

Habilitation à Diriger des Recherches

Mention MÉCANIQUE

présentée par

Vincent MAGNIER

Équipe d'accueil : LABORATOIRE DE MÉCANIQUE MULTI-PHYSIQUE ET MULTI-ÉCHELLE (FRE 2016)

École Doctorale : ECOLE DOCTORALE SCIENCES POUR L'INGÉNIEUR (SPI) n° 72

Composante universitaire : UNIVERSITÉ DE LILLE

Titre :

Modélisations multi-échelle « physiquement fondées » du contact frottant: application au freinage

Version provisoire

Composition du jury :

Jury

M. FRANÇOIS	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ DE NANTES	<i>Rapporteur</i>
D. NÉLIAS	PROFESSEUR, INSA LYON	<i>Rapporteur</i>
F. LEBON	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ AIX-MARSEILLE	<i>Rapporteur</i>
D. KONDO	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ PARIS VI	<i>Examineur</i>
E. ROUHAUD	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ TECHNOLOGIQUE DE TROYES	<i>Examinatrice</i>

Invités

G. DE SAXCÉ	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ DE LILLE	<i>Invité</i>
T. TISON	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ POLYTECHNIQUE HAUTS-DE-FRANCE	<i>Invité</i>

Encadrement

P. DUFRÉNOY	PROFESSEUR, UNIVERSITÉ DE LILLE	<i>Garant de l'habilitation</i>
-------------	---------------------------------	---------------------------------

Table des matières

I	Résumé de l'ensemble des activités	2
	Curriculum Vitæ	3
	Activités d'enseignement	4
	Activités de recherche	6
	Résumé des activités de recherche	6
	Collaborations académiques et industrielles	8
	Projets	9
	Encadrement	12
	Production scientifique	15
	Responsabilités	20
	Diffusion Scientifique	23
II	Synthèse des activités de recherche	25
	Introduction générale	26
III	Comportement complexe des matériaux: Dialogue numérique/expérimental	35
	Motivation	36
1	Lien procédé de fabrication-fatigue avec un gradient de microstructure	39
	1.1 Introduction	39
	1.2 Étude numérique de la fatigue des matériaux à gradient de microstructure	41
	1.3 Caractérisation du comportement sous traction	45
	1.4 Discussions	51
2	Lien procédé-modélisation-comportement de matériaux hétérogènes	55
	2.1 Introduction	55
	2.2 Comportement macroscopique du matériau	56
	2.3 Matériaux "dissociés"	60
	2.4 Identification des propriétés des composants	64
	2.5 Discussions	70

3	Lien comportement-modélisation d'un matériau asymétrique	72
3.1	Introduction	72
3.2	Comportement réversible macroscopique du matériau	73
3.3	Comportement irréversible macroscopique du matériau	79
3.4	Discussions	82
	Discussions	85
IV	Le contact: un problème multi-échelle	87
	Motivation	88
4	Impact de la longueur de contact sur le crissement	96
4.1	Dispositif expérimental dédié au crissement: "CrisMat"	96
4.2	Modèle semi-analytique associé au "CrisMat"	99
4.3	Résultats	100
4.4	Discussions	101
5	Impact d'une imperfection géométrique du disque sur le crissement	104
5.1	Origine et description du modèle	104
5.2	Influence de la non-planéité du disque	105
5.3	Interprétations des résultats	107
5.4	Discussions	108
6	Impact des hétérogénéités du matériau sur le crissement	111
6.1	Introduction	111
6.2	Caractérisation des hétérogénéités du matériau de friction	112
6.3	Modélisation morphologique des pores	113
6.4	Introduction des pores dans un modèles éléments finis	114
6.5	Discussions	118
7	Impact de la rugosité sur le crissement	121
7.1	Génération de surfaces rugueuses à partir de mesures expérimentales	121
7.2	Modèle de contact	123
7.3	Stratégie numérique d'intégration du comportement de l'interface	124
7.4	Vérification numérique	126
7.5	Modélisation multi-échelle d'un système de freinage complet	128
7.6	Résultats	131
7.7	Discussions	133
	Discussions	136
V	Le contact: un problème multi-physique et évolutif..	137
	Motivation	138

8	Évolution des propriétés mécaniques avec l'usage et conséquences sur le crissement	144
8.1	Motivation	144
8.2	Test d'indentation	145
8.3	Identification des propriétés mécaniques par test d'indentation	146
8.4	Identification et évolution des propriétés mécaniques locales	147
8.5	Introduction des différentes garnitures dans une analyse modale complexe	151
8.6	Discussions	153
9	Évolution thermomécanique: confrontation numérique/expérimental	155
9.1	Introduction	155
9.2	Caractérisation thermomécanique du matériau de friction	156
9.3	Campagnes expérimentales: préparations, réalisation et résultats du freinage sélectionné .	160
9.4	Confrontation numérique/expérimental	162
9.5	Discussions	167
10	Évolution de l'interface de contact: vers l'introduction d'un circuit tribologique dans la modélisation d'un système échelle 1:1	171
10.1	Présentation de la stratégie de modélisation multi-échelle et multi-physique	172
10.2	Description du modèle numérique	174
10.3	Discussions	178
	Discussions	182
	Conclusions et perspectives	184

Première partie

Résumé de l'ensemble des activités

Curriculum Vitæ

Polytech'Lille, Avenue Paul Langevin
Villeneuve d'Ascq, 59655 Cedex
Tél : +33 (0)3 28 76 73 57
vincent.magnier@polytech-lille.fr

Magnier Vincent

INFORMATION Né le 14 avril 1982 à Béthune (62)
Nationalité Française
Marié, 1 enfant

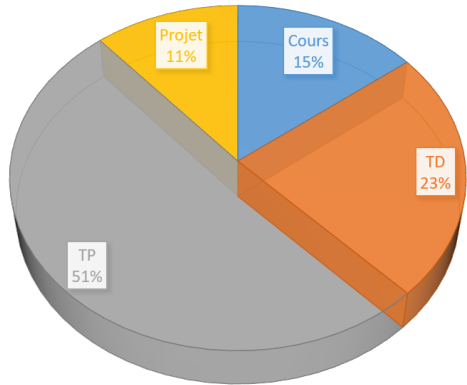
EXPÉRIENCE ●**Maître de Conférences**
Rattaché à Polytech'Lille et au LML depuis Septembre 2009 puis au LaMcube depuis 2016
●**Attaché temporaire d'enseignement et de recherche**
De septembre 2008 à août 2009 à l'université de Lille 1
●**Doctorant et Moniteur d'enseignement**
De septembre 2005 à août 2008 à l'université de Lille 1

FORMATION ● 2005-2008 : **Thèse de doctorat de l'université de Lille 1, Spécialité Mécanique**
Mention très honorable avec les félicitations du jury
Thèse effectuée en collaboration avec l'ONERA Lille et l'Ecole Centrale de Lille
Titre : « *Modélisation tridimensionnelle par éléments finis enrichis pour le calcul de singularités de délaminage et à la jonction de matériaux anisotropes* »
sous la direction de G. de Saxcé (Univ. Lille 1) et S. Degallaix (Ecole Centrale de Lille).
Soutenue devant :
Président : M. Potier-Ferry (Univ. Metz)
Rapporteurs : A. Gravouil (Insa de Lyon) & J.-J. Marigo (Paris VI)
Examineurs : P. Coorevits(Univ. Picardie), M. Brieu (Centrale Lille) & B. Paluch (ONERA)
●**2002-2005 : Licence, Maîtrise & Master Recherche de Mécanique**
Université de Lille 1.
Obtenus respectivement avec les mentions: Assez Bien, assez Bien et Bien (Major de promo)
●**2000-2002 : DEUG Mathématiques Informatique Appliquées aux Sciences**
Université de Lille 1.
●**2000 : Baccalauréat Scientifique Option Technologies Industrielles**

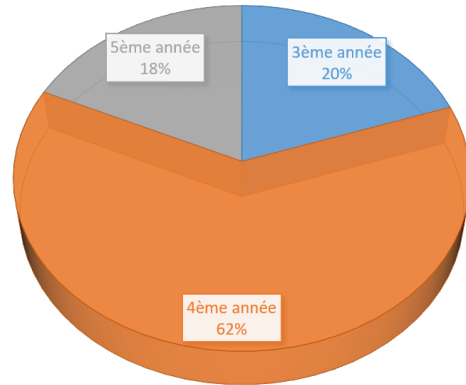
Activités d'enseignement

Mes activités d'enseignement ont débuté dès le début de ma thèse dans le cadre d'un monitorat effectué à l'université de Lille 1 et se sont poursuivies naturellement dans mes activités de maître de conférences à Polytech'Lille. Elles sont essentiellement orientées autour des **outils numériques** dans les formations en cycle ingénieur (spécialités Mécanique et Matériaux de Polytech'Lille) et en Master 1 et 2 (Génie Mécanique et Simulation Mécanique et Ingénierie). L'utilisation des outils numériques a différents objectifs. Au niveau Bac+3, l'objectif principal est de faire **travailler le sens physique** des étudiants sur des exemples industriels où le modèle est préalablement défini. Au niveau Bac+4, **une prise de recul** sur les méthodes numériques est abordée avec l'introduction théorique de la méthode des éléments finis associée à des exemples académiques où les avantages et les défauts de la méthode sont mis en exergue. Enfin au niveau Bac+5, **des problèmes de type industriel**, pour la plupart du temps sous forme de projets, sont abordés comme le contact, la simulation numérique des procédés puis d'autres aspects non-linéaires comme la fissuration, les grandes déformations etc. Dans les unités d'enseignement, ma façon de travailler consiste à mettre l'étudiant en situation **proactive** à travers les TD et TP sur des notions préalablement abordées en cours. Dans les TD, des exemples simples sont abordés avec une **classe inversée** : l'étudiant doit m'expliquer la méthodologie utilisée. En TP, l'étudiant traite à plusieurs reprises des notions essentielles à travers différentes séances via une **pédagogie spiralée**. Ces TD et TP se font parfois sous forme de **jeux/concours** où la motivation de l'étudiant se trouve revigorée. Un **lien avec mes activités de recherche** est présent notamment à travers les projets de fin d'études où les étudiants sont souvent rattachés à des projets de recherche en cours.

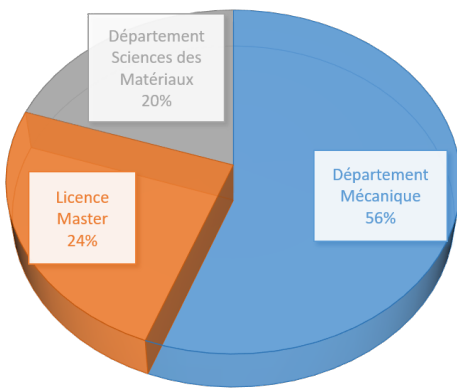
Depuis le début de ma carrière, le volume horaire total enseigné est de ~ 2070 h; les graphes de la figure 1 illustrent quelques informations de mes différentes interventions à travers différents spectres. Le graphe 1(a) montre la répartition Cours/TD/TP/Projet où on peut voir que l'apprentissage par TP+Projet prend une part conséquente de mes enseignements. Le graphe 1(b) met en exergue les niveaux enseignés. Le graphe 1(c) illustre les filières dans lesquelles j'enseigne en école d'ingénieurs dans les départements Mécanique et Science des matériaux ainsi qu'en Licence et Master. Enfin la figure 1(d) définit la répartition par catégorie d'enseignements.



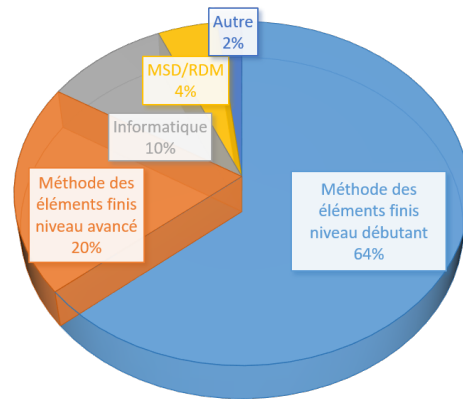
(a) Répartition Cours/TD/TP/Projet



(b) Répartition en fonction des niveaux



(c) Répartition par filière



(d) Répartition par catégorie de modules enseignés

FIGURE 1 – Statistiques sur les heures enseignées

Activités de recherche

Positionnement des activités de recherche

J'ai commencé à m'intéresser à la recherche à travers mes études et notamment au cours de l'année de maîtrise où j'avais comme sujet de "Travail d'Études et de Recherche" (sous la direction de Géry de Saxcé) **la modélisation du contact roue-rail**, en me focalisant sur les aspects thermiques et hydrodynamiques. Ensuite, j'ai naturellement poursuivi mes études à travers un **master orienté recherche** où mes choix se sont principalement orientés sur le dimensionnement de structures et la modélisation. Cette année s'est achevée par un stage de 6 mois en laboratoire au LML sous la direction d'É. Charkaluk, de G. de Saxcé et de C. Bouby où l'objectif était **d'implémenter des lois de comportement non-associées**. Une comparaison entre la méthode du bipotentiel et la méthode du retour radial a été faite pour des lois de comportement viscoplastique non-linéaire.

Convaincu que je souhaitais travailler dans la recherche, j'ai logiquement effectué une thèse, thèse qui a été dirigée par G. de Saxcé et S. Degallaix en collaboration avec l'ONERA et dont le sujet portait sur le **délamination de matériau composite**. Au cours de ces 3 années de doctorat, j'ai développé des **méthodes numériques d'enrichissement** afin de prendre en compte des singularités de contraintes dues à la présence de multi-matériaux d'une part et de topologie non-régulière (présence de rivet, bord libre etc.) d'autre part. L'introduction d'un contact frottant et de la méthode de la partition unité pour l'enrichissement au sein d'un élément hybride à 3 champs dans un contexte 3D ont été les principales avancées de ce travail. Des prémices de dialogue numérique-expérience avaient été entamées. Durant ces trois années, j'ai pu m'initier à l'enseignement via un contrat de monitorat et aux activités/responsabilités administratives qui m'ont permis d'avoir un aperçu complet du métier d'enseignant-chercheur.

Par la suite, j'ai été affecté en tant que **maître de conférences** en 2009 à l'équipe de recherche « Freinage Contact Surface » du Laboratoire de Mécanique de Lille (LML). Mes missions se portaient initialement sur les aspects numériques des matériaux de friction et sur une introduction des phénomènes d'interface de contact. Les secteurs concernés portent essentiellement sur le domaine du « **transport** » qu'il soit ferroviaire, automobile ou aéronautique sous forme de **projets** qui seront détaillés plus loin dans ce manuscrit. Ces problèmes sont profondément multi-physiques, multi-échelles et multi-temporels. Au regard de la bibliographie, l'aspect multi-échelles, par exemple, regroupant l'échelle de l'interface, des matériaux hétérogènes et du système n'est jamais considéré dans les modèles sachant que toutes ces échelles influencent la performance globale d'un système de freinage. Souvent les différents auteurs se focalisent sur un aspect particulier. Il en est de même pour les aspects multi-physiques et multi-temporels.

L'un des points forts de la démarche proposée ici réside dans la manière d'aborder la problématique du contact et celle des matériaux considérant **l'intégralité du problème**.

Ainsi, il convient d'enrichir dans les modèles les aspects multi-échelles et multi-physiques. La stratégie proposée dans le cadre de mes activités de recherche se focalisent sur l'intégration des différents phénomènes **via une descente d'échelle**. L'idée est toujours de partir du système et d'enrichir au fur et à mesure en tentant de cibler/déterminer une **échelle pertinente/essentielle**, échelle en dessous de

laquelle les phénomènes sont du second ordre vis-à-vis de la performance du système. Ces enrichissements se focaliseront sur 3 thèmes. Dans le premier thème intitulé « **Comportement de matériaux complexes** », il s'agit essentiellement de comprendre le rôle des hétérogénéités de matériaux utilisés dans les transports (garnitures de frein, matériau abradable situé entre l'aube et le carter d'un turboréacteur etc.). Dans le deuxième thème « **Enrichissement de l'interface de contact** », il s'agit de développer de nouvelles méthodes numériques afin de pouvoir modéliser les hétérogénéités de surface (rugosité, plateaux de contact etc.) et proche surface (considération d'un gradient de propriétés dans l'épaisseur). Dans le troisième thème « **Evolution du matériau et de l'interface** », il s'agit avant tout d'introduire dans les modèles l'évolution thermomécanique qui engendre un endommagement matériau et un changement des conditions de contact au sein de l'interface.

Même si mes compétences initiales étaient axées essentiellement sur des aspects numériques, mes envies et mon environnement m'ont permis de **dialoguer avec les expérimentateurs**. Ce dialogue me permet d'enrichir les modèles en m'appuyant sur une réalité expérimentale où la compréhension et la quantification des mécanismes de déformation au sein des matériaux hétérogènes sont des enjeux. Cette vision, commune au laboratoire "LaMCube" (restructuration du LML en 2015), m'a permis de travailler sur d'autres problématiques que celle liée au freinage et m'a conduit à être co-responsable d'un enjeu transversal (CoNEx pour **C**ouplage **N**umérique-**E**xpérimental) sur cette thématique au sein du laboratoire.

Collaboration académiques et industrielles

Collaborations académiques :

- **Paris VI/Institut Jean le Rond d'Alembert** : Projet ANR CoMatCo avec D. Kondo et post-doc de Y. Waddad.
- **Université de Grenoble Alpes UGA/Laboratoire 3SR** avec E. Roubin
- **École Polytechnique/LMS** avec E. Charkaluk
- **INSA/Lamcos** : Projet ANR CoMatCo avec F. Massi et Y. Berthier
- **Université de Picardie Jules Verne/ EPROAD** avec P. Coorevits et Viet-Dung Nguyen
- **Université catholique de Louvain** : Projet ANR CoMatCo avec J.P. Célis
- **Mines Paristech** avec T. Mazière et S. Forest
- **Université de Valenciennes/LAMIH** : Actions en cours dans le cadre de projet « ELSAT2020 » et « SWIT-Lab » avec C. Hubert, T. Tison, M. Bigerelle, M. Dubar, L. Dubar, J.-D. Guérin
- **ENIM/LEM3** dans le cadre du projet MEDEA: Co-encadrement de la thèse de M. Langlois avec L. Faure et S. Philippon.

