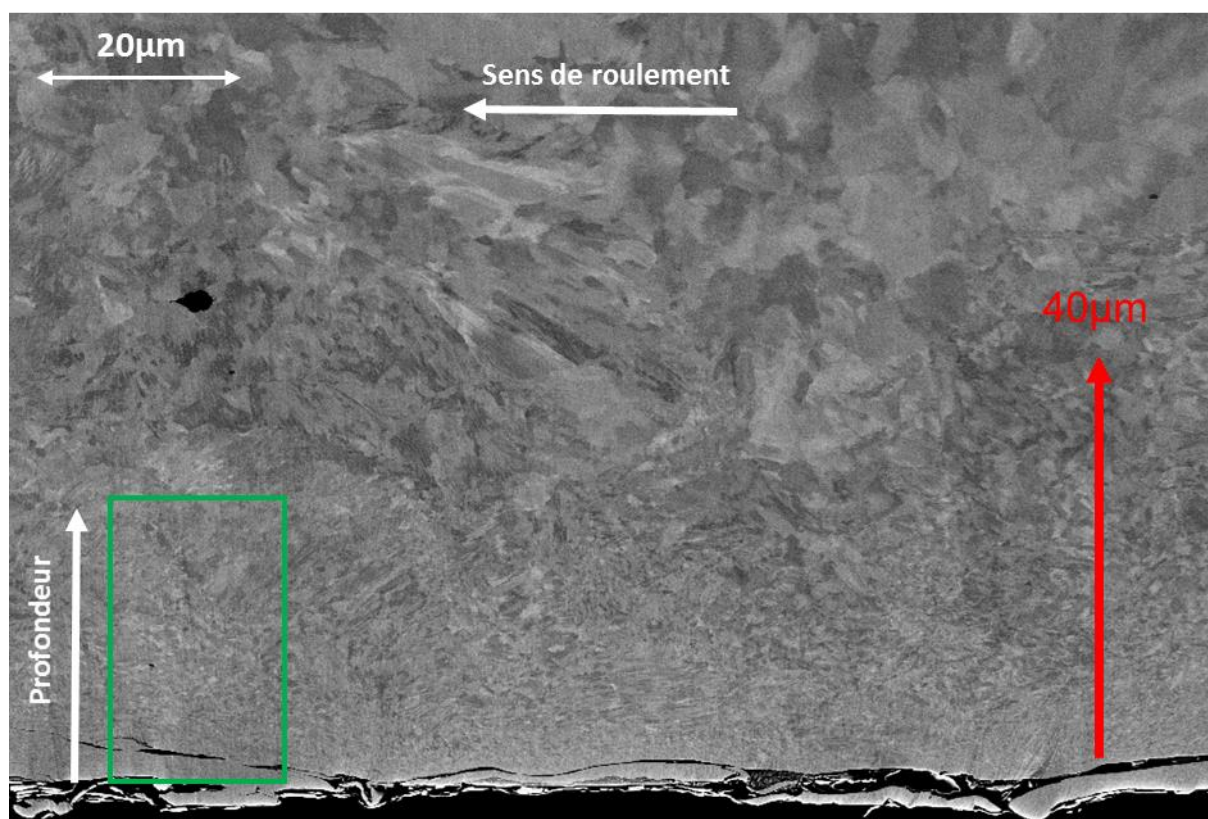


Figure 110 Image au MEB (SE) de coupe longitudinale de la bande 2 après polissage ionique, image MATEIS

III.9.2.4 Bande 3 : Essai de roulement avec glissement après un rodage en roulement sans glissement

La bande 3 a subi une séquence de 1000 cycles d’écrouissage, puis une séquence de 1000 cycles de déformation par glissement à 0.5%. Le galet a été changé entre les deux séquences de 1000 cycles du fait de son usure prématurée. Celui-ci voit en effet 28 fois plus de cycles que la couronne dans des conditions très reproductibles, ce qui exacerbe son usure. La bande a donc vu deux fois plus de cycles que les bandes 1 et 2. A l’issue de la première séquence, la bande de roulement présentait un aspect similaire à celle de l’essai de référence en roulement. A la fin de l’essai complet, l’aspect de la bande de roulement est proche de celui de l’essai de référence en roulement sans glissement (Figure 101). Il est également plus semblable à l’aspect du rail en voie, du fait de l’absence d’écoulement important de 3^{ème} corps (contrairement à la Figure 95). En effet, la largeur de la bande est comprise entre 3.5 et 4.5mm, et son bord est diffus sur ces zones où la pression de contact est plus faible. Au vu de la largeur de la bande, l’usure a donc été moins importante que dans l’essai précédent. De plus le nombre de

cycles réalisé est double (mais identique en glissement). L'éjection visible de particules était moins importante pendant le déroulement de l'essai. Ceci confirme l'intérêt et l'efficacité sur l'usure de la présence d'une couche fusible écrouie au préalable d'un essai en glissement. L'analyse des coupes va permettre la description de la réponse de la microstructure aux sollicitations mécanique.

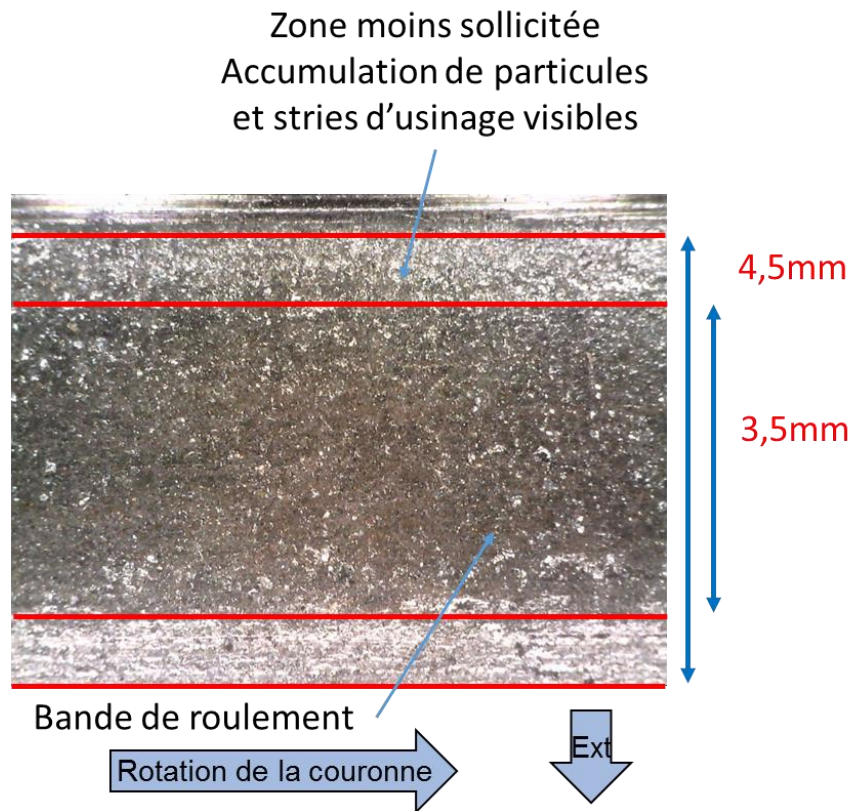


Figure 111 Surface de la bande de roulement 3 après les 2000 cycles de roulement

Les cartes EBSD (coloration IPF et de tailles de nodules) de la Figure 112 se situent à une profondeur de $35\mu\text{m}$ et plus. La carte n'est pas nettoyée et le pas d'indexation est de $0.2\mu\text{m}$. Les plus gros nodules présentent une taille d'environ $100\mu\text{m}$ contre une cinquantaine vers $40\text{-}50\mu\text{m}$ de la surface. La forme des nodules ne semble pas indiquer de changement de morphologie aussi marqué que sur la bande de référence en glissement. Toutefois les nodules déformés de cette dernière étaient plus proche de la surface, et les nodules de la Figure 112 semblent plus circulaires en profondeur et plus élancés que ceux vers $40\text{-}50\mu\text{m}$. Au bas de la carte, vers $35\mu\text{m}$ de profondeur, les nodules semblent se fractionner. Ceci sera analysé sur une carte à plus fort grandissement à partir de la surface.

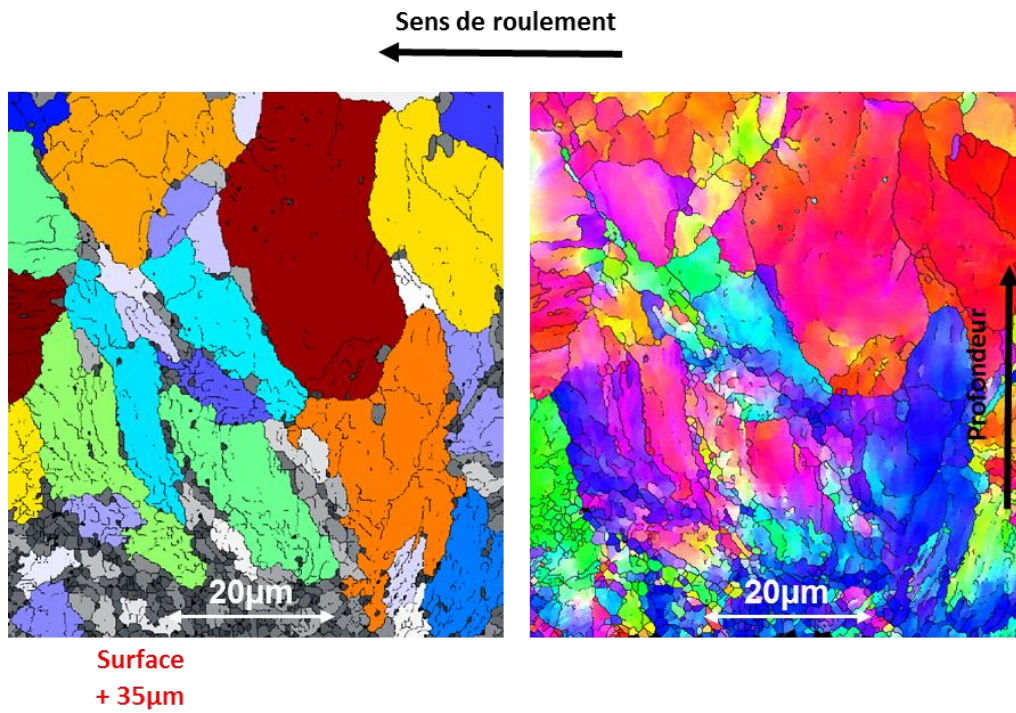


Figure 112 Cartes EBSD de taille de nodules et IPY Y en coupe longitudinale à 35µm de la bande 3, images MATEIS-LaMCoS

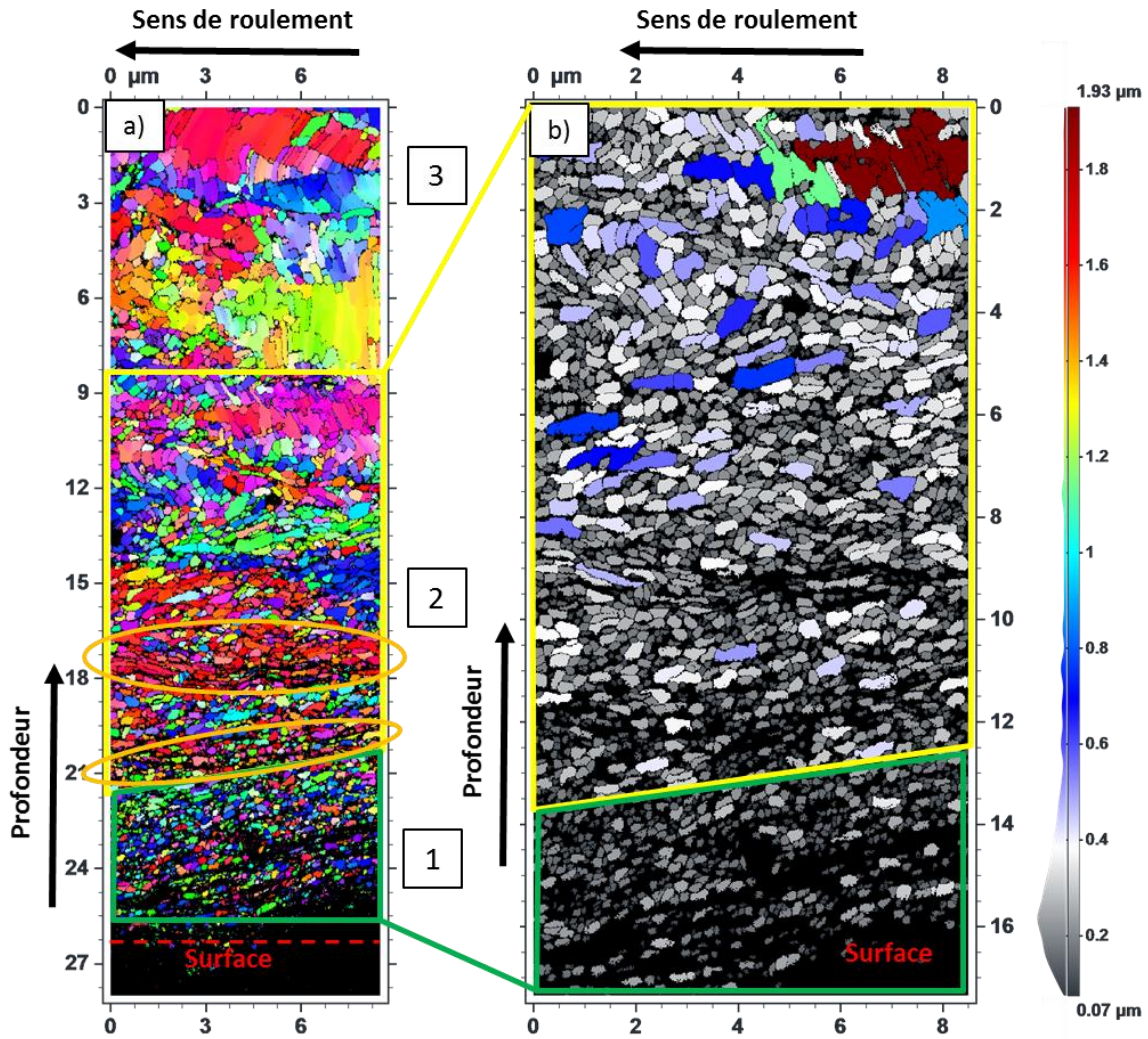


Figure 113 Cartes EBSD de coupe longitudinale en surface de la bande 3, a) Carte IPF, b) zoom des zones 1 et 2, carte de la taille des nodules, pas 0.02 μ m. Images MATEIS-LaMCoS

La Figure 113 présente la microstructure de la carte des trente premiers micromètres de profondeur. On y remarque trois zones bien discernables.

Dans la zone 1 (0 à 5 μ m de profondeur correspondant au cadre vert), la microstructure est très morcelée en petites entités globulaires de quelques centaines de nanomètres, rappelant celle observée sur l'échantillon n'ayant pas subi de glissement. Chacune des entités présente une orientation cristallographique très homogène. Une carte agrandie de taille des grains (b) par rapport à la carte IPF (a) pour la partie la plus proche de la surface (5 à 7 μ m), permet d'illustrer ceci. Cette microstructure peut résulter d'une fragmentation très fine de la maille cristalline de la perlite.

Dans la zone 2, entre 7 et 15 μ m de profondeur (cadre jaune), deux bandes longitudinales de quelques micromètres d'épaisseur sont visibles. Elles sont entourées en orange sur la Figure 113 a). Au sein de ces bandes, l'orientation cristallographique est assez homogène et les lamelles sont orientées parallèlement à la surface. Ces deux bandes semblent être deux nodules ou colonies déformées dans le sens de cisaillement dont la microstructure s'est moins fragmentée. La microstructure entre ces bandes témoigne justement d'une déstructuration et d'un morcellement de la perlite, en entités soit

globulaire d'environ $0.5\mu\text{m}$, ou plus allongées dans le sens de roulement d'environ 1 à $1.5\mu\text{m}$. Leur taille se réduit en s'approchant de la surface.

Au-delà de $15\mu\text{m}$ de profondeur pour la zone 3, la microstructure est partiellement fragmentée mais il est possible de délimiter les régions correspondant à un même nodule en cours de morcellement.

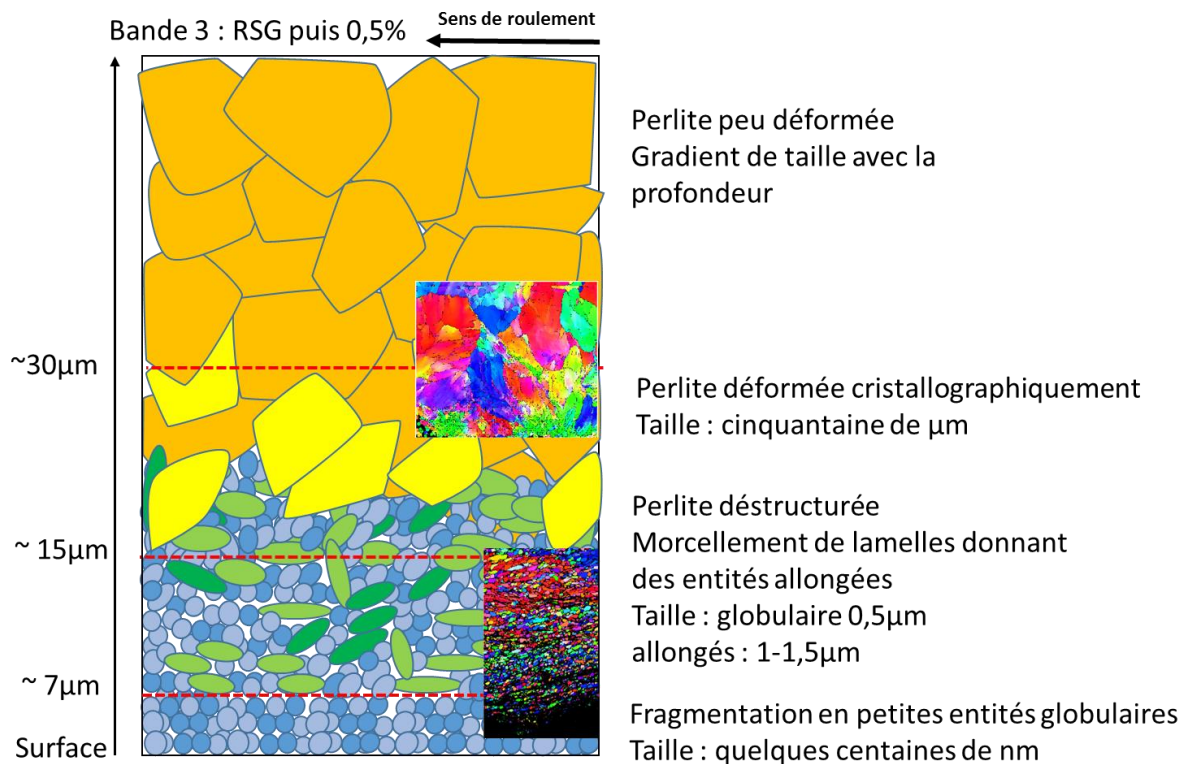
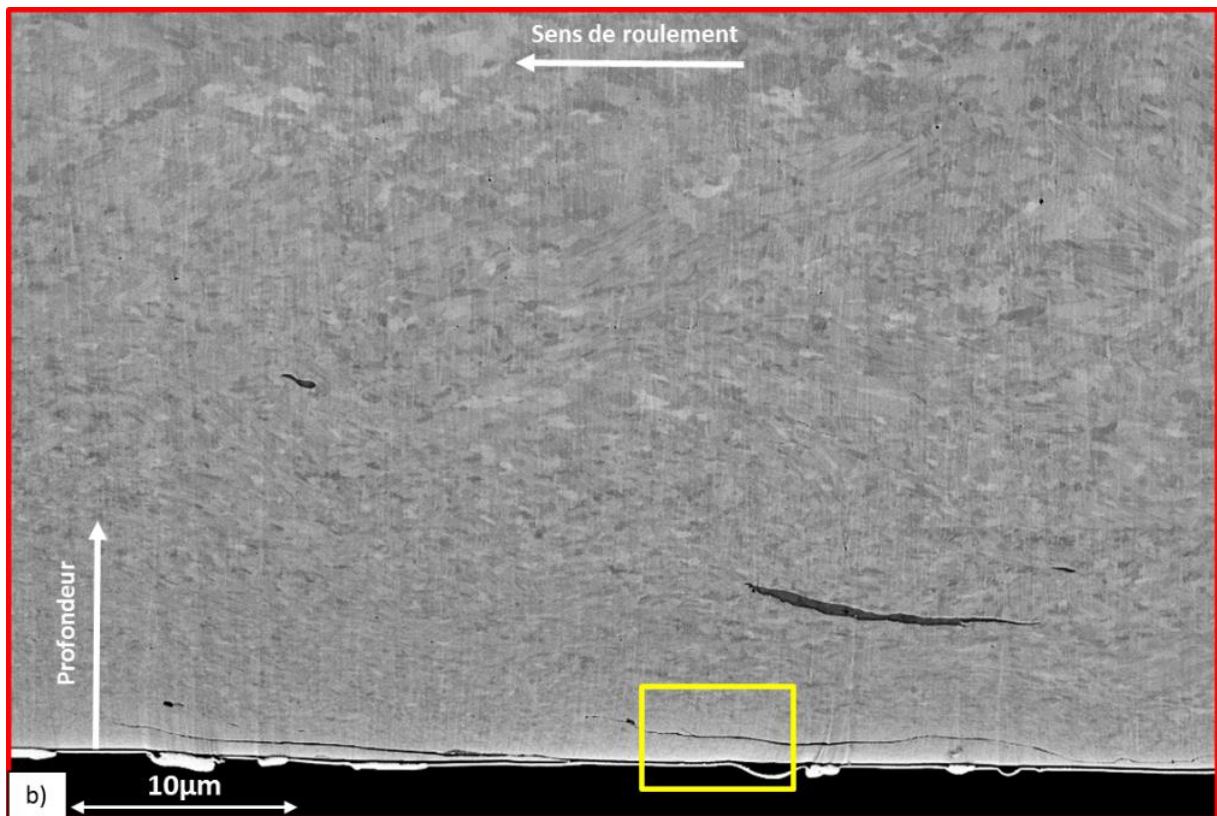
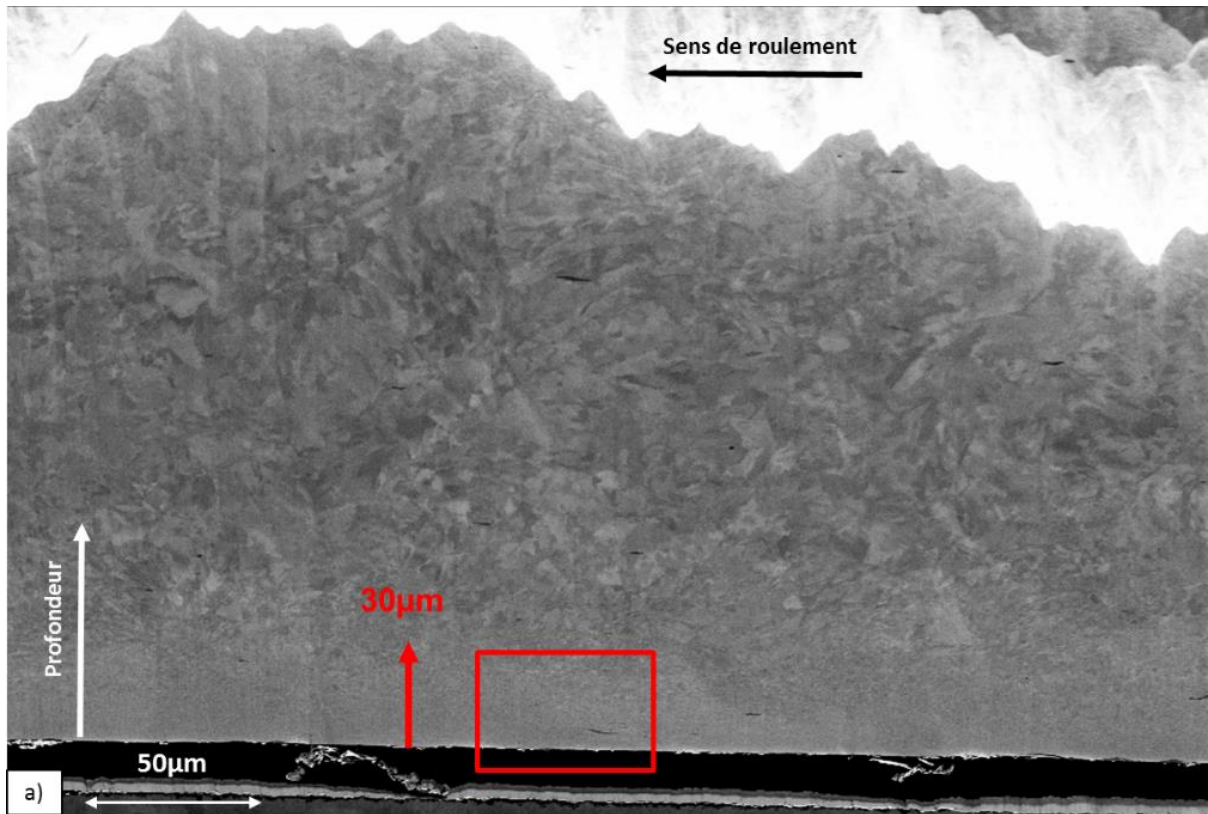


Figure 114 Schéma de la microstructure de la bande 3

Le schéma de la microstructure rassemble les différentes informations tirées des observations (Figure 114). Ils traduisent la réponse de la microstructure en présence d'une couche fusible de type écrouie, à une sollicitation normale et en cisaillement, en roulement avec glissement.

Sur les coupes longitudinales de fort à faible grandissement obtenues par microscopie électronique (SE), le gradient de raffinement de la microstructure est visible sur plus de $50\mu\text{m}$ de profondeur (Figure 115). Des fissures longitudinales au sein du premier corps, parallèles à la surface de plusieurs dizaines de micromètres sont présentes en proche surface. En comparaison avec l'essai de référence en roulement avec glissement, la pointe de ces fissures plonge légèrement. On peut supposer qu'elles tardent davantage à remonter à la surface, ce qui provoque alors de l'usure par détachement. De plus, elles sont peu nombreuses le long de l'échantillon et la surface n'est visiblement pas déformée.



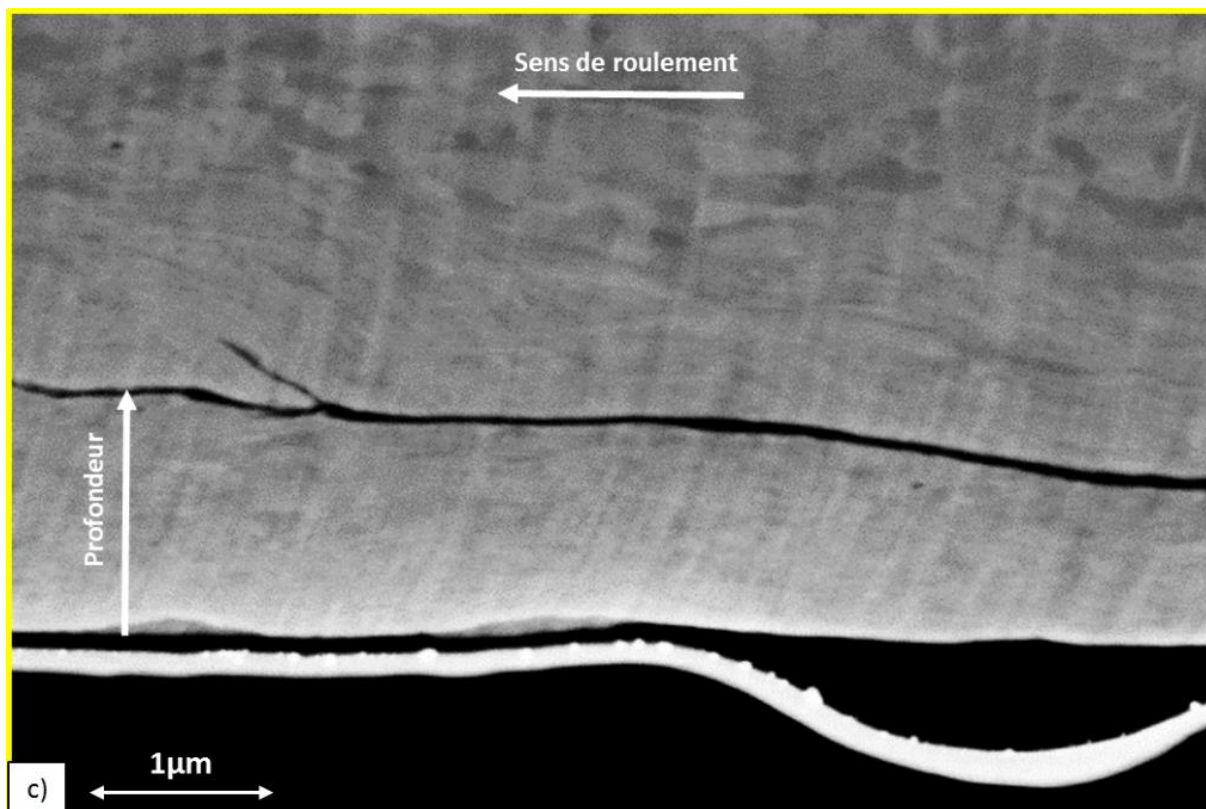


Figure 115 Microscopie électronique (SE) de coupe longitudinale de la bande 2, image MATEIS

III.9.2.5 Hypothèses de caractérisation de la couche globulaire

Pour expliquer la microstructure globulaire en proche surface de la zone 1 de la Figure 113, on pourrait formuler l'hypothèse suivante : cette microstructure serait due à un phénomène de recristallisation en petits nodules suite à l'accumulation de nombreuses dislocations dues aux contraintes normales et de cisaillement. La recristallisation est définie comme la formation d'un nouveau grain dans une structure déformée, par la création et la migration de frontière de grain à grands angle, «High Angle Grain Boundaries» (HAGB), dirigée par l'énergie stockée issue de la déformation plastique à une température adaptée (Alaneme and Okotete, 2019; Doherty et al., 1997). Bien que les microstructures issues de la recristallisation (Figure 116) ont un aspect similaire à celles observées en surface sur les bandes 1 et 3, le phénomène ne semble pas se produire à température ambiante mais à partir de températures d'au moins la moitié de la température de fusion ($T > 0.5.T_m$) (Musin et al., 2010; Sakai et al., 2014).

La recristallisation est donc exclue pour expliquer la présence de ces petits nodules.

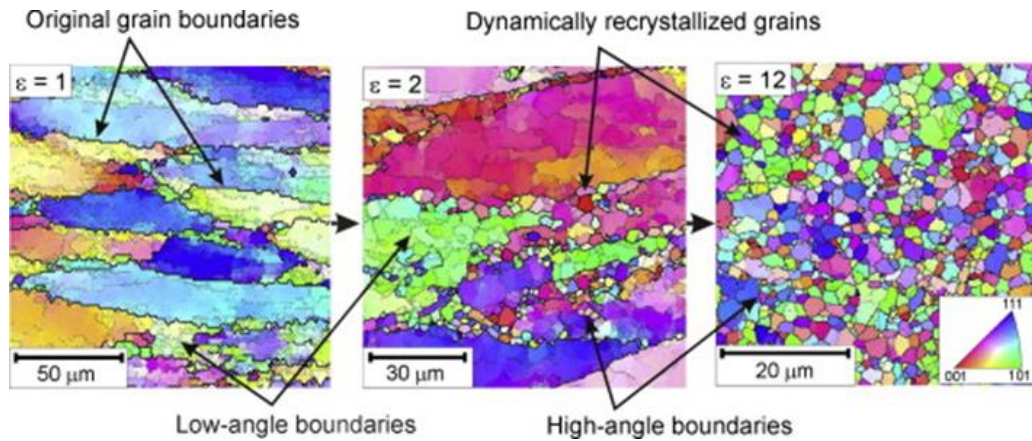


Figure 116 Recrystallisation de grains d'alliage d'aluminium soumis à de fortes déformations, à 400°C (Sakai et al., 2014)

Un scénario plus plausible, est que les nodules de petite taille observés près de la surface soit issus d'un mécanisme de type fragmentation/déformation des nodules existants, accompagné d'un phénomène de restauration. Dans des structures non perlitiques soumises à des déformations plastiques sévères (SPD), la microstructure se raffine, les tailles caractéristiques comme la taille des nodules et la densité de dislocation augmente. De la restauration peut se produire : après un certain niveau de déformation, la densité de dislocations diminue, permettant alors l'apparition de petits grains (Alawadhi et al., 2017). Sur des aciers perlitiques, le raffinement de la microstructure est davantage observé via la déformation et la réorientation des lamelles dans la direction de cisaillement, et par la réduction de l'espace inter lamellaire. La fragmentation des lamelles est également mise en évidence sur un acier à rail perlitique, ainsi que la fracturation des grains en sous-grains plus petits (Wetscher et al., 2004). Les deux micrographies de l'acier à rail perlitique S9000A (dont les propriétés sont relativement proche de l'acier R260 (British Steel, 2017)) soumis à deux niveaux de déformation différents présentées en Figure 117, mettent en évidence cette fragmentation et l'apparition probable de sous grains. Cette structure s'approche de celles observées en surface sur les micrographies des essais Triboring présentées précédemment.

Les microstructures présentées en Figure 117 a), et plus particulièrement la Figure 117 b), pour des états de contrainte de 4 et de 16 respectivement ressemblent à ceux observés en sous surface et en extrême surface après essais de Triboring.

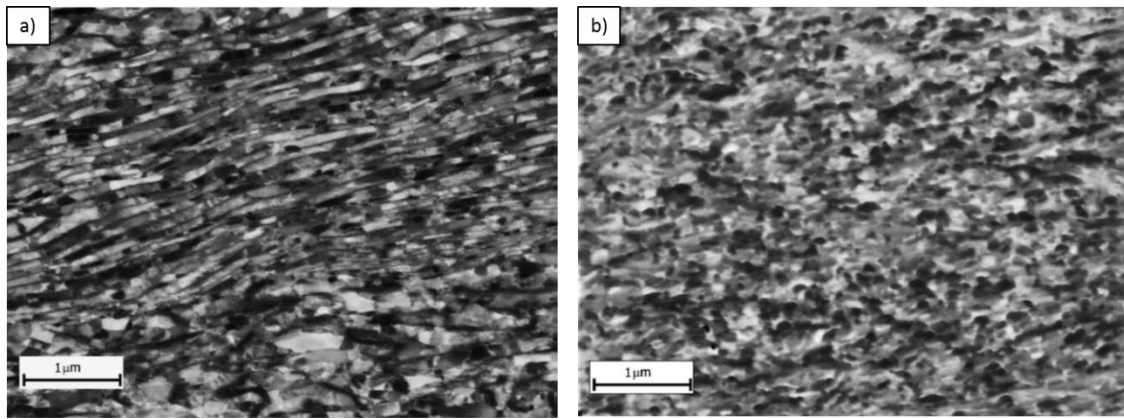


Figure 117 Acier à rail S9000A observé au BSE pour deux niveaux de déformations différents a) $\epsilon_{vm} = 4$ et b) $\epsilon_{vm} = 16$ (Wetscher et al., 2004)

III.9.2.6 Analyse KAM et de la dureté des bandes

Des analyses KAM (Kernel Average Misorientation) ont été effectuées par le laboratoire Roberval sur d'autres coupes transversales des mêmes bandes. Elles permettent, à partir du calcul de la désorientation moyenne d'un point par rapport à l'orientation de ces huit voisins, d'établir une cartographie de frontières entre des régions ayant une orientation cristallographique similaire. Ainsi sont distinguées les frontières de faible et grand angle (définies par l'utilisateur), et leur proportion sur la carte. Les résultats présentés en annexe montrent une cohérence entre la fragmentation de la microstructure et la proportion des différentes frontières. La Figure 118 présente deux cartes de coupes transversales d'une zone non sollicitée, et de la bande 2 en roulement avec 0.5% de glissement. Elles illustrent l'apparition de frontières de faible angle.

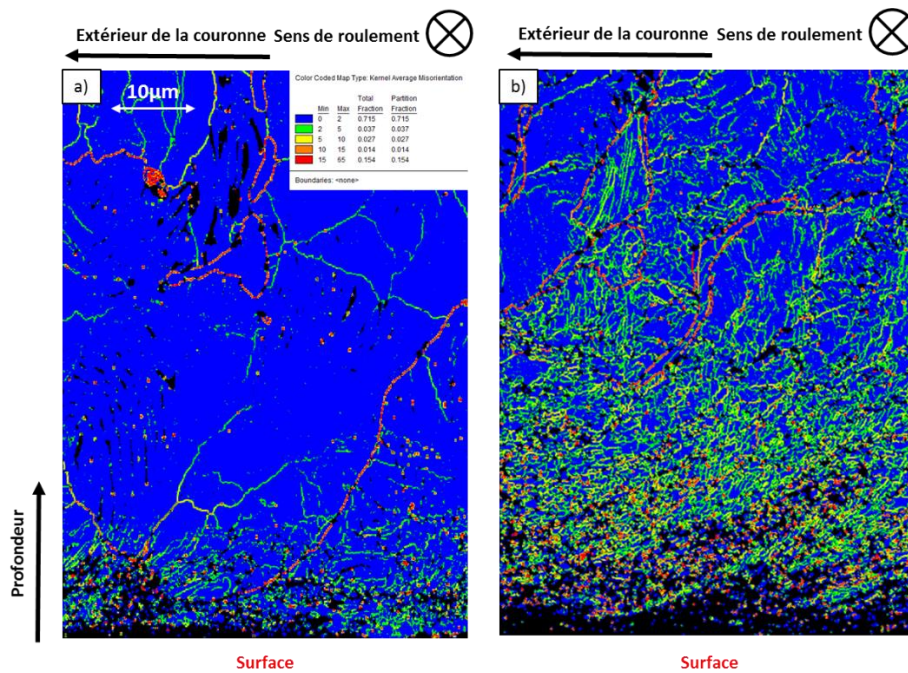


Figure 118 Cartes KAM de coupes transversales de la couronne 4, a) hors zone d'essai, b) de la bande 2 en roulement avec 0.5% de glissement. Images Roberval

Des relevés de dureté selon la profondeur ont été réalisés par le laboratoire Roberval sur chacune des bandes. Pour chaque bande, trois lignes de mesures espacées de 0.5mm ont été faites en HV 0.1 avec des points espacés de 70µm de 20 à 1350µm de profondeur. Les résultats sont présentés sur la Figure 119. On remarque que les essais de roulement provoquent un durcissement jusqu'à 200µm de profondeur. En considérant le premier point à 20µm de profondeur sur les trois bandes, en tenant compte de l'incertitude, on peut affirmer que la surface de la bande 1 en roulement sans glissement est plus dure que la bande 2 en roulement avec glissement. Ceci est conforme avec les observations précédentes. La bande 1 s'use beaucoup moins que la bande 2 et permet l'écaillage et ainsi le durcissement de la surface. Aussi les microstructures raffinées (taille de grains et distance inter lamellaire plus petites) sont généralement plus dures. Ce raffinement a été observé sur la bande 1. La bande 3 qui a été écrouie mais usée également semble logiquement avoir une dureté intermédiaire, mais les incertitudes de mesure ne permettent pas de l'affirmer.

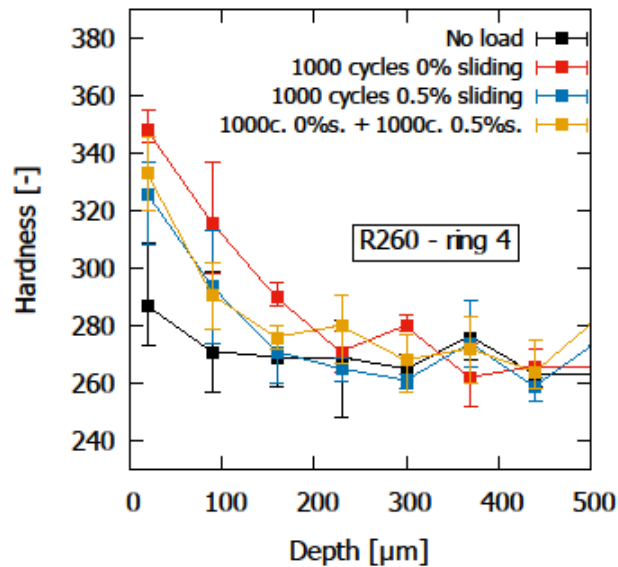


Figure 119 Relevé de dureté HV 0.1 de la couronne 4 pour 3 relevés par points. Noir, hors zone d'essai ; Rouge bande 1 ; Bleu bande 2 ; Jaune bande 3. Relevés Roberval.

III.9.2.7 Comparaison des bandes de la couronne 4

En prenant en compte l'usure qui s'est produite pendant les essais, il est possible de regrouper sur la Figure 120 les schémas de microstructure en les plaçant par rapport à une surface initiale supposée. La hauteur entre le bas de la carte et la surface initiale supposée évaluée de manière indicative le volume d'usure. Ainsi l'absence de couche globulaire sur la bande, non pas par une fragmentation insuffisante de la microstructure mais par l'usure simultanée et importante de la surface. Sur la bande 3, l'usure moins importante que sur la bande 2 et se manifeste par la présence de la couche globulaire malgré la présence d'un cisaillement longitudinal.

L'effet du cisaillement longitudinal appliqué par glissement sur une microstructure saine est isolé dans la Figure 121 a). La contrainte normale appliquée par roulement joue un rôle sur les deux bandes, participant à la fragmentation de la microstructure.

L'effet de la couche fusible est quant à lui observable sur la Figure 121 b) tout particulièrement en comparant l'effet d'une même sollicitation en normale et de cisaillement par glissement longitudinal, appliqué tant à une microstructure saine sans couche fusible, qu'à une microstructure avec une couche fusible de type écrouie. On constate qu'en absence de couche fusible, la microstructure en sous surface semble davantage se déformer qu'en présence de couche fusible. L'usure est également plus importante. Ainsi le schéma de la bande 2 se décale progressivement dans la profondeur (vers le haut) avec l'usure. Les épaisseurs déformées à un temps t_0 vont se morceler à un temps t_1 puis se détacher à un temps t_2 . Ainsi le cisaillement et les dislocations ne s'accumulent pas sur une même zone du matériau. En revanche sur la bande 3, la déformation semble moins importante, car la couche fusible en surface au début de l'essai rend la bande moins sensible au cisaillement et à l'usure. Le cisaillement induit par glissement permet alors d'accumuler plus lentement des dislocations sous la surface, sur une même zone du matériau, qui ne se décale pas avec l'usure suffisamment faible.

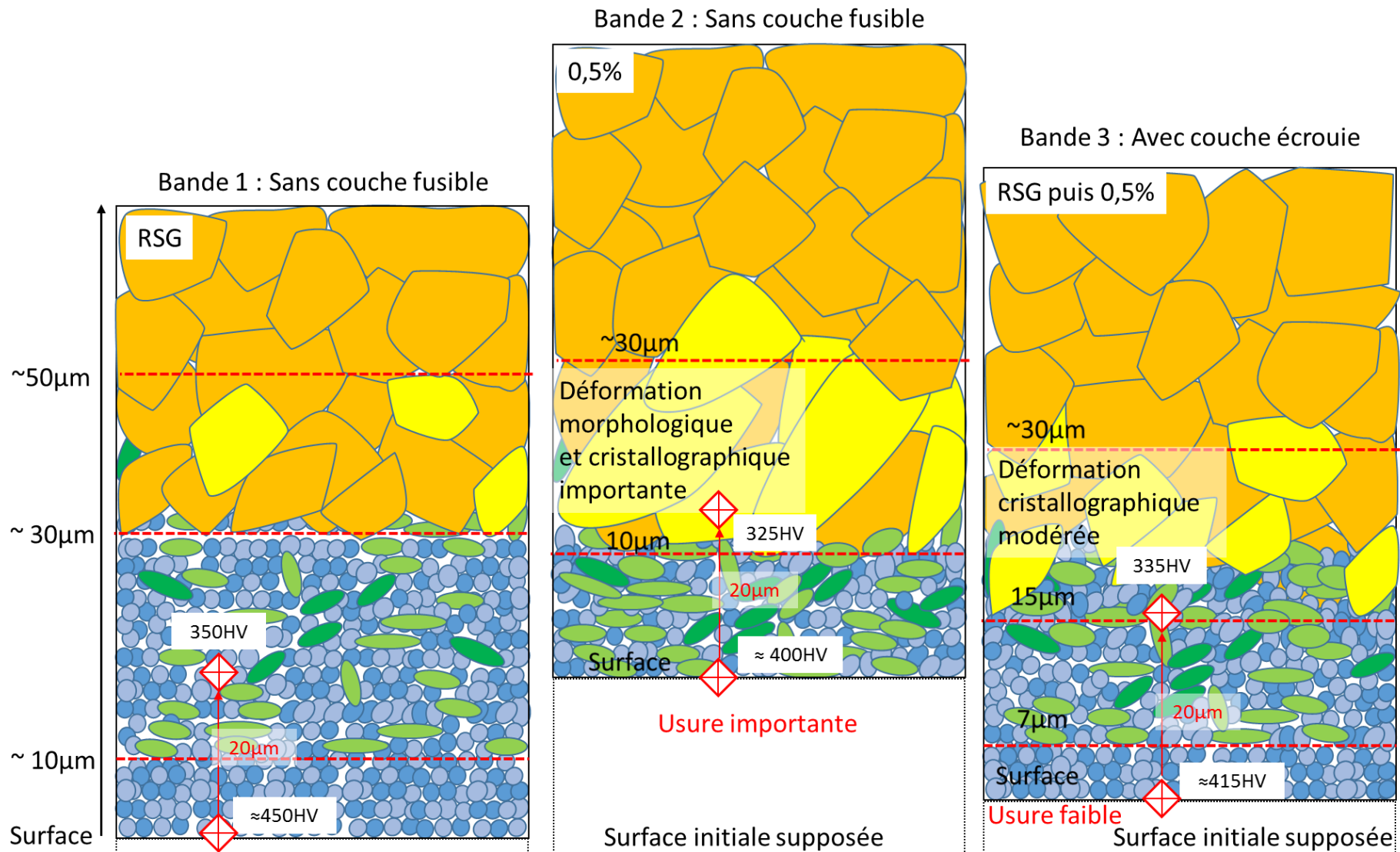


Figure 120 Schéma de la microstructure des trois bandes de la couronne 4

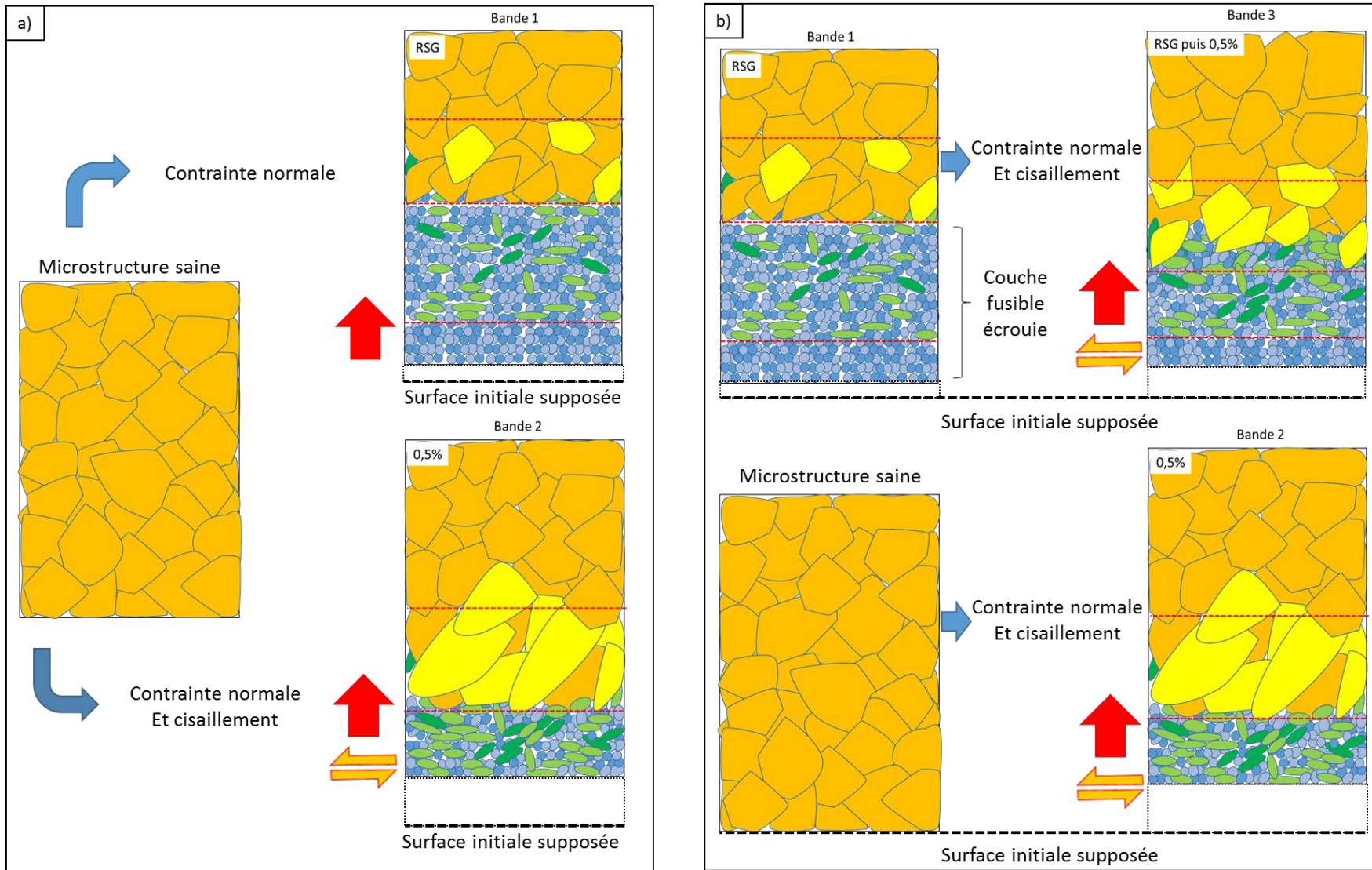


Figure 121 Schémas d'évolution de la microstructure : a) Effet des différentes contraintes sur une microstructure saine, b) Effet des contraintes normales et de cisaillement sur une microstructure en présence ou non d'une couche fusible écroüe

III.9.2.8 Bilan des observations en coupes longitudinales

L'analyse des bandes de roulement et de la microstructure des coupes longitudinales à fort grandissement ont permis de mieux appréhender la réponse tribologique métallurgique de cette dernière lorsqu'elle est soumise à plusieurs sollicitations mécaniques en roulement qui sont représentatives du contact roue rail :

- Sollicitation purement normale en roulement
- Sollicitation couplée normale, et de cisaillement de roulement avec glissement
- Sollicitation purement normale en roulement, puis sollicitation couplée normale et de cisaillement en roulement avec glissement (soit la présence d'une couche fusible écrouie préalable au cisaillement)

Les réponses évaluées étant :

- l'usure globale de la bande de roulement,
- la dureté selon la profondeur,
- la réponse de la surface en débit interne et débit source de premier corps,
- la morphologie des colonies de perlite et leur agencement dans la matière,
- la désorientation interne de la maille cristallographique des nodules de perlite,
- les niveaux de morcellement et fragmentation des nodules et des colonies de perlite (dont analyse KAM), et
- la possible subdivision des nodules en petits grains.

Ces analyses ont permis de distinguer l'évolution du matériau en fonction de ces sollicitations représentatives du contact roue-rail, et de mettre en évidence l'effet positif de la présence d'une couche fusible (de type écrouie).

Le critère de morcellement et fragmentation de la microstructure va désormais être plus particulièrement repris pour les analyses sur des cartes à plus faible grandissement, sur les coupes transversales des échantillons de plusieurs couronnes.

III.9.2.9 Analyse des effets transversaux

Les trois bandes d'essai ont été principalement analysées à partir des observations de la surface et de coupes longitudinales à fort grandissement. Il a été montré au Chapitre 2 que les effets des sollicitations longitudinales et transversales pouvaient être en partie décorréliés. En effet les efforts de cisaillement appliqués ne sollicitent qu'une direction, d'autres éléments ont des conséquences sur la microstructure dans plusieurs directions comme les efforts normaux, le morcellement de la microstructure ou l'usure. Des coupes transversales vont être présentées car celles-ci illustrent des sollicitations, pour parties différentes et pour parties communes avec les observations longitudinales. Ainsi les sollicitations des trois bandes représentent au moins une sollicitation normale en roulement et un cisaillement important sans glissement transversal. Pour la troisième bande le nombre cycle est double.

Sur les images en microscopie électronique (SE) des trois bandes d'essais, une déformation de la structure perlitique est observée Figure 122. Un fibrage de la surface de la couronne est orienté vers l'extérieur. Ceci est en cohérence avec le sens de sollicitation de l'effort de cisaillement induit par la rotation, mesuré et analysé dans le Chapitre 2. Cette direction est rappelée par les flèches orange.

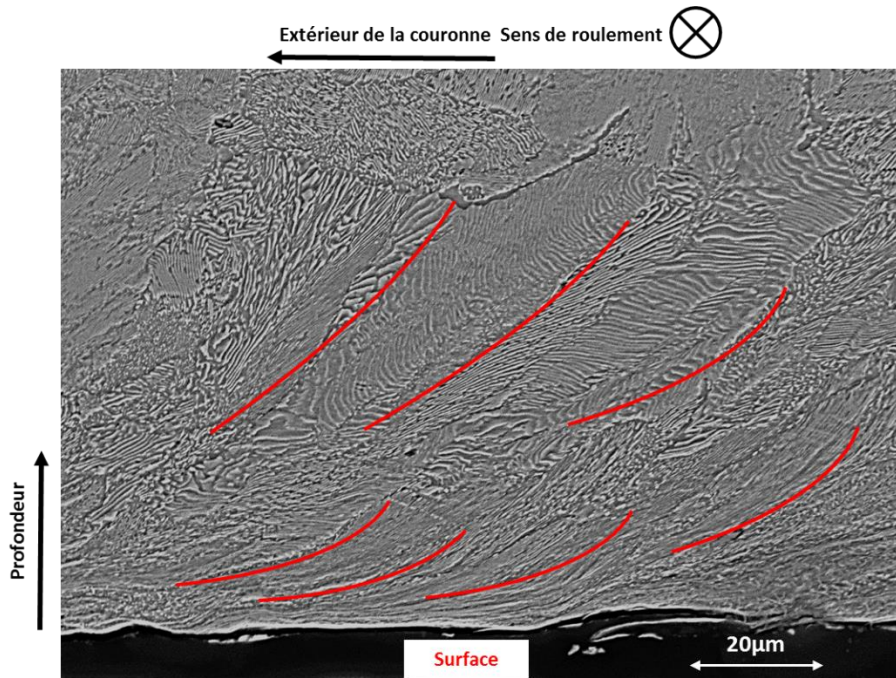


Figure 122 Coupe transversale de la bande 1 observée au microscope électronique à balayage après attaque Nital

Les images suivantes sont issues d'observations EBSD réalisées au laboratoire Roberval à un grandissement plus faible que dans la partie précédent (Figure 123). Les trois bandes d'essai présentent un fibrage similaire. Le morcellement de la structure cristallographique, décrit précédemment en fonction de la profondeur et des conditions de l'essai, est retrouvé sur les bandes respectives, et mis en valeur par les cadres jaunes et flèches rouges. Malgré l'indexation difficile au niveau de la surface, ce critère de fragmentation peut être repris sur des cartes à plus faible grandissement. Le cisaillement transversal additionnel est particulièrement visible sur les bandes 1 et 3. Il s'agit donc d'une vérification *a posteriori* de l'effet du cisaillement transversal à la fois :

- sur les coupes longitudinales par fibrage de la matière,
- de son influence négligeable sur la microstructure observée dans le sens roulement,
- de l'absence d'usure (ou négligeable) induite par l'effort transversal mesuré au Chapitre 2, puisque la contrainte de cisaillement est transmise du galet à la couronne sans mouvement relatif (sans glissement transversal).

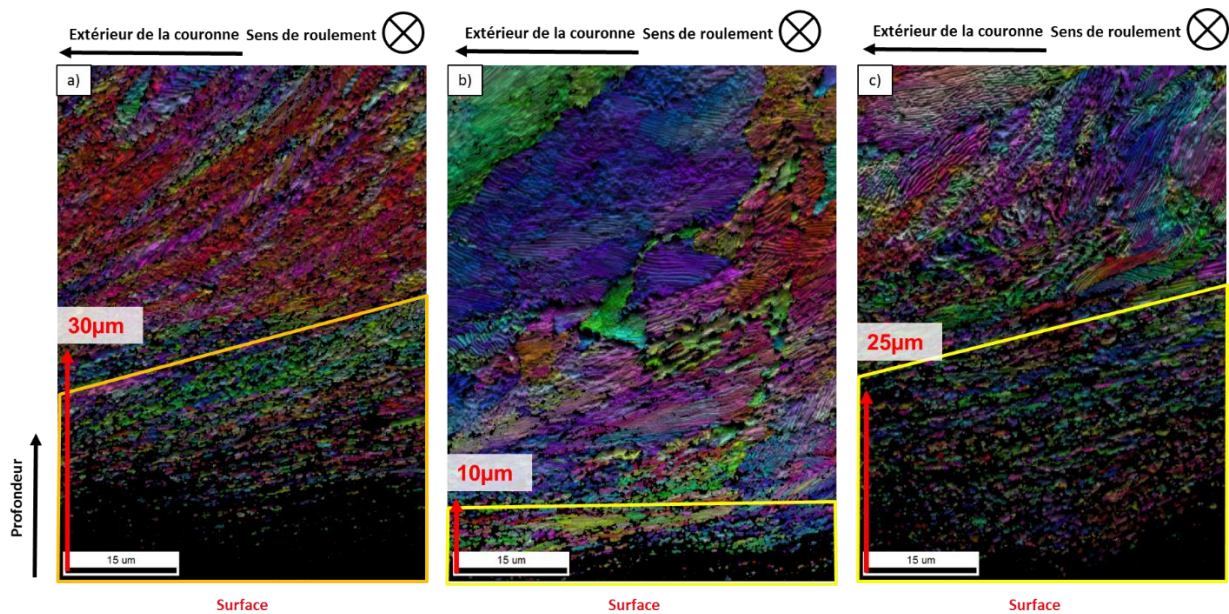


Figure 123 Images EBSD combinant les cartes IPF, et BC par transparence, pas d'indexation de $0.1\mu\text{m}$, nettoyage 5 voisins. Coupes transversales a) Bande 1 b) Bande 2 c) Bande 3 Surface en bas et extérieur à gauche. Images Roberval

A l'issue des observations à la fois longitudinales et transversales des bandes d'essai, le niveau de cisaillement peut être discuté. Nous avons vu que les effets du cisaillement longitudinal et du transversal peuvent être décorrélés dans les observations. Tous les essais sont soumis au cisaillement transversal qui apparaît lors de la rotation comme présenté au chapitre 2, et mis en évidence par les observations réalisées selon la direction transversale. Seuls les essais en présence de glissement imposé sont soumis à un cisaillement longitudinal. Les observations en EBSD ont permis de montrer que le cisaillement dû au glissement engendre de la désorientation cristallographique, mais une déformation des colonies et des nodules moins importante que dans la direction transversale. En effet, l'effort longitudinal est bien plus faible que l'effort transversal. Il est respectivement de 30% de l'effort normal contre 50% à 80% de l'effort normal.

Les observations optiques et MEB des coupes attaquées au Nital n'ont pas révélé la présence de phases blanches. L'usure importante de la deuxième bande a rendu leur formation ou leur maintien impossible. Il est possible que de la phase blanche ait été formée, mais qu'elle se soit détachée par usure. Pour la troisième bande, les zones affectées ont pu être maintenues au cours de l'essai par la réduction de l'usure. Mais le niveau de cisaillement provoqué par le glissement longitudinal, observable uniquement à l'échelle cristallographique et non jusqu'à la morphologie des colonies, montre que le cisaillement cumulé doit plus important. Il faut donc augmenter le nombre de cycles et/ou le taux de glissement, pour provoquer la formation phases blanches mécaniques.

III.9.3 Couronne corrodée (6), effet de la présence d'une couche corrodée sur le galet et la couronne

III.9.3.1 Conditions d'essais de la couronne 6

Les essais de la campagne bi-disques présentés précédemment (III.8.2.2), ont montré des résultats encourageants quant à la présence d'une couche fusible corrodée sur la formation de phase blanche (Vargolici et al., 2016). Pour cette série d'essai, les éprouvettes de galets et de couronne ont été corrodées. Le protocole de la campagne bi-disques, permettait une corrosion rapide mais exposait aux risques de piqûres par la présence de sel. Le protocole mis en place se veut plus proche de la corrosion à laquelle sont soumis les rails en voie exposés à l'air libre (la pluie, l'humidité etc.). Le processus de corrosion adopté est le suivant :

- Pour les couronnes, après usinage de la surface, une pellicule d'eau est déposée sur la surface. Après 24h la pellicule s'est évaporée et une couche de corrosion pulvérulente qui se retire au doigt est présente. Elle est nettoyée au chiffon sans frotter en un seul passage, laissant apparentes les zones corrodées plus tenaces Figure 124. Ces étapes sont répétées pour trois applications d'eau. A la fin, la couche corrodée ne partait plus au doigt sans frotter.

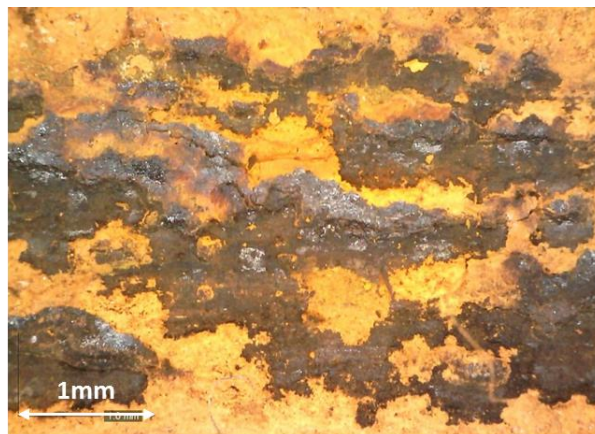


Figure 124 Aspect de la surface de la couronne après une étape de corrosion et un nettoyage au chiffon

- Les galets ont été nettoyés à l'éthanol, puis à l'acétate d'éthyle et enfin placés dans un bain à ultrasons pour 2 minutes. Puis ils ont été placés dans un cristalliseur rempli d'eau dans une pièce ventilée. Après 24h, ils sont de couleur brunie par la corrosion et sont retirés du cristalliseur. Si l'eau de ce dernier ne s'est pas complètement évaporée, les galets sont séchés à l'air libre.

Les conditions des essais sont reportées dans le Tableau 15. Les deux premières bandes correspondent aux essais de référence en roulement sans glissement et en roulement avec glissement 0.5%, déjà éprouvés pour d'autres conditions de préparation des surfaces, sur les couronnes précédentes. La dernière bande correspond aux conditions de l'essai de référence en roulement avec glissement, avec un nombre de cycles triplé. Le galet est changé après 2000 cycles de couronne pour un galet neuf,

corrodé suivant le protocole décrit. Cela permet de ne pas utiliser un galet trop usé, induisant une empreinte de contact trop large et des instabilités de contact liées à la variation du taux de glissement au sein du contact (voir Chapitre 2).

| Essais | Essai 1 : Référence RSG | Essai 2 : Référence 0.5% | Essai 3 : Glissement 0.5% 3000 cycles | |
|---------------------------|--|--|--|--------|
| Taux de glissement | 0% (RSG) | 0.50% | 0.50% | |
| Nombre de cycles couronne | 1000 | 1000 | 2000 | +1000* |
| Acier couronne | R260 | R260 | R260 | |
| Acier galet | R260 | R260 | R260 | |
| Angle lacet | 0° | 0° | 0° | |
| Angle roulis | 0.3° | 0.3° | 0.3° | |
| Diamètre galet | 70.6 mm | 70.6 mm | 70.6 mm | |
| Rayon de bombé du galet | 70mm | 70mm | 70mm | |
| Vitesse tour | 21.6 tour/min | 21.6 tour/min | 21.6 tour/min | |
| Vitesse galet | lié au positionnement et au taux de glissement | lié au positionnement et au taux de glissement | lié au positionnement et au taux de glissement | |
| Pression Hertzienne visée | 1GPa | 1GPa | 1GPa | |
| Effort normal | 1000N | 1000N | 1000N | |
| Effort tangent | 0N | 0N | 0N | |

Tableau 15 Tableau des conditions d'essai de la couronne corrodée 6

*Galet changé après 2000 cycles couronne, pour un galet neuf corrodé

Pour l'analyse des microstructures des bandes d'essais, il n'a pas été possible, pour des raisons de temps, de faire avec le laboratoire MATEIS des cartes EBSD en très proche surface comme pour la couronne précédente. Toutefois des cartes EBSD ont pu être réalisées par le laboratoire Roberval à plus faible grandissement. L'analyse sera faite à partir de ces cartes longitudinales et transversales (voir les corrélations possibles ou non dans la partie précédente), notamment en faisant des hypothèses de comportements similaires à la couronne précédente. Aussi les différences majeures de réponse du matériau face aux trois conditions d'essai sont visibles principalement sur les coupes en EBSD. Les résultats seront donc présentés par moyens d'observation plutôt que par bandes et conditions d'essai successives.

III.9.3.2 Observation des surfaces des bandes de roulement

Au début des essais, l'éjection de particules relativement fines est observée. Ceci correspond à une usure progressive de la couche fusible corrodée plus ou moins pulvérulente. A l'issue de l'essai, la bande de roulement présente plusieurs zones caractéristiques visibles sur la Figure 125. Les zones

orangées à l'extérieur du contact sont la couche corrodée et n'ont jamais subi de sollicitations tribologiques. Les zones 3 correspondent à une usure partielle de la couche corrodée, en bordure du contact. Ceci traduit le contact se produisant sur les côtés du galet bombé : lorsque le milieu du galet (non usé) est en contact sur une portion de la bande de roulement où une épaisseur de la couche corrodée a déjà été éjectée (zone 1), alors les côtés du galet sont en contact à une hauteur moindre. Cette hauteur correspond à dR de la Figure 75 page 76. Il est possible de voir par endroits les stries d'usinage. La bande de roulement correspond aux zones 1 et 2 (4 mm et 4.5mm de large pour les bandes 1 et 2). Elle est relativement fine au regard de la largeur totale de la zone de contact. Les zones 2 présentent des accumulations longitudinales de troisième corps. Il s'agit de l'accumulation de troisième corps issu du dégagement progressif des couches fusibles du galet et de la couronne. Ces particules de troisième corps s'écoulent longitudinalement dans le contact. Elles sont difficilement éjectées dans le sens d'avance, en roulement sans glissement. La migration de ces particules est progressive selon la direction transverse avec l'élargissement du contact sous le galet bombé. Celle-ci est rendue plus difficile par la présence de la couche corrodée hors du contact. La zone 1 centrale présente moins de débit de 3^{ème} corps.

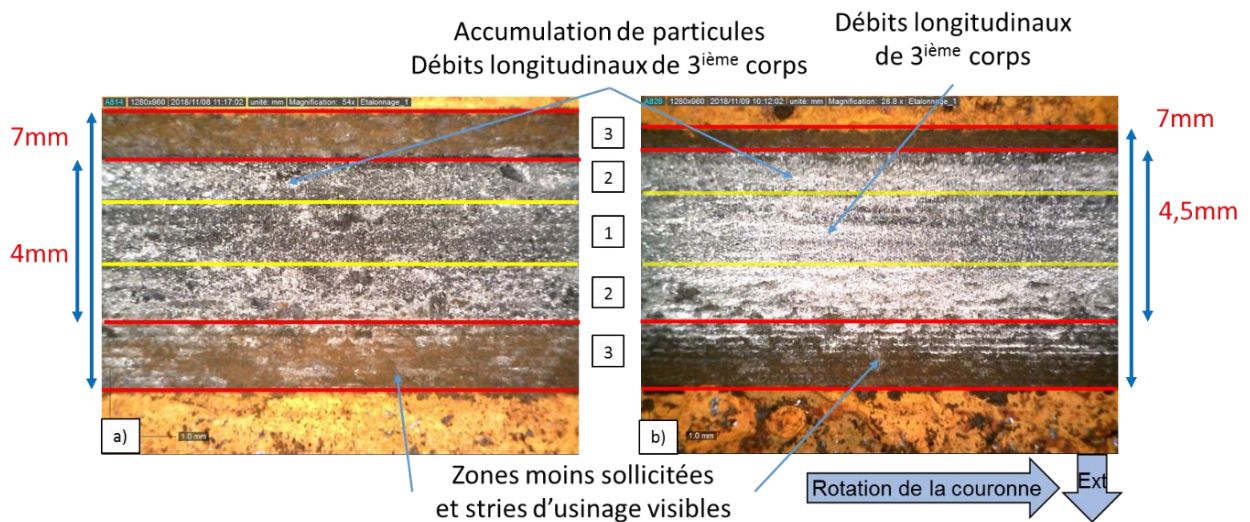


Figure 125 Surface des bandes de roulement de la couronne corrodée : a) Bande 1, b) bande 2, observées au microscope optique

La bande 2, correspondant à l'essai de référence en roulement avec glissement, est globalement similaire à la bande 1. Les différences suivantes sont cependant remarquées :

- la largeur de la bande est très légèrement plus large (4.5mm contre 4mm)
- dans les zones 2, les écoulements de troisième corps sont plus dirigés dans le sens longitudinal, semblent plus continus, et probablement plus denses. Ceci s'explique par une évacuation plus aisée de la couche fusible avec présence de glissement longitudinal.