Collaborations industrielles :

- **Chassis Brake International (CBI)**: Co-encadrement de la thèse de D. Naidoo-Ramasami et un stage Master 2 (B. Lamure (2014)) + participation projet CoMatCo avec T. Chancelier et G. Rejdych
- **MG-Valdunes** : Co-encadrement des thèses de P. Baudoin et S. Saad avec F. Demilly dans le projet Innov'axle
- **Safran Aircraft Engine** : Co-encadrement de la thèse de M. Langlois + participation projet ANR CoMatCo avec S. Selzeneff et A. Millecamps + Post-Doc C. Bikong
- **Faiveley** : Co-encadrement de la thèse de R. Mann + participation projet ANR CoMatCo avec M. Henrion et L. Lelièvre.
- **Flertex** : Co-encadrement de la thèse de M. Duboc avec O. Martin.

Projets

Projet « GLGV » (2013-2020)

L'objectif du projet est de **développer une garniture de frein** répondant aux besoins du marché « Train à Grande Vitesse » où la SNCF souhaite augmenter la vitesse de croisière des trains passant de 320 km/h actuellement à 360 km/h (soit 25% d'énergie en plus à dissiper). Les performances de freinage souhaitées devront être aussi restrictives que celles d'aujourd'hui sur le niveau de frottement, la durabilité et en même temps les industriels cherchent à diminuer le bruit de freinage, à avoir un matériau de friction complètement recyclable, etc. Donc, il s'agit ici de franchir un seuil en liant **les performances simulées des freins à disque avec la formulation des matériaux** des garnitures de frein, fabriquées par la société Flertex. Le projet comprend la fabrication de matériaux innovants et leur optimisation face aux performances citées à l'aide de moyens expérimentaux et de modélisations numériques. C'est sur ce second volet que je suis principalement impliqué. En outre, j'ai travaillé sur la modélisation thermomécanique considérant l'architecture du système de freinage (étrier+disque+garnitures), la caractérisation de la garniture en vue de modéliser son comportement et enfin de confronter les résultats numériques/expérimentaux à échelle 1:1.

Au sein de ce projet, j'ai été **responsable du lot** "caractérisation et modélisation des matériaux frittés métalliques" et j'ai pu **encadrer la thèse** de R. Mann.

Projet ANR « CoMatCo » (2012-2017)

Les industriels ont pu résoudre des problèmes de frottement, d'usure et de bruit par l'exploitation inspirée de retours d'expériences et de démarches "essais-erreurs" qui ont conduit à la mise au point de "recettes de matériaux hétérogènes" performantes, s'agissant par exemple des garnitures de frein ou des matériaux "abradables" pour les turboréacteurs aéronautiques. Néanmoins, en l'absence d'une réelle appréhension des phénomènes, ces approches "boîte noire" posent problème face aux nouvelles exigences techniques et environnementales.

L'objectif de ce projet était double : **proposer une démarche physiquement fondée** de développement de ces matériaux hétérogènes pour ces deux applications tribologiques et **intégrer cette démarche dans la méthodologie d'analyse des performances** de ces systèmes.

Mon implication s'est focalisée sur la partie "matériaux" avec pour objectif la compréhension des mécanismes de déformation des différents matériaux, leur quantification et leur intégration dans les modèles. J'ai aussi travaillé sur le développement numérique de l'enrichissement d'interface introduisant des mécanismes propres au circuit tribologique.

Au sein de ce projet, j'ai été **responsable des lots 4 et 5** portant sur "l'approche multi-échelle des matériaux hétérogènes" et j'ai pu **encadrer 3 thèses** (Y. Waddad, H. Taif et R. Zépéda) ainsi qu'un **ingénieur de recherche** (I. Serrano-Munoz).

Projet « Innov'Axle » (2011-2015)

Le projet Innov'Axle ambitionnait de **développer un essieu-axe ferroviaire creux**, optimisé en masse et en coût. A ce jour, les réseaux utilisent principalement des essieux-axes pleins, produits à partir de barres de métal de grande longueur, et conduisant à une perte de métal d'environ 40% (un essieu-axe de 320Kg nécessite une masse initiale de barre de 600Kg).

L'objectif d'Innov'Axle était de développer un essieu-axe creux optimisé en masse (de l'ordre de 20%),

associé au développement d'un mode de production, basée sur la technologie du refoulement à chaud de matière, à partir de tubes (creux), permettant d'optimiser la consommation de matière première, et le coût de production.

La finalité de ce projet était de quantifier l'impact du changement de procédé sur le comportement mécanique de l'essieu. Ainsi, les effets de gradients de microstructure, les effets de contraintes résiduelles et les effets de gradient de chargement doivent être considérés. Mon implication s'est faite sur l'ensemble du projet.

Au sein de ce projet, j'ai été **responsable scientifique** et j'ai pu **encadrer 2 thèses** (S. Saad et P. Baudoin) ainsi qu'un **ingénieur de recherche** (F. Brunel).

Projet « ELSAT2020 » (2017-2020)

Ce projet propose de s'attaquer, d'une part, **à la compréhension des couplages** (entre mécanique, thermique, tribologie et physico-chimie) en surface des matériaux en frottement et, d'autre part, **au développement de solutions de réduction de bruit et d'émissions de particules et de diminution de consommation d'énergie**, par des développements matériaux couplés à des géométries de surfaces maîtrisées.

Les recherches menées autour de ces problématiques se développent principalement autour d'une approche multi-physique et multi-échelle du contact frottant, pour laquelle des compétences reconnues ont été développées dans les laboratoires LaMcube et LAMIH; approche rendue possible par le développement d'expérimentations de laboratoire maîtrisées, de développements d'instruments de mesure au contact, de caractérisations morphologiques multi-échelles et par des développements de modèles pour un dialogue modèle-expérience fort. La dimension matériau, surface et interface et leurs évolutions sous sollicitations est au centre de ces couplages, ceci à différentes échelles. C'est sur le caractère évolutif du matériau et de l'interface d'un point de vue numérique que se situe mon implication.

Au sein de ce projet, je suis **co-responsable d'un axe** (Matériau hétérogène) et j'ai pu **encadrer trois ingénieurs de recherche** (Y. Waddad, P. Baudoin et S. Delattre).

Projet « Médéa » (2012-2017)

Dans un turboréacteur, le jeu fonctionnel entre les aubes mobiles (des étages de compresseur et des étages de turbine) et le carter doit être le plus faible possible en vue de réduire les pertes liées à l'écoulement périphérique et ainsi d'améliorer le rendement de la turbine et diminuer sa consommation en fuel. Pour atteindre cet objectif, **la réalisation de joints d'étanchéité**, dits joints "abradables", est une solution couramment mise en œuvre depuis plus de 25 années à présent. Mon implication dans ce projet se situait dans la caractérisation des matériaux abradables en vue d'une intégration dans les modèles.

Au sein de ce projet, j'ai pu **encadrer une thèse** (M. Langlois).

Projet « FrictioNoise » (2012-2017)

Dans l'industrie automobile, le bruit reste un problème majeur. Le **crissement** de frein est un bruit moyenne-haute fréquence renforcé par les vibrations du système et par un couplage de modes instables entre les composants. On suppose également que les propriétés du contact entre la plaquette et le disque jouent un rôle. Le but de ce travail était de **lier l'apparition du crissement avec les transformations du matériau de friction et de son profil**. Mon implication dans ce projet se situait dans l'étude de l'évolution du matériau de friction avec la séquence de freinage et en particulier ses propriétés mécaniques et ses hétérogénéités. Ensuite, les paramètres identifiés ont été implémentés dans un modèle numérique

d'un système de freinage complet pour analyser la stabilité dynamique.
Au sein de ce projet, j'ai pu **encadrer une thèse** (D. Naidoo-Ramasami).

Projet « Swit'Lab »: laboratoire commun (2018-...)

Il s'agit ici d'un laboratoire commun inauguré en 2018 mettant en partenariat l'université de Lille, l'Université Polytechnique Hauts-de-France, le CNRS, Centrale Lille et la société MG-Valdunes. L'ambition est de réunir des **compétences complémentaires permettant d'améliorer les performances des organes de roulement ferroviaires**, puis de créer des innovations procédés-produits et enfin de réduire les coûts de possession produits en s'appuyant sur des expertises de recherche des laboratoires.

Au sein de ce projet, je suis **co-responsable d'un axe** (Dimensionnement en fatigue des essieux sous sollicitations cycliques de flexion rotative) et j'**encadre une thèse** (B. Hendrycks).

Encadrement

Encadrement Doctoral

1. **K. Bonnay** : « *Instabilités vibratoires dans un contact frottant en présence d'hétérogénéités de matériau et de surface* » financée par une bourse ministérielle. Début : 01/10/2009 et soutenue le 10/12/2013. Encadrement : V. Magnier (25%), JF Brunel (25%) G. de Saxcé (25%) P. Dufrénoy (25%)
2. **M. Duboc** : « *Etude multi-échelle du crissement : dispositif expérimental et éléments de compréhension* » financée par une bourse Normalien. Début : 01/10/2009 et soutenue le 13/11/2013. Encadrement J.F. Brunel (50%), V. Magnier (25%), P. Dufrénoy (25%). Thèse ayant reçue une distinction : le prix « HIRN » au JIFT 2014.
3. **P. Baudoin** : « *Caractérisation et identification de propriétés de matériaux métalliques à gradients de microstructure* » en collaboration avec MG-Valdunes et financée par une bourse ministère-entreprise. Début : 01/10/2011 et soutenue le 3/04/2015. Encadrement : A. Elbartali (25%), V. Magnier (25%), J.F Witz (25%), E. Charkaluk (25%)
4. **S. Saad** : « *Modélisation et optimisation multi-critères de fatigue pour des essieux ferroviaires innovants* » en collaboration avec MG-Valdunes et financée par une bourse ministère-entreprise. Début : 01/10/2012 et soutenue le 09/03/2016. Encadrement : V. Magnier (50%), E. Charkaluk (25%), P. Dufrénoy (25%)
5. **R. Zepeda** : « *Modélisation numérique multi-échelle matériaux - interface de contact en conditions de frottement* » financé par une bourse Région/Univ. Lille. Début : 01/10/2012. Démission du doctorant le 01/10/2013. Encadrement : V. Magnier (50%), J.B. Colliat (25%), P. Dufrénoy (25%)
6. **D. Naidoo-Ramasami** : « *Influence of friction material and test sequence on disc brake squeal* » en collaboration avec la société CBI et financée par une convention CIFRE. Début : 01/10/2012 et soutenue le 17/06/2014. Encadrement : V. Magnier (25%), J.F Brunel (50%), P. Dufrénoy (25%)
7. **M. Langlois** : « *Comportement mécanique de matériaux abrasables sous sollicitations dynamiques multiaxiales* » en collaboration avec la société Safran Aircraft Engine et financée par une convention CIFRE. Début : 01/10/2012, non-soutenue bien que menée à terme des 3 ans. Encadrement : X. Boidin (25%), J.F Witz (25%), V. Magnier (25%), Y. Desplanques (25%)
8. **H. Taïf** : « *Modélisation numérique multi-échelle matériaux - interface de contact en conditions de frottement* » financé dans le cadre de l'ANR CoMatCo. Début : 01/10/2013, non-soutenue bien que menée à terme des 3 ans. Encadrement : V. Magnier (50%), J.B. Colliat (25%) P. Dufrénoy (25%)
9. **Y. Waddad** : « *Modélisation numérique multi-échelle matériaux-interface de contact en conditions de frottement* » financé par une bourse Région/Univ. Lille. Début : 01/02/2014 et soutenue le 19/06/2017. Encadrement : V. Magnier (50%), G. de Saxcé (25%), P. Dufrénoy (25%)
10. **R. Mann** : « *Modélisation thermomécanique des systèmes de freinage* » en collaboration avec la société Faiveley Transport financé par l'ADEME. Début : 01/10/2013 et soutenue le 02/02/2017. Enca-

drement : V. Magnier (50%), J.F. Brunel (25%) P. Dufrénoy (25%)

11. **E. Arfa** : « *Modélisation numérique du circuit tribologique dans les contacts frottant pour les applications du transport* » financé par une bourse Région/Univ. Lille. Début : 01/10/2016 et en cours. Encadrement : V. Magnier (50%), G. de Saxcé (25%), P. Dufrénoy (25%)

12. **A. Bousselham** : « *Caractérisation et modélisation de matériaux hétérogènes sous sollicitations multi-axiales* » financée par une bourse Région/Univ. Lille. Début : 01/10/2017 et en cours. Encadrement : V. Magnier (25%), AL Cristol (25%), F. Roudet(25%), P. Dufrénoy (25%)

13. **B. Hendrycks** : « *Modélisation et optimisation multi-critères de la tenue en fatigue d'essieux ferroviaires innovants* » financée par une convention CIFRE. Début : 01/10/2018 et en cours. Encadrement : V. Magnier (50%), P. Dufrénoy (25%), C. Hubert(25%)

Encadrement Post-Doc

1. **I. Serrano-Munoz** : « *Caractérisation microstructurale et mécanique de matériaux de friction* » dans le cadre de l'ANR CoMatCO. Début : 01/12/2014 et terminé le 1/08/2017. Encadrement : V. Magnier (50%), A-L. Cristol (25%), P. Dufrénoy (25%)

2. **C. Bikong** : « *Comportement mécanique de matériaux abrasables : Dialogue numérique/expérimental à l'échelle mésoscopique* » financé par un contrat avec Safran Aircraft Engine. Début : 01/12/2017 et terminé le 1/01/2018. Encadrement : V. Magnier (75%), JF. Witz (25%)

3. **Y. Waddad** : « *Modélisation de l'usure en lien avec la thermomécanique dans un système* » dans le cadre du projet Elsat2020 et financé par le projet. Début : 01/01/2017 et terminé le 15/10/2018. Encadrement : V. Magnier (50%), D. Kondo (25%), P. Dufrénoy (25%)

4. **P. Baudoin** : « *Comportement thermomécanique des matériaux de friction* » dans le cadre d'Elsat2020 et financé par le projet. Début : 01/11/2017 et terminé le 1/09/2018. Encadrement : V. Magnier (75%), P. Dufrénoy (25%)

5. **S. Delattre**: « *Analyse microstructurale des matériaux de friction à différent état* » dans le cadre d'Elsat2020 et financé par le projet. Début : 01/01/2018 et en cours. Encadrement : A.L. Cristol (50%), V. Magnier (25%), P. Dufrénoy (25%)

6. **F. Brunel** : « *Analyse microstructurale des matériaux de friction à différent état* » dans la cadre du projet Innov'Axles et financé par le projet. Début : 01/01/2011 et terminé le 1/01/2014. Encadrement : V. Magnier (50%), P. Dufrénoy (50%)

Encadrement de stage Master 2

1. **S. Liu** : « *Homogénéisation de matériaux hétérogènes avec prise en compte de l'endommagement issu du frottement* ». Début : 18/03/2013 et soutenue le 28/09/2013. Encadrement : V. Magnier (75%), P. Dufrénoy (25%)

2. **B. Lamure** : « *Simulation des hétérogénéités de module élastique du matériau de friction* » Début :

3/03/2014 et soutenue le 28/08/2014. Encadrement : V. Magnier (75%), P. Dufrénoy (25%)

3. **M. Essabar** : « *Modélisation d'un matériau de friction par un schéma d'homogénéisation* » Début : 25/03/2011 et soutenue le 01/09/2011. Encadrement : V. Magnier (50%), V. Bouchard (50%)

Production scientifique

Articles dans des revues internationales à comité de lecture

1. **V. Magnier**, G. De Saxcé : « A hybrid element approach to three dimensional problems of cracked anisotropic multi-material ». *Finite Elements in Analysis and Design* Vol. 45(5), pages 377 – 385. Impact factor: 2.161 <https://doi.org/10.1016/j.finel.2008.11.003>
2. **V. Magnier**, G. De Saxcé, S. Degallaix : « Asymptotic approach to analyse singular stress state in anisotropic Multi-material: Application to the rivets ». *International Journal of Solids and Structures* Vol. 47 (16), pages 2070 – 2080. Impact Factor: 2.081 <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.04.002>
3. **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy : « Impact of contact stiffness heterogeneities on friction-induced vibration ». *International Journal of Solids and Structures* Vol. 51 (9), pages 1662 – 1669. Impact Factor: 2.081 [doi:10.1016/j.ijsolstr.2014.01.005](https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.01.005)
4. **V. Magnier**, E. Charkaluk , G. de Saxcé : « Bipotential versus return mapping algorithms: Implementation of non-associated flow rules». *International Journal of Solids and Structures* Vol. 51 (9), pages 1662 – 1669. Impact Factor: 2.081 [doi:10.1016/j.ijsolstr.2014.04.004](https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.04.004)
5. Y. Waddad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, G. De Saxcé : « A multiscale method for frictionless contact mechanics of rough surfaces ». *Tribology International*, Vol. 96, pages 109-121. Impact Factor: 2.259 <http://dx.doi.org/10.1016/j.triboint.2015.12.023>
6. K. Bonnay, **V. Magnier**, J-F. Brunel, P. Dufrénoy, G. De Saxcé : « Influence of geometry imperfections on squeal noise linked to mode lock-in ». *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 75-76, pages 99-108. Impact Factor: 2.081 <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.08.004>
7. **V. Magnier**, E. Roubin, J.B. Colliat, P. Dufrénoy : « Methodology of porosity modeling for friction pad : Consequence on squeal ». *Tribology International*, Vol. 109, pages 78-85. Impact Factor: 2.259 <http://dx.doi.org/10.1016/j.triboint.2016.12.026>
8. P. Baudoin, **V. Magnier**, A. El Bartali, J-F. Witz, P. Dufrénoy, F. Demilly, E. Charkaluk : « Numerical investigation of fatigue strength of grain size gradient materials under heterogeneous stress states in a notched specimen ». *International Journal of Fatigue*, Vol. 87, pages 132-142. Impact Factor: 2.162 <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.01.022>
9. R. Mann, **V. Magnier**, J.F. Brunel, F. Brunel, P. Dufrénoy, M. Henrion : « Relation between mechanical behavior and microstructure of a sintered material for braking application ». *Wear*, Vol. 386-387, pages 1-16. Impact factor: 2.531 <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.05.013>
10. **V. Magnier**, E. Roubin, J.B. Colliat, P. Dufrénoy : « Methodology of porosity modeling for friction pad : Consequence on squeal Tribology International ». *Tribology International*, Vol. 109, pages 78-85. Impact factor: 2.903 <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.12.026>
11. **V. Magnier**, D. Naidoo-Ramasami, JF. Brunel, P. Dufrénoy, T. Chancelier : « History effect on

squeal with a mesoscopic approach to friction materials ». Tribology International, Vol. 115, pages 600-607. Impact factor: 2.903 <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2017.06.031>

12. Y. Waddad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, G. de Saxcé : « A new contact model for multi-layered solids with rough surfaces ». Tribology Letters, Vol. 65(4), pages 155 .Impact factor: 1.891 <https://doi.org/10.1007/s11249-017-0941-6>

13. R. Mann, **V. Magnier**, I. Serrano-Munoz, JF. Brunel, F. Brunel, M. Henrion : « Non-linear mechanical behavior of a sintered material for braking application using digital image correlation ». Mechanics & Industries, Vol. 18, pages 601-616 Impact factor: 0.39 <https://doi.org/10.1051/meca/2017031>

Articles publiés suite à une conférence avec processus de relecture de type « revue »

1. **V. Magnier**, JF. Brunel, M. Duboc, P. Dufrénoy, « Influence of heterogeneous contact between disc and pad on the brake squeal noise ». SAE Technical Papers 2011-01-2360, 2011 Impact Factor: 0.34 <https://doi.org/10.4271/2011-01-2360>

2. P. Coorevits, V.D. Nguyen, **V. Magnier**, JF. Brunel, P. Dufrénoy : «A model of heat dissipation for the interface of braking systems using the discrete element method». Civil-Comp Proceedings ISSN 1759-3433 Paper 99.
doi:10.4203/ccp.100.99

3. S. Saad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, E. Charkaluk, F. Demilly : « Development of a numerical chain to optimize railway axles with respect to fatigue damage ». Key Engineering Materials Vol. 611-612, pages 1683 – 1693. Impact Factor: 0.39 <http://10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.1683>

4. S. Saad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, E. Charkaluk, F. Demilly : « Numerical chain of forging railway axle and wheel press fitting operation ». Design and Modeling of Mechanical Systems – II, pages 115–127. Springer International Publishing. 8 doi:10.1007/978-3-319-17527-012.

5. Y. Waddad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, J-F. Brunel, G. de Saxcé : « A multiscale model of a disc brake including material and surface heterogeneities ». SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems, Vol 9(3), pages 1136-1143. Impact Factor: 0.73 doi:10.4271/2016-01-1911.

6. P. Baudoin, **V. Magnier**, A. El Bartali, J-F. Witz, P. Dufrénoy, F. Demilly, E. Charkaluk : « On the influence of microstructural gradients in the fatigue lifetime estimation of a railway axle ». Matec Web of Conferences, Vol 7, article n° 1007. Impact Factor: 0.12 doi:10.1051/mateconf/20130701007

7. **V. Magnier**, I. Serrano-Munoz, R. Mann, A-L. Cristol, P. Dufrénoy : « Methodology linking formulation, microstructure and mechanical properties of friction materials ». SAE Technical Paper, pages 1910-1917. Impact Factor: 0.34 doi:10.4271/2016-01-1910.

Conférences internationales

1. **V. Magnier**, J.F. Brunel; M. Duboc, P. Dufrénoy: « Influence of heterogeneous contact between disc and pad on the brake squeal noise ». SAE - brake colloquium & exhibition. USA

2. J.F. Brunel; **V. Magnier**; P. Dufrénoy: « Scale effects in friction-induced vibrations » workshop Centrale Pékin
3. **V. Magnier**, J.F. Brunel, K. Bonnay, P. Dufrénoy: « Influence of the Size of the Contact Heterogeneities Between the Disc and the Pad on the Brake Squeal » Eurobrake 2012 Dresden.
4. M. Duboc, F. Massi, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy, Y. Berthier : « Identification of relevant parameters of the friction surface involved in the appearance of squeal noise ». Nordtrib 2012.
5. **V. Magnier**, J.B. Colliat, P. Dufrénoy: « Multi-Scale modeling of friction materials taking into account the porosity: Consequence on the Squeal». Eurobrake 2013 Dresden.
6. K. Bonnay, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy, G. de Saxcé: « Influence of Material and Surface Heterogeneities on Mode Lock-In in Contact Problem ». Eurobrake 2013 Dresden.
7. P. Baudoin, **V. Magnier**, A. El Bartali, J.F. Witz, P. Dufrénoy , E. Charkaluk, F. Demilly : « Specimen design for the fatigue lifetime estimation of a forged railway axle ». 13th International Spring Meeting 2013 Paris.
8. S. Saad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, E. Charkaluk, F. Demilly : « Development of a numerical chain to optimize railway axles with respect to fatigue damage». 17th ESAFORM Espoo Finlande.
9. D. Naidoo-Ramasami, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy : « Influence of pad material and surface transformations during brakings on squeal noise ». Eurobrake 2014 Lille.
10. M. Duboc, J.F. Brunel, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, M. Henrion : « Influence of thermomechanical loading on squeal occurrence on a dedicated set-up ». Eurobrake 2014 Lille.
11. **V. Magnier**, K. Bonnay, J.B. Colliat, D. Kondo, A. Kokou, P. Dufrenoy : « Squeal and material heterogeneities: what numerical strategy to adopt? ». Eurobrake 2014 Lille.
12. P. Baudoin, JF. Witz, **V. Magnier**, A. El Bartali, P. Dufrénoy , E. Charkaluk : « Elasto-plastic parameter identification through finite element model updating ». WCCM XI Barcelone. Espagne
13. M. Duboc, JF Brunel, **V. Magnier**, P. Dufrénoy : « Influence of pin contact geometry and friction material behavior on disc brake squeal noise ». NORDTRIB 2014, Aarhus Denmark.
14. P. Baudoin, M. Maziere, J-F. Witz, **V. Magnier**, A. El Bartali, P. Dufrénoy, S. Forest, E. Charkaluk, F. Demilly : « Numerical and experimental investigation of Lüders bands propagation ». 25th International Workshop on computational Mechanics of material (IWCMM25), Bochum, Allemagne.
15. S. Saad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, E. Charkaluk, F. Demilly : « Numerical Chain of Forging Railway Axle and Wheel Press Fitting Operation ». Sixth International Congress on Design and Modeling of Mechanical Systems, CMSM'2015, Hammamet, Tunisie.
16. A-L. Cristol, **V. Magnier** : « Impact of braking on microstructure and mechanical properties of friction material». Eurobrake 2015 Dresden, Allemagne.

17. R. Mann, **V. Magnier**, J-F. Brunel, F. Brunel, P. Dufrénoy, M. Henrion : « Braking thermomechanical simulation considering friction material properties evolution ». Eurobrake 2015 Dresden, Allemagne.
18. R. Mann, **V. Magnier**, J-F. Brunel, F. Brunel, P. Dufrénoy, M. Henrion : « Time-dependant friction material characterization and integration in numerical model ». SAE Braking 2016, Scottsdale, USA.
19. R. Mann, **V. Magnier**, J-F. Brunel, F. Brunel, P. Dufrénoy, M. Henrion : « Time-dependant friction material characterization and integration in a 3D thermomechanical model ». WCCM XII & APCOM VI 2016 Séoul Corée du Sud.
20. H. Taïf, **V. Magnier**, I. Serrano-Munoz, P. Dufrénoy, J-B. Colliat : « Modeling heterogeneities of friction materials from tomography to FEM » Eurobrake 2016 Rome Italie.
21. **V. Magnier**, I. Serrano-Munoz, Y. Waddad, R. Mann, P. Dufrénoy : « Thermomechanics of friction material for braking application ». Workshop Numerical models of rubbing contact interface Lille
22. I. Serrano-Munoz, **V. Magnier**, R. Mann, A-L Cristol, P. Dufrénoy : « Original methodology using IDIC to characterize friction materials compression behavior ». IDICS 2016, Philadelphie USA.
23. **V. Magnier**, Y. Waddad, P. Dufrénoy : « Multiscale strategy for friction contact with heterogeneities ». WCCM XII & APCOM VI 2016 Séoul Corée du Sud.
24. **V. Magnier**, I. Serrano-Munoz, R. Mann, A-L. Cristol, P. Dufrénoy : « Methodology linking formulation, microstructure and mechanical properties of friction materials ». SAE Braking 2016, Scottsdale, USA.
25. R. Mann, **V. Magnier**, J-F. Brunel, F. Brunel, P. Dufrénoy, M. Henrion : « Evolution of friction material properties with braking cycle and integration in a 3D thermomechanical model ». Eurobrake 2016 Rome Italie.
26. P. Baudoin, **V. Magnier**, J-F. Witz, A. El Bartali, P. Dufrénoy, E. Charkaluk : « Elasto-Plastic Parameter Identification in a Recrystallized Iron Specimen of Heterogeneous Grain Size ». 67th Japanese Joint Conference for the Technology of Plasticity, Saitama Japon.
27. Y. Waddad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, G. De Saxcé : « An efficient multi-scale model for contact mechanics of rough surfaces ». 24th International Congress of Theoretical and Applied Mechanics 2016, ICTAM 2016 Montreal Canada

Conférences nationales

28. Viet-Dung Nguyen, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy : « Modélisation de la dissipation d'énergie d'un freinage par la Méthode des Éléments Discrets ». Colloque National en Calcul des Structures Giens 2011.
29. K. Bonnay, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy, G. de Saxcé : « Modélisation d'un contact frottant avec prise en compte d'une imperfection surfacique et influence sur le crissement ». Congrès Français de

Mécanique 2011.

30. Viet-Dung Nguyen, J.F. Brunel, **V. Magnier**, P. Dufrénoy : « Rôle des rugosités et des plaques portantes dans un modèle discret d'interface de contact d'un système de freinage ». Colloque National en Calcul de Structure CSMA, Giens en 2013.
31. P. Baudoin, **V. Magnier**, A. El Bartali, J.F. Witz, P. Dufrénoy, E. Charkaluk, F. Demilly : « Multi-scale investigation of various gradient effects in fatigue ». Colloque National en Calcul de Structure CSMA Giens, en 2013.
32. P. Baudoin, **V. Magnier**, A. El Bartali, J.F. Witz, P. Dufrénoy, E. Charkaluk, F. Demilly : « On the influence of microstructural gradients in the fatigue lifetime estimation of a railway axle ». Journées Annuelles SF2M 2013
33. **V. Magnier**, J.B. Colliat, P. Dufrénoy : « Modélisation multi-échelle des matériaux de friction avec prise en compte de la porosité: conséquences sur le crissement ». Colloque National en Calcul de Structure CSMA Giens en 2013.
34. K. Bonnay, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrénoy, G. de Saxcé : « Modélisation d'hétérogénéités au contact et influence sur les instabilités dans le freinage ». Colloque National en Calcul de Structure CSMA Giens en 2013.
35. M. Duboc, J.F. Brunel, **V. Magnier**, P. Dufrénoy : « Influence du comportement non-linéaire du matériau de friction et de sa géométrie sur les situations de crissement ». JIFT2014.
36. P. Baudoin, **V. Magnier**, A. El Bartali, J.F. Witz, P. Dufrénoy, E. Charkaluk : « Caractérisation du comportement mécanique d'un gradient de microstructure ». 22ème Congrès Français de Mécanique, CFM2015
37. M. Langlois, X. Boidin, J-F. Witz, **V. Magnier**, S. Selezneff, Y. Desplanques : « Comportement mécanique de matériaux abrasables sous sollicitations dynamiques multiaxiales » Mecamat2015
38. Y. Waddad, **V. Magnier**, P. Dufrénoy, G. De Saxcé : « Modélisation multi-échelle du contact avec rugosité ». Colloque National en Calcul de Structure CSMA Giens 2015
39. **V. Magnier**, I. Serrano-Munoz, R. Mann, J-F. Witz, P. Dufrénoy : « Méthodologie d'identification de propriétés des composants via les mesures de champs ». Mesures de champs à l'échelle micro Journée mesures de champs à l'échelle micro 2016 Paris

Responsabilités

Responsabilités organisationnelles de conférences ou journées thématiques

2010: **Membre du comité d'organisation** du congrès JEF2010 se déroulant à Lille en charge des préparatifs, du site web et de l'accueil.

2010: **Chairman** dans JEF2010 dans la session « NVH » avec T. Pasquet.

2013: **Responsable de la partie communication et créateur du site Web** (<http://lml.univ-lille1.fr/euromech548/>) du congrès « Euromech 548 » se déroulant à Amboise.

2016-2018: **Responsable** de la « communication externe » pour le « CFM2017 » (Site Web, page Facebook, réalisation du graphisme logo/bandeaux etc., réalisation d'une plaquette de communication, gestion technique des soumissions etc.), de la partie « hébergement » (Pré-réservation des hébergements, négociation de tarifs préférentiels avec l'hôtellerie etc.) et de la partie « logistique » pendant le congrès.

2016: **Co-organisateur** du workshop international « Numerical models of rubbing contact interface ». Ce colloque a réuni une vingtaine de participants avec une dizaine d'interventions orales. Sur ce colloque, j'ai été en charge de la partie « programme ».

2016: **Co-organisateur** du colloque international en l'honneur de Géry de Saxcé pour son 60^{ème} anniversaire. Ce colloque a réuni une quarantaine de participants avec une vingtaine d'interventions orales. Sur ce colloque, j'ai été en charge de la partie « budget » (avec notamment une demande de BQR établissement), de la partie « programme » et de la partie « communication ».

Tâches administratives et responsabilités scientifiques

Responsabilités en tant qu'élu/nommé:

2006-2009: Membre élu du **Conseil de Laboratoire** du Laboratoire de Mécanique de Lille en tant que représentant des doctorants.

2011-2014: **Animateur élu** du vivier Maître de Conférences de l'université de Lille 1. Cette fonction sert à organiser les comités de sélection pour les postes pourvus dans la section 60. Ce vivier regroupe une quarantaine de membres.

2012-2014: Membre élu du **Conseil Scientifique** du Laboratoire de Mécanique de Lille.

2014-2017: Membre élu du **Conseil de Laboratoire** du Laboratoire de Mécanique de Lille.

2014-2017: **Animateur réélu** du vivier Maître de Conférences de l'université de Lille 1.

2015-2017: Membre nommé du **Comité de Direction** du LaMcube au titre de chargé de mission sur les aspects « moyens informatiques ».

Responsabilités scientifiques:

2010-2015: **Responsable scientifique** du projet Innov'axles (Solutions innovantes d'essieux-axes creux permettant une réduction des masses non suspendues et un gain d'énergie de traction). Ce projet est un projet FUI qui a permis de financer les thèses de S. Saad et P. Baudoin et d'un ingénieur de recherche (F. Brunel). Ces travaux se font en collaboration avec les sociétés MG-Valdunes et BDI. Coordinateur: F. Demilly (MG-Valdunes)

2011-2016: **Responsable de lots** (caractérisation et modélisation des matériaux frittés métalliques) du projet GLGV (Développement d'une Garniture de frein pour la Grande Ligne et Grande Vitesse). Ce projet est un projet ADEME qui a permis de financer notamment la thèse de R. Mann ainsi qu'un ingénieur de recherche (F. Brunel). Ces travaux se font en collaboration avec la société Faiveley Transport et SNCF. Responsable scientifique: P. Dufrénoy, Coordinateur: L. Lelièvre (Faiveley-Flertex)

2013-2017: **Responsable de lots** (approche multi-échelle des matériaux hétérogènes, lots 4 et 5) du projet CoMatCo (Interactions multi-échelles « COMposants-MATériaux- COntact » dans les systèmes de freinage et compresseurs aéronautiques). Ce projet est un projet ANR thématique « transports durables et mobilité » qui a permis de financer la thèse de H. Taïf, de R. Zépéda et de Y. Waddad et d'un ingénieur de recherche (I. Serrano-Munoz). Ces travaux se font en collaboration avec le LaMCoS, KUL (Katholieke Universiteit Leuven, Belgique), l'IJLRDA, Safran Aircraft Engine, Faiveley-Flertex, Chassis Brake International. Coordinateur: P. Dufrénoy.

2015-*en cours*: **Co-responsable d'équipe** de l'enjeu transversal « CoNEx » du LaMcube. Cette équipe est composée de ~ 20 personnes. Cet enjeu a pour objectif d'effectuer des Couplages Numérique/Expérimental à l'échelle des hétérogénéités des différents matériaux.

2017-*en cours*: **Co-responsable** de l'axe "Matériau hétérogène" du projet Tribosurf dans le cadre ELSAT 2020.

2017-*en cours*: **Co-responsable** de l'axe "Dimensionnement en fatigue des essieux sous sollicitations cycliques de flexion rotative" du laboratoire commun SWIT'LAB.

2016-2017: **Coordinateur et responsable scientifique** d'un contrat avec l'entreprise « Safran Aircraft Engine » pour un budget de 60k€. Ce contrat a permis d'embaucher pendant une période d'un an un ingénieur de recherche (Christian Bikong).

Responsabilités pédagogiques

2009-*en cours*: **Responsable** de modules pédagogiques (Calcul Numérique de Structures, Informatique, Conception Intégrée Avancée, etc.).

2009-2012: **Responsable pédagogique** du Master 2 Génie Mécanique.

2014-2015: **Responsable** des projets de fin d'étude au sein du département mécanique de Polytech'Lille.

2015-*en cours*: **Responsable** pédagogique de la 5^{ème} année au sein du département « Conception Mécanique » à Polytech'Lille.