Sur la bande 3 après 2000 cycles, l'aspect est similaire aux bandes d'essai 1 et 2 avec un découpage semblable des zones. Après 3000 cycles, la bande est plus large (ce qui est attendu pour un nombre de cycles en glissement multiplié par trois). Les zones 3, dites de transition, sont plus fines et traduisent le contact plus large sur le galet bombé. La bande de roulement (zones 1 et 2) présente un écoulement

longitudinal de 3^{ème} corps réparti de manière assez homogène avec toutefois les zones 2 qui marquent une transition par rapport aux zones 3. Cette couche de la zone 1-2 semble présenter davantage de matière é coulée que sur les bandes d'essai précédentes. Cela traduit probablement l'usure de la couche fusible du deuxième galet, qui roule sur une bande durcie par les 2000 premiers cycles.

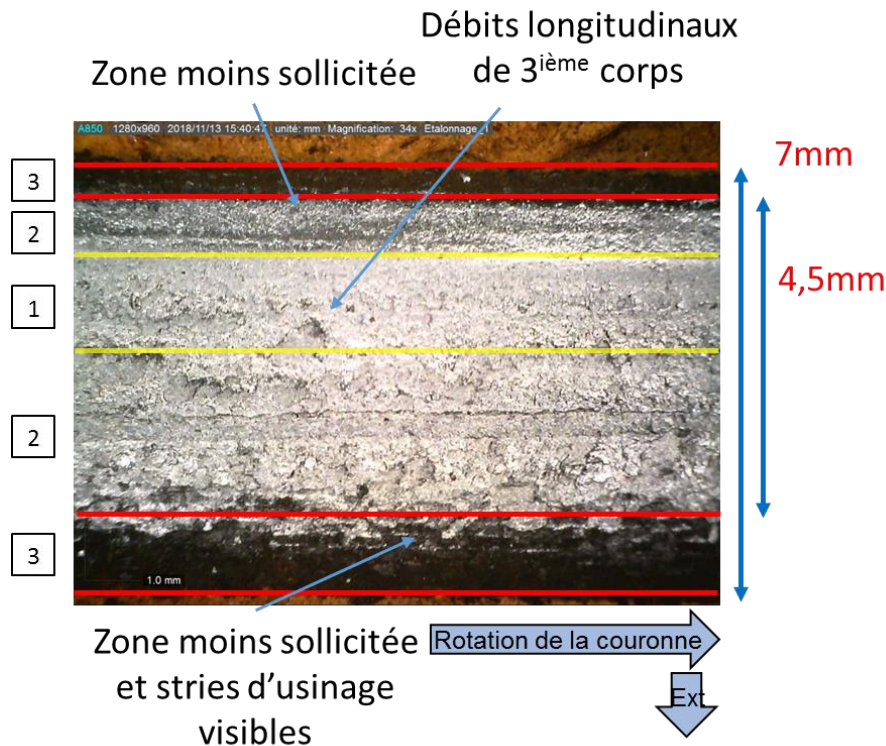


Figure 126 Surface de la couronne corrodée pour la bande 3 après 3000 cycles, observée au microscope optique

A ce stade, il est déjà possible d'établir l'effet positif de la couche fusible corrodée et son efficacité sur l'usure observée, par comparaison avec les essais de roulement des couronnes sans cette couche corrodée. En particulier, l'usure moindre du galet évite l'étalement trop important de la couche de 3^{ème} corps sur la bande de roulement, ou l'arrachement conséquent de particules issues de la couronne par adhésion. Ainsi la morphologie des bandes de roulement de la couronne 6 est qualitativement plus proche de celle des rails observés en voie que celle des bandes d'essai réalisées sans couche fusible.

III.9.3.3 Analyse de la dureté des bandes

Les relevés des duretés (même procédé que celui décrit en III.9.2.6), permettent d'aboutir à trois conclusions :

- l'effet de l'érouissage lors des essais affecte les 200 premiers micromètres, à l'instar de la couronne précédente,
- l'érouissage de la bande 3 par les 3000 cycles de roulement durcit la surface jusqu'à 370HV,

- le niveau de dureté des bandes 1 et 2 est identique, la bande 2 possiblement moins dure.

A partir de ce dernier point, en comparant avec la couronne précédente (4), on peut supposer que la transformation de la microstructure, et son raffinement, devrait être similaire entre les deux bandes 1 et 2. La microstructure attendue pour la bande 1 de cette couronne devrait *a priori* être proche de la bande 1 de la couronne 4 (voir III.9.2.2 page 115 et III.9.2.7 page 133), et proche de la bande 3 de la couronne 4 précédente pour la bande 2 (voir III.9.2.4 page 123 et III.9.2.7 Figure 120 page 133).

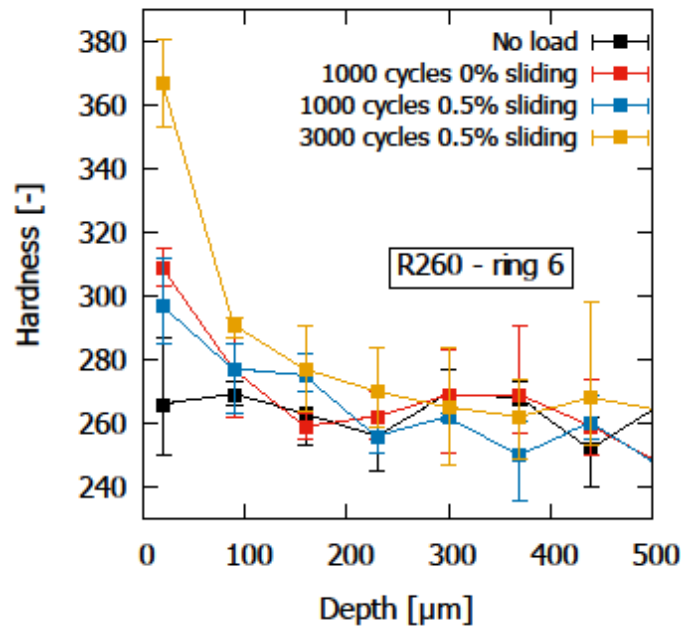


Figure 127 Relevé de dureté HV 0.1 de la couronne corrodée pour 3 mesures par points. Noir hors zone d'essai ; Rouge bande 1 ; Bleu bande 2 ; Jaune bande 3. Relevés Roberval.

III.9.3.4 Analyse par EBSD des coupes transversales

L'observation des coupes transversales des deux premières bandes permet d'évaluer la modification de la microstructure. La surface est plus difficile à indexer après une préparation en polissage mécanique, les 5 à 10 premiers micromètres ne peuvent être interprétés. Le critère de morcellement et fragmentation avec la profondeur, établi dans l'analyse des microstructures de la couronne 4, est réemployé ici à plus faible grandissement pour l'analyse des microstructures de la couronne 6. Sur la bande 1 jusqu'à 20µm, les entités indexées sont petites et la microstructure semble très morcelée. En deçà, les nodules de perlites sont en train de se fragmenter jusqu'à 30µm (cadre jaune). Plus en profondeur, les nodules font plusieurs dizaines de micromètres. La bande 2 de l'essai en glissement montre la même répartition à la différence de la couche morcelée en surface.

Ces deux coupes, bien qu'à faible grandissement, confortent l'hypothèse d'associer la microstructure de ces bandes 1 et 2 de la couronne corrodée, à celles des bandes 1 et 3 de la couronne précédente.

La désorientation de la maille cristalline dans les nodules, et de la morphologie des colonies n'est pas analysée puisqu'elle correspond sur ces coupes à l'effet décrit précédemment (III.9.2.9), de l'effort tangent de cisaillement.

La bande 3 possède également une couche surfacique morcelée sur une épaisseur plus importante de 30-40 μm (cadre jaune). Au-delà, les nodules de grande taille sont déformés par le cisaillement. Ces déformations des trois bandes sont également visibles sur les images au microscope électronique à balayage en SE, Figure 129.

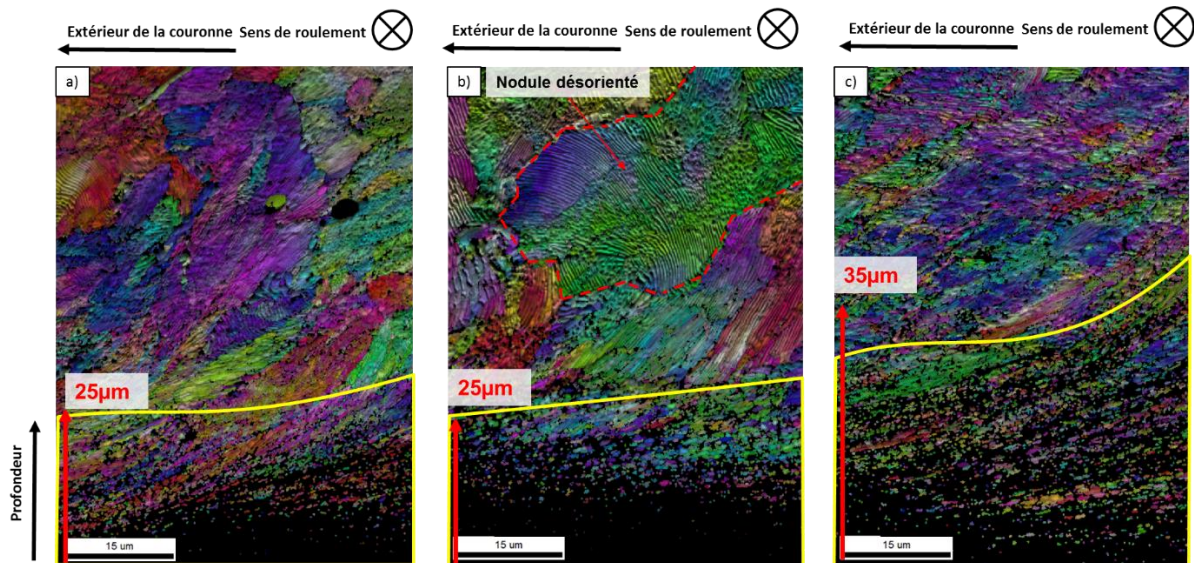


Figure 128 Images EBSD combinant les cartes IPF, et BC par transparence, pas d'indexation de 0.1 μm , nettoyage 5 voisins. Coupes transversale a) bande 1 b) bande 2 c) bande 3 Surface en bas et extérieur à gauche. Images Roberval

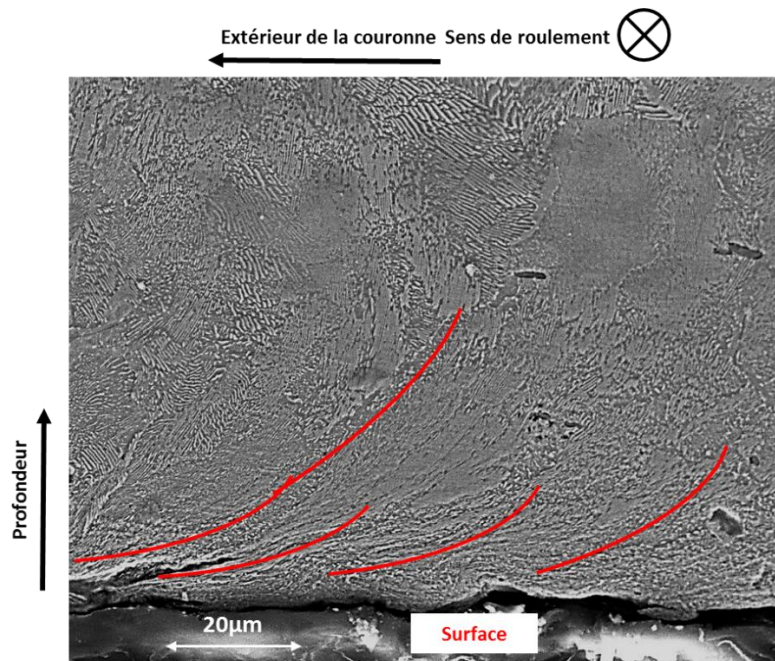


Figure 129 Coupe transversale au microscope électronique à balayage SE de la bande 2.

III.9.3.5 Coupes longitudinales EBSD

Les coupes longitudinales observées par EBSD sont cohérentes avec les coupes transversales du point de vue du morcellement de la microstructure. Les bandes 1 et 2 des deux essais de référence ont toujours la même répartition des zones morcelées (cadres jaunes), Figure 130. La forme des nodules et des variations de couleurs sur les cartes IPF au sein des nodules plus en profondeur montrent une déformation de la maille dans le sens du glissement pour la bande 2 jusqu'à $40\mu\text{m}$. Cette déformation n'est pas observée sur la bande 1 sans glissement. A ce niveau d'observation, les microstructures des bandes de roulement 1 et 2 de la couronne 6 corrodée, ont un aspect similaire à celles de la bande 3 de la couronne 4 précédente. Cet aspect est conforté par l'analyse des cartes KAM en annexe page 202. Les trois coupes présentent une répartition semblable des frontières, traduisant un niveau de fragmentation proche.

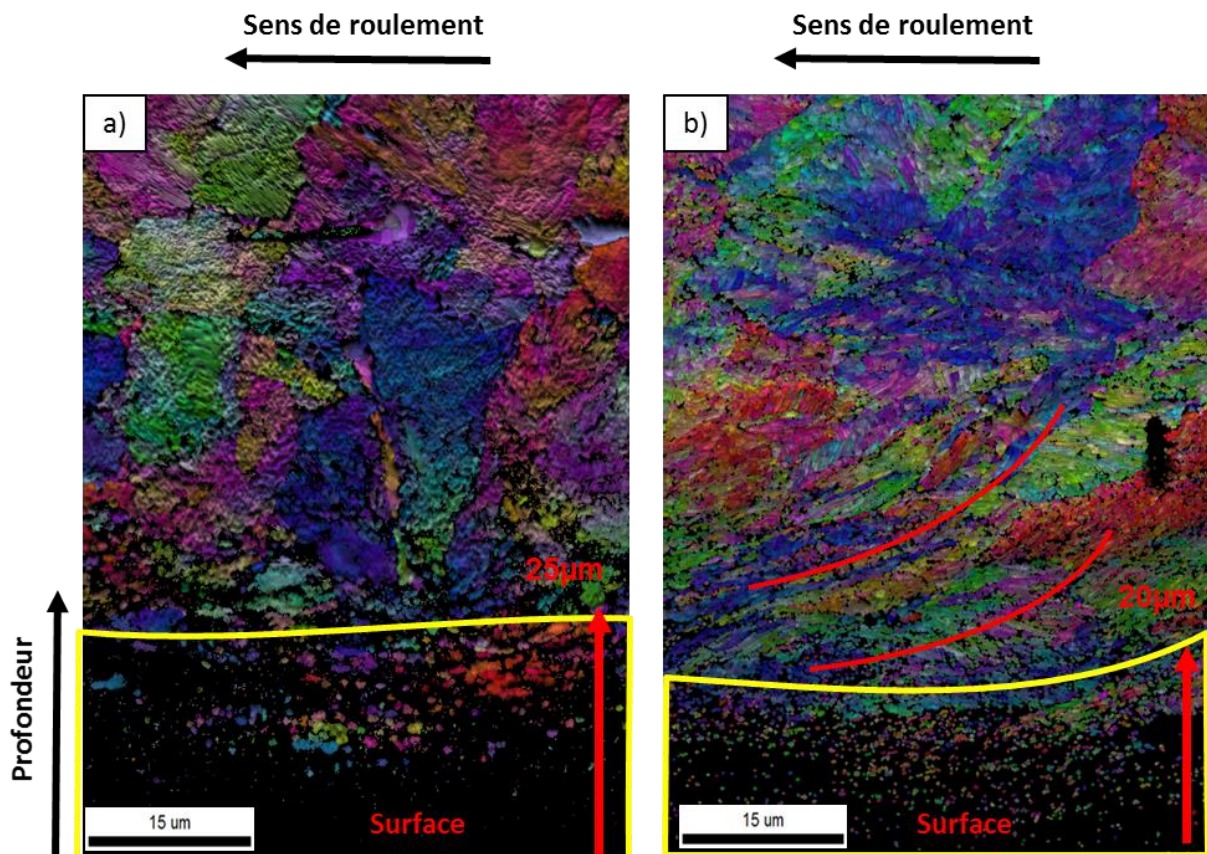


Figure 130 Images EBSD combinant les cartes IPF, et BC par transparence, pas d'indexation de $0.1\mu\text{m}$, nettoyage 5 voisins. Coupes longitudinale a) bande 1 b) bande 2. Images Roberval

L'image de la coupe longitudinale de la troisième bande est à une échelle plus grande, ce qui permet de mieux voir les « mouvements » d'ensemble de la matière. Le morcellement de la microstructure est prononcé sur une profondeur d'au moins $35\mu\text{m}$ et ceci jusqu'à $50\mu\text{m}$ par endroits (cadre jaune). La couche est orientée dans le sens du glissement sur toute son épaisseur. Cette déformation est bien plus prononcée sur la bande 3 (3000 cycles) que sur la bande 2 (1000 cycles). Ceci montre bien que le phénomène d'usure est moins rapide que la modification de la microstructure. Ce point est important

pour le mécanisme de formation de la phase blanche et sur le rôle des couches fusibles, qui permettent l'accumulation des cycles en fatigue sur la même couche superficielle, plutôt que d'user la surface.

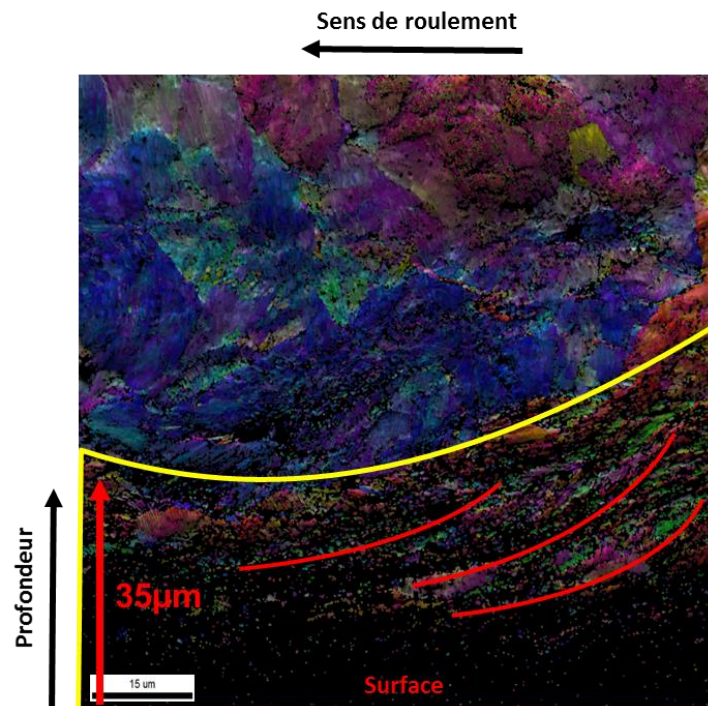


Figure 131 Image EBSD combinant les cartes IPF, et BC par transparence, pas d'indexation de $0.1\mu\text{m}$, nettoyage 5 voisins. Coupes longitudinale de la bande 3. Image Roberval

Au regard de la difficulté d'indexation des cartes au niveau de la surface, il serait trop ambitieux de réaliser des schémas d'état microstructuraux avec une certitude. Toutefois les différentes cartes IPF des coupes transversales et longitudinales, les cartes KAM et les relevés de dureté à $20\mu\text{m}$ permettent raisonnablement de discuter sur l'état de la microstructure des bandes. Des rapprochements avec celles de la couronne 4 sont possibles. Au vu des bandes de la couronne 4, des effets décorrelés des sollicitations normales et de cisaillement, sur une couche fusible écroûie ou sur une surface saine, il est suggéré au niveau de l'état des microstructures que :

- les bandes 1 des couronnes 4 et 6 en roulement sans glissement soient similaires,
- la bande 2 de la couronne 6 (en roulement avec 0.5% de glissement) soit semblable à la bande 3 de la couronne 4 (en roulement avec 0.5% de glissement sur une surface écroûie), pour des profondeurs affectées moindre puisque cette dernière a subit une contrainte normale pour le double de cycles,
- la bande 3 de la couronne 6 (3000 cycles en roulement avec 0.5% de glissement) soit une exacerbation de la bande 2 de la même couronne (1000 cycles en roulement avec 0.5% de glissement).

Il est alors possible de reprendre les schémas de la Figure 121 b) pour schématiser la réponse supposée de la microstructure à une sollicitation en normale et en cisaillement en présence d'une couche fusible

corrodée, ce qui correspond à la bande 2 (et à la bande 3 mais pour un nombre de cycles plus important) (Figure 132).

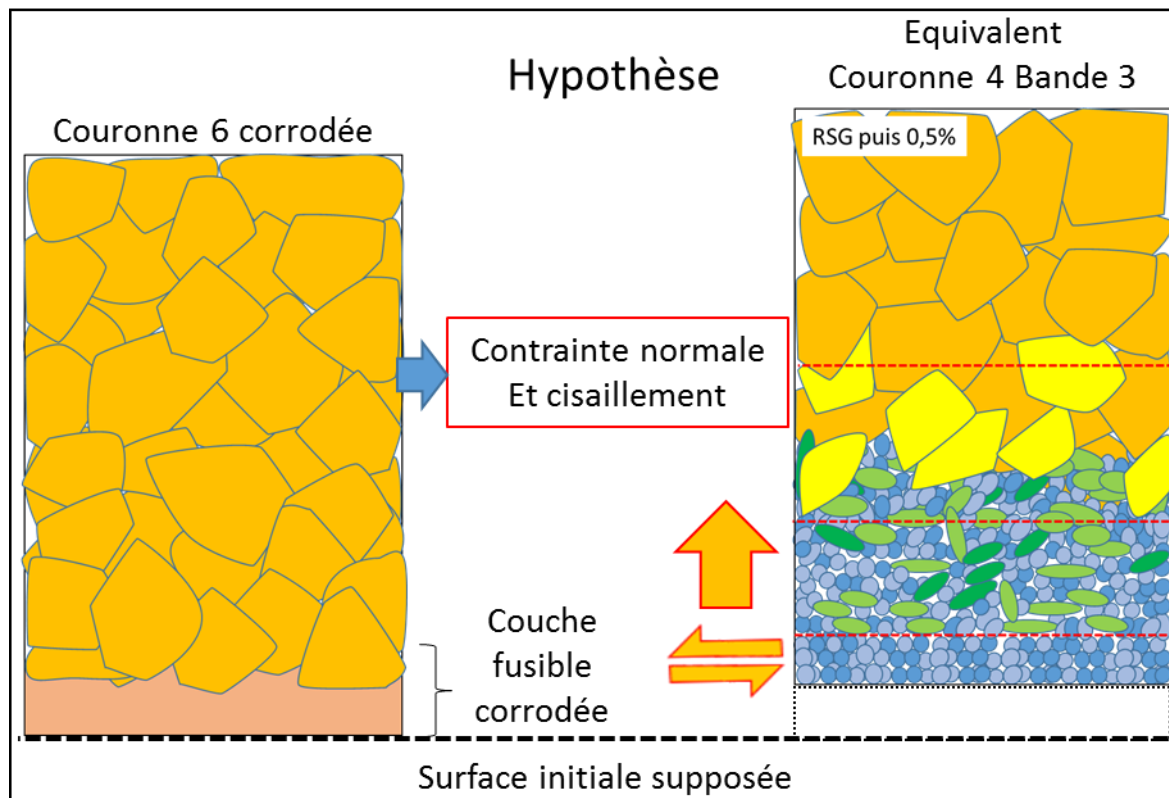


Figure 132 Schéma supposé d'évolution de la microstructure : Effet des contraintes normales et de cisaillement sur une microstructure en présence d'une couche fusible corrodée

III.9.3.6 Formation de la phase blanche

L'ensemble de ces observations a permis de prouver l'efficacité de la couche fusible corrodée (présente sur les deux corps) vis-à-vis des problèmes d'adhésion de surface et d'usure. Les essais des bandes 1 et 2 ont présenté un niveau d'usure proche, alors que le taux de glissement imposé était différent. Ce dernier n'influence principalement que la déformation de la couronne. Il a donc été possible de réaliser un essai plus long en roulement avec glissement avec une usure faible de la bande, besoin identifié à l'issue des observations de la couronne précédente, pour tendre vers la formation de la phase blanche mécanique. Les coupes ont également été observées en microscopie optique et électronique (SE) après attaque au Nital. Localement plusieurs zones semblent présenter des spots ou bandes qui pourraient être de la phase blanche (Figure 133).

Plus particulièrement, sur la bande d'essai 2, en observation optique (Figure 133), une bande blanche fine en surface de moins de $5\mu\text{m}$ est observée. Cette zone rappelle fortement des phases blanche en formation, dont le développement se fait par étapes (Baumann et al., 1996). L'observation en microscopie électronique SE (Figure 134) montre une zone à la frontière peu nette mais à l'aspect mat. L'observation de lamelles de cémentite est impossible à cette échelle d'observation et soutient l'hypothèse de leur dissolution partielle ou complète. Ces observations ne suffisent pas pour affirmer avec certitude la présence de phase blanche sur la bande, mais celle-ci est probable.

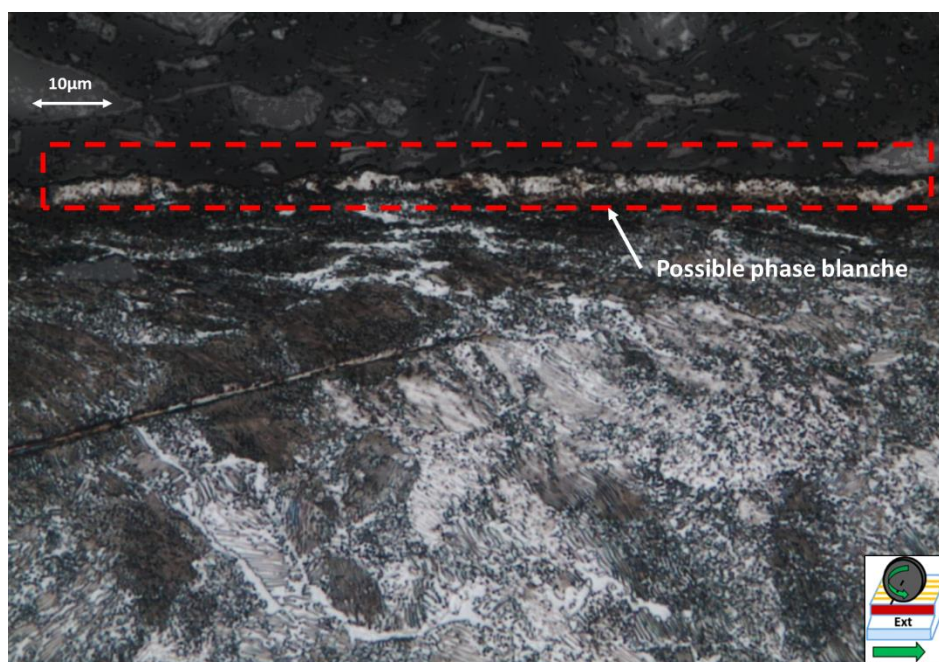


Figure 133 Observation de coupe longitudinale de la bande 2 au microscope optique sur une zone possible de phase blanche après attaque au Nital 4%. Image Roberval

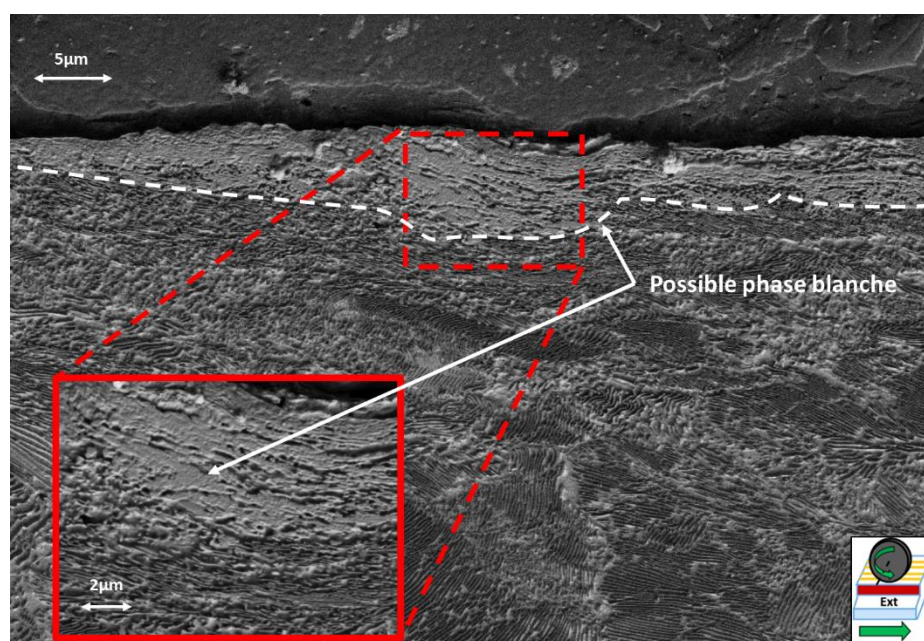


Figure 134 Observation de coupe longitudinale de la bande 2 au microscope électronique à balayage sur une zone possible de phase blanche après attaque au Nital 4%. Image Roberval

Sur la bande d'essai 3 (Figure 135), une couche plus épaisse (5 à 15 μm) et plus régulière est observée en microscopie optique après une attaque au Nital. Cette couche n'apparaît pas blanche mais plutôt grise, probablement à cause d'une attaque insuffisante, ou d'une phase blanche qui n'est pas entièrement formée. Son observation au microscope électronique montre que son aspect est similaire

à la bande observée précédemment. Son aspect est homogène sans lamelle visible. La frontière avec la structure inférieure perlitique est plus nette. Les bandes observées font de plusieurs dizaines jusqu'à la centaine de micromètres et sont réparties sur la longueur de l'échantillon. Une dizaine de spots a été observée sur un centimètre d'échantillon.

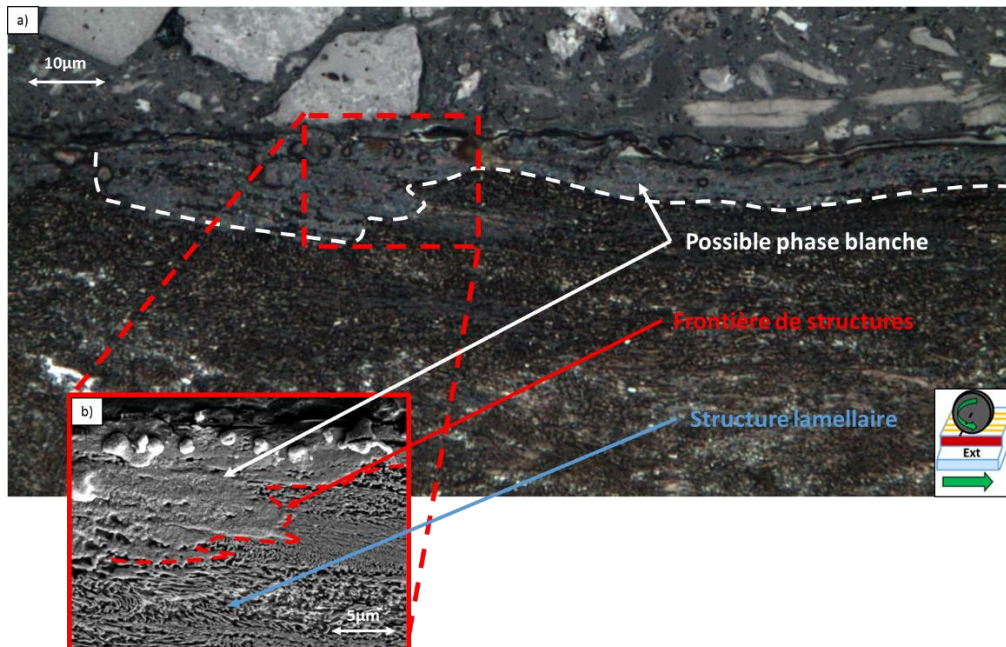


Figure 135 Observation de coupe longitudinale de la bande 3 après attaque au Nital 4%. a) au microscope optique b) au microscope électronique à balayage. Images Roberval

La composition de la phase blanche formée mécaniquement a été discutée au début de ce chapitre. Leur microstructure est généralement proche d'une ferrite déformée sur saturée.

Ces éléments laissent penser que les conditions d'essais imposées sur le banc Triboring ainsi que les conditions de préparation des surfaces des échantillons ont permis d'initier la formation de phases blanches d'origine principalement mécanique et thermique. En particulier, les paramètres d'essais ont été fixés à des valeurs proches de la réalité ferroviaire, telle que le taux de glissement de 0.5%, et aucun apport de chaleur extérieur n'a été ajouté dans la réalisation des essais. Par ailleurs, il n'est pas aisé de mesurer la température au contact, cependant les thermocouples disposés sur le boîtier de roulement de l'arbre du galet ne mesurent pas d'échauffement notable (<5°C), et les deux éprouvettes de galet et de couronne ne sont pas chaudes au toucher à l'issue des essais (y compris après l'essai à 3000 cycles en roulement avec 0.5% de glissement). Ces deux points diffèrent de l'ensemble des essais en laboratoire qui ont abouti à la formation de phase blanche thermique ou thermomécanique.

En début de chapitre, les études présentées montrent que l'identification et la caractérisation de la phase blanche est compliquée, et ne peut être réalisée que sur des phases blanches bien développées. Ses mécanismes de formation pluriels aboutissent à des microstructures et compositions proches mais non uniques. Aussi sa formation est progressive en particulier par le processus principalement mécanique. Pour pouvoir caractériser son état intermédiaire, les relevés de micro ou nano dureté sur les spots de phase blanche pourraient être envisagés pour quantifier l'augmentation de dureté, qui

toutefois peut être associée à l'augmentation globale par écrouissage et par raffinement de la microstructure. L'information de la composition des spots, mais aussi des couches en surface, en particulier le taux de cémentite, serait un marqueur significatif de la dissolution des lamelles et de l'avancement dans la transformation tribologique de surface qu'est la phase blanche. De telles investigations sont en cours de prospection par l'utilisation de sonde atomique tomographique (Atomic Probe Tomography APT) (voir la partie Perspectives).

On peut se poser la question de l'influence de l'effort tangent transversal dû au roulement, sur la formation de la phase blanche mécanique. Nous avons vu que la valeur de l'effort transversal n'est pas négligeable devant l'effort normal ou l'effort longitudinal, et que son effet sur la microstructure est observable sur les coupes. Lors des essais en roulement avec glissement longitudinal imposé, au niveau des bandes, la couronne a donc été cisailée selon les deux directions du plan de roulement. Simon a réalisé l'expertise et l'analyse de rail soumis à l'apparition de squats. Ces rails étaient affectés au préalable de phases blanches. Le rail a été découpé en bandes selon la largeur qui ont été observées selon les trois directions. La carte de synthèse de ces observations montre qu'au lieu de naissance des squats, et donc en présence de phase blanche, le rail est cisailé à la fois dans la direction longitudinale et transversale. Il est donc probable que le cisaillement transversal appliqué sur le banc Triboring ait favorisé la formation de phases blanches (Simon, 2014).

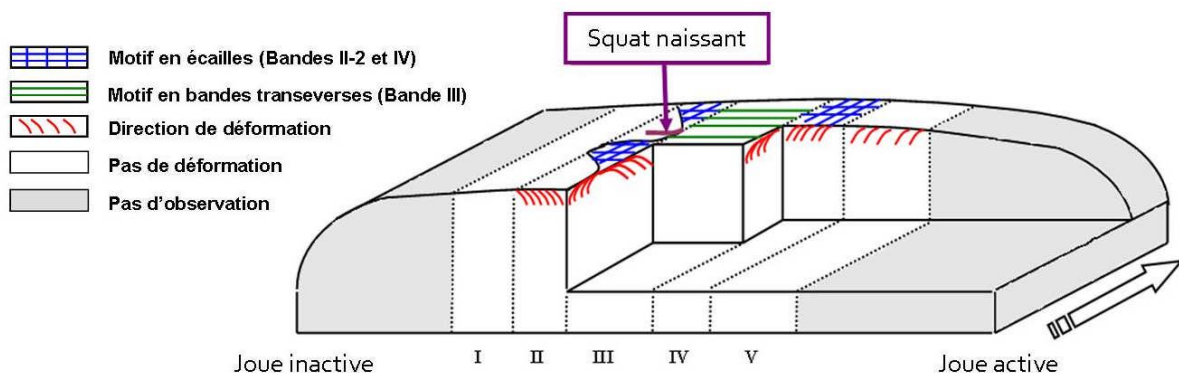


Figure 136 Organisation de la microstructure dans les couches superficielles de la bande de roulement d'un rail en zone à squat (Simon, 2014)

III.10 Conclusion

Dans ce chapitre, deux thématiques ont été abordées : l'étude de l'effet d'une couche fusible sur le mécanisme principal d'accommodation des vitesses, en particulier sur la réduction de l'usure au profit du cisaillement des premiers corps, et l'analyse de la réponse des surfaces et des corps aux sollicitations mécaniques visant à reproduire de la phase blanche mécaniquement formée.

L'état de l'art permet de mettre en évidence les origines multiples de la phase blanche, qui est considérée comme un des éléments initiateurs du défaut de squat. Les deux principaux mécanismes de formation (thermiques et mécaniques) pouvant se produire simultanément, ils aboutissent à des compositions et caractéristiques nuancées des phases blanches. La reproduction expérimentale de la phase blanche principalement thermique a déjà été réalisée, tandis que la phase blanche

principalement mécanique demeure difficile à produire. En particulier, les conditions d'essai requièrent une accumulation progressive de déformation, plutôt qu'un mécanisme soudain pouvant provoquer une forte élévation de température du au frottement et au glissement important. Lors des essais réalisés sur banc bi-disques, le circuit tribologique du banc d'essai favorise l'usure, et ne permet pas de déformer durablement les couches en surface, qui sont éjectées du contact. Les surfaces des échantillons doivent alors être préparées, notamment par l'introduction d'une couche fusible afin de prévenir l'usure. Plusieurs conditions de préparation ont pu être testées, sur des essais visant à reproduire de la phase blanche mécanique :

- Suppression du film anticorrosion de conditionnement par nettoyage des galets à l'acétate d'éthyle. Les résultats d'essai ont montré que la présence de ce film permet d'éviter l'adhésion des surfaces des éprouvettes, provoquant l'arrachement de particules et une usure pulvérulente non représentative du contact roue-rail. Dès lors, l'étape de nettoyage à l'acétate d'éthyle a été supprimée du processus de préparation des échantillons.
- La création d'une couche écrouie en surface de la couronne préalable aux essais de glissement a permis également d'améliorer nettement le comportement en usure et les débits internes de 3^{ième} corps à la surface des éprouvettes. Egalement, l'analyse de coupes des bandes de roulement a mis en évidence l'évolution de la microstructure en fonction de la profondeur, de la direction et du type de sollicitations. Ainsi ont pu être mis en évidence : l'effet d'une contrainte normale en roulement et l'effet de cette même contrainte couplée à un cisaillement en glissement. Tous deux ont été appliqués à une microstructure saine, ou à une microstructure avec une couche écrouie. L'état de la microstructure est également lié à l'usure provoquée par ces sollicitations mécaniques. Aucun spot de phase blanche n'a été observé *in fine* sur ces éprouvettes. L'état de déformation de la microstructure semble indiquer que le niveau de cisaillement cumulé était insuffisant, requérant davantage de cycles cumulés ou un taux de glissement plus élevé.
- Une couche fusible corrodée a été formée sur la couronne et le galet. Ces couches ont également diminué l'usure pour aboutir à des bandes de roulement similaires à celles observées en voie. Ainsi un essai avec plus de cycles a pu être réalisé. Sur les essais avec un cisaillement appliqué par glissement longitudinal, des spots de phase blanche ont pu être observés à la surface des éprouvettes. Les spots sont plus développés sur l'essai long.

Le rôle positif des couches fusibles écrouie et corrodée sur la diminution de l'usure ont été confirmés sur les essais sur Triboring. Leur rôle peut être étendu à d'autres essais tribologiques. Ils ont permis la réalisation d'essais à plus grand nombre de cycles, modifiant progressivement la microstructure des éprouvettes et aboutissant à la formation de phases blanches mécaniques proches de celles observées dans le ferroviaire.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Le développement du transport ferroviaire et l'augmentation du nombre de passagers, maintiennent les problématiques de sécurité au cœur des préoccupations des exploitants de réseaux ferrés. En particulier, les défauts de fatigue de roulement (RCF) et l'usure sont des points essentiels dans la gestion de la maintenance de la voie. Les interactions ayant lieu au contact roue-rail sont sévères et complexes, faisant intervenir des problématiques mécaniques, métallurgiques, physico-chimiques, et tribologiques. La compréhension des phénomènes à l'origine des défauts mettant en jeu l'intégrité du rail est nécessaire pour garantir la sécurité. Cela passe par des investigations à la fois de terrain, numériques et expérimentales en laboratoire. L'utilisation de bancs d'essais expérimentaux, permet de reproduire un ou plusieurs aspects du contact roue-rail selon des critères choisis, mais nécessite de faire des compromis. L'analyse des capacités tribologiques des bancs d'essais ferroviaires existants mettent en évidence un manque. Le banc Triboring développé au LaMCoS en partenariat avec la RATP, comble un manque en proposant notamment une géométrie galet sur rail circulaire. Ceci afin de reproduire au mieux les conditions tribologiques du contact roue-rail, et d'étudier les problématiques de fatigue et d'usure.

Les principaux objectifs de cette étude ont été définis ainsi :

- Validation de la réponse du banc d'essai par rapport à l'objectif de reproduction du contact roue-rail en respectant au mieux le circuit tribologique. Ceci est notamment fait en considérant l'équilibre entre l'usure et la déformation des premiers corps, via les débits de premiers et troisièmes corps. Ils répondent à des mécanismes d'accommodation des vitesses, et ceci aboutit à l'évolution des microstructures des corps et à des faciès des surfaces de roulement.
- Etudier et reproduire (ou initier) de la phase blanche, selon un processus de formation mécanique similaire à celui présent à proximité des défauts de squat observés sur le réseau RATP.

Le premier point peut être divisé en deux aspects :

- La vérification des réponses mécaniques, vibratoires, cinématiques du banc, présentées au chapitre 2 et en annexe. Ceci afin de pouvoir distinguer la réponse du banc, sa « signature », de la réponse de l'interaction roue-rail évaluée.
- La validation du comportement tribologique pendant les essais, notamment à partir de la réponse des premiers et troisièmes corps et des mécanismes d'accommodation des vitesses, en particulier la régulation de l'usure. Ce point est abordé par divers aspects au chapitre 3 et en annexe.

La comparaison des choix de similitudes des bancs d'essai a abouti à la sélection de plusieurs critères qualitatifs et quantitatifs, de reproduction et d'évaluation du contact roue-rail. Parmi eux sont la pression de contact à l'origine de la contrainte normale, et le taux de glissement à l'origine des contraintes de cisaillement. Deux conditions d'essai de référence ont été utilisées pour comparer l'influence de différents paramètres sur la réponse des éprouvettes.

La réponse vibratoire du banc a été considérée en comparant d'une part les fréquences propres données par le modèle CAO de la cellule tribologique, et d'autre part la réponse vibratoire du banc en fonctionnement pendant les différentes phases de la mise en place d'un essai. Cela a permis de constater l'absence de fréquences potentiellement dangereuses pour le banc d'essai.

Les analyses cinématiques ont permis d'étudier l'influence de plusieurs paramètres sur la variabilité du taux de glissement tels que le mauvais positionnement du galet sur le rail, ou un changement de sa géométrie par usure. Il en ressort que les variations possibles du glissement demeurent faibles. De plus, un modèle numérique a été utilisé pour évaluer les contraintes normales et de cisaillement dans plusieurs configurations. En présence de glissement longitudinal imposé selon la valeur de référence, la contrainte de cisaillement est principalement dirigée par le glissement et les variations probables du taux sont sans influence. En absence de glissement, l'effet du spin est révélé sur les éprouvettes, mais reste faible, voire négligeable, devant l'effet d'un effort tangent identifié lors des analyses mécaniques.

L'analyse mécanique des efforts a montré que l'effort normal reste constant pendant l'essai, et que l'effort longitudinal est cohérent avec les conditions de glissement longitudinal. Deux sauts d'effort transversaux ont été mis en évidence :

- Le premier apparaît lors de la mise en contact. L'analyse cinématique d'un modèle de la cellule tribologique en corps rigides a révélé que l'origine de ce saut provient de l'inclinaison d'une plaque, provoquant la compression simultanée d'une partie des capteurs et la traction des autres. La différence de valeurs entre les capteurs comprimés et tractés, liée au décentrage de l'arbre du galet, explique la somme non nulle et ce saut. Le phénomène se produit donc sans effort réellement transmis au contact, mais provoque l'apparition d'un faible angle de roulis. Les résultats du modèle numérique ont montré que cet angle n'a aucune influence sur les contraintes au contact.
- Le second saut quant à lui se produit lors de la mise en rotation du galet et de la couronne. Plusieurs hypothèses (présentées en annexe) ont été soulevées, dont un mauvais positionnement relatif du galet par rapport à la couronne, ou encore un calage lors de la mise en contact. Finalement l'explication mécanique de l'effort centripète lié à la courbure de la couronne et au chargement normal permet d'expliquer ce saut d'effort. Les relevés d'essais en conditions variées valident l'hypothèse. Il subsiste donc pour tous les essais un effort transversal sans mouvement relatif entre les corps, à l'origine de cisaillement mais peu ou pas d'usure. Son effet transversal peut être décorrélié de la direction longitudinale.

L'ensemble des variations d'efforts observées pendant des essais a pu être caractérisé par les analyses mécaniques et cinématiques. Les incertitudes liées au taux de glissement ont été évaluées par les analyses cinématiques. Les réponses du banc sont jugées propices à la réalisation des essais de reproduction du contact roue-rail réalistes.

L'étude des bandes de roulement des essais de caractérisation en annexe, associée aux analyses mécaniques, métallurgiques et tribologiques ont contribué à l'évolution de la géométrie des éprouvettes et des conditions d'essai afin de converger vers un comportement tribologique proche du contact roue-rail en voie. Les résultats présentés au troisième chapitre sur la préparation des éprouvettes contribuent à aboutir vers une configuration d'essai efficace par l'introduction d'une couche « fusible ». Cette couche permet de retarder l'accommodation par usure au profit du

cisaillement des premiers corps. Les effets d'une couche fusible de type écrouie en surface de la couronne, ou d'une couche fusible de type corrodée en surface de la couronne et du galet, ont présenté une nette amélioration de la réponse tribologique des corps.

Pour cela, trois couronnes correspondant à trois conditions de préparation de surface ont été évaluées, en comparant des essais dans les conditions de référence en roulement et en glissement. Les essais et les analyses ont été réalisés en gardant en vue l'objectif de reproduction de la phase blanche avec les conditions d'essais de référence.

- L'étape de nettoyage des galets à l'acétate d'éthyle a été retirée du processus de préparation après les essais de référence de la première couronne. Ce nettoyage rend les surfaces trop réactives et propices à une adhésion élevée provoquant une usure importante non représentative du contact roue-rail. Les essais de référence de la couronne 4 sans ce nettoyage confirment que ce comportement des surfaces est lié à ce nettoyage.
- Les trois bandes de roulement de la couronne 4 ont été analysées en surface mais également selon des coupes longitudinales et transversales. A l'aide de collaborations avec les laboratoires MATEIS de l'INSA de Lyon et Roberval de l'UTC de Compiègne, des cartographies EBSD ont pu être réalisées. Elles ont permis de caractériser jusqu'en très proche surface l'évolution de la microstructure, pas seulement au niveau des colonies de perlite, mais aussi au niveau des nodules et de la maille cristalline. Sur les premières dizaines de micromètres, la fragmentation de la structure cristalline a pu être évaluée et différenciée selon la profondeur, le type et la direction de sollicitation. Les deux essais de référence ont permis de distinguer l'effet de la présence de glissement longitudinal imposé sur l'évolution de la microstructure, avant d'évaluer l'effet d'une couche fusible écrouie. L'usure observée et les faciès des surfaces des bandes de roulement ont été améliorés en particulier en présence d'une couche fusible écrouie. Les coupes EBSD ont mis en évidence le gradient de fragmentation et de déformation de la microstructure, et son évolution progressive vers un état plus propice à former de la phase blanche mécanique. Toutefois aucun îlot de phase blanche n'a été observé sur les éprouvettes. L'état de déformation de la microstructure semble indiquer que le niveau de cisaillement cumulé était insuffisant, requérant davantage de cycles cumulés ou un taux de glissement plus élevé.
- Les conditions de préparation de la couronne 6 ont permis de réaliser un essai plus long. Une autre couche fusible a été testée par la création d'une couche corrodée sur les éprouvettes de couronne et de galet. Les essais de référence ont permis de comparer avec la couronne précédente dans une certaine mesure, l'évolution de la microstructure et des bandes de roulement avec ou sans couche fusible corrodée. Celle-ci montre un effet positif sur l'usure évitant une adhésion indésirable des surfaces. Contrairement à la couche écrouie, qui s'use moins et déforme davantage le matériau, la couche fusible corrodée s'use progressivement pendant que la microstructure inférieure se modifie. Les deux couches fusibles utilisent donc un mécanisme différent mais remplissent chacune leur objectif de protection de la surface d'une usure trop importante pour permettre l'évolution de la microstructure.

Un essai en glissement a également été réalisé avec trois fois plus de cycles en glissement. Le rôle protecteur de la couche fusible a pu être confirmé. Pour les deux essais en glissement réalisés, les coupes avec une attaque au Nital ont révélé des zones qui semblent être des îlots de phase blanche.

Leur aspect est assez similaire à de la phase blanche en formation, et est plus développé sur l'essai le plus long. Les îlots étant relativement de petite taille, il n'est pas possible d'affirmer avec certitude la présence de phase blanche mais celle-ci est probable.

Perspectives

Ces résultats ouvrent diverses perspectives.

La caractérisation de ces îlots peut être poursuivie. La difficulté de caractériser la phase blanche bien développée réside notamment dans le fait que sa formation et ainsi sa composition, sont multiples et complexes. Pour caractériser les îlots, le critère de dureté serait difficile à mettre en œuvre sur des petites zones et incomplet car il ne suffit pas à caractériser la phase blanche. Le taux de dissolution de la cémentite semble *a priori* la voie la plus intéressante pour évaluer l'évolution d'une phase blanche en formation. Pour cela des investigations à l'aide de sonde atomique tomographique sont en prospection notamment auprès de Xavier Sauvage de l'université de Rouen. En effet les travaux de Sauvage (Sauvage et al., 2009, 2000) et de Li (Y. J. Li et al., 2011) montrent les capacités d'analyse possibles pour caractériser les nanostructures, notamment dans le cas d'aciers perlitiques soumis à de fortes déformations. Ces travaux permettent également d'aboutir à des études numériques sur la dissolution de la cémentite de ces aciers (Chen et al., 2017). Par ailleurs Li a notamment utilisé cette technique pour caractériser la composition et plus particulièrement le taux de carbone dans des zones similaires aux phases blanches (White Etching Area) au sein d'aciers martensitiques (Li et al., 2017).

Du point de vue du rôle des couches fusibles sur la protection des surfaces, les deux méthodes ont montré leur efficacité vis-à-vis de l'usure. La couche fusible corrodée a l'avantage d'être présente sur les deux éprouvettes contrairement à la couche écrouie présente uniquement sur la couronne. L'usure du galet demeure la plus difficile à appréhender en particulier car le nombre de cycles est mécaniquement plus élevé, et peut être à l'origine de débits de troisième corps sur les bandes de roulement. La réalisation de galets en acier plus dur et plus proche des propriétés mécaniques des roues ferroviaires, est donc envisagée pour minimiser ces débits. Les difficultés à soulever pour réaliser ces éprouvettes, qui ont initialement orienté la réalisation des galets à partir d'acier à rail, sont précisées dans le chapitre 2. Ces nouvelles éprouvettes pourraient être réalisées directement en acier à roue, ou bien à partir d'autres aciers avec un traitement thermique adéquat.

Le banc Triboring est également en cours d'évolution afin de permettre le montage d'une seconde cellule tribologique et d'un second galet. Cela ouvre de multiples possibilités telles que la réalisation plus rapide de cycles sur la couronne, en maintenant plus longtemps les conditions de contact d'un galet neuf. Il sera également possible de définir deux conditions de roulement différentes entre les deux galets, permettant d'alterner celles subies par la couronne. Cela permet de se rapprocher d'une configuration de contacts successifs entre des essieux d'une rame. En effet, entre une roue menante ou menée, les sollicitations peuvent être très variables (Grassie and Elkins, 2005; Simon, 2014). Cet aspect peut également être amélioré en décalant les bandes de roulement des deux galets de manière à ce qu'ils se recouvrent partiellement. Cela permet de combiner une triple condition de contact sur une même bande de roulement. De plus les défauts de type squat sont plus propices à se développer sur des zones du rail (selon le sens longitudinal ou transversal), où les sollicitations sont variables (Grassie, 2016; Simon, 2014).

Références

- Ahlström, J., 2016. Residual stresses generated by repeated local heating events – Modelling of possible mechanisms for crack initiation. *Wear* 366–367, 180–187.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.05.029>
- Ahlström, J., 2015. Crack initiation caused by repeated local heating events – Modelling of possible mechanisms. p. 7.
- Ahlström, J., Karlsson, B., 1999. Microstructural evaluation and interpretation of the mechanically and thermally affected zone under railway wheel flats. *Wear* 232, 1–14.
[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(99\)00166-0](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(99)00166-0)
- Aknin, P., Pascal, J.P., Bettembourg, J.P.J., Prasil, B., 1996. Contribution of railway dynamics codes to the understanding of the metallurgical behavior of the rail tread. *Wear* 191, 126–132.
[https://doi.org/10.1016/0043-1648\(95\)06711-6](https://doi.org/10.1016/0043-1648(95)06711-6)
- Alaneme, K.K., Okotete, E.A., 2019. Recrystallization mechanisms and microstructure development in emerging metallic materials: A review. *Journal of Science: Advanced Materials and Devices* 4, 19–33. <https://doi.org/10.1016/j.jsamd.2018.12.007>
- Alawadhi, M.Y., Sabbaghianrad, S., Huang, Y., Langdon, Terence.G., 2017. Direct influence of recovery behaviour on mechanical properties in oxygen-free copper processed using different SPD techniques: HPT and ECAP. *Journal of Materials Research and Technology* 6, 369–377.
<https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2017.05.005>
- Al-Juboory, A., Wexler, D., Li, H., Zhu, H., Lu, C., McCusker, A., McLeod, J., Pannil, S., Wang, Z., 2017. Squat formation and the occurrence of two distinct classes of white etching layer on the surface of rail steel. *International Journal of Fatigue* 104, 52–60.
<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.07.005>
- Al-Juboory, A., Zhu, H., Wexler, D., Li, H., Lu, C., McCusker, A., McLeod, J., Pannila, S., Barnes, J., 2019. Evolution of rail surface degradation in the tunnel: The role of water on squat growth under service conditions. *Engineering Fracture Mechanics* 209, 32–47.
<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2019.01.018>
- Al-Juboory, A., Zhu, H., Wexler, D., Li, H., Lu, C., McCusker, A., McLeod, J., Pannila, S., Barnes, J., 2018. STRUCTURAL AND MICROSTRUCTURAL INVESTIGATION OF TWO DISTINCT CLASSES OF WHITE ETCHING LAYER FORMATION ON THE RAIL SURFACE 7.
- Allen, P.D., Iwnicki, S.D., 2001. The critical speed of a railway vehicle on a roller rig. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 215, 55–64.
<https://doi.org/10.1243/0954409011531396>
- Allotta, B., Pugi, L., Malvezzi, M., Bartolini, F., Cangilioli, F., 2010. A scaled roller test rig for high-speed vehicles. *Vehicle System Dynamics* 48, 3–18. <https://doi.org/10.1080/00423111003663576>
- Alwahdi, F.A.M., Kapoor, A., Franklin, F.J., 2013. Subsurface microstructural analysis and mechanical properties of pearlitic rail steels in service. *Wear* 302, 1453–1460.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2012.12.058>
- Antoni, G., Lebon, Frédéric., Desoyer, T., Université de Provence (1970-2011)., Université de Provence., Section sciences., Ecole Doctorale Sciences pour l'Ingénieur : Mécanique, P., Micro et Nanoélectronique (Marseille)., 2010. Transformations tribologiques de surface une approche thermo-mécanique. [s.n.], [S.l.].
- Autorité de Régulation des Activités Ferroviaires et Routières, 2018. Bilan annuel marche ferroviaire voyageurs 2015-2016.
- Autorité de Régulation des Activités Ferroviaires et Routières, 2017. Rapport Annuel d'activité ARAFER.
- Ayasse, J., Chollet, H., 2005. Determination of the wheel rail contact patch in semi-Hertzian conditions. *Vehicle System Dynamics* 43, 161–172.
<https://doi.org/10.1080/00423110412331327193>

- Baumann, G., Fecht, H.J., Liebelt, S., 1996. Formation of white-etching layers on rail treads. *Wear* 191, 133–140. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(95\)06733-7](https://doi.org/10.1016/0043-1648(95)06733-7)
- Beneš, L., 2012. On wheel–rail contact surface phenomena with structural changes and ‘White Etching Layers’ generation. *Transport* 27, 196–205. <https://doi.org/10.3846/16484142.2012.696214>
- Bernsteiner, C., Müller, G., Meierhofer, A., Six, K., Künstner, D., Dietmaier, P., 2016. Development of white etching layers on rails: simulations and experiments. *Wear* 366–367, 116–122. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.028>
- Berthier, Y., 1988. Mécanismes et tribologie.
- Berthier, Y., Descartes, S., Busquet, M., Niccolini, E., Desrayaud, C., Baillet, L., Baietto-Dubourg, M.C., 2004. The role and effects of the third body in the wheel–rail interaction. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 27, 423–436. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2004.00764.x>
- Bertrand, J.P., Bettembourg, J.P.J., 1997. Phase blanche dans les rails – Caractères métallurgiques et approche mécaniques sur ses conditions de formation (Rapport interne No. MPM 97 N 1126). IRSID.
- Birmingham Univ, 2011. Train testing - Birmingham Centre for Rail Research and Education - University of Birmingham [WWW Document]. URL <https://www.birmingham.ac.uk/research/activity/railway/research/train-specification.aspx> (accessed 10.17.18).
- Blok, H., 1963. The flash temperature concept. *Wear* 6, 483–494. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(63\)90283-7](https://doi.org/10.1016/0043-1648(63)90283-7)
- Bogdański, S., 2005. Liquid–solid interaction at opening in rolling contact fatigue cracks. *Wear* 258, 1273–1279. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.03.037>
- Bogdański, S., Lewicki, P., 2008. 3D model of liquid entrapment mechanism for rolling contact fatigue cracks in rails. *Wear* 265, 1356–1362. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.03.014>
- British Steel, 2017. British Steel R260 Composition.
- Bruni, S., Cheli, F., Resta, F., 2001. A model of an actively controlled roller rig for tests on full-size railway wheelsets. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 215, 277–288. <https://doi.org/10.1243/0954409011531576>
- Bruzelius, K., Mba, D., 2004. An initial investigation on the potential applicability of Acoustic Emission to rail track fault detection. *NDT & E International* 37, 507–516. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2004.02.001>
- Burgelman, N., Li, Z., Dollevoet, R., 2014. A new rolling contact method applied to conformal contact and the train–turnout interaction. *Wear* 321, 94–105. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2014.10.008>
- Busquet, M., Baillet, L., Bordreuil, C., Berthier, Y., 2005. 3D finite element investigation on the plastic flows of rolling contacts—correlation with railhead microstructural observations. *Wear, Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems* 258, 1071–1080. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.03.069>
- Carroll, R.I., Beynon, J.H., 2007. Rolling contact fatigue of white etching layer: Part 1 Crack morphology 14.
- Carter, F.W., 1926. On the Action of a Locomotive Driving Wheel. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 112, 151–157. <https://doi.org/10.1098/rspa.1926.0100>
- Chen, Hu, Ji, Y., Zhang, C., Liu, W., Chen, Hao, Yang, Z., Chen, L.-Q., Chen, L., 2017. Understanding cementite dissolution in pearlitic steels subjected to rolling-sliding contact loading: A combined experimental and theoretical study. *Acta Materialia* 141, 193–205. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2017.09.017>
- Chollet, H., 1991. Etude en similitude mécanique des efforts tangents au contact roue-rail. Université Paris 6.

- Clayton, P., 1996. Tribological aspects of wheel-rail contact: a review of recent experimental research. *Wear* 191, 170–183. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(95\)06651-9](https://doi.org/10.1016/0043-1648(95)06651-9)
- Colas, G., 2013. Utilisation raisonnée de contaminants pour caractériser la rhéologie des 1ers et 3ème corps solides : Application à la tribologie en ambiances spatiales. INSA de Lyon, Lyon.
- Commissariat général au développement durable, 2018. Bilan de la qualité de l'air extérieur en France en 2017.
- Commissariat général au développement durable, Pappalardo, M., Armoogum, J., Hubert, J.-P., Roux, S., Paris-Est, P., Jeannic, T.L., Quételard, B., Nord-Picardie, C., Papon, F., de Solère, R., François, D., Robin, M., Grimal, R., Bouffard-Savary, E., Longuar, Z., Nicolas, J.-P., Verry, D., Caenen, Y., Île-de-France, Insee, Couderc, C., Courel, J., Île-de-France, IAU, Paulo, C., Siméon, T., 2010. La mobilité des Français Panorama issu de l'enquête nationale transports et déplacements 2008 228.
- Commission des Comptes des Transports de la Nation, 2018. Les comptes des transports en 2017 55e rapport de la Commission des comptes des transports de la Nation.
- Cuervo, P.A., Santa, J.F., Toro, A., 2015. Correlations between wear mechanisms and rail grinding operations in a commercial railroad. *Tribology International* 82, 265–273. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2014.06.025>
- Damme, S., Nackenhorst, U., Wetzell, A., Zastra, B.W., 2003. On the Numerical Analysis of the Wheel-Rail System in Rolling Contact, in: Popp, K., Schiehlen, W. (Eds.), *System Dynamics and Long-Term Behaviour of Railway Vehicles, Track and Subgrade*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 155–174. https://doi.org/10.1007/978-3-540-45476-2_10
- Dang Van, K., Maitournam, M.H., 2002. On some recent trends in modelling of contact fatigue and wear in rail. *Wear* 253, 219–227. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(02\)00104-7](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(02)00104-7)
- de Beer, F.G., Janssens, M.H.A., Kooijman, P.P., 2003. Squeal noise of rail-bound vehicles influenced by lateral contact position. *Journal of Sound and Vibration* 267, 497–507. [https://doi.org/10.1016/S0022-460X\(03\)00710-7](https://doi.org/10.1016/S0022-460X(03)00710-7)
- Deng, X., Qian, Z., Li, Z., Dollevoet, R., 2018. Investigation of the formation of corrugation-induced rail squats based on extensive field monitoring. *International Journal of Fatigue* 112, 94–105. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.03.002>
- Docquier, N., Fisette, P., n.d. A SCALED-BOGIE TEST BENCH TO UNDERSTAND AND DEMYSTIFY WHEEL/RAIL CONTACT DYNAMICS 7.
- Doherty, R.D., Hughes, D.A., Humphreys, F.J., Jonas, J.J., Jensen, D.J., Kassner, M.E., King, W.E., McNelley, T.R., McQueen, H.J., Rollett, A.D., 1997. Current issues in recrystallization: a review. *Materials Science and Engineering A* 56.
- Dollevoet, R.P., 2010. Design of an anti head check profile based on stress relief. University of Twente [Host, Enschede].
- Dylewski, B., 2016. Caractérisation expérimentale multi-échelles et multi-techniques du rail prélevé en service - De la déformation plastique sévère et des évolutions de microstructure à l'amorçage de fissures par Fatigue de Contact de Roulement. UNIVERSITE DE TECHNOLOGIE DE COMPIEGNE, Compiègne.
- Eleöd, A., Oucherif, F., Devecz, J., Berthier, Y., 1999. Conception of numerical and experimental tools for study of the Tribological Transformation of Surface (TTS), in: Dowson, D., Priest, M., Taylor, C.M., Ehret, P., Childs, T.H.C., Dalmaz, G., Berthier, Y., Flamand, L., Georges, J.-M., Lubrecht, A.A. (Eds.), *Tribology Series*. Elsevier, pp. 673–682. [https://doi.org/10.1016/S0167-8922\(99\)80087-X](https://doi.org/10.1016/S0167-8922(99)80087-X)
- Elwazri, A.M., Wanjara, P., Yue, S., 2005. The effect of microstructural characteristics of pearlite on the mechanical properties of hypereutectoid steel. *Materials Science and Engineering: A* 404, 91–98. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2005.05.051>
- Fagiani, R., 2011. Tribological activation of tactile receptors by vibrations induced at the finger contact surface 136.

- Fagiani, R., Massi, F., Chatelet, E., Berthier, Y., Sestieri, A., 2011. Design and validation of an experimental set-up for the analysis of friction induced vibrations at the finger contact surface.
- Fletcher, D.I., Hyde, P., Kapoor, A., 2008. Modelling and full-scale trials to investigate fluid pressurisation of rolling contact fatigue cracks. *Wear* 265, 1317–1324. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.02.025>
- Gallego, L., 2007. Fretting et usure des contacts mécaniques : modélisation numérique 255.
- Godet, M., 1984. The third-body approach: A mechanical view of wear. *Wear* 100, 437–452. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(84\)90025-5](https://doi.org/10.1016/0043-1648(84)90025-5)
- Government of Canada, T.S.B. of C., 2015. Railway Investigation Report R13E0142 - Transportation Safety Board of Canada [WWW Document]. URL <http://www.tsb.gc.ca/eng/rapports-reports/rail/2013/r13e0142/r13e0142.asp> (accessed 8.14.18).
- Grassie, S.L., 2016. Studs and squats: The evolving story. *Wear* 366–367, 194–199. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.021>
- Grassie, S.L., Elkins, J.A., 2005. Tractive effort, curving and surface damage of rails. *Wear* 258, 1235–1244. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.03.064>
- Hana, J., 2016. Modélisation de l'usure et l'endommagement des contacts nus et revêtus sous chargement de fretting par une méthode semi-analytique 183.
- Héran, F., 2015. Le retour de la bicyclette, La Découverte Poche.
- Hernandez, E.A.G., 2008. Wheel and Rail Contact Simulation Using a Twin Disc Tester.
- Heyder, R., Brehmer, M., 2014. Empirical studies of head check propagation on the DB network. *Wear* 314, 36–43. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.11.035>
- Hibbitt, K., 2013. Abaqus : User's manuel : Version 6.13 Hibbitt Karlsson & Sorensen, incorporated.
- Hohenwarter, A., Taylor, A., Stock, R., Pippan, R., 2011. Effect of Large Shear Deformations on the Fracture Behavior of a Fully Pearlitic Steel. *Metallurgical and Materials Transactions A* 42, 1609–1618. <https://doi.org/10.1007/s11661-010-0541-7>
- Hsu, S.S., Huang, Z., Iwnicki, S.D., Thompson, D.J., Jones, C.J.C., Xie, G., Allen, P.D., 2007. Experimental and theoretical investigation of railway wheel squeal. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 221, 59–73. <https://doi.org/10.1243/0954409JRRT85>
- Institut National de la Statistique et des Etudes Economiques, 2017. Insee Première (No. 1629).
- International Union of Railways, 2002. UIC Code 712 Rail Defects. UIC, Paris.
- Ishida, M., Maruyama, Y., Sasaki, T., 2014. White Etching Layer Formed on Rail Surface and its Detection Method. <https://doi.org/10.4203/ccp.104.186>
- Iwnicki, S., Björklund, S., Enblom, R., 2009. 3 - Wheel–rail contact mechanics, in: Lewis, R., Olofsson, U. (Eds.), *Wheel–Rail Interface Handbook*. Woodhead Publishing, pp. 58–92. <https://doi.org/10.1533/9781845696788.1.58>
- Jannik, Theyssen, Aglat, Arthur, 2017. Design of a Test Rig for Railway Curve Squealing Noise. Chalmers University of Technology.
- Jaschinski, A., Chollet, H., Iwnicki, S., Wickens, A., Wörzen, J., 1999. The Application of Roller Rigs to Railway Vehicle Dynamics. *Vehicle System Dynamics* 31, 345–392. <https://doi.org/10.1076/vesd.31.5.345.8360>
- Jin, Y., Ishida, M., Namura, A., 2011. Experimental simulation and prediction of wear of wheel flange and rail gauge corner. *Wear* 271, 259–267. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.10.032>
- Johnson, K.L., 1985. *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, Cambridge. <https://doi.org/10.1017/CBO9781139171731>
- Johnson, K.L., 1963. Plastic flow and residual stresses in rolling and sliding contact, in: *Institution of Mechanical Engineers on Rolling Contact Fatigue*. London, pp. 54–65.
- Kalivoda, J., Bauer, P., 2016. ROLLER RIG TESTING AT THE CZECH TECHNICAL UNIVERSITY. *Science and Transport Progress. Bulletin of Dnipropetrovsk National University of Railway Transport* 0, 125–133. <https://doi.org/10.15802/stp2016/77994>

- Kalker, J.J., 1991. Wheel-rail rolling contact theory. *Wear* 144, 243–261.
[https://doi.org/10.1016/0043-1648\(91\)90018-P](https://doi.org/10.1016/0043-1648(91)90018-P)
- Kalker, J.J., 1972. On Elastic Line Contact. *Journal of Applied Mechanics* 39, 1125–1132.
<https://doi.org/10.1115/1.3422841>
- Kammerhofer, C., Hohenwarter, A., Pippan, R., 2014. A novel laboratory test rig for probing the sensitivity of rail steels to RCF and wear – first experimental results. *Wear* 316, 101–108.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2014.04.008>
- Kapoor, A., Johnson, K.L., 1994. Plastic ratchetting as a mechanism of metallic wear. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical and Physical Sciences* 445, 367.
<https://doi.org/10.1098/rspa.1994.0066>
- Kim, M.-S., Park, J.-H., You, W.-H., 2008. Construction of Active Steering Control System for the Curving Performance Analysis of the Scaled Railway Vehicle 5.
- Knothe, K., Liebelt, S., 1995. Determination of temperatures for sliding contact with applications for wheel-rail systems. *Wear* 189, 91–99. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(95\)06666-7](https://doi.org/10.1016/0043-1648(95)06666-7)
- Kounoudji, K.A., 2016. “Intimité tribologique” des contacts d’un assemblage boulonné. Contrôle du serrage, du dévissage, ...des assemblages d’aéro-structures et conséquences sur leur conception.
- Kurzeck, B., Valente, L., 2011. A novel mechatronic running gear: concept, simulation and scaled roller rig testing 10.
- Langueh, A.M.G., 2013. Contribution au dimensionnement des roues ferroviaires en fatigue de contact de roulement.
- Li, S., Wu, J., Petrov, R.H., Li, Z., Dollevoet, R., Sietsma, J., 2016. “Brown etching layer”: A possible new insight into the crack initiation of rolling contact fatigue in rail steels? *Engineering Failure Analysis* 66, 8–18. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2016.03.019>
- Li, Y.J., Choi, P., Borchers, C., Westerkamp, S., Goto, S., Raabe, D., Kirchheim, R., 2011. Atomic-scale mechanisms of deformation-induced cementite decomposition in pearlite. *Acta Materialia* 59, 3965–3977. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2011.03.022>
- Li, Y.J., Herbig, M., Goto, S., Raabe, D., 2017. Atomic scale characterization of white etching area and its adjacent matrix in a martensitic 100Cr6 bearing steel. *Materials Characterization* 123, 349–353. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2016.12.002>
- Li, Z., Dollevoet, R., Molodova, M., Zhao, X., 2011. Squat growth—Some observations and the validation of numerical predictions. *Wear* 271, 148–157.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.10.051>
- Li, Z., Zhao, X., Esveld, C., Dollevoet, R., Molodova, M., 2008. An investigation into the causes of squats—Correlation analysis and numerical modeling. *Wear* 265, 1349–1355.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.02.037>
- Linck, V., 2005. Modélisation numérique temporelle d’un contact frottant - Mise en évidence d’instabilités locales de contact - Conséquences tribologiques. INSA de Lyon.
- Liu, Q.Y., Zhang, B., Zhou, Z.R., 2003. An experimental study of rail corrugation. *Wear* 255, 1121–1126. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(03\)00213-8](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(03)00213-8)
- Lojkowski, W., Djahanbakhsh, M., Bürkle, G., Gierlotka, S., Zielinski, W., Fecht, H.-J., 2001. Nanostructure formation on the surface of railway tracks. *Materials Science and Engineering: A* 303, 197–208. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(00\)01947-X](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(00)01947-X)
- Magel, E., Mutton, P., Ekberg, A., Kapoor, A., 2016. Rolling contact fatigue, wear and broken rail derailments. *Wear* 366–367, 249–257. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.06.009>
- Magel, E.E., Kalousek, J., 2002. The application of contact mechanics to rail profile design and rail grinding. *Wear* 253, 308–316. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(02\)00123-0](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(02)00123-0)
- Mai, S.H., Gravouil, A., Nguyen-Tajan, M.L., Trollé, B., 2017. Numerical simulation of rolling contact fatigue crack growth in rails with the rail bending and the frictional contact. *Engineering Fracture Mechanics* 174, 196–206. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2016.12.019>
- MATEIS, CorriS, 2006. Corrosion par piqûres [WWW Document]. URL https://www.cdcorrosion.com/mode_corrosion/corrosion_piqure.htm (accessed 7.9.19).