Diffusion Scientifique

Conférences Invités

1. P. Dufrénoy, **V. Magnier**, J.F. Brunel, Y. Desplanques: « On the influence of friction material formulation and loading history on brake squeal noise », IWAAFC 4, New Dehli , Inde en 2014.
2. Y. Desplanques, A.L. Cristol, **V. Magnier**, D. Najjar, J.F. Brunel, P. Dufrénoy : « Material and surface heterogeneities, related multi-scale aspects at the rubbing interface »,IWAAFC 4, New Dehli, Inde en 2014.
3. Y. Desplanques, **V. Magnier**, J.F. Brunel, P. Dufrenoy: «Rubbing contact surface heterogeneity:physical mechanisms and consequence on friction induced vibration », 7^{ème} entretien pour la recherche Centrale Beihang pour les sciences de l'ingénieur, Univ. Beihang, Chine en 2014.
4. JF. Brunel, M. Duboc, P. Dufrénoy, **V. Magnier**. « A simplified experimental set-up for studying disc brake squeal phenomena ». 6th Centrale Beihang Workshop Lille. Chine en 2012.

Vulgarisation de la recherche

- Je participe tous les ans à la « Journée Mécanique » (en tant qu'organisateur et conférencier). Cette journée est destinée à tous les élèves ingénieurs de l'établissement afin d'y présenter le monde de la recherche notamment à travers une vulgarisation de mes travaux de recherche.
- J'organise régulièrement une visite du laboratoire aux étudiants (4^{ème} année) de Polytech'Lille.
- Je propose tous les ans des sujets type « Projet de Fin d'Etude » aux étudiants de 5^{ème} année afin de les initier aux travaux de recherche.

Distinctions/Prix

- L'AFM en 2014 a attribué pour les travaux de thèse de M. Duboc **le prix « Hirn »**. Ce prix est décerné à la meilleure thèse en tribologie par le groupe scientifique et technique GST-12 de l'AFM dédié à la tribologie.
- Titulaire depuis décembre 2017 de la **PEDR**.

Communiqué de presse

Au vu des résultats obtenus dans le projet « GLGV » (*projet décrit succinctement dans le paragraphe I*),

le projet a été sélectionné pour un reportage sur une chaîne de télévision à impact national (BFMTV). Ce reportage a été diffusé le week-end du 20, 21 et 22 novembre 2015. Le reportage est disponible à cette adresse : <https://www.youtube.com/watch?v=Qd0YrDNpPt0>. Il s'agit avant tout d'une vulgarisation de nos travaux de recherche.

Rapporteur de revues scientifiques/Expert

- **Rapporteur** de 5 articles de rang A dans les revues « Journal of Vibration and Acoustics », « International Journal of Solids and Structures », « International Journal of Theoretical and Applied Multiscale Mechanics » et « Finite Elements for Analysis and Design ».

- **Expert** d'évaluation d'un projet ANR.

Comités de sélection

2011 : **Vice-président** du comité de sélection du poste 60MCF1091, Lille 1

2012 : **Président** de sélection du poste 60MCF1344, Lille 1

2013 : **Membre extérieur** du comité de sélection du poste 60MCF0034, Rennes

Deuxième partie

Synthèse des activités de recherche

Introduction générale

Depuis des décennies, le secteur du transport qu'il soit ferroviaire, automobile, aérospatial etc. est en constante expansion. En France, le secteur du transport représente le **5^{ème} pôle économique**. Néanmoins ce dernier est la principale source d'émissions de gaz à effet de serre (de l'ordre de 36% sur les émissions globales soit l'équivalent de 124Mt de CO_2) et représente 32% de la consommation d'énergie totale consommée¹. Dans un contexte socio-économique exigeant (augmentation du prix des matières premières, réduction des impacts environnementaux etc.), tous ces types de transport, même s'ils doivent être avant tout **sécuritaires, fiables et sûrs**, doivent intégrer des contraintes de **réduction de coût de possession et d'exploitation, et désormais environnementales** : réduction de consommation d'énergie et des émissions polluantes, de particules mais aussi sonores, etc. Il est indispensable de développer des **nouvelles solutions** intégrant souvent des nouveaux matériaux respectant ces critères. Pour cela, il est impératif d'avoir **une meilleure compréhension des mécanismes de déformations/des sollicitations/de l'état mécanique des matériaux** lors de l'utilisation.

Néanmoins, la difficulté de concevoir ces nouveaux matériaux réside dans **le lien entre le procédé de fabrication, le comportement obtenu et la performance souhaitée**. Pour les matériaux utilisés dans les garnitures de freinage, les performances telles qu'un niveau de facteur de frottement ou un taux d'usure sont exigées. Or, il est bien connu que ces dernières ne dépendent pas uniquement des matériaux mis en jeu mais aussi des conditions de contact au sein de l'interface (circuit tribologique). Ainsi, il est nécessaire de comprendre **le lien interface-performance** afin de mettre en évidence les paramètres les plus influents. Néanmoins, la difficulté réside sur l'aspect multi-échelle où l'interface est fortement dépendante de l'échelle du système et *vice et versa*. Enfin, compte tenu des énergies mises en jeu, les matériaux constituant les organes de sécurité (matériau de freinage, matériau "abradable", etc.) sont fortement sollicités pendant leur utilisation dans un contexte multi-physique et transitoire. Ces aspects conduisent indéniablement à **une évolution des propriétés et de l'interface de contact** au cours de son utilisation. Ces trois aspects sont détaillés dans ce qui suit:

Lien entre le procédé de Fabrication-Microstructure-Propriétés

La bonne utilisation des matériaux exige qu'ils satisfassent à un ensemble de propriétés. Ces propriétés sont thermiques, mécaniques, physiques etc. Et elles sont intimement liées à la microstructure des matériaux. Celle-ci, elle est le résultat de la composition et du procédé de fabrication. Le schéma de la figure 2 explique la complexité inhérente des matériaux qui peut être représentée sous la forme d'un tétraèdre itératif contenant quatre éléments principaux: les propriétés mécaniques, la caractérisation, la théorie et le procédé de fabrication. Ces éléments sont reliés entre eux et si l'un d'eux viendrait à être modifié alors les autres changeront également. Par exemple, il est bien connu que le process de fabrication à un impact important sur les propriétés des métaux. De plus, en raison de la charge appliquée non uniforme

1. <https://www.ademe.fr/sites/default/files/assets/documents/strategie-transports-et-mobilite-periode-2014-2017.pdf>

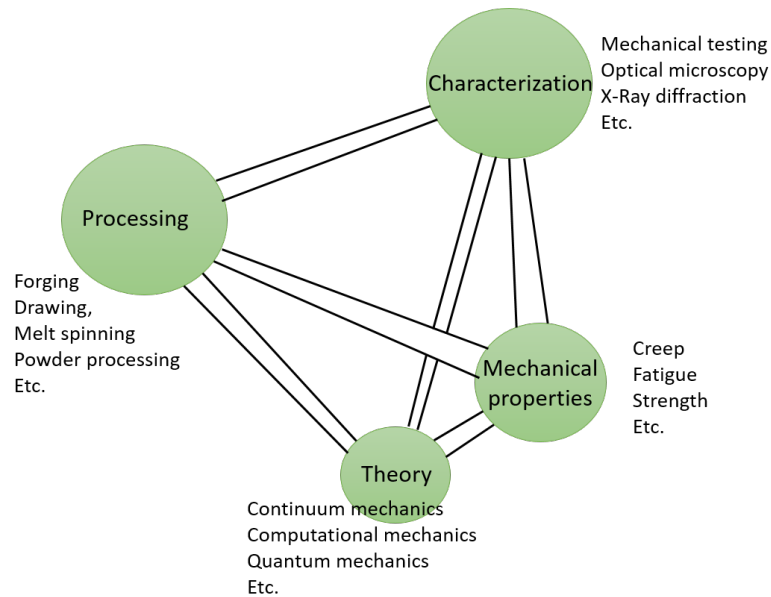


FIGURE 2 – Schéma symplectique des matériaux [Meyers and Chawla(2008)]

au cours du procédé de fabrication, un gradient de microstructure peut apparaître montrant une réponse inhomogène. Dans le même cadre de réponse complexe, on retrouve les matériaux multi-composants qui sont très utilisés en raison de leur grand potentiel (ex: matériaux composites etc.).

Ainsi, ce lien entre **la propriété et le procédé de fabrication** est une étape primordiale à appréhender afin d'améliorer les performances recherchées. Ces dernières peuvent être nombreuses et variées en fonction de l'application ciblée. Généralement en mécanique, la performance visée est l'intégrité de la structure (résistance mécanique, fatigue, etc.). Sur les systèmes de friction, particulièrement lorsqu'ils sont fortement dissipatifs, de nombreuses performances sont recherchées comme la durabilité du matériau, le taux d'émissions de particules, la diminution des émissions acoustiques, la durée de vie du patin et le niveau de frottement, etc. Néanmoins ces performances ne sont pas seulement liées aux matériaux utilisés mais dépendent également des conditions d'interaction au sein de l'interface de contact...

Lien entre Interface de Contact-Microstructure-Performance

Dans les applications de freinage, les performances sont également liées aux surfaces de contact réelles. En effet, les surfaces réelles sont généralement non lisses et sont logiquement plus petites que la surface apparente. En effet, les solides réels ont des défauts de surface à des échelles différentes (rugosités, défaut de planéité etc.) et n'entrent en contact que sur certaines zones. Plus précisément sur cet **aspect multi-échelle**, de nombreux auteurs s'accordent à dire qu'il existe des **interactions fortes** entre contact, matériaux, hétérogénéité des matériaux et système mais qui sont **insuffisamment considérées** [Oberst and Lai(2011)], [Hoffmann *et al.*(2002)], [Ostermeyer *et al.*(2009)]... De plus, ces interactions entre ces échelles peuvent expliquer la variabilité des performances (durabilité, propriété mécanique, facteur de frottement, etc.).

Plus particulièrement pour les applications "freinage", la majeure partie de l'énergie de friction est transformée en chaleur. En conséquence, de hautes élévations de température se produisent. Puisque ces zones sont très petites, les températures et les contraintes sont sévères et endommagent les surfaces/matériaux

en contact. Étant donné que le problème est transitoire, le caractère évolutif doit contribuer largement à une modification générale du contact et des matériaux...

Lien entre l'Évolution et la Performance

Dans le domaine du freinage, les organes principaux (garnitures de freins et disque) sont systématiquement changés après un certain temps quel que soit le moyen de transport considéré. Cette recommandation est due au fait que le matériau **évolue fortement** en raison des différents niveaux de charge thermique et mécanique subis. En effet, la conséquence de cette évolution du matériau a un effet indéniable sur la performance du système. Par exemple, la figure 3 montre un patin de friction pour l'application TGV avant utilisation et après un certain nombre de cycles. Au vu de cette figure, on peut supposer que la durabilité du matériau est impactée.

De plus sur cet aspect multi-physique, les phénomènes de contact thermique sont à l'origine d'un gradient thermique (bandes chaudes, points chauds etc.) qui peuvent provoquer des endommagements et la présence de micro-fissures précoces [Meng and Ludema(1995)], [Masen *et al.*(2005)].

Le **couplage pression-température-dilatation-usure** modifie la nature de l'interface de contact en modifiant le partage du flux en fonction des phénomènes impliqués. De plus, des couplages locaux complexes se produisent avec des champs de température et de pression très élevés. Ainsi, une pression et une température élevées peuvent provoquer une usure par arrachement de matière par exemple (débit source). Cette usure s'intègre plus généralement dans ce que l'on appelle communément le "circuit tribologique". Cet aspect affecte à la fois la rigidité, la conductance thermique du contact et dépend de la topographie de la surface, ainsi que des charges thermiques et mécaniques. La difficulté est que ces aspects sont transitoires, à répétition et impliquent des énergies conséquentes faisant évoluer la réponse globale du système...



FIGURE 3 – Différents états d'une garniture de frein: du matériau "vierge" au matériau "usé".

Bilan

Les différents aspects soulevés précédemment ont montré la **complexité** de faire évoluer des solutions "tribologiques" de surcroît dans des applications très dissipatives en énergie car les problèmes sont non seulement **multi-physique et multi-échelle** mais **évoluent avec l'usage**. Les développements matériau sont aujourd'hui encore très empiriques de part cette complexité. Un besoin de **mieux comprendre ces interactions** d'échelle et de physiques est nécessaire en améliorant les modélisations, en lien avec les méthodes de caractérisations des matériaux et d'analyse de leurs performances en situation représentative de l'usage.

Mon travail de recherche s'inscrit dans cet enjeu en tentant de traiter le problème dans **son intégralité**. Au regard de la bibliographie, les études sur ce sujet sont souvent traitées soit à une échelle donnée soit en se restreignant à une physique donnée.

Une stratégie est alors nécessaire pour s'attaquer à ce problème où il convient de répondre aux questions suivantes:

- 1. Étant donnée la complexité des matériaux utilisés, comment peut-on relier la microstructure aux propriétés?**
- 2. Quelles échelles sont à considérer dans un problème de contact?**
- 3. Comment évolue le matériau dans ses conditions d'usage?**

Ainsi, chaque grande partie de la partie "Recherche" de ce manuscrit tentera d'apporter des réponses à ces questions.

Pour traiter ces questions, les recherches menées ici sont effectuées au sein de **projets** (expliqués dans la section I) et souvent en collaboration avec des **partenaires industriels et académiques** (listés dans la section I). Pour les collaborations industrielles, les entreprises ont un savoir-faire indéniable mais pêchent dans la compréhension des phénomènes mis en jeu dans leur globalité. Dit autrement, leur démarche d'amélioration des produits est souvent basée sur une approche "essais-erreurs" qui est chronophage d'une part et très empirique d'autre part. De plus, généralement dans la littérature, ce type de problème est traité avec **un point de vue spécifique** en ciblant des phénomènes particuliers. Néanmoins, étant donné que le problème de contact est de nature multi-échelle et multi-physique, ce genre d'approche ne permet pas d'intégrer tous les paramètres influents à la recherche de performances visées. Ces approches sont problématiques dans la mesure où l'interaction entre les phénomènes et les échelles sont toutes couplées. Dans un problème aussi complexe, la littérature regorge de nombreuses expériences dédiées à la compréhension des phénomènes. Cependant, malgré les progrès récents sur les techniques de mesure, il est difficile de mettre en place une expérience dans la zone de contact pour mesurer les données de surface (température, pression, surface de contact, etc.). Ainsi, **la modélisation théorique et les simulations numériques** peuvent se mettre en appui afin de combler ces lacunes. Même si mes compétences initiales sont plus axées sur les aspects numériques, **la nécessité d'un dialogue/couplage** avec l'expérience est largement due à la volonté de connaître plus précisément l'impact de certains aspects sur certaines performances. Cet aspect est l'une des structures fédératrices de ce manuscrit. Compte tenu de la complexité des sujets abordés, cela nécessite d'avoir **une stratégie** qui est illustrée sur la figure 4. Ce diagramme représente mon approche scientifique et sera le fil conducteur de ce manuscrit où on retrouvera les trois grandes parties.

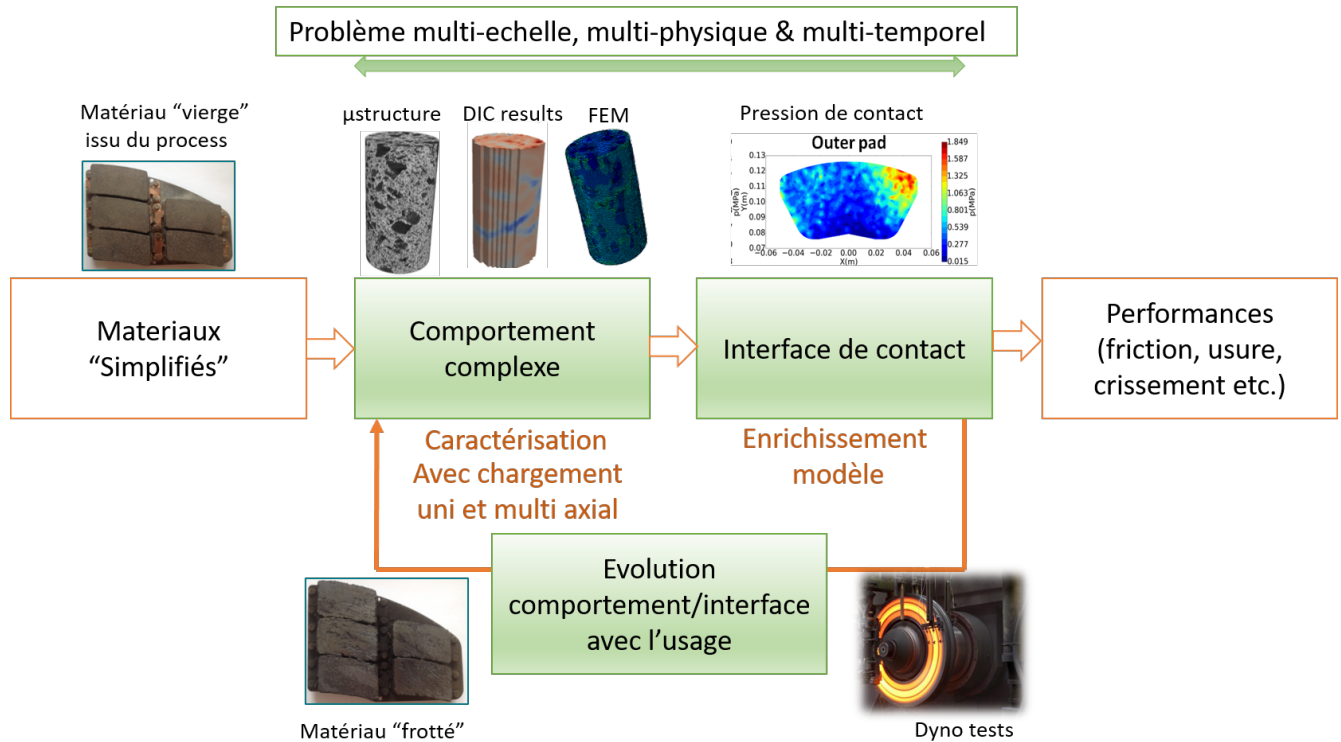


FIGURE 4 – Stratégie globale de mes activités de recherche

La première concerne **la modélisation de matériaux complexes** afin de mieux comprendre les mécanismes induits. Du point de vue des matériaux, les écueils se trouvent dans la forte hétérogénéité des matériaux multicomposants produits par des procédés d'obtention complexes (matériau composite à matrice aluminium projeté par une torche à plasma pour les matériaux abrasables, frittage+moulage de matériaux composites frittés pour garnitures de freins ou forgeage d'essieux etc. Il est alors nécessaire de développer une stratégie pour identifier le comportement de ces matériaux à l'échelle macroscopique, puis d'essayer de relier ce comportement à la distribution, l'orientation et le comportement (qui peut aussi être inconnu) de la microstructure. Pour ce faire, la stratégie est de simplifier les matériaux traditionnellement produits par les fabricants/industriels et de les remplacer par des matériaux simplifiés équivalents, appelés **matériaux "modèles"**. En effet, la grande complexité des formulations complique la distinction et la compréhension du rôle des composants et plus généralement des composants. Ces matériaux "modèles" sont généralement développés avec des partenaires industriels (Flertex pour les matériaux frittés, CBI pour les matériaux automobiles, Safran Engine Aircraft pour les matériaux abrasables, MG-Valdunes pour les essieux ou au LaMcube); ces matériaux ont une formulation réduite et un contrôle des procédés de fabrication. Ils présentent des performances proches des matériaux industriels, sans nécessairement répondre à toutes les exigences mais permettent de faciliter les études scientifiques.