- Matsumoto, A., Sato, Y., Ono, H., Wang, Y., Yamamoto, M., Tanimoto, M., Oka, Y., 2002. Creep force characteristics between rail and wheel on scaled model. *Wear* 253, 199–203. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(02\)00100-X](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(02)00100-X)
- Matsumoto, A., Sato, Yasuhiro, Ohno, H., Tomeoka, M., Matsumoto, K., Kurihara, J., Ogino, T., Tanimoto, M., Kishimoto, Y., Sato, Yoshi, Nakai, T., 2008. A new measuring method of wheel–rail contact forces and related considerations. *Wear* 265, 1518–1525. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.02.031>
- Messaadi, M., Steenbergen, M., 2018a. SUSCEPTIBILITY OF PEARLITIC RAIL GRADES TO THERMAL WHITE ETCHING LAYER FORMATION 11.
- Messaadi, M., Steenbergen, M., 2018b. Stratified surface layers on rails. *Wear* 414–415, 151–162. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.07.019>
- Meymand, S.Z., Ahmadian, M., 2016. Design, development, and calibration of a force-moment measurement system for wheel–rail contact mechanics in roller rigs. *Measurement* 81, 113–122. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2015.12.012>
- Michitsuji, Y., Suda, Y., 2006. Running performance of power-steering railway bogie with independently rotating wheels. *Vehicle System Dynamics* 44, 71–82. <https://doi.org/10.1080/00423110600867416>
- Murugan, H., 2018. Study of White Etching Layer in Rail Steel R260Mn by Thermo-Mechanical Simulation. Delft.
- Musin, F., Belyakov, A., Kaibyshev, R., Motohashi, Y., Itoh, G., Tsuzaki, K., 2010. Microstructure evolution in a cast 1421Al alloy during hot equal-channel angular extrusion. *Reviews on Advanced Materials Science* 25.
- Myamlin, S., Kalivoda, J., Neduzha, L., 2017. Testing of Railway Vehicles Using Roller Rigs. *Procedia Engineering* 187, 688–695. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.04.439>
- Naeimi, M., Li, Z., Petrov, R.H., Sietsma, J., Dollevoet, R., 2018. Development of a New Downscale Setup for Wheel-Rail Contact Experiments under Impact Loading Conditions. *Experimental Techniques* 42, 1–17. <https://doi.org/10.1007/s40799-017-0216-z>
- Nakkalil, R., 1991. Formation of adiabatic shear bands in eutectoid steels in high strain rate compression. *Acta Metallurgica et Materialia* 39, 2553–2563. [https://doi.org/10.1016/0956-7151\(91\)90070-H](https://doi.org/10.1016/0956-7151(91)90070-H)
- Newcomb, S.B., Stobbs, W.M., 1984. A transmission electron microscopy study of the white-etching layer on a rail head. *Materials Science and Engineering* 66, 195–204. [https://doi.org/10.1016/0025-5416\(84\)90180-0](https://doi.org/10.1016/0025-5416(84)90180-0)
- Niccolini, E., 2001. Adhérence roue/rail en traction : réalité tribologique en condition de démarrage. INSA de Lyon.
- Observatoire des déplacements à Paris, 2018. Le bilan des déplacements en 2017 à Paris.
- Olofsson, U., Nilsson, R., 2002. Surface cracks and wear of rail: A full-scale test on a commuter train track. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 216, 249–264. <https://doi.org/10.1243/095440902321029208>
- Olofsson, U., Telliskivi, T., 2003. Wear, plastic deformation and friction of two rail steels—a full-scale test and a laboratory study. *Wear* 254, 80–93. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(02\)00291-0](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(02)00291-0)
- Österle, W., Rooch, H., Pyzalla, A., Wang, L., 2001. Investigation of white etching layers on rails by optical microscopy, electron microscopy, X-ray and synchrotron X-ray diffraction. *Materials Science and Engineering: A* 303, 150–157. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(00\)01842-6](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(00)01842-6)
- Pal, S., Daniel, W.J.T., Farjoo, M., 2013. Early stages of rail squat formation and the role of a white etching layer. *International Journal of Fatigue* 52, 144–156. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.02.016>
- Pal, S., Valente, C., Daniel, W., Farjoo, M., 2012. Metallurgical and physical understanding of rail squat initiation and propagation. *Wear* 284–285, 30–42. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2012.02.013>

- Pan, R., Ren, R., Chen, C., Zhao, X., 2017. The microstructure analysis of white etching layer on treads of rails. *Engineering Failure Analysis* 82, 39–46. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.06.018>
- Panunzio, A., 2018. Influence des irrégularités de la voie sur la fatigue du rail.
- Panunzio, A.M., Puel, G., Cottureau, R., Simon, S., Quost, X., 2017. Construction of a stochastic model of track geometry irregularities and validation through experimental measurements of dynamic loading. *Vehicle System Dynamics* 55, 399–426. <https://doi.org/10.1080/00423114.2016.1269935>
- Pointner, P., 2008. High strength rail steels—The importance of material properties in contact mechanics problems. *Wear* 265, 1373–1379. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.03.015>
- Popović, Z., Lazarević, L., Brajović, L., Vilotijević, M., 2015. The Importance of Rail Inspections in the Urban Area -Aspect of Head Checking Rail Defects. *Procedia Engineering, International Scientific Conference Urban Civil Engineering and Municipal Facilities (SPbUCEMF-2015)* 117, 596–608. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.08.220>
- Porcaro, R.R., Faria, G.L., Godefroid, L.B., Apolonio, G.R., Cândido, L.C., Pinto, E.S., 2019. Microstructure and mechanical properties of a flash butt welded pearlitic rail. *Journal of Materials Processing Technology* 270, 20–27. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.02.013>
- Quost, X., 2005. Modélisation de l'effet du vent sur les trains à grande vitesse. : Une étude dynamique et stochastique appliquée au risque de renversement. Ecole centrale de Lyon, Ecully.
- Rasmussen, C.J., Fæster, S., Dhar, S., Quaade, J.V., Bini, M., Danielsen, H.K., 2017. Surface crack formation on rails at grinding induced martensite white etching layers. *Wear* 384–385, 8–14. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.04.014>
- Razemon, O., 2019. En région parisienne, le tramway victime de son succès. *Le Monde*.
- Razemon, O., 2018. La SNCF coûte moins cher que les accidents de la route. *Le Monde*.
- Razemon, O., 2017. Comment la France a tué ses villes, *Diagonales*.
- Razemon, O., 2016. La crise urbaine a son point aveugle: les déplacements. *Le Monde*.
- Ringsberg, J.W., Bjarnehed, H., Johansson, A., Josefson, B.L., 2000. Rolling contact fatigue of rails—finite element modelling of residual stresses, strains and crack initiation. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 214, 7–19. <https://doi.org/10.1243/0954409001531207>
- Rivière, J., 2015. Réponses thermo-mécaniques des interfaces tribologiques : Cas du freinage aéronautique (thesis). Lyon, INSA.
- Roux, C., 2017. Dimensionnement en fatigue multiaxiale des toiles de roues ferroviaires sous sollicitations multi-paramètres à amplitude variable. Université de Paris-Saclay.
- Saint-Aimé, L., 2017. Simulation numérique du contact roue/rail Effet de la plasticité sur la réponse cyclique du rail. Université Lille Nord de France, Lille.
- Saint-Aimé, L., Dufrénoy, P., Charkaluk, E., 2017. Prédiction de la fatigue du contact roue-rail prenant en compte des gradients de microstructure en surface. Presented at the Congrès français de mécanique, AFM, Association Française de Mécanique, Lille.
- Sakai, T., Belyakov, A., Kaibyshev, R., Miura, H., Jonas, J.J., 2014. Dynamic and post-dynamic recrystallization under hot, cold and severe plastic deformation conditions. *Progress in Materials Science* 60, 130–207. <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2013.09.002>
- Satoh, T., Renouf, M., Villavicencio, M., Grac, S., 2018. A local multi-physical approach to model braking materials.
- Sauger, E., 1997. Contribution à l'étude de la transformation tribologique superficielle en fretting.
- Saulot, A., 2005. Analyse tribologique du contact roue-rail : modélisation et expérimentations : cas de l'usure ondulatoire. INSA de Lyon, Lyon.
- Saulot, A., Descartes, S., Berthier, Y., 2009. Sharp curved track corrugation: From corrugation observed on-site, to corrugation reproduced on simulators. *Tribology International* 42, 1691–1705. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2009.04.042>

- Sauvage, X., Copreaux, J., Danoix, F., Blavette, D., 2000. Atomic-scale observation and modelling of cementite dissolution in heavily deformed pearlitic steels. *Philosophical Magazine A* 80, 781–796. <https://doi.org/10.1080/01418610008212082>
- Sauvage, X., Lefebvre, W., Genevois, C., Ohsaki, S., Hono, K., 2009. Complementary use of transmission electron microscopy and atom probe tomography for the investigation of steels nanostructured by severe plastic deformation. *Scripta Materialia* 60, 1056–1061. <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2009.02.019>
- Savkoor, A.R., van der Schoor, G.H., 1993. Slip-time history influences on the interaction between friction and wear in contaminated rolling contacts of wheel-rail systems. *Wear* 162–164, 980–984. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(93\)90107-W](https://doi.org/10.1016/0043-1648(93)90107-W)
- Simon, S., 2014. De la dynamique ferroviaire à l’accommodation microstructurale du rail.
- Simon, S., Saulot, A., Dayot, C., Quost, X., Berthier, Y., 2013. Tribological characterization of rail squat defects. *Wear* 297, 926–942. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2012.11.011>
- Smulders, J., 2003. Management and research tackle rolling contact fatigue - *Railway Gazette*. *Railway Gazette International* 4.
- Steenbergen, M., 2017. Rolling contact fatigue: Spalling versus transverse fracture of rails. *Wear* 380–381, 96–105. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.03.003>
- Steenbergen, M., 2016. Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear* 356–357, 110–121. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015>
- Steenbergen, M., Dollevoet, R., 2013. On the mechanism of squat formation on train rails – Part I: Origination. *International Journal of Fatigue* 47, 361–372. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.04.023>
- Stock, R., Pippin, R., 2011. RCF and wear in theory and practice—The influence of rail grade on wear and RCF. *Wear* 271, 125–133. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.10.015>
- Takikawa, M., Iriya, Y., 2008. Laboratory simulations with twin-disc machine on head check. *Wear* 265, 1300–1308. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2008.03.023>
- Tang, C., Tian, G.Y., Chen, X., Wu, J., Li, K., Meng, H., 2017. Infrared and visible images registration with adaptable local-global feature integration for rail inspection. *Infrared Physics & Technology* 87, 31–39. <https://doi.org/10.1016/j.infrared.2017.09.013>
- Temple, P., Harmon, M., Lewis, R., Burstow, M., Temple, B., Jones, D., 2018. Optimisation of grease application to railway tracks. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 232, 1514–1527. <https://doi.org/10.1177/0954409717734681>
- Thiercelin, L., Saint-Aimé, L., Saulot, A., Lebon, F., 2019. Modélisation thermomécanique de la formation de la phase blanche (White Etching Layer : WEL) associée à une Transformation Tribologique de Surface (TTS) dans le domaine ferroviaire 8.
- Trollé, B., Baietto, M.-C., Gravouil, A., Mai, S.H., Nguyen-Tajan, T.M.L., 2013. XFEM Crack Propagation Under Rolling Contact Fatigue. *Procedia Engineering* 66, 775–782. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.12.131>
- Ullrich, D., 2014. Simulation of Contact Phenomena at Full-Scale Wheel-on-Rail Test Rigs. Presented at the The Second International Conference on Railway Technology: Research, Development and Maintenance, Ajaccio, Corsica, France. <https://doi.org/10.4203/ccp.104.108>
- Vargolici, O., Merino, P., Saulot, A., Cavoret, J., Simon, S., Ville, F., Berthier, Y., 2016. Influence of the initial surface state of bodies in contact on the formation of white etching layers under dry sliding conditions. *Wear* 366–367, 209–216. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.06.023>
- Vermeulen, P.J., Johnson, K.L., 1964. Contact of Nonspherical Elastic Bodies Transmitting Tangential Forces. *Journal of Applied Mechanics* 31, 338–340. <https://doi.org/10.1115/1.3629610>
- Villavicencio, M.D., Renouf, M., Saulot, A., Michel, Y., Mahéo, Y., Colas, G., Filleter, T., Berthier, Y., 2017. Self-lubricating composite bearings: Effect of fibre length on its tribological properties by DEM modelling. *Tribology International* 113, 362–369. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.12.022>

- Vuong, T.T., Meehan, P.A., Eadie, D.T., Oldknow, K., Elvidge, D., Bellette, P.A., Daniel, W.J., 2011. Investigation of a transitional wear model for wear and wear-type rail corrugation prediction. *Wear* 271, 287–298. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.10.008>
- Wetscher, F., Vorhauer, A., Stock, R., Pippan, R., 2004. Structural refinement of low alloyed steels during severe plastic deformation. *Materials Science and Engineering: A* 387–389, 809–816. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.01.096>
- Wild, E., Wang, L., Hasse, B., Wroblewski, T., Goerigk, G., Pyzalla, A., 2003. Microstructure alterations at the surface of a heavily corrugated rail with strong ripple formation. *Wear* 254, 876–883. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(03\)00239-4](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(03)00239-4)
- Wu, J., Petrov, R.H., Naeimi, M., Li, Z., Dollevoet, R., Sietsma, J., 2016. Laboratory simulation of martensite formation of white etching layer in rail steel. *International Journal of Fatigue* 91, 11–20. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.05.016>
- Yang, Z., Li, Z., Dollevoet, R., 2016. Modelling of non-steady-state transition from single-point to two-point rolling contact. *Tribology International* 101, 152–163. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.04.023>
- Zhang, H.W., Ohsaki, S., Mitao, S., Ohnuma, M., Hono, K., 2006. Microstructural investigation of white etching layer on pearlite steel rail. *Materials Science and Engineering: A* 421, 191–199. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.01.033>
- Zhang, W., 2006. *A Handbook of Railway Vehicle Dynamics*, CRC Press. ed. Iwnicki Simon. <https://doi.org/10.1201/9781420004892.ch1>
- Zhou, Y., Peng, J.F., Luo, Z.P., Cao, B.B., Jin, X.S., Zhu, M.H., 2016a. Phase and microstructural evolution in white etching layer of a pearlitic steel during rolling–sliding friction. *Wear* 362–363, 8–17. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.05.007>
- Zhou, Y., Peng, J.F., Wang, W.J., Jin, X.S., Zhu, M.H., 2016b. Slippage effect on rolling contact wear and damage behavior of pearlitic steels. *Wear* 362–363, 78–86. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.05.001>
- Zhu, J.Y., Thompson, D.J., Jones, C.J.C., 2011. On the effect of unsupported sleepers on the dynamic behaviour of a railway track. *Vehicle System Dynamics* 49, 1389–1408. <https://doi.org/10.1080/00423114.2010.524303>
- Zitouni, S., 2012. ANALYSE DES TRANSFORMATIONS TRIBOLOGIQUES DE SURFACE SUR TRIBOMETRE (Rapport de Master).
- Zitouni, S., Saulot, A., Simon, S., Ville, F., Cavoret, J., Quost, X., Berthier, Y., 2013. Mechanical conditions and influence of oxidation on White Etching Layers formation 1.

Annexes

Répartition géographique de bancs d'essai ferroviaire

| Type de banc | Lieu | Echelle | Référence |
|--|-------------------------------|----------|---|
| Rame sur rouleaux ANSALO | Naples Italie | 1/1 | (Zhang, 2006) |
| Rame sur rouleaux Chengdu | Chengdu Chine | 1/1 | (Zhang, 2006) |
| Rame sur rail | Birmingham Roy.-Uni | 1/25 | (Birmingham Univ, 2011) |
| Bogie sur rouleaux NTSEL | Tokyo Japon | 1/1 | (Matsumoto et al., 2008) |
| Bogie sur rouleaux CTU | Prague Rép. Tchèque | 1/3.5 | (Kalivoda and Bauer, 2016) |
| Bogie sur rouleaux DLR | Oberpfaffenhofen Allemagne | 1/5 | (Kurzeck and Valente, 2011) |
| Bogie sur rouleaux | Louvain Belgique | 1/5 | (Docquier and Fiset, n.d.) |
| Bogie sur rail Osmannoro | Florence Italie | 1/1 | (Allotta et al., 2010)x |
| Bogie sur rail KRSI | Woram-dong Corée | 1/5 | (Kim et al., 2008) |
| Bogie sur rail | Tokyo Japon | 1/10 | (Michitsuji and Suda, 2006) |
| Essieu sur rouleaux BU300 | Lovece Italie | 1/1 | (Bruni et al., 2001) |
| Essieu sur rouleaux (A) | Munich Allemagne | 1/1 | (Ullrich, 2014) |
| Essieu sur rouleaux (C) | Munich Allemagne | 1/1 | (Ullrich, 2014) |
| Essieu sur rouleaux (Roue de Grenoble) | Grenoble France | 1/4 | (Chollet, 1991) |
| Essieu sur rouleaux MMU | Huddersfield Roy.-Uni | 1/5 | (Allen and Iwnicki, 2001) |
| Essieu sur rouleaux | Tokyo Japon | 1/5 | (Matsumoto et al., 2002) |
| Roue sur rouleau | Tokyo Japon | 1/2 | (Jin et al., 2011) |
| Bi-disques | Tokyo Japon | 1/2 ou 4 | (Takikawa and Iriya, 2008) |
| Bi-disques | Huddersfield Roy.-Uni | 1/3 | (Hsu et al., 2007) |
| Bi-disques | Delft Pays-Bas | 1/3 | (de Beer et al., 2003) |
| Bi-disques | Göteborg Suède | 1/3 | (Jannik, Theysen and Aglat, Arthur, 2017) |
| Bi-disques | Chengdu Chine | 1/4 | (Liu et al., 2003) |
| Bi-disques | Blacksburg E.-Unis | 1/4 | (Meymand and Ahmadian, 2016) |
| Bi-disques | Brisbane Australie | 1/5 | (Vuong et al., 2011) |
| Bi-disques SUROS | Sheffield Roy.-Uni | 1/20 | (Hernandez, 2008) |
| Bi-disques | Lyon France | 1/15 | (Vargolici et al., 2016) |
| Bi-disques intérieur | Leoben Autriche | 1/2 | (Kammerhofer et al., 2014) |
| Roue sur rail Voestalpine | Leoben Autriche | 1/1 | (Stock and Pippan, 2011) |
| Roue sur rail (A) | Munich Allemagne | 1/1 | (Ullrich, 2014) |
| Roue sur rail (B) | Munich Allemagne | 1/1 | (Ullrich, 2014) |
| Roue sur rail | Sheffield Roy.-Uni | 1/1 | (Temple et al., 2018) |
| Roue sur rail | Sheffield Roy.-Uni | 1/5 | (Temple et al., 2018) |
| Galet sur plan | Lyon France | 1/27 | (Saulot et al., 2009) |
| Roue sur rail circulaire | Cranfield Roy.-Uni | 1/3 | (Bruzelius and Mba, 2004) |
| Roue sur rail circulaire | Southampton Roy.-Uni | 1/5 | (Zhu et al., 2011) |
| Roue sur rail circulaire | Delft Pays-Bas | 1/5 | (Naeimi et al., 2018) |
| Roue sur rail circulaire | Delft Pays-Bas | 1/10 | (Savkoor and van der Schoor, 1993) |
| Roue sur rail circulaire | Lyon France | 1/15 | |

Tableau 16 Liste non exhaustive de bancs d'essai ferroviaire existants

Ces bancs sont placés sur une carte du monde afin de mettre en évidence leur position géographique (excepté le banc de Blacksburg et le centre d'essais privé TTCI à Pueblo tous deux situés aux Etats-Unis). Cette liste est non exhaustive mais présente une grande partie des bancs expérimentaux dédiés à la recherche ferroviaire.

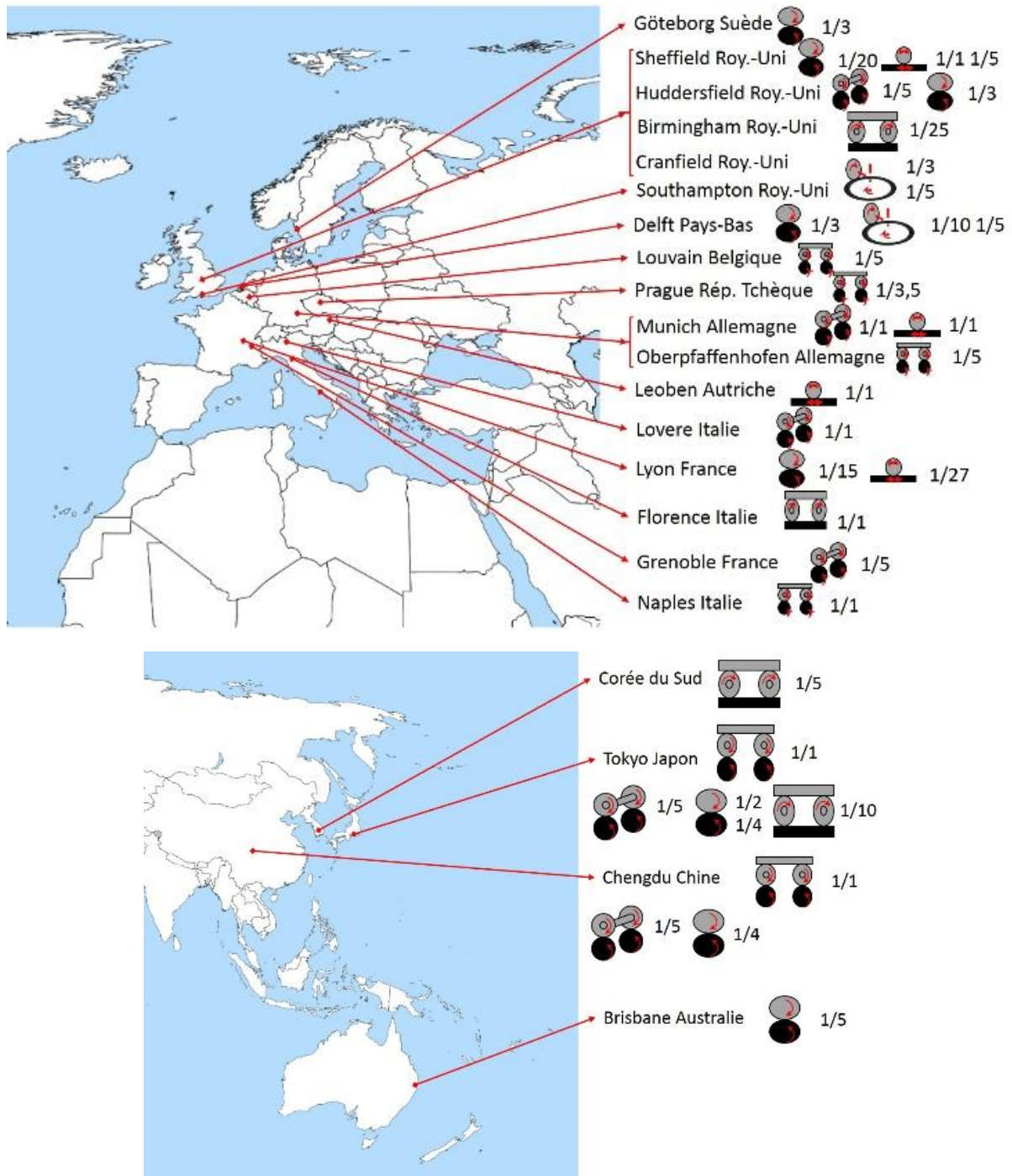


Figure 137 Répartition des bancs de simulation ferroviaire en Europe et Asie (liste non exhaustive)

Présentation du tour mécanique, base rotation du rail de Triboring

Le plateau tournant accueillant la couronne est placé sur une gorge en V (repéré en A sur la Figure 139) dans laquelle un film d'huile joue le rôle de palier hydrodynamique. L'écoulement de ce dernier est initié par la pompe liée au moteur du plateau, en amont de la boîte d'engrenage. Le film d'huile est maintenu par la rotation du plateau et à l'aide de cupules sur les flancs de la gorge (visible sur la Figure 140). En cas de rupture du film d'huile, un roulement à bille monté sur la broche du plateau (repéré en D sur la Figure 139) permet de récupérer l'effort vertical.



Figure 138 Tour SCHIESS ZKn 200 avant montage du banc d'essai Triboring

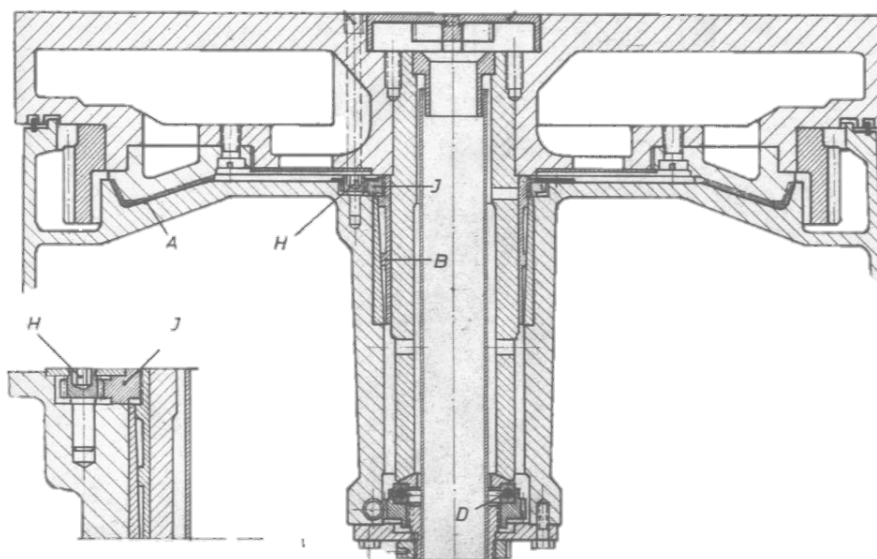


Figure 139 Plan du plateau du tour (diamètre extérieur 2m)



Figure 140 Cupules permettant l'écoulement de l'huile au niveau de la gorge en V

Ce type de montage a été choisi plutôt qu'un plateau monté uniquement sur roulement afin de pouvoir minimiser les frottements entre le plateau et la base du tour. Des mesures réalisées à l'aide d'un palpeur mécanique sur la surface en rotation ont permis de vérifier l'absence de voile du plateau, aussi bien dans des conditions sans chargement, qu'avec un chargement décentré correspondant aux conditions d'essai.

Mouvement du tour et interface avec la cellule tribologique

La cellule tribologique est fixée sur une des deux colonnes comprenant un porte-outil, permettant l'usinage des pièces montées sur le plateau. Un troisième porte-outil est situé sur le chariot latéral, principalement pour les coupes sur l'extérieur du plateau. Les deux porte-outils des colonnes y sont montés par un cône Morse. L'encastrement de la cellule tribologique au tour a été fait en reconcevant un cône support, logé et encastré dans la colonne, et vissé à la cellule sur la plaque supérieure. Réutiliser la solution de fixation des porte-outils présente l'avantage de conserver le positionnement des outils de coupe par rapport à l'axe de rotation du plateau. La plaque supérieure de la cellule tribologique et le cône support présentent un système permettant de régler leur position angulaire relative (angle de lacet). Les deux pièces sont percées pour leur maintien en position par vissage. Elles présentent dix perçages en arc de cercles séparés d'un pas angulaire donné, pour accueillir un pion de centrage. Le pas angulaire du cône support est de 15° tandis que celui de la plaque support est de 14° . En se reportant sur la Figure 141 de la plaque support, si le pion de centrage est placé dans le perçage n°0, l'ensemble a la même orientation que le porte-outil. En plaçant le pion dans le perçage +1, il faut tourner la plaque de -14° et le cône support de $+15^\circ$ pour aligner avec les perçages « +1 », entraînant un décalage relatif de $+1^\circ$. C'est ainsi que peut-être incrémenté l'angle de lacet.

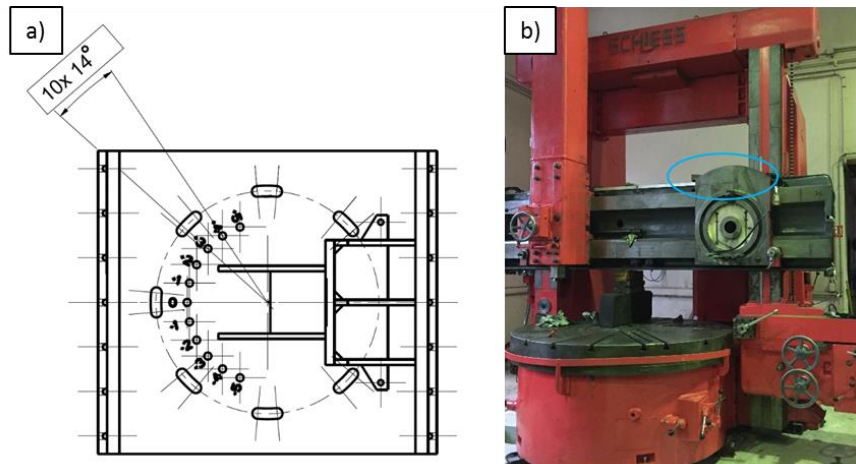


Figure 141 a) Plan de la plaque support. Les perçages pour le pion de mise en position angulaire numérotés de -5 à +5. b) Crémaillère circulaire pour l'inclinaison des colonnes

Les deux colonnes sont montées sur la traverse horizontale qui peut se déplacer verticalement. Le cône porte-outil est monté sur un coulisseau dans chaque colonne et peut se déplacer verticalement. Les deux colonnes peuvent être déplacées horizontalement sur la traverse. L'angle de roulis peut-être changé par l'inclinaison directe de la colonne entière sur la traverse via une crémaillère circulaire. Ces mouvements permettent de décrire les avances possibles pour approcher le galet et le rail et les positionner l'un par rapport à l'autre.

Analyse du déplacement de la face avant lors de la descente du parallélogramme.

Le déverrouillage des liaisons souples verticales, permet de reposer la partie avant de la cellule sur la surface de la couronne. Sur la Figure 54 du schéma cinématique et la Figure 82 de la modélisation, la partie avant correspond à l'ensemble orange. Ceci comprend la plaque avant, le moteur, l'arbre moteur et le galet. Ces éléments en appui sur la couronne représentent un chargement vertical de 100daN. C'est donc la valeur minimale de chargement applicable. Toutefois des ailettes percées placées sur la plaque avant et sur le support fixe du mouvement vertical (en vert sur le schéma cinématique Figure 54), permettent de mettre en place des ressorts pour réduire l'effort vertical appliqué. Cela n'a pas été nécessaire à ce jour. Le vérin vertical permet au contraire d'augmenter la valeur de l'effort normal. Ce vérin pneumatique est actionné manuellement, un manomètre permet de contrôler la pression au sein du circuit d'air comprimé. Cependant, le contrôle du chargement appliqué se fait à la lecture des capteurs de force. Une réserve d'air comprimé est située dans le circuit pneumatique entre le compresseur et le vérin. Elle permet de maintenir pendant un temps la pression dans le circuit en cas d'arrêt du compresseur.

Les positions de deux points appartenant au galet et à l'arbre moteur ont été étudiées. Cela signifie du point de vue cinématique qu'ils appartiennent au même ensemble orange-rouge-violet et donnent l'information de translation et rotation de l'ensemble. Au temps t_0 , les plaques de liaison sont horizontales et l'ensemble comprenant le galet est soumis à la gravité. La surface de la couronne est placée à 10mm sous le bas du galet afin d'étudier toute la demi-gamme de déplacement (8mm). L'impact n'est pas étudié dans un premier temps. La Figure 142 présente les positions des deux points étudiés lors de la descente.

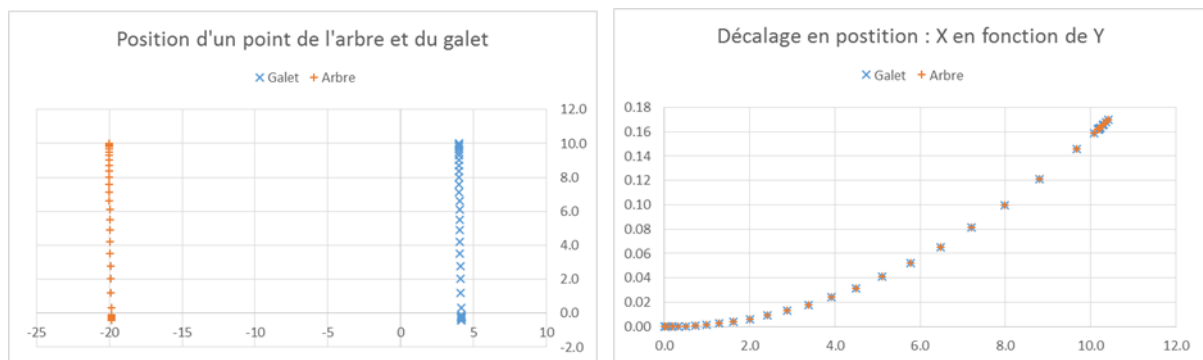


Figure 142 Gauche : Positions des deux points considérés : bleu, point appartenant au galet ; orange, point appartenant à l'arbre. Droite : Décalage horizontal lors de la descente Abscisse déplacement vertical vers le bas, ordonnée déplacement horizontal. Données

Les données ne montrent aucune différence de trajectoire entre les deux points considérés, indiquant que le mouvement effectué par l'ensemble n'est qu'une translation sans rotation. En d'autre terme le galet reste vertical et l'arbre horizontal lors du mouvement (hors contact). Le déplacement horizontal pendant la descente est tracé. On constate que sur les 8mm de descente correspondant à la demi-gamme de la cellule, le déplacement horizontal de la partie mobile n'est que de 0.10mm. Bien qu'il ne soit pas nul, on peut négliger ce déplacement et considérer que le mouvement purement vertical (mouvement de glissière sur le schéma cinématique).

Résultats du modèle Abaqus de contact sur le banc Triboring

Le modèle Abaqus ayant déjà été décrit, seules les configurations de calculs sont rappelées ci-après.

| Conditions modélisations Abaqus | #1.1 | #1.1 | #2.1 | #2.2 | #3.1 | #3.2 |
|------------------------------------|--------|-------|--------|-------|--------|-------|
| | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% |
| Rayon bombé du galet R_{gy} | 70mm | | 70mm | | 250mm | |
| Effort normal F | 100daN | | 100daN | | 250daN | |
| Taux de glissement déduit | 0% RSG | 0.50% | 0% RSG | 0.50% | 0% RSG | 0.50% |
| Angle roulis | 0° | | 0.3° | | 0° | |

Tableau 17 Rappel des conditions du modèle Abaqus

Essai #1 R_{gy} 70mm Roulis 0°

Roulement sans glissement

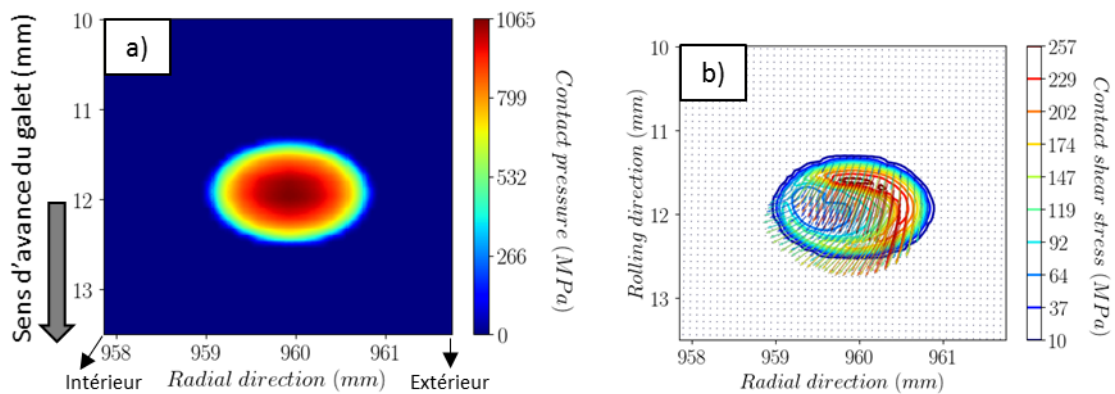


Figure 143 Résultats du modèle Abaqus : R_{gy} 70mm Roulis 0° Roulement sans glissement : a) Contraintes normales
b) Contraintes de cisaillement

Roulement avec 0.5% de glissement

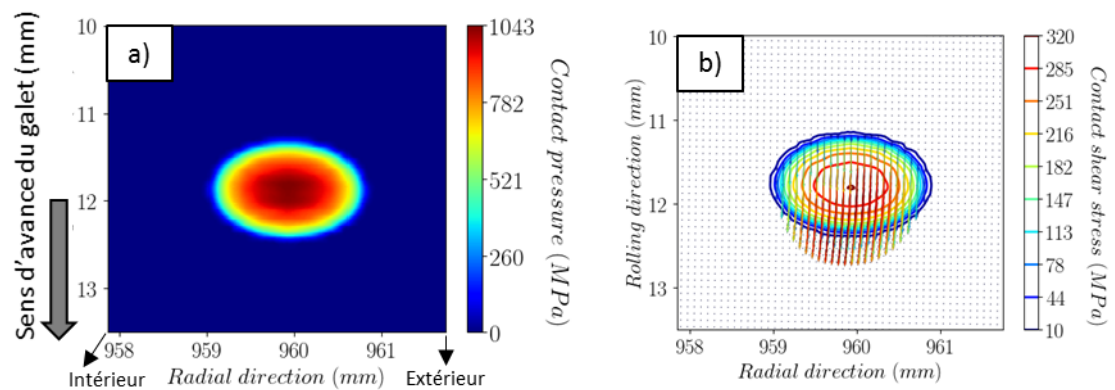


Figure 144 Résultats du modèle Abaqus : R_{gy} 70mm Roulis 0° Roulement avec 0.5% de glissement : a) Contraintes normales
b) Contraintes de cisaillement

Pas d'effet du glissement sur les contraintes normales. Le glissement longitudinal imposé efface l'effet de spin dans les contraintes de cisaillement.

Essai #2 R_{gy} 70mm Roulis 0.3°

Roulement avec 0.5% de glissement

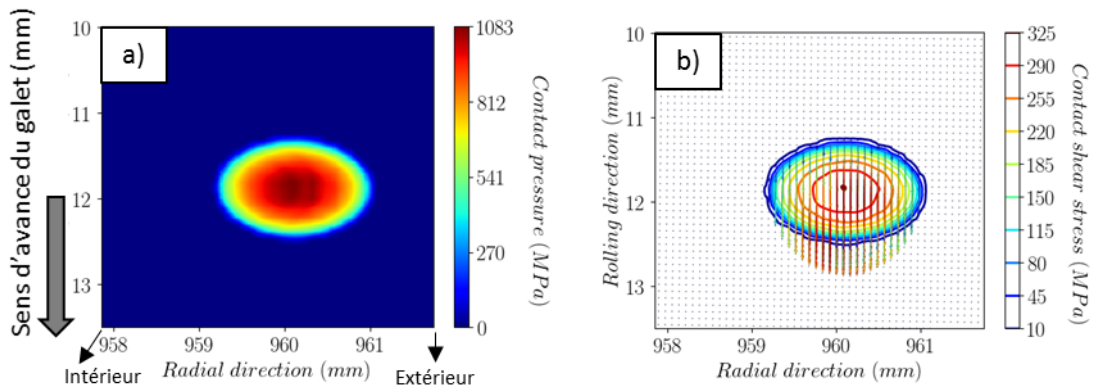


Figure 145 Résultats du modèle Abaqus : R_{gy} 70mm Roulis 0.3° Roulement avec 0.5% de glissement : a) Contraintes normales b) Contraintes de cisaillement

Pas d'effet notable de l'angle de roulis de 0.3° sur les valeurs maximales de contraintes normales ni sur les répartitions des contraintes de cisaillement

Essai #3 R_{gy} 250mm Roulis 0°

Cette configuration correspond aux premiers galets utilisés ayant un rayon de bombé R_{gy} de 250mm.

Roulement sans glissement

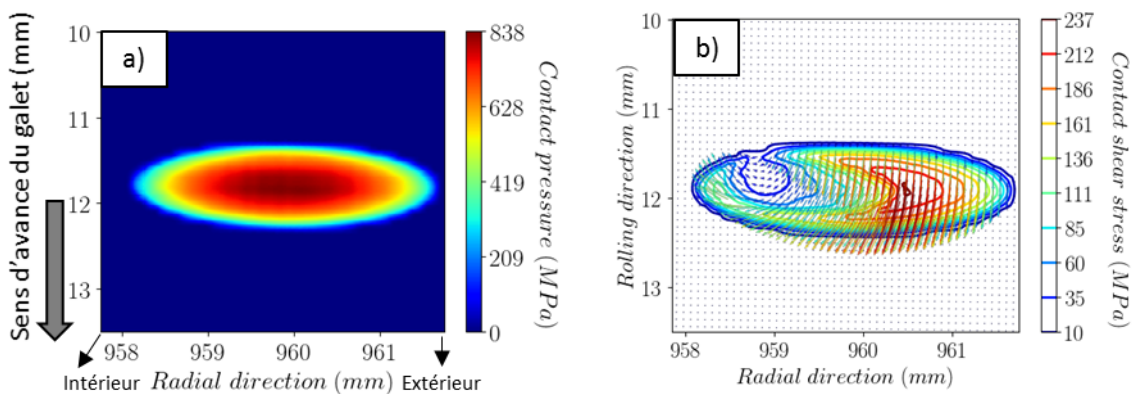


Figure 146 Résultats du modèle Abaqus : R_{gy} 250mm Roulis 0° Roulement sans glissement : a) Contraintes normales b) Contraintes de cisaillement

Roulement avec 0.5% de glissement

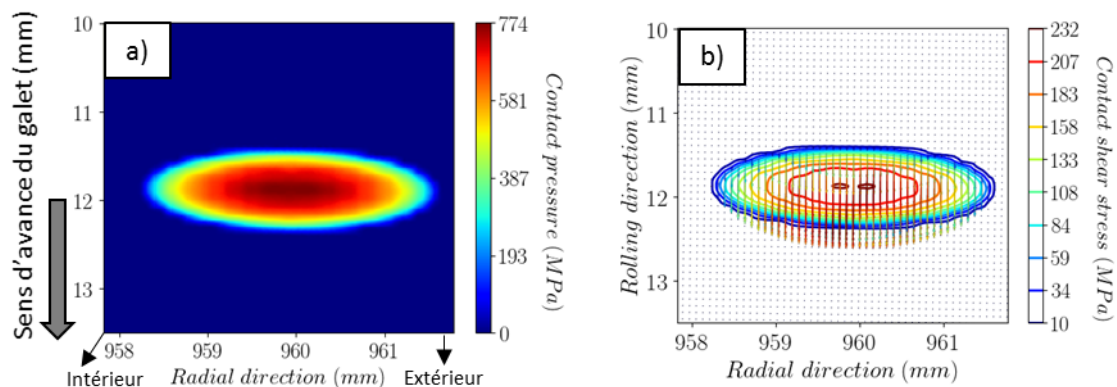


Figure 147 Résultats du modèle Abaqus : R_{gy} 250mm Roulis 0° Roulement avec 0.5% de glissement : a) Contraintes normales
b) Contraintes de cisaillement

Effet important du rayon de bombé du galet sur la forme de l'ellipse de contact et des valeurs maximales des contraintes normales et de cisaillement.

En glissement : pas d'effet de glissement sur les contraintes normales. Le glissement longitudinal imposé efface l'effet de spin dans les contraintes de cisaillement.

En roulement : l'effet du spin est similaire aux résultats pour un rayon de bombé de 70mm sur les directions des contraintes de cisaillement. Cependant l'effet de spin est plus prononcé avec un rayon de bombé de 250mm, dans la partie intérieure de la zone d'adhérence avec un retournement des contraintes de cisaillement vers l'arrière. Ceci peut être à l'origine d'instabilités de contact lors des essais

La comparaison entre les essais avec un galet au rayon de bombé de 70mm et un rayon de 250mm montrent à iso pression une empreinte plus large⁴ pour le rayon de 250mm (70mm : 1.9x1.3mm ; 250mm : 3.5x1.1mm).

⁴ L'effort appliqué au galet de rayon de bombé de 70mm et de 250mm est adapté pour correspondre au regard de la théorie de Hertz, à une pression maximale de Hertz de 1GPa.

Hypothèses d'explication du saut d'effort transversal à la mise en rotation des essais Triboring

Hypothèse 1 Effet de l'asservissement moteur

La première hypothèse est de supposer que l'effort soit dû à un mouvement parasite du moteur du galet lors de sa mise en rotation pour contre balancer un calage apparu lors de la mise en charge. Nous avons vu que la flexibilité des capteurs était à l'origine d'une inclinaison du galet d'un angle de 0.3° . On peut supposer que ce mouvement soit à l'origine d'un léger désalignement des arbres du moteur et du galet. Le dispositif d'accouplement tolère une variation d'angle jusqu'à 0.7° . Le système d'asservissement du moteur étant très réactif, on peut supposer que le démarrage du moteur du galet puisse être à l'origine d'un effort pour récupérer un désalignement apparu lors de la mise en contact.

Afin de vérifier cette hypothèse, un essai a été réalisé dans des conditions similaires au test de référence sans glissement mais sans asservir le moteur. L'unique condition changeante avec l'essai évoqué précédemment concerne la consigne donnée au moteur du galet. Les modules d'asservissement Siemens sont alimentés et fonctionnels, le moteur est alimenté électriquement, mais le boîtier permettant de fournir la consigne est éteint. Ainsi le moteur ne tourne pas à la vitesse qui correspond à la consigne de rapport de vitesse par rapport au mandrin du tour, mais est engrené mécaniquement par le roulement du galet sur la couronne. Le moteur est en « roue libre » en d'autres termes.

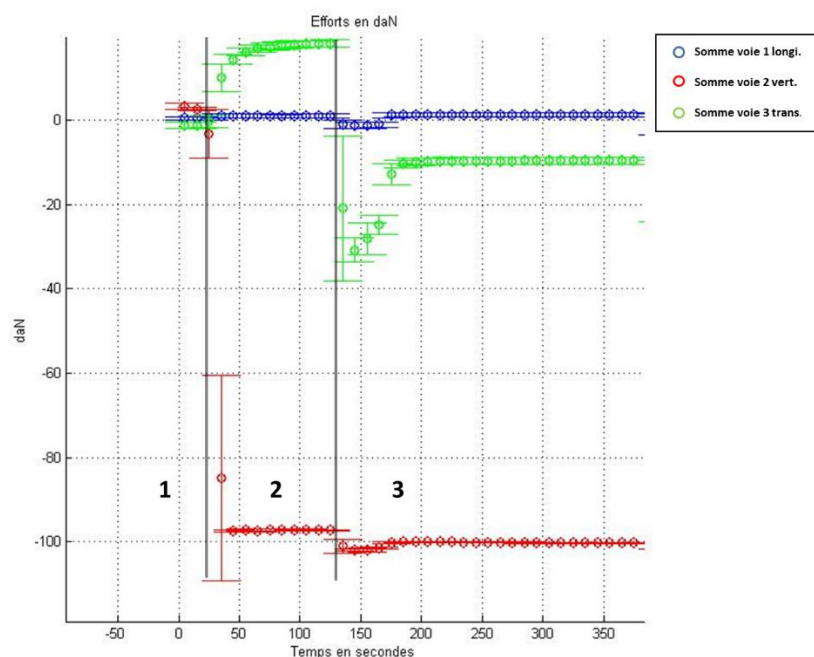


Figure 148 Sommes des efforts selon les directions Longitudinale (bleue) Verticale (rouge) et Transversale (verte), lors d'un essai sans asservissement du galet. (1) Phase avant la mise en contact du galet sur le rail. (2) Phase de mise en contact sur la couronne. (3) Phase de roulement.

En comparant avec les essais de référence avec l'asservissement, les mêmes sauts des efforts transversaux sont observés, lors de la mise en contact, lors de la mise en rotation du tour et lors de son arrêt. La seule différence notable est le bruit de mesure des capteurs plus important sur les données non traitées. On peut donc en déduire que la variation d'effort transversal lors de la mise et l'arrêt en rotation, n'est pas dû à la mise en route du moteur du galet ni à l'asservissement de ce dernier.

Hypothèse 2 Désalignement des axes de rotation

Une seconde hypothèse qui pourrait expliquer un mouvement latéral, est que l'axe du galet ne soit pas concourant avec l'axe de rotation du plateau du tour. Autrement dit l'axe du galet ne serait pas un rayon de la couronne.

Le schéma suivant reprend deux dispositions équivalentes. On retrouve cette situation :

- En fixant l'angle entre l'axe de rotation du galet et celui de la couronne, et en déportant le galet par translations (Figure 149b).
- En fixant le point de contact, et en tournant l'axe du galet autour de la normale au contact (Figure 149c).

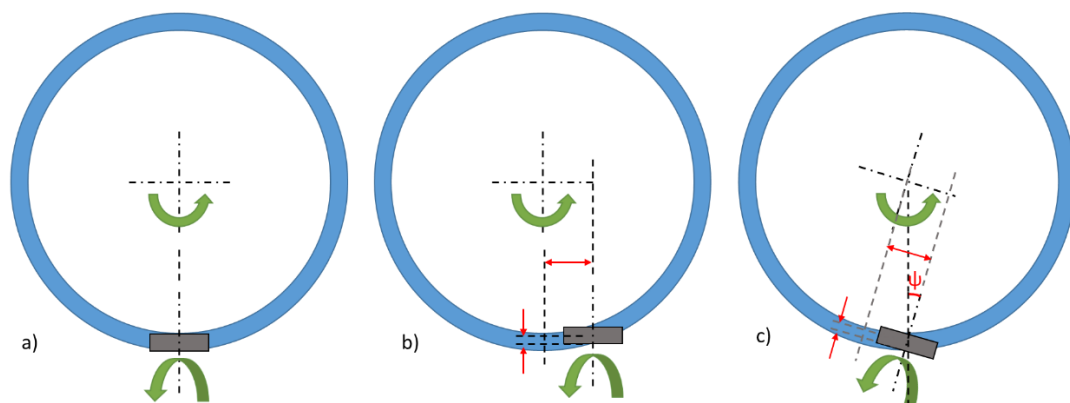


Figure 149 Désalignements équivalents des axes de rotation a) Axes alignés b) Axes décalés c) Axes inclinés

En se positionnant dans l'axe de la cellule tribologique, un décalage vers la droite comme sur la Figure 149b, provoque l'apparition d'un angle de lacet ψ (également représenté sur la Figure 149c). L'effort dans la direction de roulement (correspondant exclusivement à l'effort longitudinal en absence d'angle de lacet) se décompose en deux composantes longitudinale et transversale. Au regard du sens de rotation de la couronne, un décalage vers la droite provoque une traction des capteurs selon l'axe transversal (diminution de l'effort), tandis qu'un décalage vers la gauche serait à l'origine d'une compression (augmentation de l'effort).

La fabrication du tour relevant d'une mécanique de précision afin d'usiner des pièces de précision, aucun décalage important n'est attendu *a priori* entre l'axe de rotation du tour et le plan de référence du porte outil. Cependant un décalage pourrait s'être produit lors du montage de la cellule tribologique et/ou lors de sa fixation sur le cône support la reliant au tour (voir en annexe le système de fixation).

Afin de vérifier le positionnement relatif des éléments tournants du banc et valider ou infirmer cette hypothèse, une série de mesure a été réalisée.

Analyse des axes de rotation des éléments tournants de Triboring

Les mesures ont consisté à relever la position de plusieurs points du galet et de la couronne dans un référentiel fixe afin de remonter aux équations de cercle du galet et de la couronne et aux coordonnées des axes de rotation, afin de calculer leur éventuelle intersection ou leur écart.

Des points situés sur la couronne et sur l'arbre moteur ont été mesurés à l'aide d'une lunette de géomètre Leicka TS12 Robotic, prêtée par la société Paint Up. La mesure donne dans le référentiel de la station de mesure, l'angle avec la verticale, l'angle de rotation autour de l'axe vertical, à partir d'un repère sur la station, et la distance entre la station et le point de mesure. La précision de mesure est de :

$Dist : 0,1\text{mm}$ $Hz : 0,1''$ $V : 0,1''$

Avec $Dist$, étant la distance à la cible, V l'angle en degré avec la verticale et Hz , l'angle de rotation autour de l'axe vertical. Ces trois valeurs sont converties dans un repère cartésien dont l'origine est la station de mesure. Chacune des séries de mesures sont donc réalisées sans changer la position de la station de mesure.

Les formules pour convertir les données de mesures en coordonnées sont :

$$x = Dist * \cos(90 - V) * \cos(Hz)$$

$$y = Dist * \cos(90 - V) * \sin(Hz)$$

$$z = Dist * \sin(90 - V)$$

Le repère ayant pour origine l'appareil de mesure, les vecteurs x y z sont ainsi définis.

Pour chacun des deux axes, trois points minimum sur le même cercle sont nécessaires afin de retrouver le centre du cercle et ainsi l'axe de rotation. Pour chaque point de mesure, 4 à 5 relevés sont faits et la moyenne de ces mesures est considérée.

Afin de s'assurer que les points de mesure appartiennent au même cercle, les points sont pris :

-sur le bord extérieur du galet (Diamètre 70mm) monté sur l'arbre

-sur le chanfrein de l'arbre moteur (Diamètre 32mm)

-sur la limite intérieure d'usinage sur la couronne (Diamètre environ 1840mm), garantissant ainsi que cette limite soit bien un cercle ayant son centre sur l'axe de rotation du plateau.

Calcul des expressions géométriques des axes

A partir de trois points non alignés A, B, et C appartenant à un cercle, les expressions des deux plans médians (P_M et P_M') des segments [AB] et [BC] peuvent être définies, ainsi que celle du plan P_{ABC} . Le centre du cercle est à l'intersection de ces trois plans.

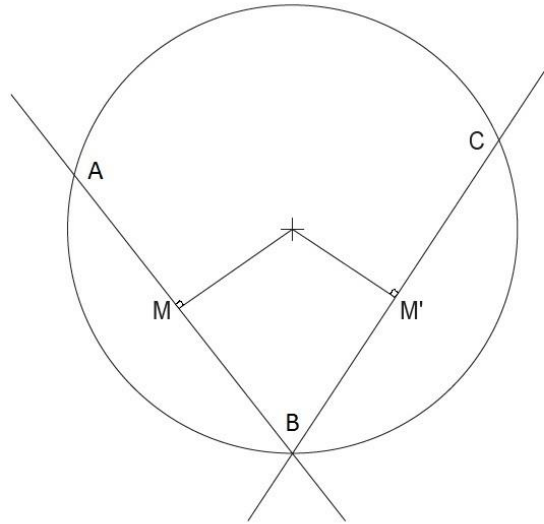


Figure 150 Cercle passant par trois points ABC

Les expressions de ces plans sont de la forme :

$$a_{ABC} * x + b_{ABC} * y + c_{ABC} * z + d_{ABC} = 0$$

avec $(a_{ABC}; b_{ABC}; c_{ABC})$ étant l'expression d'un vecteur normal au plan P_{ABC} .

Les valeurs de a_{ABC} , b_{ABC} , c_{ABC} et d_{ABC} , sont obtenues en sachant que les vecteurs \vec{AB} , \vec{BC} et \vec{AC} sont normaux à $(a_{ABC}; b_{ABC}; c_{ABC})$, et que les coordonnées de A, B et C satisfont l'équation du plan P_{ABC} .

Dans le cas des plans médians P_M et $P_{M'}$, les coordonnées des points A et B, et B et C, donnent le vecteur normal aux plans P_M et $P_{M'}$ et les coordonnées de points M et M', qui satisfont l'équation du plan et donnent la dernière inconnue de l'équation des plans médians.

Sachant que le centre du cercle satisfait les équations des trois plans (médians et ABC), en résolvant le système des équations des trois plans P_M , $P_{M'}$ et P_{ABC} , on trouve les coordonnées du centre $(x_{centre}, y_{centre}, z_{centre})$.

$$a_{ABC} * x_{centre} + b_{ABC} * y_{centre} + c_{ABC} * z_{centre} + d_{ABC} = 0$$

$$a_{PM} * x_{centre} + b_{PM} * y_{centre} + c_{PM} * z_{centre} + d_{PM} = 0$$

$$a_{PM'} * x_{centre} + b_{PM'} * y_{centre} + c_{PM'} * z_{centre} + d_{PM'} = 0$$

Pour obtenir l'équation de l'axe de rotation, il faut aussi définir l'axe normal au plan P_{ABC} passant par le centre du cercle.

En considérant un vecteur normal au plan P_{ABC} , donné par l'expression même du plan, et les coordonnées du centre, on peut alors obtenir le système d'équations paramétrique qui définit les coordonnées de l'axe de rotation dans l'espace.

Un système d'équation paramétrique de droite est de la forme :

$$x = k * u_1 + p_1$$

$$y = k * u_2 + p_2$$

$$z = k * u_3 + p_3$$

Avec $\vec{u} (u_1 ; u_2 ; u_3)$ un vecteur directeur de la droite et $P(p_1, p_2, p_3)$ un point de la droite.

On sait que le centre satisfait les équations de l'axe, et que, on a donc : (Inconnues $p_1 p_2 p_3$)

$$x_{centre} = k * a_{ABC} + p_1$$

$$y_{centre} = k * b_{ABC} + p_2$$

$$z_{centre} = k * c_{ABC} + p_3$$

Ensuite, une fois les expressions paramétriques des deux axes de rotation du galet (1) et de la couronne (2) connues, si les deux droites sont mathématiquement sécantes, on résout les deux dernières équations du système suivant, et le couple de solutions ($k_0 ; k_0'$) donne les coordonnées du point d'intersection avec les trois premières équations.

$$x = k * u_1 + p_1$$

$$y = k * u_2 + p_2$$

$$z = k * u_3 + p_3$$

$$k * u_1 + p_1 = k' * u'_1 + p'_1$$

$$k * u_2 + p_2 = k' * u'_2 + p'_2$$

$$\left\{ \begin{array}{l} k * u_3 + p_3 = k' * u'_3 + p'_3 \end{array} \right.$$

Si les droites ne sont pas mathématiquement sécantes, (mais éventuellement physiquement très proches), on cherche la distance minimale entre les deux axes, ainsi que les coordonnées des deux points les plus proches de ces axes.

La méthode est la suivante : la distance minimale entre un point et une droite, se situe sur la normale à la droite passant le point. Un vecteur directeur est déjà connu pour chacun des deux axes ($a_{ABC1} ; b_{ABC1} ; c_{ABC1}$) et ($a_{ABC2} ; b_{ABC2} ; c_{ABC2}$). Tout vecteur normal aux deux axes est donc normal aux deux vecteurs directeurs, leur produit scalaire est donc nul. On trouve alors l'expression d'un vecteur normal aux deux axes avec les systèmes des équations des produits scalaire nuls (on fixe une des trois grandeurs à 1 pour n'avoir qu'une solution).

On a donc : (Inconnues $x y z$)

$$a_{ABC1} * x + b_{ABC1} * y + c_{ABC1} * z = 0$$

$$a_{ABC2} * x + b_{ABC2} * y + c_{ABC2} * z = 0$$

$$z = 1$$

On a alors un vecteur directeur $\frac{1}{d_{min}} (x_{dmin} ; y_{dmin} ; z_{dmin} = 1)$ de la droite passant par les deux points les plus proches (H1 et H2) des deux axes des centres.

Les deux points correspondant à la distance minimale, satisfont les équations paramétriques des axes, et forment un vecteur colinéaire au vecteur normal défini précédemment.

Pour trouver la distance séparant les points H1 et H2 (et donc les axes de rotation), dans les expressions paramétriques des deux axes, le paramètre k (k1 et k2), donne les coordonnées des points H1 et H2 appartenant à ces axes. Les différences des coordonnées des points H2 et H1 donnant un vecteur directeur de la droite (H1H2), ce vecteur étant colinéaire à $\frac{1}{d_{min}}$. Les coordonnées de ces deux vecteurs sont proportionnelles d'un ratio qu'on nommera t.

Ceci nous donne : (Inconnues k₁ k₂ t)

$$k_1 * a_{ABC1} + p_{x1} - k_2 * a_{ABC2} - p_{x2} = t * x_{dmin}$$

$$k_1 * b_{ABC1} + p_{y1} - k_2 * b_{ABC2} - p_{y2} = t * y_{dmin}$$

$$k_1 * c_{ABC1} + p_{z1} - k_2 * c_{ABC2} - p_{z2} = t * z_{dmin}$$

La distance minimale correspondant à la distance H1H2 est la norme de $t * \frac{1}{d_{min}}$ soit :

$$H1H2 = t * \sqrt{x_{dmin}^2 + y_{dmin}^2 + z_{dmin}^2}$$

Les relevés effectués ont permis d'obtenir en moyenne après retrait des erreurs de mesures aberrantes, les coordonnées suivantes dans le référentiel cartésien de la lunette :

| Point | Hz (°) | V (°) | Dist (m) | X (m) | Y (m) | Z (m) |
|------------|--------|-------|----------|--------|--------|---------|
| Couronne A | 32.0 | 97.9 | 2.7787 | 2.3352 | 1.4570 | -0.3811 |
| Couronne B | 60.8 | 98.5 | 2.7912 | 1.3485 | 2.4085 | -0.4144 |
| Couronne C | 71.6 | 106.3 | 1.6196 | 0.4908 | 1.4751 | -0.4540 |
| Galet A | 43.9 | 98.2 | 3.0441 | 2.1708 | 2.0897 | -0.4324 |
| Galet B | 44.6 | 97.5 | 3.0429 | 2.1492 | 2.1172 | -0.3971 |
| Galet C | 43.9 | 96.9 | 3.0355 | 2.1712 | 2.0900 | -0.3631 |

Tableau 18 Relevés de positions de points de la couronne et du galet

Les équations développées précédemment ont été introduites dans un logiciel de résolution analytique (Maple) avec les coordonnées des deux trios de points de relevés. Ensuite les trios de points sont reliés et tracés ainsi que les axes des rotations, et les deux cercles auxquels ils appartiennent sont tracés sous forme de sphères. Les résultats donnent deux droites non sécantes mais dont la distance minimale est de l'ordre du micromètre.

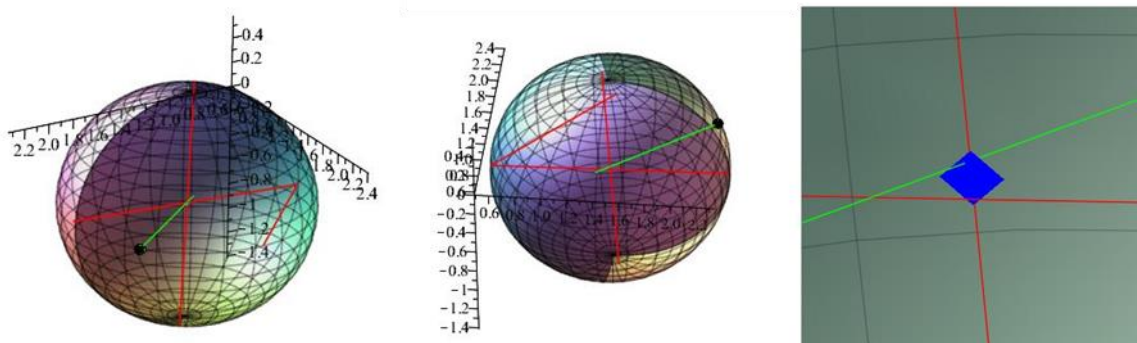


Figure 151 Représentation graphique des axes de rotations (vertical rouge : axe de la couronne ; horizontal vert : axe du galet)

Au vu des résultats, on peut considérer qu'il y a bien un croisement des axes de rotation du plateau du tour et du galet. L'hypothèse de l'origine de l'effort tangentiel en traction lors du roulement par la présence d'un décalage des axes de rotation est exclue.

Analyse d'une série d'essai avec galet au rayon de bombé $R_{gy} = 0,250m$

Les premiers galets utilisés ont la même géométrie que lors de l'étude bi-disques précédant la mise en place du banc (Vargolici et al., 2016). Leur rayon de courbure est $R_{gy} = 0,250m$ (Figure 64), ce qui nécessite un effort normal de 2500N pour obtenir une pression de Hertz de 1GPa. Cela est obtenu par une mise en charge du vérin vertical de 1500N.

| | | |
|-------------------------|---------------|---------------|
| Acier R260 | E (Gpa) | ν |
| | 2,10E+11 | 0,27 |
| Couronne | Rayon 1 (m) | Rayon 2 (m) |
| | 1e11 (infini) | 1e11 (infini) |
| Galet bombé R250mm | Rayon 1 (m) | Rayon 2 (m) |
| | 0,0353 | 0,250 |
| Force normale (N) | 2500 | |
| | Résultats | |
| Demies-ellipse a b (mm) | 0,581 | 2,100 |
| Enfoncement (μm) | 14 | |
| Pression Hertz (Gpa) | 0,979 | |

Tableau 19 Les paramètres et résultats des calculs Hertzien

L'ellipse obtenue est plus « large » que « longue », avec un élanement d'ellipse de 0.28 (a/b), c'est-à-dire moins élancée dans la direction d'avance que dans la direction transverse, puisque le rayon de courbure du bombé est plus grand que le rayon du galet. En comparaison avec un contact ferroviaire de train de passagers évoqué au Chapitre 1 ou par Simon (Simon, 2014), le rapport d'ellipse était plutôt de l'ordre de 1,1 à 1,2. Les dimensions des demi-ellipses du contact dans ces conditions sont donc environ 10 fois plus petites qu'en voie en intervertissant les directions.

En reprenant les tailles d'ellipse de contact définies précédemment, pour un galet de bombé de $R_{gy} = 0,250m$, placé à $R_{ci} = 960mm$, si le taux de glissement visé au centre est de 0.50%, le taux de glissement aux deux extrêmes largeurs sera de 0.396% à l'extérieur et 0.604% à l'intérieur. Les résultats du modèle Abaqus en annexe montrent les contraintes au contact dans plusieurs configurations de roulement.