Par la suite, une **identification du comportement** de ces matériaux "modèles" est effectuée. La complexité inhérente à la compréhension des mécanismes des matériaux impliqués nécessite une forte interaction entre expérimental, observation et simulation aux échelles fines. Ce besoin d'un dialogue renforcé est largement dû au désir de connaître des matériaux plus finement et potentiellement soumis à des sollicitations multi-axiales. Il est donc essentiel de **comprendre l'hétérogénéité** par la simulation numérique qui permettra d'aller aux échelles où ces phénomènes apparaissent. Des modèles sont proposés pour tenter d'intégrer les phénomènes observés avec pour objectif de diminuer l'écart avec la réalité expérimentale.

Ici, il ne s'agira pas de tenter de décrire le problème dans tout sa complexité mais d'aller à l'**essentiel** de ce qui peut être observé. Les modèles peuvent également être utilisés pour quantifier les paramètres pertinents par identification inverse. **Différentes classes** de matériaux seront étudiées dans cette partie comme le matériau fritté, le matériau abrasable et le matériau métallique avec une microstructure à gradient. Les applications liées à cette partie sont le freinage, le contact rotor-stator des turboréacteurs et les essieux ferroviaires. La stratégie et la cohérence de cette partie est expliquée sur le schéma de la figure 5.

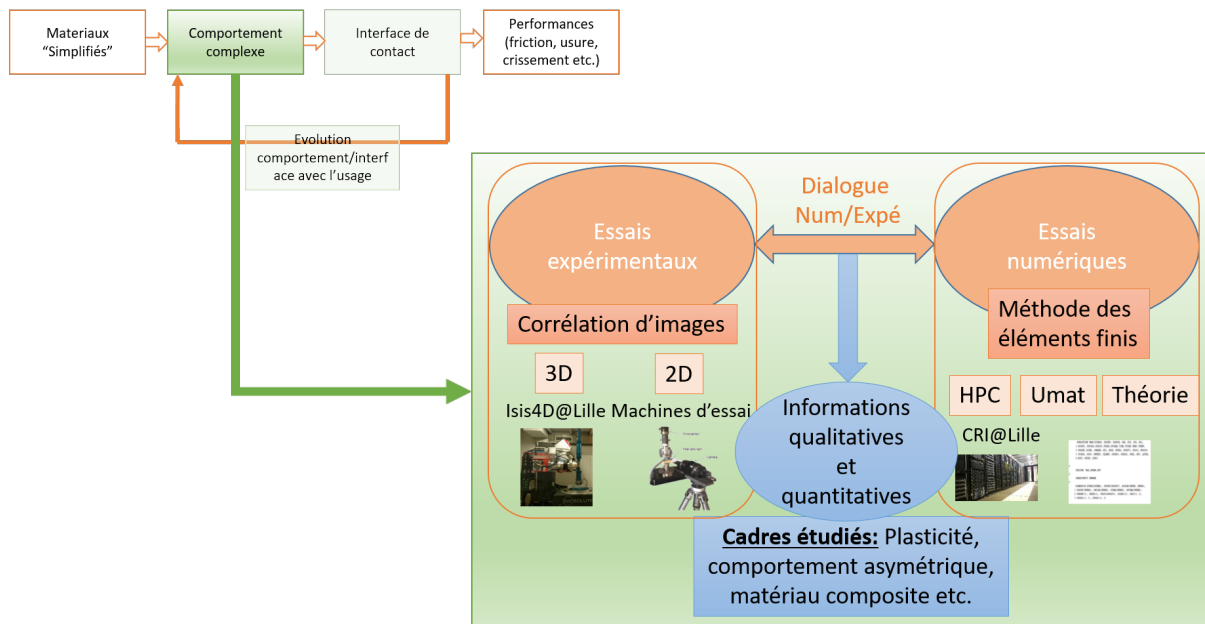


FIGURE 5 – Stratégie globale de la partie "Comportement complexe des matériaux: Dialogue numérique/expérimental"

La deuxième partie de la stratégie vise à développer des méthodes numériques spécifiques afin **d'enrichir l'interface de contact** pour l'application "freinage". Ainsi, l'introduction de défauts géométriques à différents échelles (rugosités, plateaux, ondulation de disque) et d'hétérogénéités matériaux est proposée. Ces différents types d'enrichissement auront pour but de **comprendre/interpréter/analyser** leur impact sur le phénomène de crissement. Cette partie est essentiellement numérique mais s'appuiera sur des résultats expérimentaux. Les applications visées ici concernent essentiellement le domaine automobile. La stratégie et la cohérence de cette partie est expliquée sur le schéma de la figure 6.

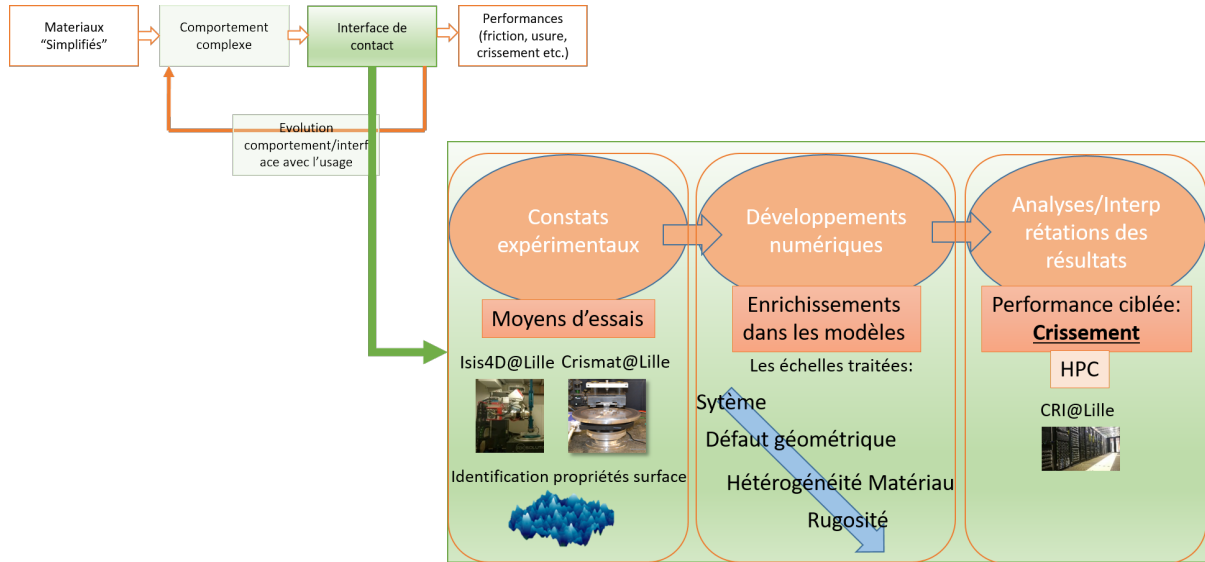


FIGURE 6 – Stratégie globale de la partie "Le contact: un problème multi-échelle"

Enfin, la troisième partie sera consacrée à **l'évolution du matériau et/ou de l'interface de contact**. En effet, du fait des sollicitations complexes (température, pression, environnement etc.) en cycles successifs et variables, les matériaux sont amenés à évoluer dans le temps en **constitution** ("usure", surface en contact etc.) et en **propriétés** (gradients en profondeur etc.). Il s'avère qu'il est nécessaire de caractériser cette évolution. Là encore, un fort dialogue numérique-expérimental est mis en œuvre pour qualifier et tenter de quantifier les mécanismes de déformation lorsque le matériau subit une sollicitation thermique et mécanique. D'autre part, les couplages thermiques et mécaniques, à plusieurs échelles d'espace (système, composants, contact) et de temps (de quelques picosecondes jusqu'à quelques années) conduisent également à une évolution de l'interface de contact. En effet, en fonction de la génération des flux de chaleur, de la recirculation du 3^{ème} corps et de l'ensemble des dilatations différenciées au sein de l'interface de contact, les zones de portance évoluent. Des avancées sont également proposées. Les applications visées ici se situent dans le domaine automobile et ferroviaire. La stratégie et la cohérence de cette partie est expliquée sur le schéma de la figure 7.

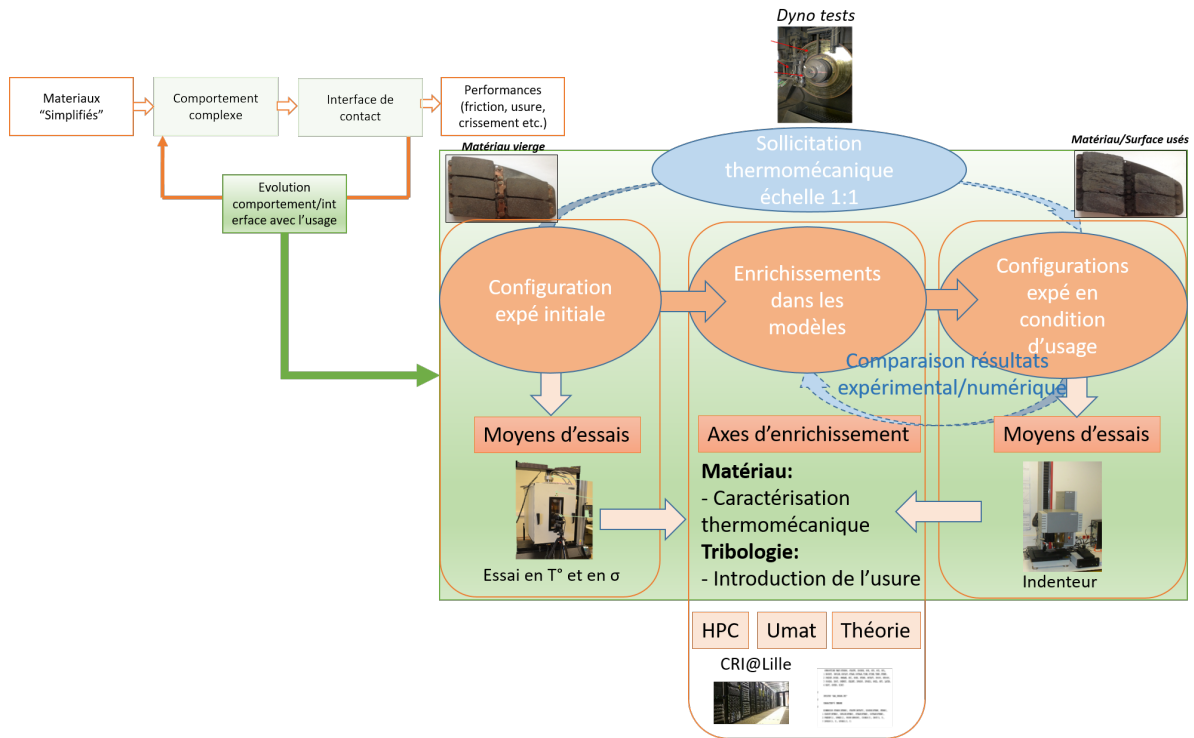


FIGURE 7 – Stratégie globale de la partie "Le contact: un problème multi-physique et évolutif..."

Bibliographie

- [Chupp(2003)] Chupp, R., 2003, *Development of higher temperature abradable seals for industrial gas turbines.*, NASA Seal/Secondary Air System Workshop.
- [Chappel(2011)] Chappel, D., 2011, *Status of seal development at technetics*, In NASA Seal / Secondary air System Workshop.
- [Hoffmann *et al.*(2002)] Hoffmann, N., Fischer, M., Allgaier, R., & Gaul, L. *A minimal model for studying properties of the mode-coupling type instability in friction induced oscillations.* Mechanics Research Communications, 2002, 29, 197–205.
- [Oberst and Lai(2011)] Oberst, S.A. & Lai, J. C. S. (2011). *Statistical analysis of brake squeal noise.* Journal of Sound and Vibration, 2011, 330(12), 2978–2994.
- [Ostermeyer *et al.*(2009)] Ostermeyer, G., Bode, K., Stühler, G., Stenkamp, A., Elvenkemper, A. *Tribological Aspects of Carbon Ceramic and Cast-Iron Brake Rotors with Organic Pad Materials in Simulation and Measurement.* SAE Technical Paper, 2009, doi:10.4271/2009-01-3010.
- [Magnier *et al.*(2014)] Magnier, V., Brunel, J.F. & Dufrénoy, P. *Impact of contact stiffness heterogeneities on friction-induced vibration.* International Journal of Solids and Structures, Elsevier, 2014, 51, 1662–1669
- [Masen *et al.*(2005)] Masen, M. A., De Rooij, M. B., & Schipper, D. J. *Micro-contact based modelling of abrasive wear.* Wear, 2005, 258(1), 339-348.
- [Meng and Ludema(1995)] Meng, H. C., & Ludema, K. C. *Wear models and predictive equations: their form and content.* Wear, 1995, 181, 443-457.
- [Meyers and Chawla(2008)] Meyers, M.A., Chawla, K.K., 2008. *Mechanical Behavior of Materials.* Cambridge.
- [Novinski(1982)] Novinski, E., 1982. *Modified zirconia abradable seal coating for high temperature gas turbine applications*, Thin Solid Film, vol. 95, pp. 255–253.

Troisième partie

Comportement complexe des matériaux: Dialogue numérique/expérimental

Motivation

Tout matériau à une échelle donnée possède une **structure hétérogène** (matériaux de friction, matériaux composites, métaux, géomatériaux etc.). Cette hétérogénéité peut être un atout vis-à-vis d'une performance recherchée (durabilité, perméabilité, fatigue etc.) à condition que la compréhension des mécanismes induits soit bien maîtrisée. Cette hétérogénéité est liée à la microstructure du matériau et au procédé d'obtention du matériau (usinage, forgeage, traitement thermique etc.). Dans un contexte économique où le besoin d'allègement des structures ou l'utilisation de matériaux multi-fonction devient une priorité, **la compréhension et la quantification des mécanismes de déformation des matériaux** sont des défis. Les verrous au jour d'aujourd'hui sont surtout liés aux échelles mises en jeu et aux sollicitations multi-axiales du matériau.

Objectifs de cette partie

Pour cela, il convient d'utiliser des méthodes faisant **dialoguer les aspects numérique et expérimental** permettant de franchir un cap dans la compréhension des phénomènes. Ceci est rendu possible notamment grâce à l'essor des essais expérimentaux instrumentés par la corrélation d'images. Le principe de la corrélation d'images numériques (DIC) est de mesurer un champ de déplacement, à la surface ou dans le volume d'une structure sollicitée mécaniquement, à partir d'images de cette structure prises à différents instants de chargement. Cette méthode a fait son apparition dans les années 1980 [Lucas *et al.*(1981)], [Sutton *et al.*(1982)] et a depuis été appliquée à de nombreux domaines, de la caractérisation de comportements mécaniques à l'imagerie médicale. La méthode est présentée plus en détail dans [Sutton *et al.*(2009)] ou [Grédiac and Hild(2011)]. Les avantages de la DIC sont multiples: elle permet d'obtenir des mesures sans contacts par voie optique directement sur le matériau, la taille de la zone observée peut aller de quelques mètres carrés à quelques millimètres carrés, l'exploitation des essais peut se faire à l'échelle globale ou locale surtout sur des chargements multi-axiaux, une précision importante peut être obtenue au micron près et enfin une comparaison entre résultats expérimentaux et résultats de simulations numériques peut être effectuée. Les informations obtenues par la DIC lors d'un essai ne suffirait pas à répondre à certaines questions comme **les échelles pertinentes à considérer? la loi de comportement du matériau? la forme idéale de l'échantillon pour exhiber les phénomènes prépondérants? etc.?**

Mais en s'appuyant sur un dialogue numérique/expérimental, il convient de pouvoir répondre à ces questions.

Dans cette partie, les outils développés pourront permettre de remonter à des **propriétés d'usages** sur des matériaux hétérogènes et ce, à plusieurs échelles. La démarche sert à **identifier des modèles** mais aussi, de par la prise en compte de l'observation des textures et des champs thermomécaniques associés, de **créer de nouveaux modèles physiquement fondés**. La méthodologie employée consiste à être capable et de discriminer les phases via des méthodes d'analyses de textures et de proposer des modèles simulables dans un temps acceptable, de mettre en place des mesures permettant d'identifier les paramètres pertinents des modèles et d'évaluer l'écart avec la réalité expérimentale.