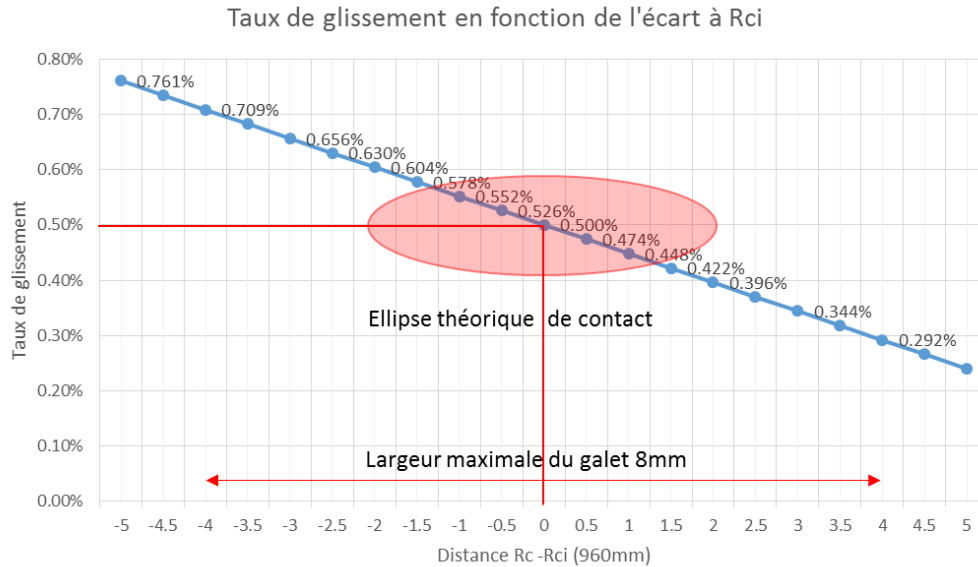


Figure 152 Evolution du taux de glissement en fonction de la position par rapport au point de calcul Rci pour un taux à 0.5%. Empreinte théorique de l'ellipse de contact centrée à Rci=960mm.

Des essais et plus particulièrement des conditions d'essai ont servis de référence afin d'évaluer la réponse du banc, apporter des évolutions permettant d'améliorer la réponse du banc, au regard de la reproduction du contact roue-rail.

La pression maximale de Hertz et le taux de glissement sont les deux principaux paramètres choisis pour être représentatifs du contact roue-rail (voir chapitre 2). Du point de vue cinématique, malgré les multiples possibilités de positionnement relatif des deux corps évoqués au Chapitre 2, les tests de validation et référence ont été réalisés dans des configurations « simples » pour mieux appréhender les phénomènes se déroulant pendant un essai. Ainsi les angles de lacet et de roulis théorique sont nuls, et la surface de la couronne est horizontale. Toutefois il subsiste l'inclinaison de la partie avant de la cellule tribologique lors de la mise en contact, introduisant un angle de roulis de 0.3° (voir Chapitre 2), mais les calculs issus du modèle Abaqus montrent qu'il n'a pas d'influence significative sur les propriétés du contact. Les essais ont été réalisés sans effort latéral ajouté : le vérin horizontal n'est pas alimenté et les liaisons élastiques permettant la flexibilité horizontale de la cellule tribologique sont verrouillées. Le vérin vertical permet d'appliquer la force normale souhaitée. La vitesse de rotation du galet est définie notamment par le taux de glissement et la vitesse de rotation du tour. Celle-ci est choisie pour la quasi-totalité des essais réalisés, à une des valeurs imposées par le tour à 21.6 tours/minutes, ce qui permet d'avoir un compromis entre une vitesse élevée de la couronne pour accumuler des cycles, et une vitesse modérée du galet afin de prévenir un possible effet centrifuge et d'éjection de particules. Les conditions de ces essais sont rapportées dans le tableau suivant.

Ces conditions ont également été choisies afin de pouvoir les comparer aux essais ferroviaires sur machine bi-disques, réalisés avant le montage du banc Triboring (Vargolici et al., 2016). Ainsi les galets utilisés sont les mêmes, ainsi que le taux de glissement et la pression de Hertz visée.

| Essais référence | Triboring | | Bi-disques | |
|---------------------------|-------------------------------|-------|--|-------|
| | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% |
| Angle lacet | 0° | | 0° | |
| Angle roulis | 0° | | 0° | |
| Diamètre galet | 70.6 mm | | 70mm ⁵ | |
| Rayon de bombé du galet | 250mm | | 250mm | |
| Vitesse tour | 21.6 tour/min | | galet 1 1500 tour/min galet 2 1500 tour/min | |
| Vitesse galet | 550-600 tour/min ⁶ | | | |
| Nombre de cycles | 1k (couronne) 28k (galet) | | 25k | |
| Taux de glissement | 0% RSG | 0.50% | 0% RSG | 0.50% |
| Pression Hertzienne visée | 1GPa | | 1GPa | |
| Effort normal | 2500N | | 880N | |
| Effort tangent | 0N | | 0N | |

Tableau 20 Conditions d'essai des essais préliminaires bi-disques (Vargolici et al., 2016) et des essais de référence sur Triboring.

Etudes des efforts

Les évolutions des efforts verticaux et transversaux, lors de la mise en place des essais, pendant les essais et à la fin des essais suivent celles décrites dans le Chapitre 2. L'analyse des efforts longitudinaux fournit une information sur le rapport de frottement et sur les conditions de contact.

Lors de l'essai considéré en roulement sans glissement RSG, l'effort longitudinal n'est pas constant pendant l'essai. Démarrant à une valeur autour de 0daN, il diminue progressivement en 400 cycles de couronne jusqu'à atteindre une valeur moyenne de -20daN ce qui correspond à un rapport effort longitudinal sur effort normal de 0.2. En effet sur cet effort, l'air comprimé était indisponible, limitant ainsi l'effort normal à 100daN et la pression maximale de Hertz théorique de 720MPa pour un galet au rayon de bombé de 250mm, soit 75% de la pression visée. Toutefois une telle pression reste cohérente avec un essai ferroviaire pour des rames moins chargées.

⁵ Sur la machine bi-disques utilisée, les deux galets tournent à la même vitesse et l'entraxe est fixé à 70mm. Les diamètres des galets choisis permettent de créer ou non un glissement cinématique.

⁶ La vitesse du galet est liée à son positionnement sur la couronne et au taux de glissement imposé.

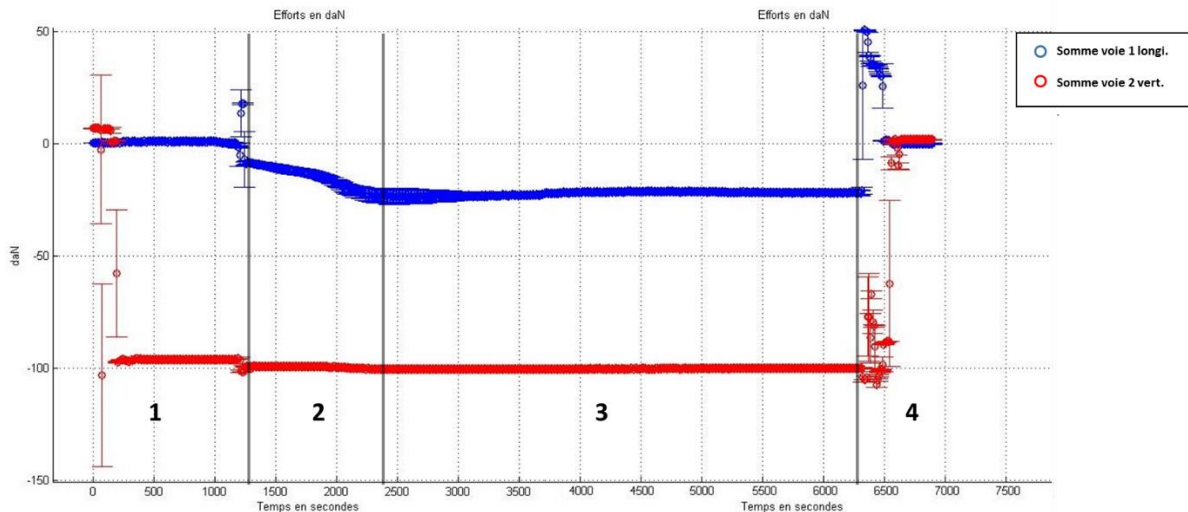


Figure 153 Sommes des efforts selon les directions Longitudinale (bleue) et Verticale (rouge), lors d'un essai sans glissement. (1) Phase avant la mise en rotation. (2) Phase de roulement régime transitoire (3) Phase de roulement régime établi (4) Fin d'essai

Lors de l'essai en roulement avec un taux de glissement de 0.5%, l'effort normal de 250N est appliqué en deux fois (2) par la mise en contact (-100daN) puis par la pression du vérin (-260daN). Le premier saut d'effort transversal présenté au chapitre 2 est mesuré. Lors de la mise en rotation (3) l'effort longitudinal atteint 100daN ce qui représente environ 38% de l'effort normal. Le second saut d'effort transversal est mesuré. Une perte de pression progressive dans le vérin et une diminution de l'effort normal pendant l'essai, sont compensées par un ajout de pression à 3000s. L'effort transversal suit l'évolution de l'effort vertical ce qui est cohérent avec l'explication de son origine développée au chapitre 2. A la fin de l'essai (4) comprenant l'arrêt en rotation et le retrait de la charge verticale, les voies reprennent leur valeur initiale. Cet essai montre que :

- lors de l'application de l'effort par le vérin pneumatique, la pression doit être adaptée,
- l'effort longitudinal atteint rapidement (70 cycles) une valeur proche de 30-40% de l'effort normal pendant les essais en glissement,
- l'effort transversal suit les évolutions déjà décrites.

La valeur de l'effort longitudinal de 30 à 40% de l'effort normal est un peu élevée. Il est attendu une valeur plus proche de 30%. Ceci pourrait s'expliquer par le contact large sur les galets au bombé de 250mm, qui révèle les effets de spin et peut être à l'origine d'instabilités au contact.

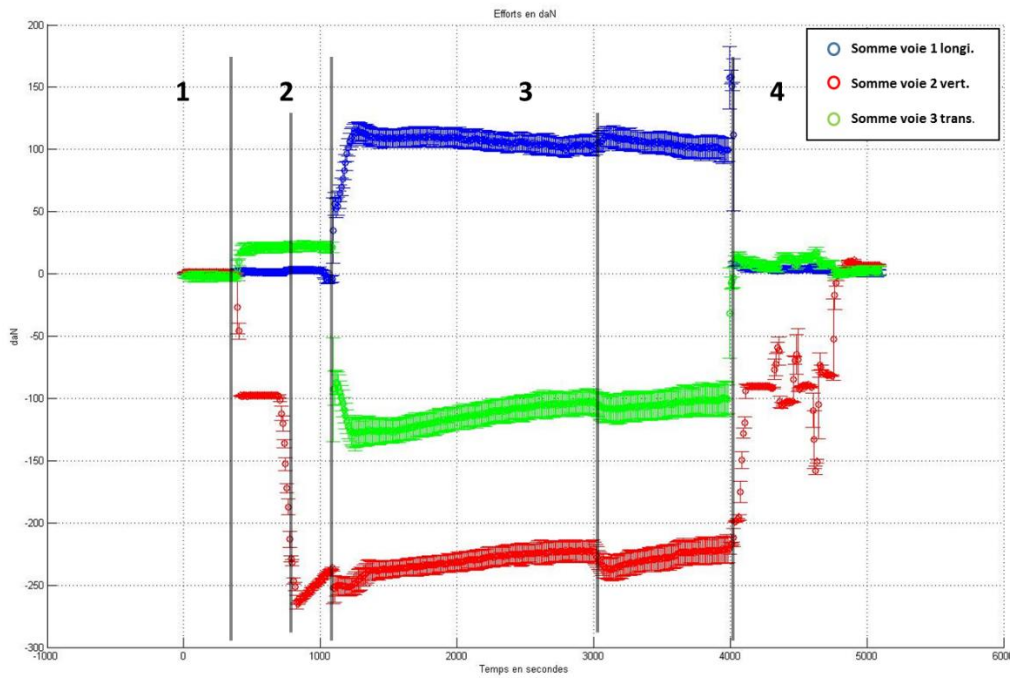


Figure 154 Sommes des efforts selon les directions longitudinale (bleue), verticale (rouge) et transversale (verte), lors d'un essai avec glissement. (1) Phase avant la mise en contact (2) Phase de mise en charge (3) Phase de roulement (4) Fin d'essai

Etude de la surface des bandes de roulement après essais.

Essai de référence en roulement sans glissement

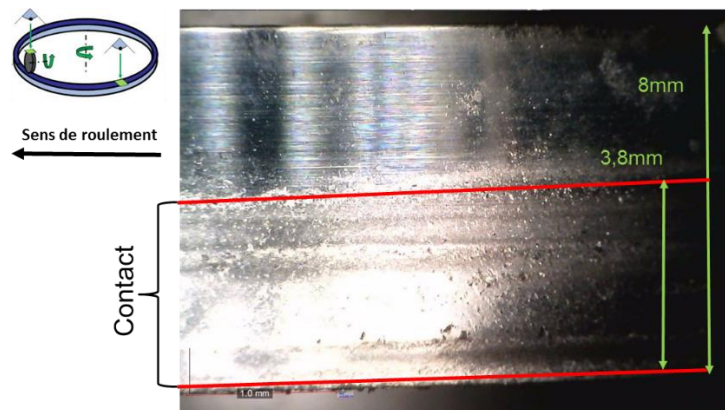


Figure 155 Bande de roulement du galet ($R_g = 250\text{mm}$) sur l'essai de référence en roulement sans glissement, après 1000 cycles couronne (environ 28000 cycles galets)

La Figure 156 présente la bande de roulement du galet de l'essai sans glissement. On peut observer que la bande de roulement est décentrée d'environ 1.9mm vers l'extérieur de la couronne. La bande de roulement sur la couronne est de même largeur. Ce décalage s'explique par l'inclinaison du galet

lors de la mise en charge présentée au Chapitre 2. Pour une inclinaison de $\theta = 0.3^\circ$, le décalage théorique du point de contact sur le galet bombé est donné par

$$\Delta x = R_{\text{bombé}} \sin \theta$$

Ceci donne un décalage de 1.3mm du centre de l'ellipse mesurée de 1.7mm de demi-largeur. Cela donne un contact affleurant le bord du galet de 8mm d'épaisseur.

Sur un galet d'épaisseur 8mm, le bombé de rayon 250mm ne fait que 32 μ m de hauteur entre le point haut central et les arrêtes latérales.

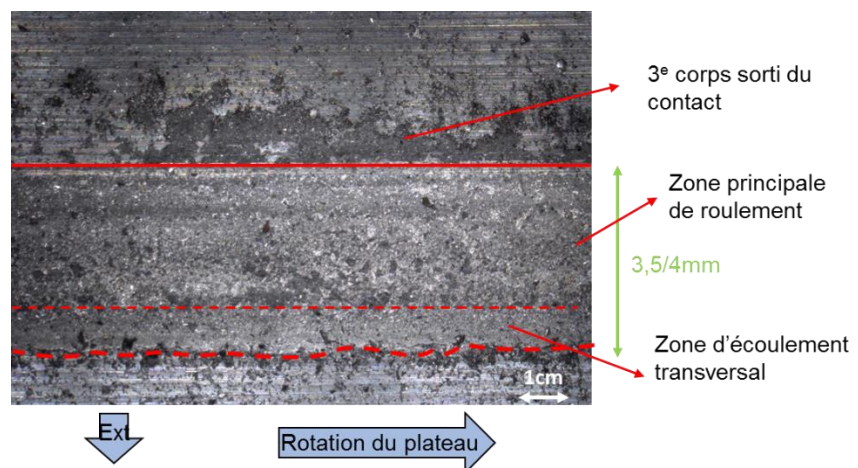


Figure 156 Bande de roulement de la couronne (Galet Rgy 250mm) sur l'essai de référence en roulement sans glissement, après 1000 cycles

La bande de roulement de l'essai en roulement sans glissement se découpe en une zone correspondant au roulement principal du galet, et les deux bords de cette zone. On peut y observer soit des débits transversaux de troisième corps dans la zone de contact (entre les bandes rouges), soit l'accumulation de particules de troisième corps à l'extérieur du contact (particules sombre). La bande est assez homogène et l'usure du galet ne semble pas avoir atteint de manière critique l'angle du galet.

Essai de référence en roulement avec glissement

L'essai de référence avec glissement présente une bande de contact de couronne plus large, de 6mm. Elle est également décalée sur la surface du galet en atteignant le bord extérieur. Sur la bande de roulement sur la couronne, plusieurs zones de contact peuvent se distinguer.

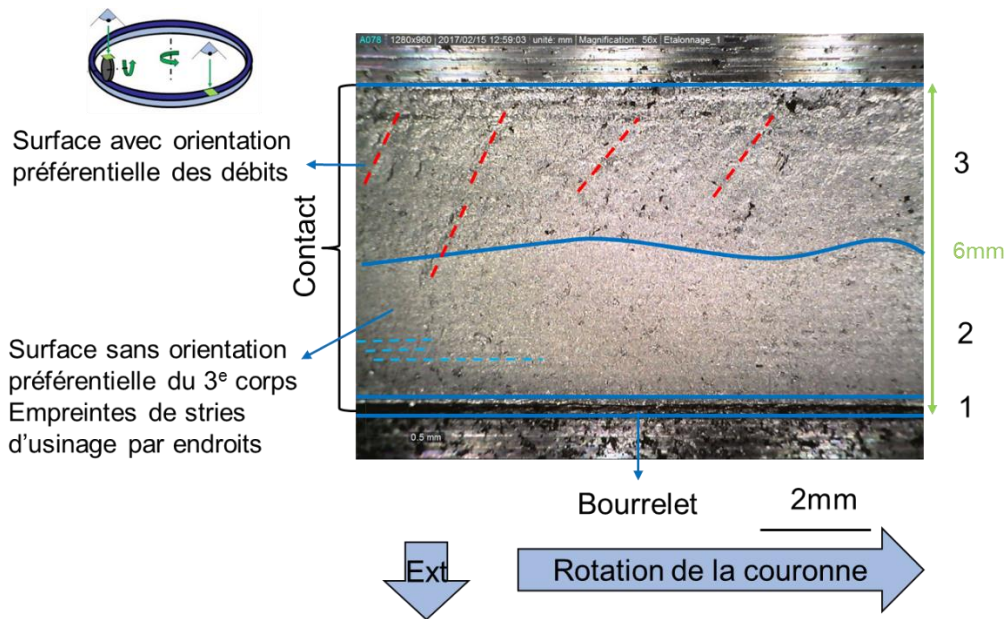


Figure 157 Surface de la couronne sur la bande d'essai de référence avec 0.5% de glissement, avec un galet bombé (Rgy 250mm)

La zone 1 correspond à un bourrelet de matière en bord extérieur de contact. Il est provoqué par l'appui du bord du galet et de l'enfoncement de son arrête dans la matière, provoquant ainsi un débit plastique important, localisé et temporaire avec la disparition par usure de l'arrête du galet.

La zone 2 correspond à la zone de contact initiale du galet, avant que l'ellipse de contact n'augmente de taille avec l'usure des deux corps. Cette zone est relativement écrouie, lisse et homogène bien que des empreintes de quelques stries d'usure peuvent être encore visibles proches du bord extérieur de cette zone, où le bord de l'ellipse de contact présente localement une pression de contact plus faible que la pression maximale de Hertz.

Enfin la troisième zone dont la frontière avec la deuxième n'est pas nette, correspond à l'extension de l'ellipse de contact avec l'usure. Ainsi le chargement cumulé sur cette zone est moindre, le nombre de cycle est plus faible et cette zone de contact est principalement en regard avec le bord de l'ellipse où la pression est moindre. On peut également observer un étalement de la matière donnant un aspect non lisse. Des orientations privilégiées obliques peuvent être devinées. Cela témoigne des débits de matière dû à l'élargissement progressif de l'ellipse de contact dans la direction transversale vers l'intérieur, et du glissement imposé dans la direction longitudinale. Le galet roulant plus vite, le glissement longitudinal est bien dirigé vers la droite de la figure.

Essai de référence double, en roulement sans puis avec glissement

Un troisième essai qui correspond à une combinaison des deux essais de référence. Il s'agit de 1000 premiers cycles de référence en roulement pur suivi de 1000 cycles en roulement avec 0.5% de glissement longitudinal imposé. Le galet n'a pas été changé entre les deux phases de 1000 cycles. L'usure cumulée des deux phases sur le galet a abouti à une bande de contact de la largeur du galet. La bande est observable sur la Figure 158. Son aspect est homogène similaire à la troisième zone de

l'essai en roulement avec glissement, traduisant les débits de troisième corps longitudinaux et transversaux simultanément. L'élargissement de la bande de contact étant révélateur de l'usure du galet, on peut déduire que les particules présentes en surface de cette bande et de la troisième zone sont principalement dues au galet. Cette supposition est d'autant plus plausible que le galet réalise environ 28 tours pour un tour de couronne.

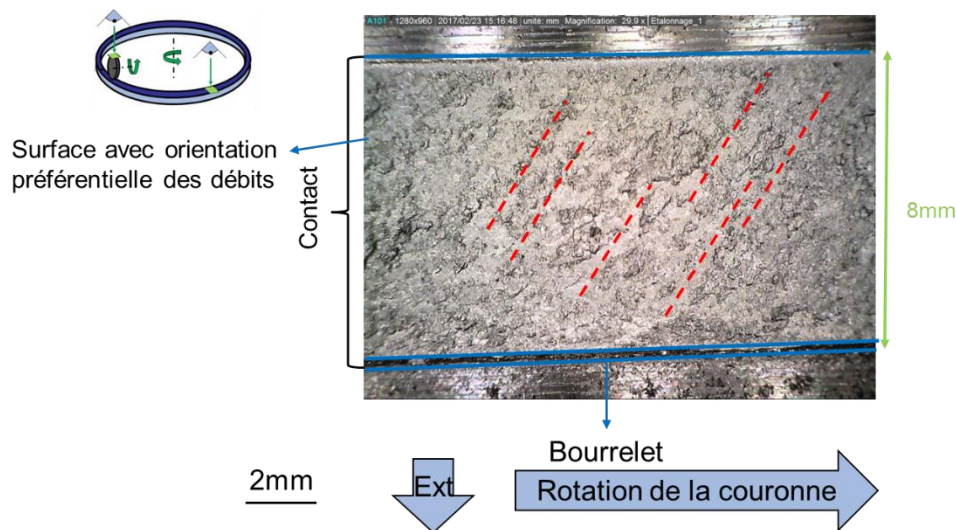


Figure 158 Surface de la couronne sur la bande d'essai de référence en roulement sans glissement puis avec 0.5% de glissement, avec un galet bombé (R_{gy} 250mm)

L'observation des bandes de roulement de ces trois essais montre que l'usure du galet est trop importante pour la bonne reproduction du contact roue-rail. En particulier l'élargissement de la bande de roulement du galet abouti à un contact avec l'arrête de ce dernier, ceci est favorisé par la présence de l'angle de roulis de 0.3° . Aussi l'étalement sur la bande de roulement de la couronne, des particules de troisième corps issues du galet crée un faciès non représentatif des observations en voie. Cette usure peut être notamment liée à des instabilités au sein de l'ellipse de contact dû à l'effet de spin et donc au changement des orientations des contraintes de cisaillement, mis en évidence par les résultats du modèle Abaqus.

Modification des éprouvettes : galet

Ces conclusions ont amené à une première modification majeure des éprouvettes de galet utilisé sur Triboring. Il a été choisi de réduire la largeur de l'ellipse de contact et ainsi d'augmenter la hauteur du bombé ($32\mu\text{m}$ pour R_{gy} de 250mm) en modifiant les courbures du galet et l'effort appliqué.

Au vu de la conception de la cellule tribologique, un chargement minimal vertical est appliqué dès lors que le galet est mis en contact sur le rail. Ce chargement peut être complété à l'aide du vérin vertical, mais demande de contrôler les pertes possibles de pression. Afin de conserver la pression de contact théorique sur les essais à une valeur de 1GPa, seul le rayon de bombé du galet a été modifié. Le diamètre de 70mm du galet n'a pas été changé car il permet d'utiliser de l'acier R260 directement

extrait dans des champignons de rail. Le nouveau rayon de bombé a ainsi été fixé à $R_{gy} = 70\text{mm}$ (hauteur de bombé $114\mu\text{m}$). Il correspond aux conditions de contact permettant à partir des autres données géométriques et de matériau, et avec une force normale appliquée de 100daN , d'obtenir une pression maximale de Hertz théorique de 1GPa . Les conditions de ce nouveau contact et les résultats des calculs théoriques concernant les dimensions du contact sont dans le tableau suivant.

| | | |
|---------------------------------|---------------|---------------|
| Acier R260 | E (Gpa) | v |
| | 2,10E+11 | 0,27 |
| Couronne | Rayon 1 (m) | Rayon 2 (m) |
| | 1e11 (infini) | 1e11 (infini) |
| Galet bombé $R_{gy}70\text{mm}$ | Rayon 1 (m) | Rayon 2 (m) |
| | 0,0353 | 0,070 |
| Force normale (N) | 1000 | |
| | Résultats | |
| Demies-ellipse a b (mm) | 0,546 | 0,863 |
| Enfoncement (μm) | 10 | |
| Pression Hertz (Gpa) | 1,013 | |

Tableau 21 Conditions de contact et résultats théoriques de la théorie de Hertz avec les éprouvettes galets bombés de $R_{gy} = 70\text{mm}$.

La taille de l'ellipse théorique de contact et les incertitudes en glissement sont illustrées sur la Figure 159.

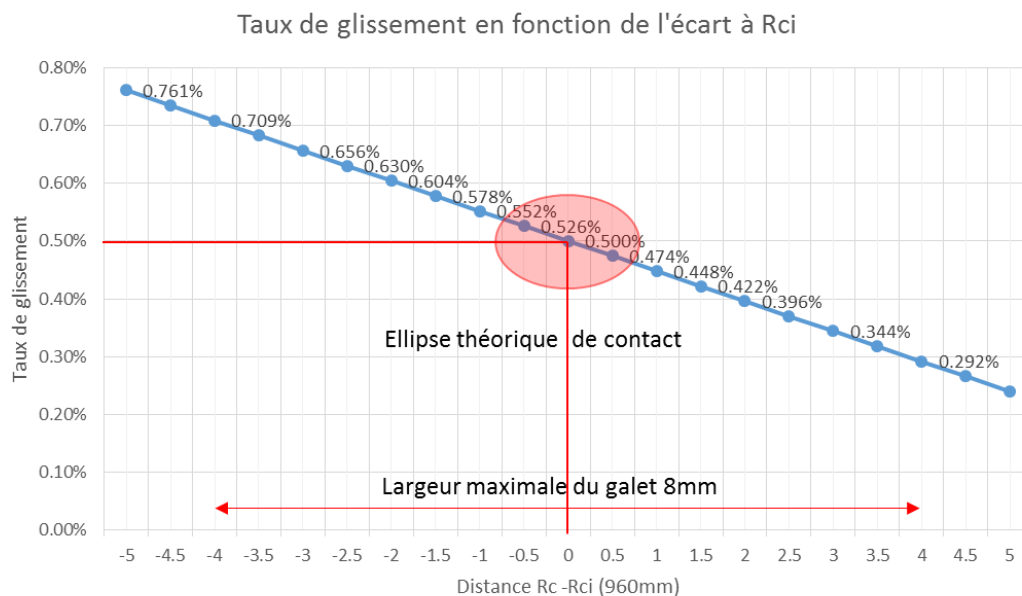


Figure 159 Evolution du taux de glissement en fonction de la position par rapport au point de calcul R_{ci} pour un taux à 0,5%. Empreinte théorique de l'ellipse de contact centrée à $R_{ci} = 960\text{cm}$.

Analyse d'une première série d'essai avec galet au rayon de bombé $R_{gy} = 0,070m$

Les essais ont été reproduits avec ces nouvelles éprouvettes dans les conditions de référence qui sont rappelées dans le tableau suivant.

| Essais référence | Triboring | | Bi-disques | |
|---------------------------|---------------------------|-------|---------------------------|-------|
| | RSG | 0.50% | RSG | 0.50% |
| Angle lacet | 0° | | 0° | |
| Angle roulis | 0° | | 0° | |
| Diamètre galet | 70.6 mm | | 70.6 mm | |
| Rayon de bombé du galet | 70mm | | 250mm | |
| Vitesse tour | 21.6 tour/min | | galet 1 1500 tour/min | |
| Vitesse galet | lié au positionnement | | galet 2 lié au glissement | |
| Nombre de cycles | 1k (couronne) 28k (galet) | | 25k | |
| Taux de glissement | 0% RSG | 0.50% | 0% RSG | 0.50% |
| Pression Hertzienne visée | 1GPa | | 1GPa | |
| Effort normal | 1000N | | 880N | |
| Effort tangent | 0N | | 0N | |

Tableau 22 Conditions d'essai de référence et d'essai bi-disques

Essai de référence en roulement sans glissement

L'étude de la bande de roulement de l'essai de référence sans glissement avec l'utilisation de la nouvelle géométrie d'éprouvette permet de comparer le changement de condition de contact.

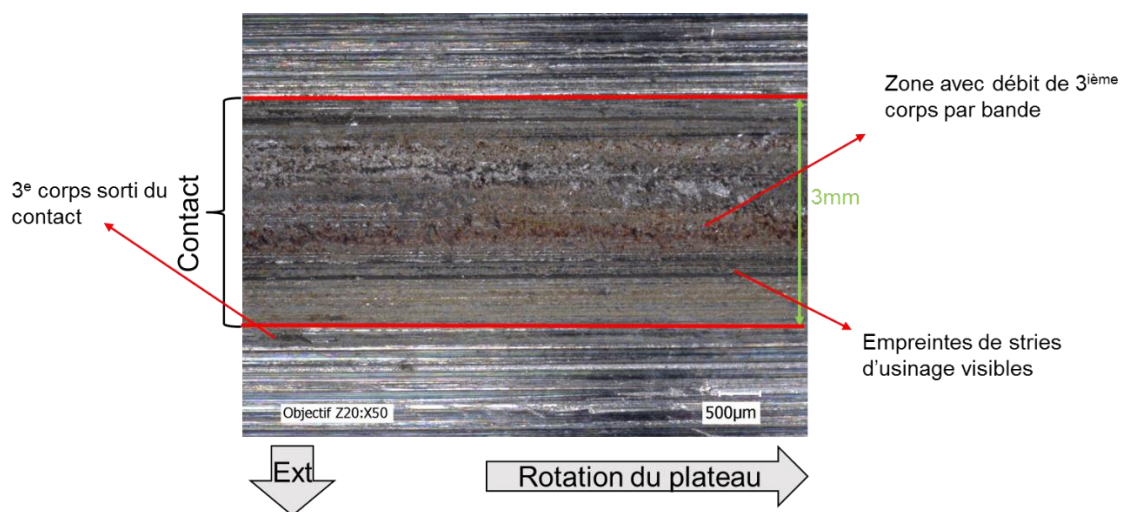


Figure 160 Surface de la couronne sur la bande d'essai de référence sans glissement, avec un galet bombé ($R_{gy}70mm$)

En comparaison avec la géométrie de galet précédente, la largeur de contact a été réduite de 3.5mm à 3mm. On observe que les empreintes des stries d'usinage sont par endroit encore visibles au sein de la bande de roulement, cela signifie que l'usure de cette dernière était suffisamment faible pour que ces marques soient encore observables. Par ailleurs des bandes longitudinales de débit de 3^{ème} corps dans la bande de roulement sont visibles et ont été oxydées à l'issue de l'essai avant observation, signe de particules assez réactives.

Ces éléments contrastent avec les essais avec les galets au bombé de rayon de 250mm dont la surface traduisait une usure homogène sur la largeur de bande.

Essai de référence en roulement avec glissement

Le contraste des bandes de roulement entre les essais avec les deux géométries différentes de galet, en présence de glissement longitudinal, est plus significatif encore du changement des conditions de contact. La largeur a presque été divisée par deux avec le bombé réduit à 70mm de rayon. En ramenant la largeur finale de la bande d'essai par rapport à l'empreinte de contact théorique de 2 à 3.5mm environ, l'essai avec la nouvelle éprouvette ne présente pas d'augmentation considérable de sa largeur pendant l'essai, signe de l'usure peu importante de la couronne et du galet. De plus, la bande de roulement est homogène selon la largeur et ne présente pas de zones traduisant l'évolution des conditions de contact pendant l'essai.

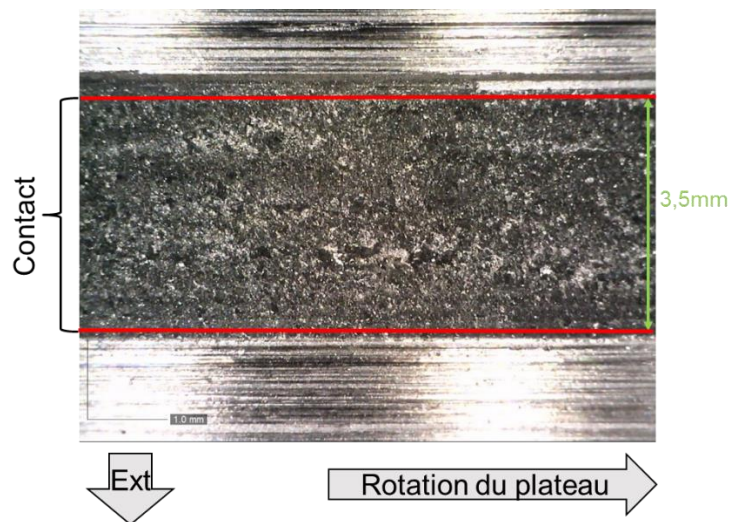


Figure 161 Surface la couronne sur la bande d'essai de référence avec 0.5% de glissement, galet bombé ($R_{gy}70mm$)

Analyse des coupes longitudinales

Pour poursuivre l'analyse de ces bandes d'essais, les éprouvettes de couronnes ont été découpées afin d'observer en microscopie la microstructure du rail à l'issue des essais. Celles-ci ont mis en évidence un défaut de microstructure.

La première couronne d'essai présente une microstructure essentiellement globulaire, les lamelles de cémentite sont très courtes et très espacées Figure 162. Cette microstructure a probablement joué un rôle dans les phénomènes d'usure observés sur les éprouvettes des premiers essais. En effet, la déformation plastique de la perlite lamellaire est souvent observée dans des contacts roue-rail comme mécanisme d'accommodation des vitesses par cisaillement et déformation des premiers corps, en se traduisant par un fibrage des lamelles selon la direction de glissement. On peut supposer que le mécanisme d'accommodation par déformation plastique semble davantage possible avec une microstructure lamellaire qu'avec une microstructure globulaire, et que ce dernier puisse favoriser une accommodation par mécanisme de rupture, via l'usure.

De plus la dureté relevée de l'ordre de 165HV contre les rails 260HV en voie, indique également que la réponse du matériau ne devrait pas être satisfaisante.