Pour ce faire, une **approche multiaxiale globale** est exploitée en s'appuyant sur des **ressources disponibles au laboratoire** avec des moyens originaux comme le tomographe avec essais *in situ*, la plateforme de corrélation d'images YADICS², un mésocentre de calculs³ permettant d'aborder au mieux la complexité des problèmes traités. La stratégie et la cohérence de cette partie est expliquée sur le schéma

2. <http://yadics.univ-lille1.fr>

3. <http://cri.univ-lille1.fr>

de la figure 8.

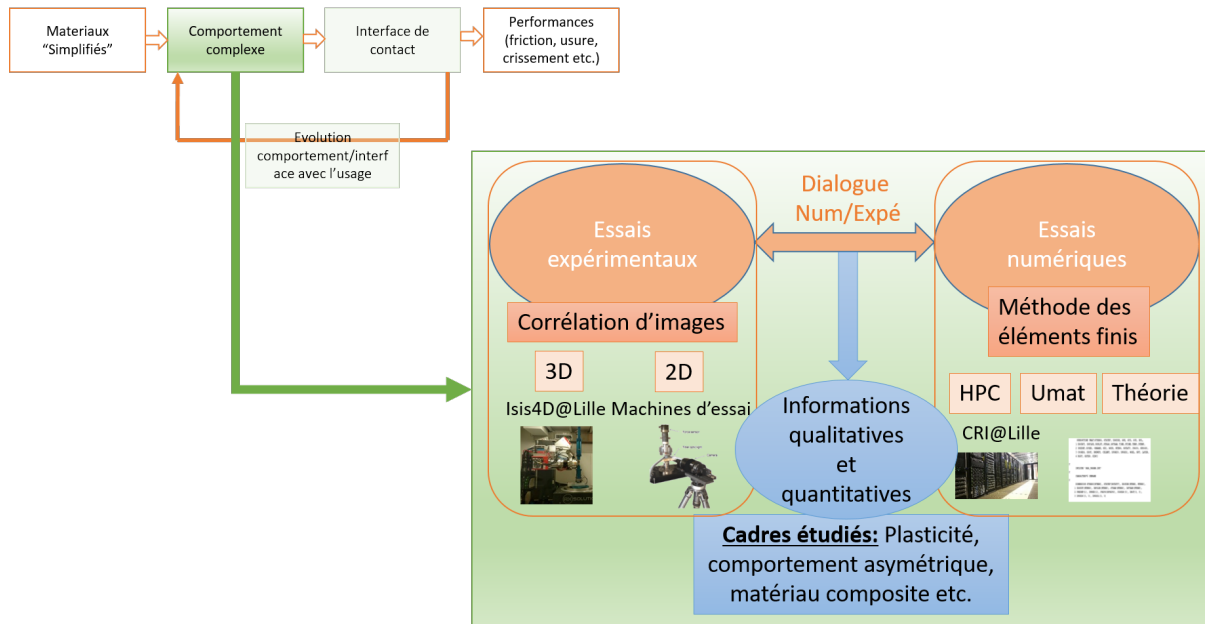


FIGURE 8 – Stratégie globale de la partie "Comportement complexe des matériaux: Dialogue numérique/expérimental"

En amont, des simplifications matériau, en terme de composition, ont parfois été menées afin d'avoir une meilleure compréhension des mécanismes impliqués. Ces matériaux «modèles» présentent des performances proches des matériaux industriels, sans nécessairement répondre à toutes les exigences.

Bibliographie

- [Grédiac and Hild(2011)] Grédiac, M., Hild, F., 2011. *Mesures de champs et identification en mécanique des solides*. Hermes.
- [Lucas *et al.*(1981)] Lucas, BD., Kanadeet T. et al, 1981.*An iterative image registration technique with an application to stereo vision*. In IJCAI, Vol. 81, pp. 674–679.
- [Sutton *et al.*(1982)] Sutton, MA, Wolters, WJ, Peters, WH, Ranson, WF, McNeill, SR, 1983. *Determination of displacements using an improved digital correlation method*. Image and vision computing, Vol. 1(3), pp. 133–139.
- [Sutton *et al.*(2009)] Sutton, MA, Orteu, JJ., Schreier, H., 2009. *Image correlation for shape, motion and deformation measurements : basic concepts, theory and applications*. Springer Science & Business Media.

Chapitre 1

Lien procédé de fabrication-fatigue avec un gradient de microstructure

Co-encadrement de thèse de S. Saad & de P. Baudoïn dans le cadre du projet Innov'Axle

1.1 Introduction

A l'heure actuelle, le procédé d'élaboration des essieux creux diffère peu de celui des essieux pleins, lui ajoutant une étape de forage. Ce forage conduit à un surcoût de production de l'ordre de 30% par rapport aux essieux pleins, ce qui limite l'emploi de ce type d'essieu à une portion très restreinte du marché (grande vitesse, environ 3% de la production annuelle de Valdunes).

Cet objectif impose de modifier en profondeur le procédé d'élaboration des essieux. Le principe retenu est d'utiliser des tubes d'acier pré-forgés au niveau des portées de calage.

L'opération de forgeage apporte un certain nombre d'inconnues quant à l'altération des propriétés mécaniques de l'acier à essieux. La caractérisation du matériau forgé implique de tenir compte des spécificités induites par le procédé d'élaboration. En outre, le caractère local de l'opération, limitée aux portées de calage, indique que les propriétés mécaniques homogènes des essieux pourraient devenir hétérogènes.

L'étude de la fatigue des matériaux forgés constitue une problématique récente. [Caillet(2007)] est l'un des premiers à dresser une liste exhaustive des spécificités des pièces forgées dans le cadre de la fatigue à grand nombre de cycles (HCF). Les travaux de thèse de [Milesi(2009)] et de [Pessard(2009)] s'inscrivent dans la continuité de cette première étude, en s'intéressant respectivement à l'impact de la microstructure forgée et de l'anisotropie de forge sur le comportement du matériau en HCF.

Ces lectures permettent de dégager trois axes d'investigation (illustrés sur la figure 1.1) pour le cas spécifique d'essieux forgés :

1. En premier lieu, les différences de vitesses de refroidissement entre le cœur et la surface de la pièce à l'issue du forgeage sont génératrices de contraintes résiduelles, qui doivent forcément impacter le comportement en fatigue. Une chaîne numérique traitant du forgeage, puis du refroidissement, du calage de la roue et enfin de la flexion rotative subi par l'essieu a été proposée dans la thèse de [Saad(2015)] afin de comprendre l'impact des différentes étapes sur la tenue en fatigue.
2. Ensuite, le mode de chargement de l'essieu provoque un état de contraintes non uniforme dans la pièce, dont la prise en compte pour le dimensionnement en fatigue en grand nombre de cycle (HCF) demeure un problème ouvert notamment en présence d'un gradient de microstructure. Cet aspect est traité dans la section 1.2.
3. Enfin, la microstructure du matériau à essieux peut être doublement impactée par le procédé : les déformations plastiques hétérogènes à haute température peuvent en modifier *localement* la morphologie, et l'opération peut orienter les défauts initialement présents dans la direction de déformation globale et conférer un caractère *anisotrope* au matériau final. Cet aspect est traité dans la section 1.3.

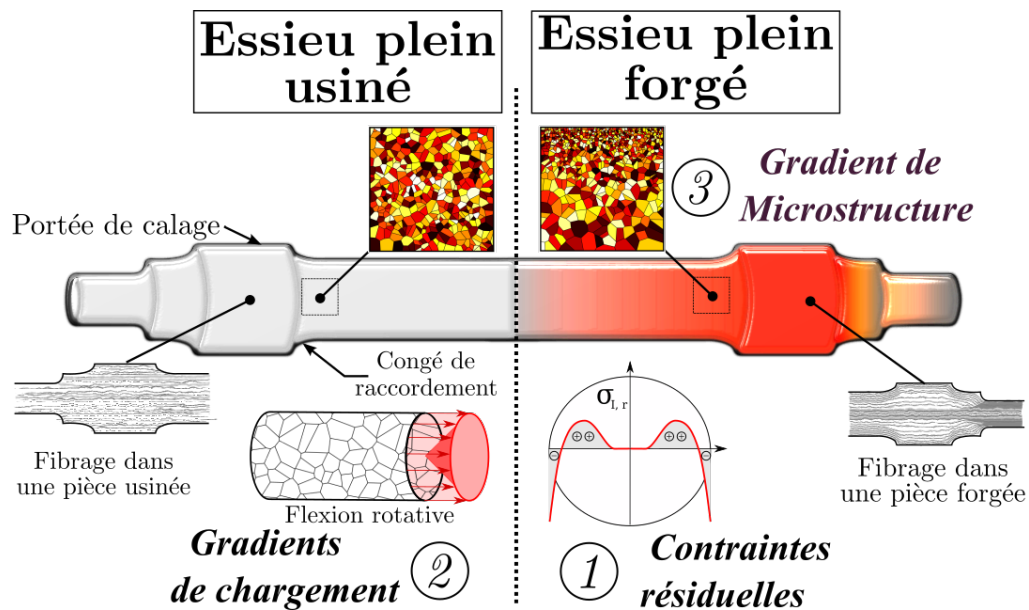


FIGURE 1.1 – Impacts du procédé de fabrication d'essieux entre un essieu usiné et un essieu forgé

Afin d'éclaircir la situation, la section 1.2 se focalisera sur l'étude d'éprouvettes possédant des gradients de microstructure en présence d'un gradient de chargement. L'objectif consiste à identifier les paramètres influents sur le comportement en fatigue. Cette section, s'appuyant sur une démarche complètement numérique, fait l'hypothèse que le comportement de chaque grain suit une loi de type "Hall-Petch". La section 1.3 tentera de confirmer si ces hypothèses de modélisation postulées pour chaque grain sont réalistes. Pour cette section, on s'appuiera sur un **dialogue numérique/expérimental**.

1.2 Étude numérique de la fatigue des matériaux à gradient de microstructure

1.2.1 Taille et morphologie de la microstructure

L'état microstructural du matériau forgé dépend fortement de son histoire thermomécanique. En fonction de l'importance du corroyage et de la valeur de la température à laquelle l'opération de forge est réalisée, de nombreux phénomènes métallurgiques sont susceptibles d'affecter le matériau. Ces phénomènes sont pilotés par la température, la durée et le taux d'écroutissage imposés par l'opération. Une conséquence possible de la montée en température peut être la croissance des grains dans la région forgée [Caillet(2007)]. Une hétérogénéité de taille de grain dans la structure finale peut alors être à l'origine de propriétés mécaniques non-uniformes dans la pièce.

Pour les chargements monotones, la loi de Hall-Petch ([Hall(1951)]-[Petch(1953)]) décrit bien la relation entre taille de grain d et limite élastique σ_y dans les aciers ferritiques (eq. 1.1):

$$\sigma_y = \sigma_0 + \frac{k}{\sqrt{d}} \quad (1.1)$$

σ_0 correspond à la limite d'écoulement du monocristal, et k est constant pour un matériau donné. Cette loi modélise convenablement l'accroissement de la limite élastique lorsque la taille de grain diminue, principalement pour les matériaux dont la maille est cubique centrée.

Une nouvelle catégorie de méthode s'est développée ces dernières années, s'appuyant sur le progrès des capacités de calcul pour modéliser explicitement le comportement des agrégats polycristallins sous divers chargements. Ces méthodes sont particulièrement intéressantes pour l'étude de la fatigue à grand nombre de cycles, car elles permettent de simuler le comportement de la matière à l'échelle où sont faites les hypothèses majeures des critères de fatigue multi-échelles([DangVan(1973)] et [Papadopoulos(1987)], par exemple). Cette modélisation permet *de facto* une prise en compte explicite des spécificités microstructurales.

Un avantage spécifique des méthodes de simulation d'agrégats polycristallins en fatigue est qu'elles permettent de combler l'écart entre les prédictions de critères déterministes (fondés sur des hypothèses) et les critères probabilistes, pour lesquels les sources de dispersion ne sont pas toujours explicitées. En fatigue à grand nombre de cycles, il n'est pas toujours possible de définir un V.E.R. statistique, car les événements intéressants sont aussi les plus rares. L'intérêt principal de ces modélisations est de pouvoir accéder à la distribution (spatiale et fréquentielle) de paramètres marqueurs d'endommagement par fatigue, au sein d'agrégats simulés en nombre conséquent, et d'ainsi parvenir à des données statistiques liant certaines spécificités de la microstructure et le phénomène de fatigue. Dans une revue bibliographique publiée en 2010, [McDowell and Dunne(2010)] synthétisent les intérêts applicatifs de ces modélisations (fig. 1.2).

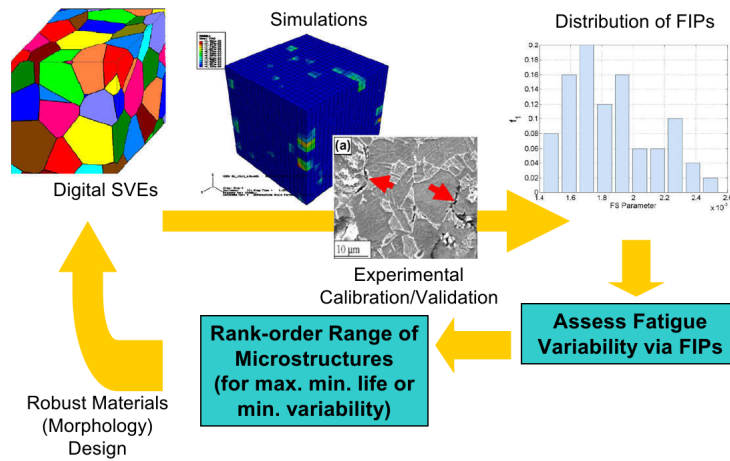


FIGURE 1.2 – Principe de l’analyse en fatigue à partir de modélisations d’agrégats polycristallins d’après [McDowell and Dunne(2010)]

1.2.2 Modèle numérique

1.2.2.1 Géométrie et maillage

Afin d’évaluer qualitativement la réponse des gradients de microstructure sous chargement macroscopiquement non-uniforme, une solution simple est d’insérer ces gradients au sein d’une éprouvette entaillée. Le modèle est constitué d’un patch de $1\text{mm} \times 1\text{mm}$ inséré à la base de l’entaille (fig. 1.3). Pour être cohérent avec les tailles de grain couramment rencontrées dans les aciers, la taille de la microstructure est de l’ordre de $25\mu\text{m}$, ce qui correspond à plusieurs milliers de grains dans le cas de référence.

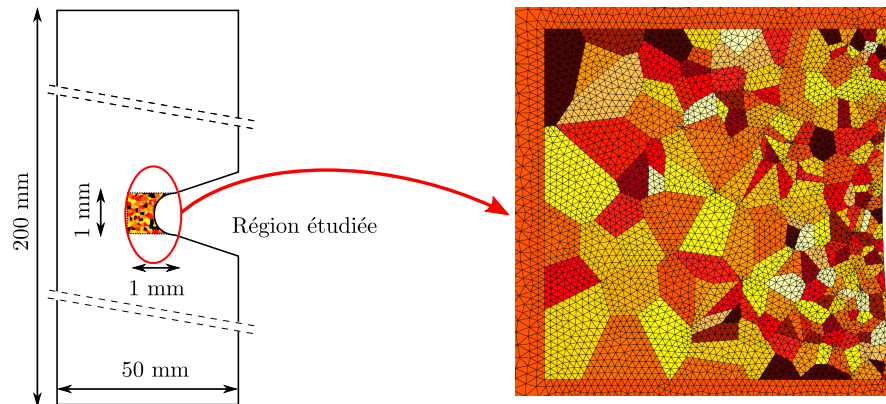


FIGURE 1.3 – Modélisation multi-échelle proposée

Des agrégats bi-dimensionnels présentent des limitations dans leur capacité à refléter le comportement de microstructures réelles (à l’exception des films minces, par exemple), parce qu’en règle générale l’interaction entre les grains placés en sous surface et les grains situés sur les bords libres ne peut pas être négligée. En revanche, les simulations réalisées en trois dimensions sont beaucoup plus exigeantes en temps de calcul, et l’interprétation des résultats est plus complexe. Le but de cette section est de tirer quelques règles simples de la superposition d’un gradient de chargement macroscopique et d’un gradient de microstructure, dans un cadre purement qualitatif. Une telle modélisation est alors suffisante. La section suivante

décrit la procédure de modélisation des agrégats à gradient de microstructure insérés à fond d'entaille sur cette géométrie.

1.2.2.2 Modélisation de gradients de microstructure

Une tessellation de Voronoi est entièrement déterminée par la distribution d'un groupe de points dans l'espace. Cette propriété fait qu'il est très simple de générer des gradients de microstructure en jouant sur la distribution des germes des cellules. Trois microstructures sont étudiées et présentées sur la figure 1.4. Ces agrégats sont notés A_1 , A_2 et A_3 dans les figures suivantes. Le premier agrégat est un agrégat à taille de grain homogène, et sert de cas de référence. Les deux autres possèdent des tailles de grain variant linéairement (A_2) et exponentiellement (A_3).