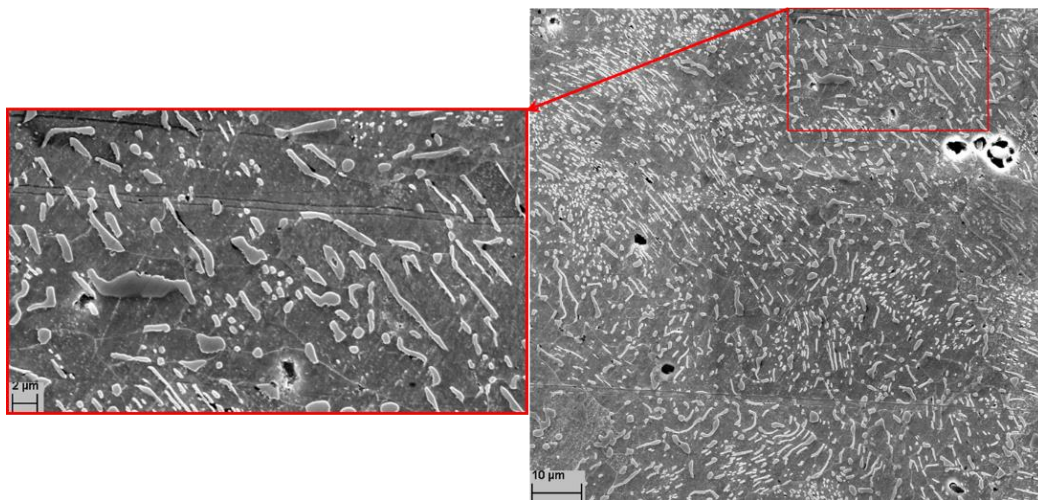


Figure 162 Microstructure de la couronne des premiers essais observée au microscope électronique à balayage. Images Roberval

La microstructure de la seconde couronne ne peut pas être qualifiée de globulaire. Les lamelles de cémentite peuvent assez clairement être repérées. Leur densité et longueur sont plus grandes que dans la microstructure précédente. Toutefois, la perlite lamellaire qu'on trouve au sein des rails R260 présente très nettement des colonies au sein desquelles se trouve une alternance de lamelles de ferrite et de cémentite parallèles entre elles. Ainsi les frontières entre les différentes colonies de perlites sont aisément discernables avec les changements d'orientation des lamelles (voir Figure 14). Ainsi il est difficile d'utiliser les critères qualitatifs ou quantitatifs de déformation plastique de la perlite régulièrement utilisés dans le milieu ferroviaire qui sont la déformation et l'orientation privilégiée des lamelles selon une direction, ou la réduction des tailles des colonies ou de l'espace inter lamellaire (voir Chapitre 1). La différence entre les microstructures obtenues et celle observées sur des rails peut s'expliquer par un défaut dans le processus thermique de fabrication des éprouvettes.

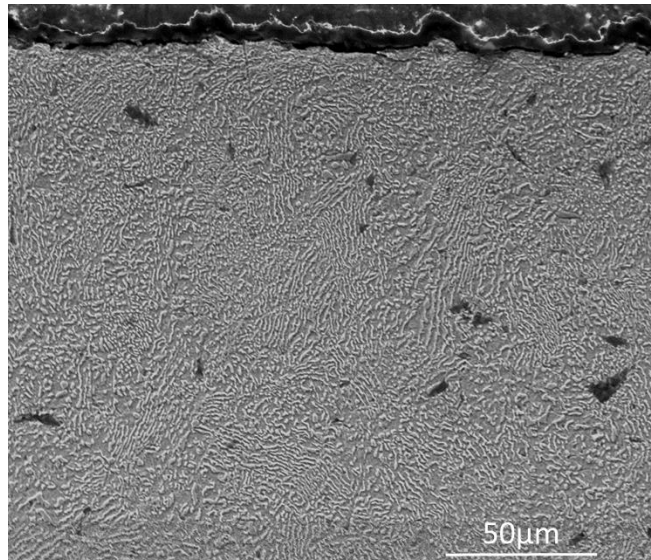


Figure 163 Microstructure de la seconde couronne observée au microscope électronique à balayage

Le processus de fabrication décrit au chapitre 2 est l'application au plus proche du procédé thermique de fabrication des rails de R260 posés en voie. Toutefois il correspond à des rails au profil 60E1 dont la section fait 76.7cm^2 (norme EN 13674-1) Figure 9. La section des couronnes des premières séries d'essai est de $100\times 100\text{mm}$ soit 100cm^2 . Cependant l'âme et le patin sur le profil 60E1 sont relativement effilés par rapport à la section de la couronne. La section du champignon peut s'apparenter à un rectangle de $75\times 40\text{mm}$ soit 30cm^2 . On peut donc supposer que le refroidissement de la section de la couronne est plus lent à l'air que pour un rail et plus encore un champignon de rail. Comme évoqué au Chapitre 1, cette vitesse de refroidissement plus lente peut altérer la formation de la perlite lamellaire. Elle peut conduire à la formation de perlite globulaire ou un état intermédiaire avec la perlite lamellaire, ce qui semble s'être produit pour les deux premières couronnes.

Modification des éprouvettes : couronne

Défaut géométrique

Le choix de couronne à la section de $100\times 100\text{mm}$ correspond aux dimensions minimales de section pour lesquelles le lamineur garantit la géométrie sans étape d'usinage. Dans l'étude d'amorçage de défauts engendrés par le contact roue-rail, le rôle de la microstructure est capital dans la réponse du matériau aux sollicitations (réponse élastique, tenue à la fatigue, propagation de fissures, transformation de phase et transformation tribologique de surface etc.). Il a donc été choisi de modifier la géométrie des éprouvettes afin de réduire la section, au profit de la microstructure, malgré les défauts de géométrie à considérer. La section demandée est de $70\times 50\text{mm}$, soit 35cm^2 ce qui est sensiblement la section d'un champignon de rail.

Les couronnes obtenues ont présenté deux défauts géométriques. Le défaut de faux rond, est l'erreur de position radiale (horizontale) de la section par rapport au cercle sur lequel elle doit se situer (cercle

de deux mètres de diamètre pour le bord extérieur de la couronne). La section se trouve pour certains angles à une distance plus grande ou plus faible de l'axe de rotation. Ce défaut ne peut pas être corrigé à l'INSA et il limite la bande utilisable sur le sommet de la couronne. Elle est définie par plusieurs éléments (voir Figure 164) : théoriquement la zone utile se situe sur un anneau défini par ses deux rayons extrêmes, le plus grand rayon intérieur de la couronne et son plus petit rayon extérieur (1) ; la face supérieure de la couronne doit présenter quelques centimètres de libre à partir de son bord intérieur afin de permettre le bridage de la couronne sur le plateau (2) ; la face avant de la cellule tribologique ne doit pas être en contact avec le bord extérieur de la couronne si celle-ci dépasse du plateau du tour, l'arbre est en porte-à-faux au-dessus de la couronne (3) ; enfin l'extrémité de l'arbre ne doit pas être en contact avec le système de bridage de la couronne (4). Pour ces différentes raisons, trois bandes d'essais ont pu être réalisées par couronne aux nouvelles dimensions.

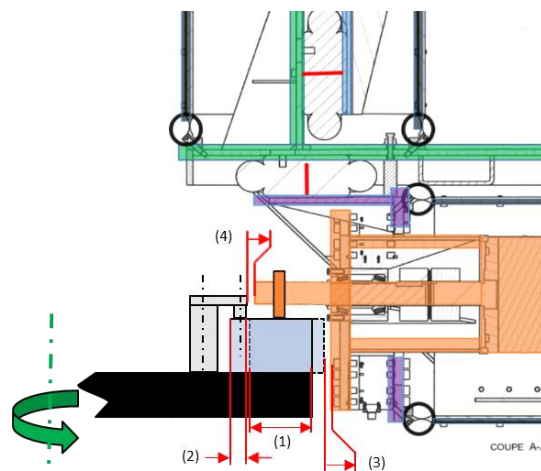


Figure 164 Jeux limitants la bande de roulement utile sur le sommet des couronnes. Noir : Plateau du tour, Gris : système de bridage, Bleu : couronne.

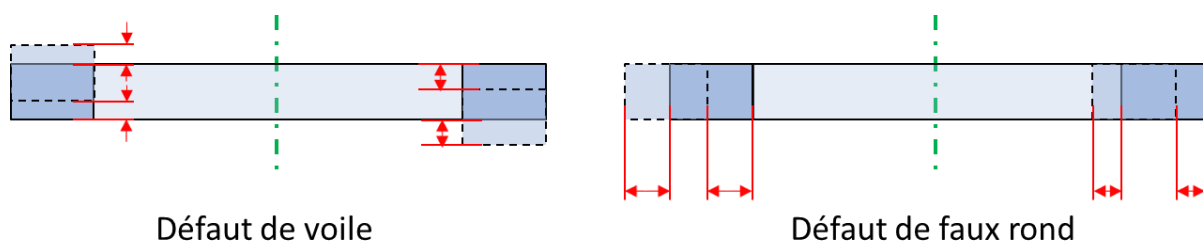


Figure 165 Schéma des contraintes géométriques de montage avec une couronne présentant un défaut de voile et faux rond.

Le second défaut est le voile, qui est l'écart transversal (vertical) de la section par rapport au cercle sur lequel elle doit se situer. La section se trouve à la même distance de l'axe de rotation, mais sa projection sur l'axe varie. Pour corriger ce défaut, la couronne est à la fois bridée par le haut sur le plateau ce qui permet par déformation élastique de diminuer la variation de hauteur, puis l'usinage nécessaire de la face utile de la couronne pour retirer la couche de calamine, permet d'obtenir une face plane par rapport à la rotation du plateau.

Microstructure

A réception des couronnes, un échantillon a été prélevé sans sectionner la couronne afin d'évaluer la microstructure obtenue. Les images au microscope électronique à balayage (Figure 166) montrent les améliorations suivantes : Présence de lamelles de cémentites en meilleure densité. Agencement des lamelles parallèles permettant de distinguer les colonies entre elles. Dureté supérieure à 260HV. Toutefois les frontières entre les colonies demeurent moins nettes qu'au sein des rails en voie, et par conséquent les tailles des colonies peuvent être difficiles à évaluer, mais l'état de cette nouvelle microstructure représente un gain de qualité considérable. En particulier les critères qualitatifs de déformation plastique comme l'orientation des lamelles de cémentite en surface est applicable avec cette microstructure. Ces couronnes sont utilisées pour les essais présentés au chapitre 3.

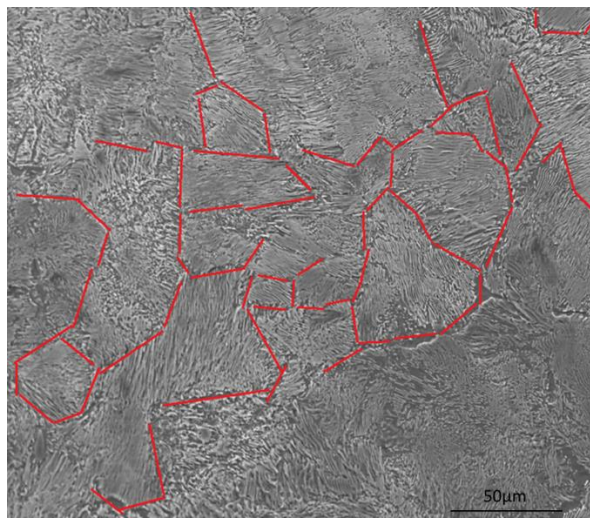


Figure 166 Microstructure des couronnes à plusieurs millimètres de profondeur après modification de la géométrie, observée au Microscope Electronique à Balayage En rouge des frontières de colonies discernables

Microstructure des couronnes à plusieurs millimètres de profondeur après modification de la géométrie, observée au Microscope Electronique à Balayage En rouge des frontières de colonies discernables

Des relevés de dureté ont été effectués par le laboratoire Roberval sur ces nouvelles couronnes. Les relevés ont été réalisés en HV0.1 selon des lignes espacées de 0.5mm, avec des points tous les 70µm de 20 à 1350µm. Ils ont été réalisés sur les deux dernières couronnes présentés au chapitre 3 ainsi que sur un échantillon de rail neuf.

Une première série de mesure sur les couronnes permet de comparer la dureté à partir du bord de la couronne (a) et à partir de la zone usinée (b) sur laquelle les essais sont réalisés.

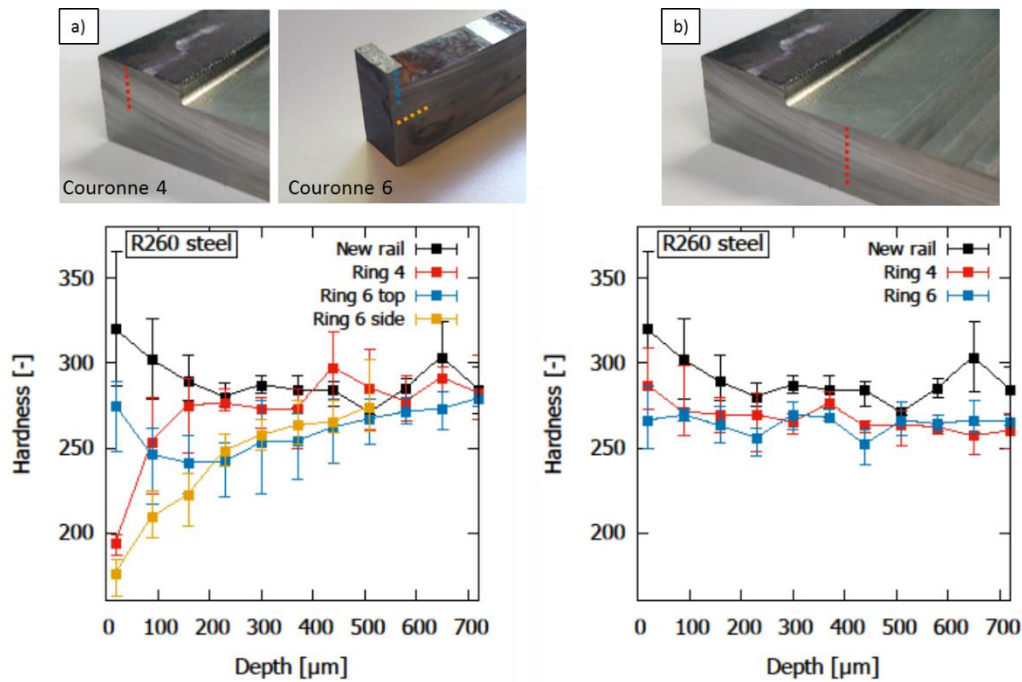


Figure 167 Relevés de dureté HV 0.1 pour 3 mesures par points. Noir Rail neuf ; Rouge couronne 4 ; Bleu couronne 6 corrodée partie supérieure ; Jaune couronne 6 corrodée partie intérieure. a) Relevés à partir de l'extérieur de couronne, b) relevés à partir de la zone usinée. Relevés Roberval

Ces mesures mettent en évidence que la couche extérieure des couronnes laminées présente une dureté très inférieure à celle mesurée à cœur. Ceci correspond à la couche de calamine et à la couche décarburée évoquée en première partie. La couche de calamine est retirée pendant le processus de laminage des rails de British Steel, et certains exploitants de réseaux ferrés réalisent un meulage après la pose des rails pour évacuer la couche décarburée. Le niveau de dureté mesuré à cœur est retrouvé à partir d'une profondeur de quelques centaines de micromètres. L'usinage réalisé sur les couronnes permet de s'affranchir de cette couche par retrait de plusieurs millimètres. La dureté moyenne des couronnes est sous la zone usinée de 260 à 270HV ce qui est proche de celle du rail en voie, légèrement inférieure en particulier au niveau de la surface. L'échantillon de rail, contrairement aux couronnes, est non usiné et présente un gradient de dureté sur 250μm afin que la dureté à cœur soit supérieure à 260HV.

On peut donc considérer que la microstructure des couronnes avec une nouvelle géométrie est semblable à celle du rail en voie et adaptée à la réalisation d'essais ferroviaires sur Triboring.

Des cartes KAM ont également été réalisées sur ces échantillons afin de les comparer à des cartes de bandes de roulement. Les détails sont présentés dans l'annexe associée. L'état des couronnes est similaire à celui du rail neuf selon cet aspect.

Ces études préliminaires ont permis de montrer l'importance de la géométrie et de la qualité des éprouvettes sur le comportement tribologique des bandes de roulement pendant des essais de reproduction du contact roue-rail. Les débits de premiers et troisièmes corps en surface, les largeurs de bandes de roulement traduisant l'empreinte de contact et l'usure du galet et de la couronne ont été analysés. Ils montrent une sensibilité de l'usure notamment du galet en fonction de ces conditions de contact. Les essais réalisés sont relativement courts, 1000 cycles de plateau, mais sont à mettre en

regard de 28000 cycles de galet environ. Afin de réaliser des essais plus longs et d'étudier des défauts ferroviaires de fatigue par exemple, liés à l'accumulation du nombre de cycles, l'usure de la couronne et du galet doivent être davantage maîtrisées.

Campagne bi-disques 2012

Pour la campagne de 2012, deux paramètres ont été modifiés : le taux de glissement et le nombre de cycle. Le Tableau 23 présente une synthèse des conditions d'essai. Le taux de glissement est appliqué grâce à une synchronisation mécanique des vitesses de rotation des deux galets, dont la différence de diamètre induit la différence de vitesse au point de contact.

| Taux de glissement | 0,5% | 1% | 1,5% |
|---------------------|----------------|--------|---------|
| Charge normale Q | 880 N | | |
| Vitesse de rotation | 1500 tours/min | | |
| Nombre de cycles | 25 000 | 25 000 | 720 000 |
| Temps d'essai | 17 min | 17 min | 8h |

Tableau 23 Conditions d'essai prévues de la campagne 2012 (Zitouni, 2012)

Ces conditions d'essai ont pour objectifs de solliciter en charge verticale et en cisaillement longitudinal les éprouvettes réalisées en acier à rail afin d'initier les transformations métallurgiques du matériau et amorcer la formation de phases blanches d'origine mécanique.

Le premier essai réalisé à 1.5% de glissement a été arrêté à 500 000 cycles (au lieu de 720 000 cycles) en raison d'un élargissement notable de la bande de roulement. Une usure très importante a été constatée à l'arrêt du test.

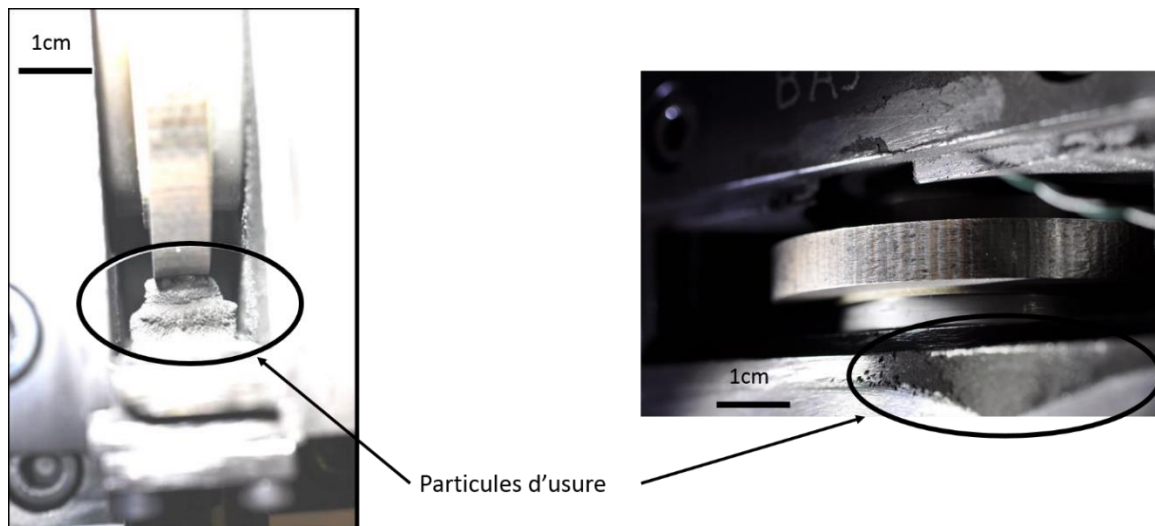


Figure 168 Essai bi-disques avec usure pulvérulente(Zitouni, 2012)

Plusieurs aspects permettent d'expliquer ce comportement non représentatif du contact ferroviaire :

- En premier lieu le taux de glissement imposé à 1.5% est relativement élevé pour des conditions ferroviaires répétées, puisque les dispositifs d'anti-patinage et anti-enrayage de la RATP se

déclenchent au-delà du seuil de 2% de glissement, jugé suffisamment critique pour le rail et la roue.

- Egalement, les conditions cinématiques des bancs de type bi-disques ne respectent pas idéalement le circuit tribologique comme évoqué en première partie. Les débits d'usure sont favorisés par rapport aux débits de recirculations et aux débits sources internes.
- Enfin le dernier aspect concerne la réactivité des surfaces, propice à développer l'adhésion des surfaces entre elles et de l'usure.

En effet, les galets utilisés lors de ces deux campagnes d'essais sont les mêmes que ceux utilisés sur Triboring présentés en deuxième partie, avec des légères variations du diamètre ainsi que du rayon de bombé. Ainsi, après avoir extrait l'acier du champignon du rail, l'usineur fabriquant les galets doit réaliser des étapes d'usinage, et terminer par de la rectification de la surface de contact afin d'obtenir la rugosité demandée (Ra 0.8). Cet état est proche du poli miroir et est potentiellement très réactif au contact de l'air. Pour cette raison les galets sont conditionnés dans un enrobage contenant de l'huile, qui est retirée par nettoyage à l'acétate d'éthyle avant essai. Pendant le roulement, la surface des galets sollicitée par un glissement important est soumise à de l'usure via l'éjection de la couche superficielle d'acier. Celle-ci laisse alors apparente une nouvelle surface d'acier très réactive qui n'a pas le temps de s'oxyder au contact de l'air entre deux cycles. Un phénomène d'adhésion des surfaces des deux galets, similaire aux soudures froides a lieu, entraînant l'usure adhésive pulvérulente observée lorsque les deux corps se séparent en sortie du contact.

La prévention de ce dernier point a été initiée lors de la seconde campagne d'essai de 2014 (Vargolici et al., 2016).

Analyse KAM des couronnes 4 et 6

Des analyses KAM (Kernel Average Misorientation) ont été effectuées en par le laboratoire Roberval sur des coupes transversales des bandes de roulement des couronnes 4 et 6. Elles permettent, à partir du calcul de la désorientation moyenne d'un point par rapport à l'orientation de ces huit voisins, d'établir une cartographie des frontières. Ainsi sont distinguées quatre catégories de points :

- les zones non indexées (noires)
- les zones internes (hors frontière) dont l'angle de désorientation est inférieur à 2° (bleues),
- les frontières de faible angle compris entre 2 et 5° (vertes),
- et les frontières d'angle élevé supérieur à 5° (autres couleurs)

Les zones non indexées ne sont pas comprises dans la répartition. Les taux d'indexation sont précisés (TI). Les zones sont ainsi représentées sur les cartes KAM et leur proportion est illustrée sur les histogrammes.

Les cartes réalisées font chacune 50x70µm, avec un grossissement x3000 et un pas d'indexation de 0.1µm. Elles sont répétées trois fois par bande avec un espacement de 0.5mm.

Ci-après sont présentées trois cartes KAM et la répartition des zones, pour un échantillon de rail R260 neuf et pour deux échantillons hors bande d'essai mais sur la zone usinée, des couronnes 4 et 6.

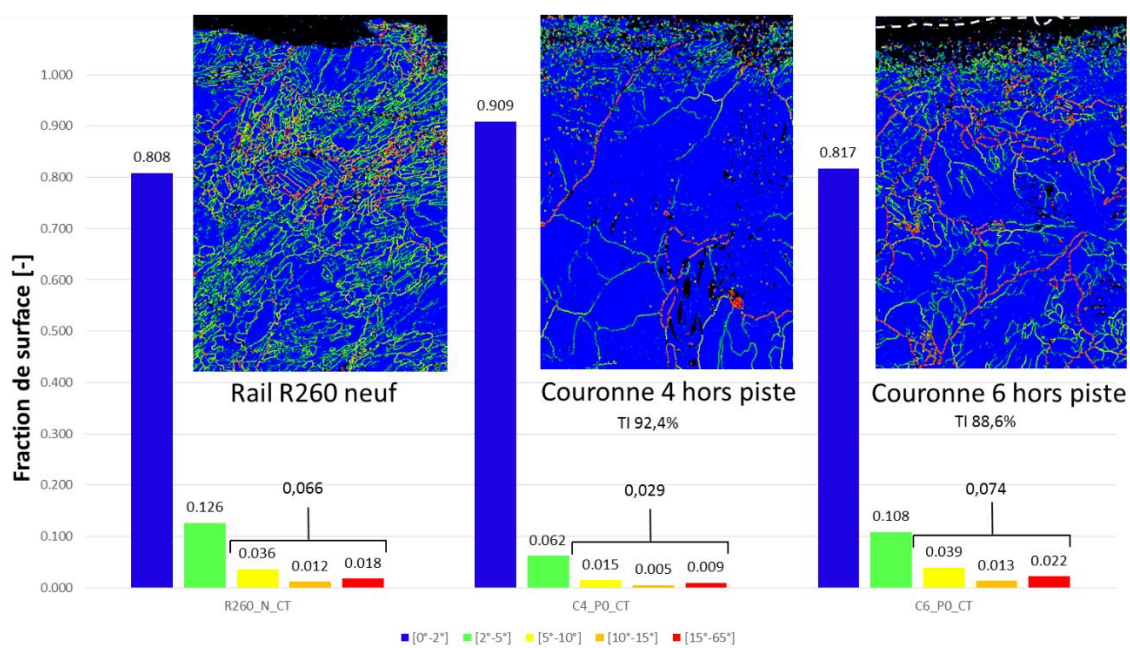


Figure 169 Cartes KAM pour des échantillons de rail neuf et des couronnes 4 et 6 hors zone d'essai, surfaces en haut des cartes. Images Roberval

Au vu de la répartition des frontières à angles faible et élevé, on peut considérer que l'état des couronnes 4 et 6 est similaire à celui du rail R620 neuf. Le rail présente toutefois une concentration un peu plus importante de frontières à faible angle.

Les cartes réalisées sur des coupes transversales des bandes d'essai de la couronne 4, en comparaison avec la carte de la couronne hors bande d'essai, mettent en évidence l'évolution de la proportion des différentes frontières sur le matériau soumis aux sollicitations mécaniques.

Pour la bande 1 la proportion de frontières d'angle faible quadruple de 0.062 à 0.233 et celle des frontières d'angle élevé est multipliée par 7, de 0.029 à 0.211.

Pour les bandes 2 et 3 l'évolution des proportions est similaire entre elles. Elles passent pour les frontières d'angle faible à 0.190 (x3) et 0.212 (x3.5) et pour les angles élevés à 0.097 (x3.5) et 0.131 (x4.5) pour les bandes 2 et 3 respectivement.

La fragmentation des bandes 2 et 3 est similaire entre elles et plus élevée que celle de la bande 1. Ces résultats sont en cohérence avec les observations IPF des coupes dans les deux directions, et avec les schémas de synthèse des réponses de la microstructure face aux sollicitations mécaniques.

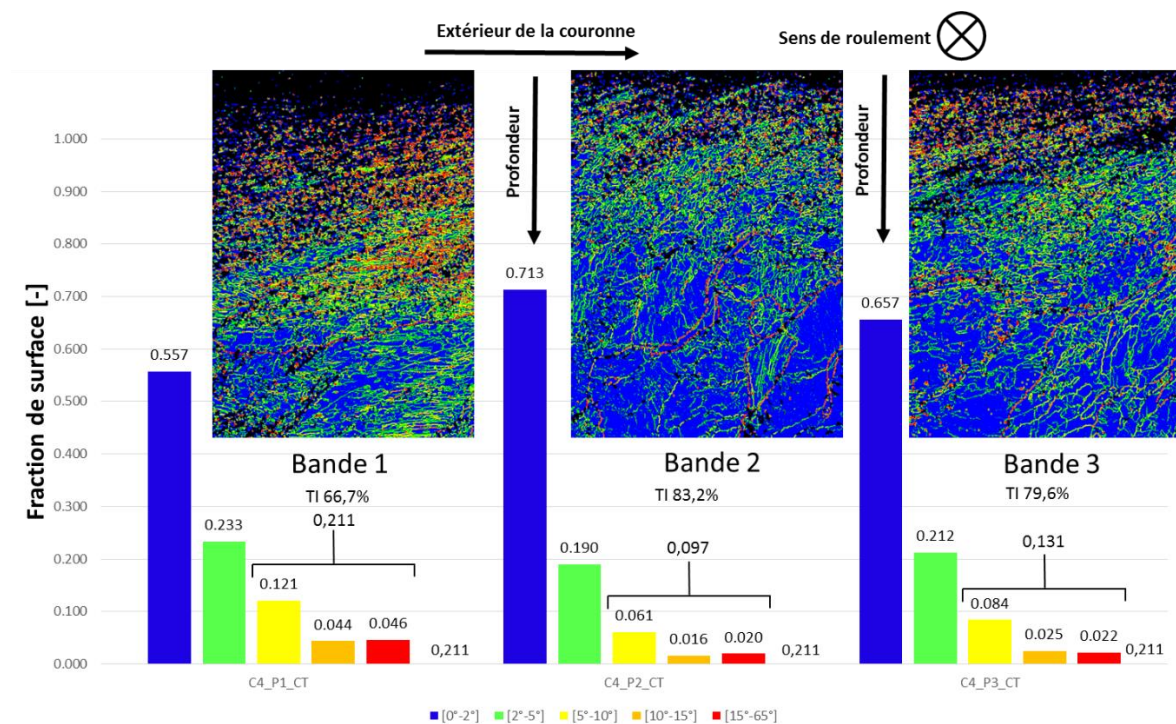


Figure 170 Cartes KAM pour des coupes transversales des bandes d'essai de la couronne 4, surfaces en haut des cartes. Images Roberval

Concernant les cartes KAM de la couronne 6, les proportions de frontières d'angle faible et élevé des bandes de roulement 1 et 2 sont du même ordre. De plus, elles sont similaires à celle de la bande 3 de la couronne 4. La bande 3 de la couronne 6 est davantage fragmentée : la proportion des frontières d'angle faible passe de 0.108 à 0.288, et celle des frontières d'angle élevé de 0.074 à 0.199.

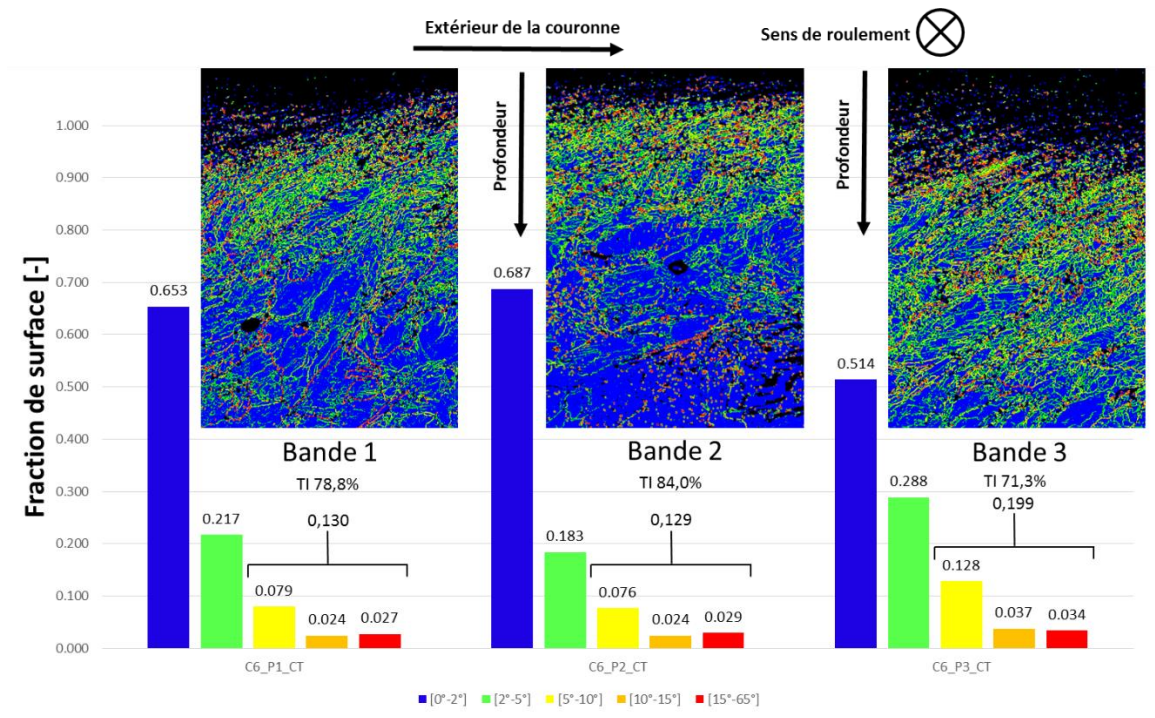


Figure 171 Cartes KAM pour des coupes transversales des bandes d'essai de la couronne 6, surfaces en haut des cartes. Images Roberval



FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : MERINO

DATE de SOUTENANCE : 29/11/2019

Prénoms : Pierrick

TITRE : Reproduction expérimentale du contact roue-rail à échelle réduite : Voies de formation des sources de défauts

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : **2019LYSEI101**

Ecole doctorale : MEGA

Spécialité : Mécanique

RESUME :

Face au développement du transport ferroviaire, la sécurité demeure la principale préoccupation des exploitants de réseaux ferrés. En particulier, la compréhension des phénomènes sources des défauts de fatigue de roulement (RCF) mettant en jeu l'intégrité du rail, est nécessaire pour limiter les risques d'accidents. La phase blanche, associée à la formation du défaut de squat, est difficile à reproduire mécaniquement en laboratoire. L'utilisation de bancs d'essai permet de reproduire plusieurs aspects du contact roue-rail selon des critères choisis, mais nécessite de faire des compromis. Le banc Triboring développé au LaMCoS avec la RATP, comble un manque en proposant notamment une géométrie galet sur rail circulaire pour reproduire au mieux les conditions tribologiques du contact roue-rail.

Le développement d'un banc d'essai nécessite d'évaluer sa « signature », c'est-à-dire d'identifier et de discerner les phénomènes mesurés correspondant à la réponse intrinsèque du banc en fonctionnement, de ceux correspondant à la réponse de l'interaction roue-rail considérée. Une analyse notamment dynamique et cinématique a permis de caractériser le banc et d'optimiser sa réponse en faisant évoluer la géométrie des éprouvettes.

La réponse tribologique du banc a été optimisée par l'introduction d'une couche qualifiée de « fusible tribologique », lors de la préparation des éprouvettes. Cette couche surfacique permet de retarder l'accommodation des vitesses par usure au profit du cisaillement des premiers corps et des Transformations Tribologiques de Surface (TTS), telles que la phase blanche. Deux couches fusibles, écrouies et corrodées ont été éprouvées, et permettent une nette réduction de l'usure.

Les analyses tribologiques et métallurgiques des bandes de roulement en surface et des coupes ont permis d'appréhender l'effet des différentes sollicitations mécaniques sur l'évolution de la microstructure du rail en proche surface. La transformation de cette dernière amène le matériau vers la formation d'îlots de phase blanche d'origine mécanique à la surface.

MOTS-CLÉS : contact roue-rail ; banc d'essai ; tribologie ; microstructure ; phase blanche ; usure ; fusible tribologique

Laboratoire (s) de recherche : LaMCoS

Directeur de thèse: Aurélien Saulot

Président de jury : P. Lebon

Composition du jury : Marion Risbet, Francesco Massi, Frédéric Lebon, Pierre Boutet, Aurélien Saulot, Yves Berthier