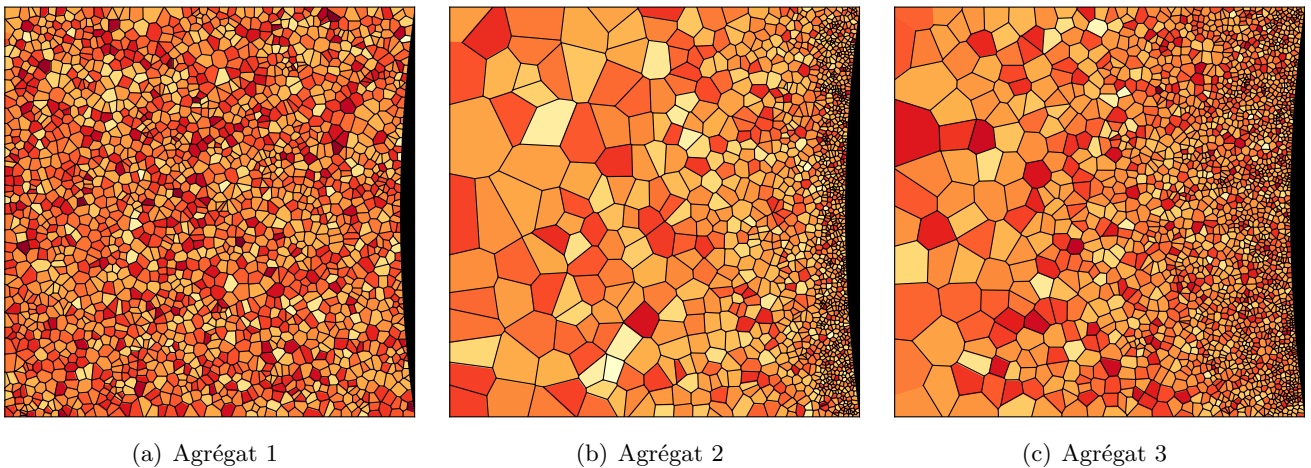


FIGURE 1.4 – Agrégats modélisés

1.2.2.3 Modélisation du gradient de propriétés sur la microstructure

Afin de rendre compte des hétérogénéités de comportement à l'échelle de la microstructure, on suppose qu'il est possible, en première approximation, d'assigner à chaque grain une limite d'élasticité $\sigma_{y,g}$ fonction de sa taille d_g par l'intermédiaire d'une formulation type Hall-Petch (voir éq. 1.1).

Dans l'optique d'une étude générale de l'impact des gradients de taille de grain, il est difficile de déterminer les deux paramètres "génériques" σ_0 et k_y correspondant à un acier type. D'après [Lim *et al.*(2011)], la pente de Hall-Petch k_y varie entre 0.14 et 1.58, pour les aciers ayant une taille de grain comparable à celle de l'EA1N. On fixe alors k_y à 0.8 ce qui correspond à la pente de Hall-Petch d'un acier doux et qui se situe dans la moyenne des valeurs relevées.

La limite de fatigue de l'acier à essieux pour la flexion rotative est de 270 MPa. En conséquence, σ_0 est déterminée de telle sorte que pour une distribution de grains de tailles représentatives, la valeur moyenne des limites élastiques associées soit 270 MPa. Les paramètres obtenus sont alors $\sigma_0=100$ MPa et $k_y=0.8$ MPa.

Dix cycles sont ainsi simulés. Les réponses des trois agrégats décrits au paragraphe précédent sont présentées sur la figure 1.5, en terme de contraintes et déformations axiales sur le dernier cycle de chargement, pour lequel la réponse est stabilisée. Des différences dans le comportement des trois agrégats sont déjà notables avec cette représentation. La réponse moyenne de l'agrégat A_3 est proche d'un comportement

parfaitement élastique, tandis que les comportements stabilisés des agrégats A_1 et A_2 sont à la limite de l'accomodation, A_2 étant le plus critique. Ces courbes donnent une idée des variations relatives des

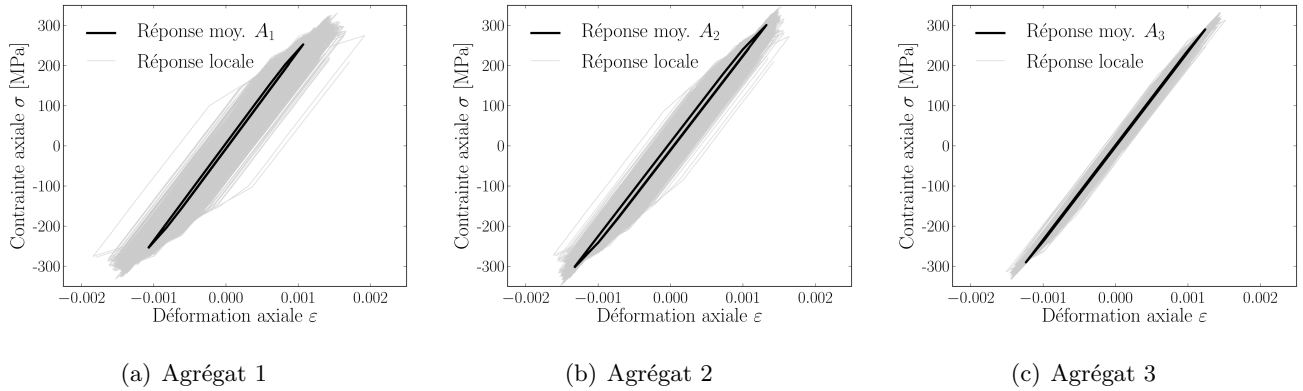


FIGURE 1.5 – Cycles stabilisés sur les trois agrégats

distributions de contraintes et de déformations au sein des agrégats. Par rapport aux hypothèses retenues pour modéliser le gradient de propriété, elles sont cependant insuffisantes pour discriminer la criticité des microstructures vis-à-vis du chargement. Pour répondre à cette question, les sections suivantes présentent les distributions de marqueurs de fatigue retenus dans ces trois agrégats.

1.2.2.4 Le critère de Crossland

La figure 1.6 présente les distributions du critère de Crossland pour chacun des trois agrégats. Le point le plus critique pour l'agrégat A_1 (taille de grain homogène) est indiqué sur chacune de ces figures (point A_1). Ceci permet de constater que la valeur critique de ce critère varie peu pour les trois simulations, ce qui est cohérent avec le comportement moyen quasi-élastique observé sur les cycles stabilisés. Cependant, les points les plus critiques sont obtenus pour les deux agrégats à gradient de microstructure.

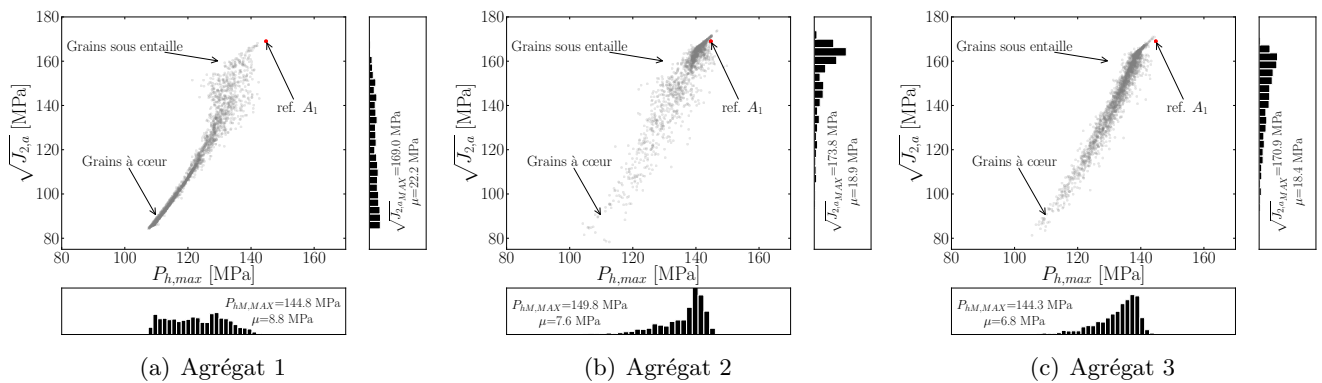


FIGURE 1.6 – Critère de Crossland évalué pour chaque grain sur le dernier cycle de chargement

Les distributions de cission équivalente et de pression hydrostatique maximale par grain sont également très différentes selon les agrégats. Pour la plupart des grains des agrégats A_2 et A_3 (gradients de microstructure), ces deux grandeurs prennent des valeurs proches de la valeur maximale, ce qui les désigne comme critiques au regard du critère de Crossland. En revanche, les distributions retrouvées sur l'agrégat

A_1 montrent qu'un faible nombre de grains est effectivement soumis aux chargements les plus critiques au regard de ce même critère. Il est également intéressant d'étudier la répartition de la dispersion observée sur ces trois graphiques. Le modèle choisi étant isotrope, les importantes variations locales obtenues sur les valeurs du critère sont nécessairement liées à la plasticité. Pour l'agrégat A_1 , la dispersion est très faible pour les grains situés à cœur, associés à des contraintes moins importantes, et elle devient plus importante pour les grains situés en sous-surface. Pour les deux autres, la tendance est inversée : ceci est une conséquence directe de la taille de grain plus fine en surface et de la modélisation choisie. Ce cas de figure illustre bien qu'un indicateur de fatigue basé uniquement sur des mesures de contraintes ne permet pas de distinguer convenablement les régions critiques de l'agrégat. La distribution de déformation plastique cumulée, présentée dans la section suivante, semble être un indicateur plus pertinent.

1.2.2.5 Déformation plastique cumulée

Les distributions de déformation plastique cumulée présentées sur la figure 1.7 confirment bien les localisations de plasticité, qui varient de manière très nette selon la microstructure considérée.

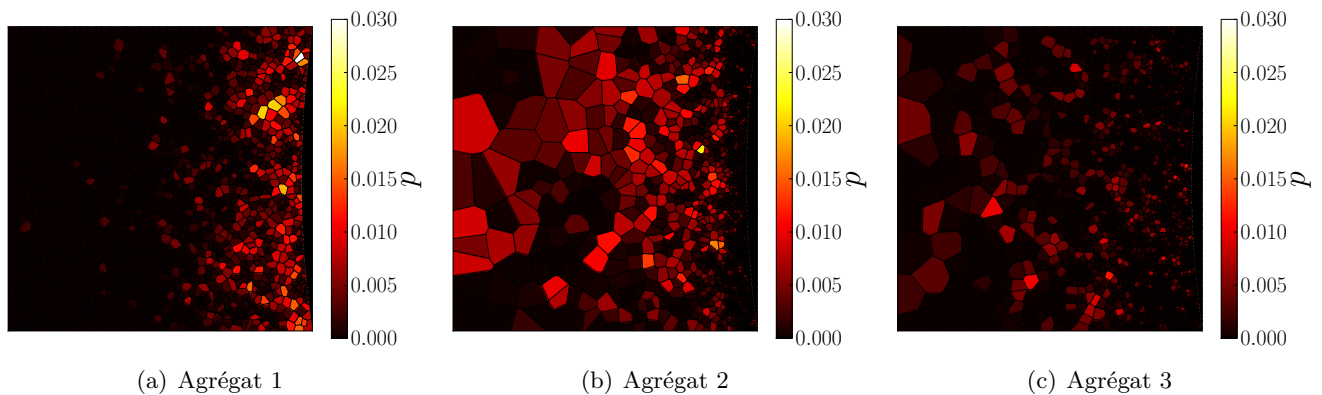


FIGURE 1.7 – Déformation plastique cumulée p (moyennée par grain) dans les agrégats à l'issue de 10 cycles de chargement

Cette représentation met particulièrement en valeur les différences importantes des volumes plastifiés dans les trois cas, qui n'apparaissent pas clairement si les marqueurs sont moyennés par grain.

Il est clair que l'agrégat A_3 présente la réponse la moins critique. En revanche, il est plus délicat de départager les deux agrégats restants. Le volume plastifié est plus important sur l'agrégat 2, mais la déformation plastique y est globalement très faible. Pour l'agrégat 1, le volume plastifié demeure modéré, mais les déformations plastiques qui y sont effectivement atteintes sont plus importantes. En l'absence de résultats expérimentaux, il paraît difficile de départager ces cas de figure. En conclusion, pour les agrégats A_2 et A_3 , le caractère positif du gradient de microstructure est mis en évidence, puisque dans le cadre de la modélisation proposée, les régions les plus sévèrement sollicitées sont aussi celles qui possèdent les limites d'élasticité les plus élevées. Dans ce cas de figure, l'hypothèse d'un amorçage privilégié de fissures de fatigue en sous-surface est tout à fait envisageable.

1.3 Caractérisation du comportement sous traction

L'étude numérique précédente émet l'hypothèse que les lois de comportements associées à chaque grain sont associées à une loi de distribution de Hall-Petch. Cette dernière permet d'associer une limite élastique

en fonction de la taille du grain. Dans cette section, l'objectif sera de vérifier cette hypothèse. Pour cela, il faut donc tout d'abord élaborer une éprouvette présentant un gradient de microstructure.

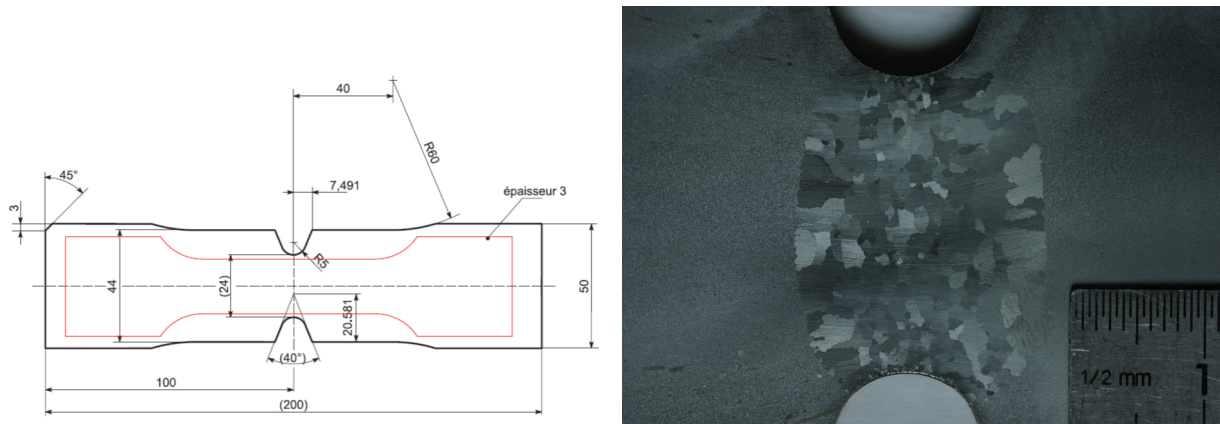
1.3.1 Développement d'une microstructure "contrôlée": Introduction d'un gradient de microstructure

Pour un acier donné, plusieurs traitements thermiques permettent de faire évoluer la taille de grain. La plupart consistent en des recuits, éventuellement précédés d'un écrouissage et suivis d'une trempe et d'un revenu. Ils se distinguent par leurs températures. Pour les températures les plus basses (500-600°C), on parle de *restauration*. L'énergie apportée par la chaleur permet un relâchement des contraintes accumulées par la structure. Pour des températures un peu supérieures (700-900°C), et si le métal a subi une déformation préalable, on parle de *recristallisation*. La chaleur apportée est alors suffisante pour permettre la création par germination et croissance de nouveaux grains dans les zones les plus écrouies. Les joints de grains deviennent un lieu privilégié de germination.

Lors de la recristallisation, l'énergie apportée par la chaleur est suffisamment importante pour générer les germes de nouveaux grains vierges de défauts, aux endroits où l'énergie de déformation stockée est la plus importante (joints de grains notamment). Ces nouveaux grains croissent de manière d'autant plus rapide que la température est importante, et que l'écrouissage initial était fort. Ces deux paramètres pilotent la germination et la croissance des grains, qui ont lieu de manière concomitante, et qui détermineront l'aspect final de la microstructure.

L'adoption d'une géométrie d'éprouvette entaillée, illustrée par la figure 1.8(a), présente deux avantages dans l'optique de produire un gradient de microstructure "contrôlé" :

1. Elle limite et impose la zone dans laquelle la déformation est localisée.
2. Elle génère un double gradient de déformation axiale : vertical et horizontal.



(a) Plan de l'échantillon pour obtenir un gradient de microstructure (éprouvette prélevée pour l'essai de traction: en rouge)

(b) Microstructure recristallisée

FIGURE 1.8 – Préparation échantillon et microstructure obtenue

Les éprouvettes sont découpées par électro-érosion dans de la tôle de fer ARMCO. Le résultat de la microstructure est visible sur la figure 1.8(b). Désormais pour démontrer uniquement l'impact du gradient de microstructure, un essai de traction sera effectué sur une éprouvette rectangulaire dans la zone utile,

cette dernière est illustrée avec un contour rouge sur la figure 1.8(a). Pour ce faire, l'échantillon précédent est usiné afin d'éviter l'effet d'entaille pour les tests suivants. Le dispositif expérimental pour effectuer le test de traction est présenté sur la figure 1.9(a).

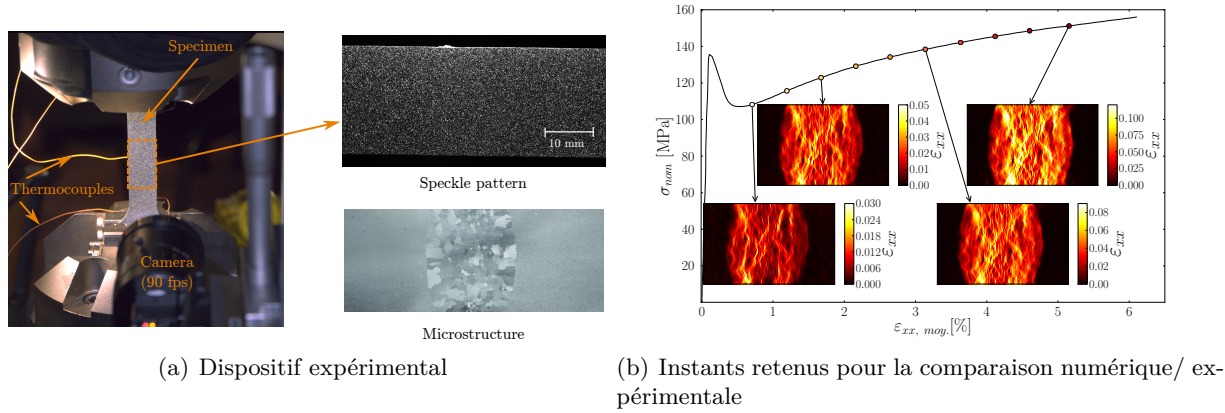


FIGURE 1.9 – Présentation de l'essai et résultats associés

L'éprouvette est aussi équipée de thermocouples. L'intérêt de la mesure de température est de fournir une information (indépendante de la déformation) sur l'apparition de la plasticité au sein de l'éprouvette. [Quinney and Taylor(1937)] ont mis en évidence un profil d'évolution de température caractéristique lors d'un essai de traction avec une baisse de celle-ci lors de l'entrée dans le régime plastique.

En s'appuyant sur la corrélation d'images, les champs de déformation lors de l'essai de traction sont présentés en différents instants sur la figure 1.9(b).

La plage de variation de la déformation moyenne dans la zone centrale est comprise entre 1 et 5 % pour cet essai. Cet essai montre aussi que les hétérogénéités locales liées à la microstructure ont un impact sur le champ de déformation. Par endroit, la déformation locale peut dépasser 12% à 5% de déformation moyenne.

1.3.2 Identification de limites élastiques hétérogènes

1.3.2.1 Identification inverse

Le problème direct consiste à déterminer le déplacement u , la déformation ε et les contraintes σ pour une géométrie donnée avec des paramètres constitutifs donnés θ et des conditions aux limites connues. Le problème peut être résumé comme suit:

$$K(\theta).U = F_{ext} \quad (1.2)$$

où K est la matrice de rigidité sécante qui dépend des paramètres constitutifs connus θ . Dans le cas du problème inverse, celui de l'identification de θ , des données surabondantes sont nécessaires en plus des conditions aux limites du problème direct. Les mesures de champs cinématiques peuvent fournir ces données.

[Avril *et al.*(2004)] recensent l'ensemble des formulations permettant la résolution de ce problème inverse, à partir de mesures de champs cinématiques. Ces méthodes peuvent être regroupées en trois catégories :

- Les méthodes s'appuyant sur le respect des équations d'équilibre: c'est le cas de la méthode de l'écart à l'équilibre [Claire *et al.*(2004)], des champs virtuels [Grediac(1989), Grédiac and Pierron(2006)] et de l'écart à la réciprocité [Andrieux and Ben Abda(1993)]

- La méthode s'appuyant sur le respect de la relation de comportement [Ladevèze and Leguillon(1983)]. Il s'agit de l'écart en relation de comportement
- Les méthodes tirant profit de la formulation du problème sous la forme des éléments finis afin de minimiser l'écart entre les quantités simulées et les champs expérimentaux correspondants [Kavanagh and Clough(1971)]. Ces méthodes sont regroupées sous l'appellation "FEMU" (Finite Element Model Updating).

Dans ce manuscrit, la méthode FEMU sera privilégiée. Les étapes élémentaires du processus d'optimisation de la méthode FEMU sont présentées sur la figure 1.10.

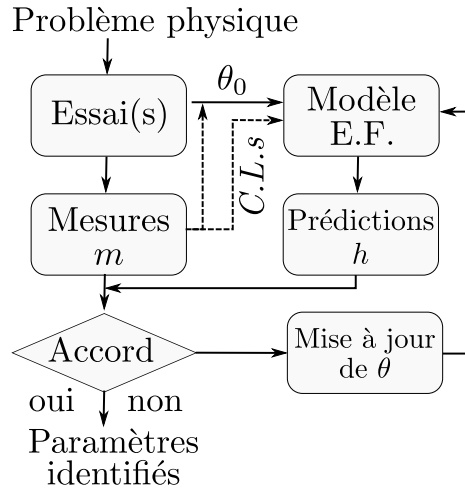


FIGURE 1.10 – Algorithme de la FEMU

1.3.2.2 Résultats de la FEMU

La fraction recristallisée de la zone utile est divisée en trois régions (voir fig. 1.11(a)) : les zones périphériques (les deux zones en jaune sur la figure 1.11(a)), où les grains sont les plus gros ($d \sim 3\text{mm}$) et une bande centrale (zone en orange sur la figure 1.11(a)) où les cristaux sont plus fins ($d \sim 0.5\text{mm}$). On suppose une variation de la limite élastique à l'échelle de ces trois régions.

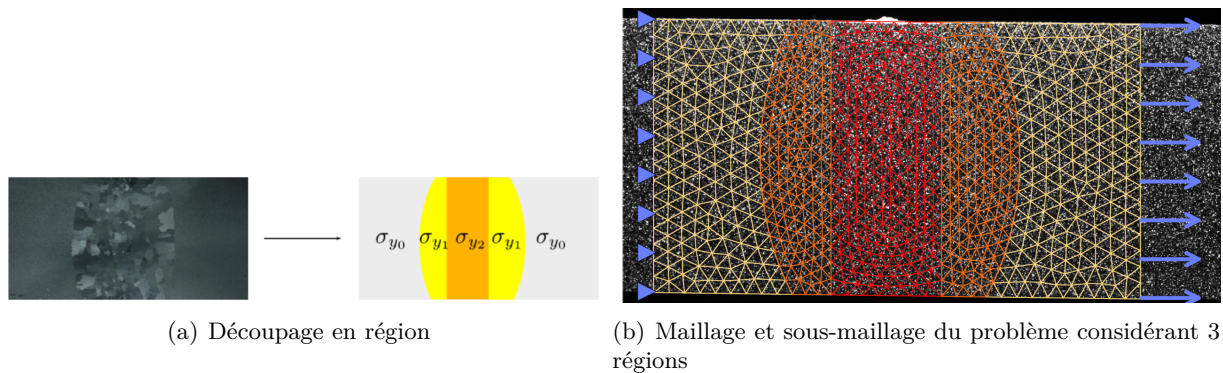


FIGURE 1.11 – Choix de modélisation

Une identification inverse est réalisée pour chacun des instants retenus plus haut (figure 1.9(b)). Les

résultats de ces identifications sont présentés sur la figure 1.12 en utilisant la FEMU avec une formulation sur le champ de déformation. Le code couleur de la figure 1.9(b) (les points sur la loi de comportement) est ici employé pour distinguer les instants entre eux. Lors de l'étape d'initialisation, les limites d'élasticité σ_{y1} et σ_{y2} sont considérées identiques et fixées à 110 MPa. Des essais complémentaires ont montré que les paramètres identifiés n'étaient pas sensibles au choix de cette initialisation. Les résultats de l'identification varient suivant l'instant retenu. C'est particulièrement le cas pour les trois premiers instants, l'écart entre les paramètres identifiés s'amenuisant par la suite. En s'appuyant sur cette remarque, le parcours d'optimisation obtenu en considérant les résultats des six derniers instants de l'essai est reporté en bleu. Les limites élastiques associées sont notées $\sigma_{y1,fe}$ et $\sigma_{y2,fe}$, l'indice *fe* désignant la fin de l'essai. Quel que soit l'instant considéré, la limite élastique associée à la région à grains les plus fins (σ_{y2}) est systématiquement supérieure à celle associée aux plus gros grains (σ_{y1}). L'écart entre ces deux limites est toujours compris entre 15 et 20 MPa.

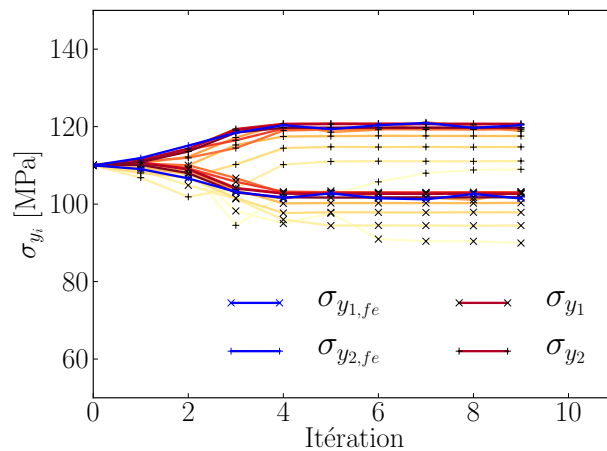


FIGURE 1.12 – Résultats de la FEMU et parcours de l'algorithme d'optimisation

La figure 1.13(a) présente les résidus du champ de déformation expérimentaux et numériques pour les paramètres optimaux du 6^{ème} instant. Cette modélisation considère, comme expliqué précédemment, 3 régions dans la zone recristallisée (voir figure 1.11(a)). La figure 1.13(b) illustre comme précédemment les résidus en considérant par contre qu'une seule région centrale au lieu des trois (une seule limite élastique pour les zones en jaune et orange $\sigma_{y1}=\sigma_{y2}$).

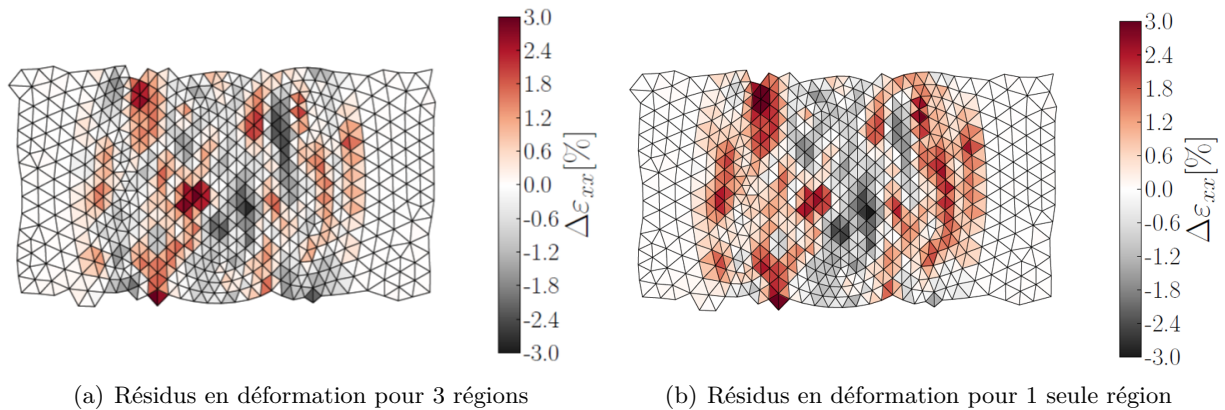


FIGURE 1.13 – Résidus en déformation considérant 3 régions puis 1 région modélisant la région centrale de l'éprouvette

Cette représentation permet de mesurer l'apport d'une modélisation hétérogène (3 zones) dans la région recristallisée. Si l'erreur dans la région centrale demeure sensiblement la même, elle diminue notablement pour les régions à gros grains. Pour les instants testés, l'erreur est généralement divisée par deux avec la modélisation proposée considérant 3 régions pour la modélisation de la région centrale de l'éprouvette par rapport au cas où une seule zone considérée.

1.3.3 Comparaison avec les prédictions de la loi Hall-Petch

Afin de comparer les limites d'élasticité obtenues avec la modélisation précédente (σ_{y1} et σ_{y2}), la figure 1.14 les présente accompagnées de la droite de Hall-Petch pour chaque instant. La droite obtenue par [Petch(1964)] est également donnée comme référence. Cette superposition souligne la proximité plus importante des limites identifiées en début d'essai avec celles prévues par la loi de Hall-Petch, dans notre cas. L'écart entre les limites identifiées et les limites théoriques est compris entre 20 et 30%. La « pente » de Hall-Petch identifiée est cependant en meilleur accord avec les droites de référence. Pour des tailles de grains millimétriques, il faut aussi préciser qu'il existe une dispersion très importante sur les limites d'élasticité obtenues, ce qui doit faire relativiser l'écart aux courbes de référence.

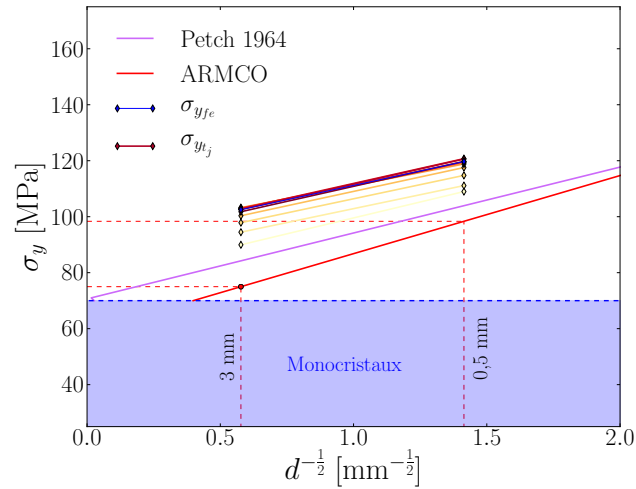


FIGURE 1.14 – Comparaison avec les limites d'élasticité obtenues avec la loi de Hall-Petch

1.4 Discussions

La problématique initiale de ce travail se résumait à "déterminer les conséquences possibles d'une modification du procédé d'élaboration d'essieux ferroviaires sur leur tenue à la fatigue". Les conséquences de l'introduction d'une opération de forgeage sont **potentiellement nombreuses** : introduction d'un champ de contraintes résiduelles, introduction d'un gradient de microstructure lié au refroidissement de l'essieu à l'issue du forgeage dans un contexte où le chargement est multi-axial. Les aspects "gradient de microstructure" et "solicitations multi-axiales" ont été abordés dans cette partie et ont montré l'intérêt **de les considérer**. Une méthodologie basée sur un dialogue numérique/expérimental a été proposée où **des développements spécifiques** ont été développés: "fabrication" d'une éprouvette à gradients de microstructure, élaboration d'un protocole expérimental à l'échelle des grains tout en s'appuyant sur des modèles mésoscopiques.

L'aspect "contraintes résiduelles" a aussi été traité dans le cadre de la thèse de [Saad(2015)]. Dans cette thèse, **une chaîne numérique** a été développée afin de prendre en compte l'effet des contraintes résiduelles issues des différentes étapes du process de fabrication d'un essieu forgé et calé. Ces différentes étapes, illustrées sur la figure 1.15, sont l'opération de forgeage, l'opération de calage, les sollicitations cycliques afin d'obtenir un état stabilisé.

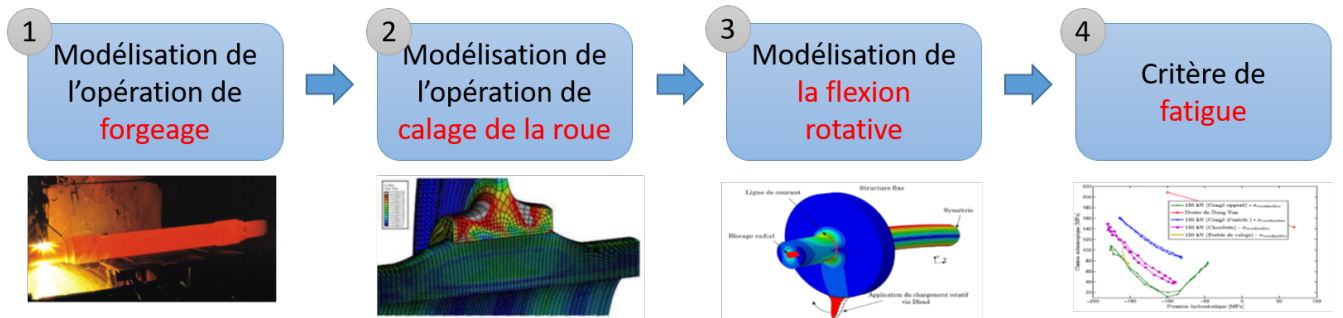


FIGURE 1.15 – Chaîne numérique développée dans le cadre de la thèse de S. Saad [Saad(2015)]

Au sein de cette thèse, il a ainsi pu être montré que le comportement en fatigue, en utilisant le critère de Dang-Van, entre un essieu forgé et un essieu usiné **était radicalement différent** avec davantage de zones à risque pour l'essieu creux forgé.

En termes de perspectives, chaque aspect pourrait faire l'objet d'une étude plus approfondie. Par exemple, sur l'éprouvette à gradient de microstructure, une analyse non plus par région mais **par grain** au moins sur cette éprouvette à gradient "contrôlé" permettrait de mieux comparer les résultats avec ceux de Hall-Petch. Cette démarche pourrait s'appuyer d'une cartographie EBSD pour la représentation de la microstructure.

Une extension naturelle de cette étude serait de se rapprocher du matériau utilisé pour les essieux présentant une microstructure contenant à la fois de la **perlite et de la ferrite**. Les tailles, les propriétés et les mécanismes de ces derniers étant assez différents, il faudrait améliorer le dialogue numérique/expérimental en se tournant sûrement vers un **couplage numérique/expérimental** où l'inconnu serait le modèle lui-même.

Par la suite, il faudrait **coupler** le gradient de microstructure avec le chargement multi-axial sur un modèle d'essieu à échelle 1:1. La superposition du gradient de microstructure, du gradient de chargement et les contraintes résiduelles devrait donner des informations pertinentes sur le dimensionnement d'un essieu forgé.

Mais avant cela, dans le but de confronter les résultats numériques et expérimentaux à long terme, il faudrait étendre les caractérisations en **régime cyclique**. En effet, les prédictions qualitatives introduits dans le modèle numérique sont ici basées sur des résultats obtenus avec des essais monotones. L'observation des localisations de l'amorçage de fissures de fatigue dans ce type de microstructure serait particulièrement instructive, et l'introduction de données quantitatives sur l'endommagement empiriquement constaté pourrait considérablement **enrichir** les modèles à venir.

Bibliographie

- [Akel and Nguyen(1989)] Akel, S., & Nguyen, Q. S. 1989. *Determination of the limit response in cyclic plasticity*. Owen DRJ, Hinton E. and Onate E.(Eds.), pp. 639-650.
- [Andrieux and Ben Abda(1993)] Andrieux, S., Ben Abda, A., 1993. *The reciprocity gap : a general concept for flaws identification problems*. Mechanics research communications, vol. 20(5), pp. 415-420.
- [Avril et al.(2004)] Avril, S., Grédiac, M., Pierron, F., 2004. *Sensitivity of the virtual fields method to noisy data*. Computational Mechanics, Vol. 34, pp. 439-452.
- [Cailliet(2007)] Cailliet, N., 2007. *Prise en compte des spécificités des pièces forgées en fatigue illimitée*. École nationale supérieure des mines de Paris.
- [Charkaluk(2010)] Charkaluk, E., *Fatigue des structures*.
- [Claire et al.(2004)] Claire, D., Hild, F., Roux, S., 2004. *A finite element formulation to identify damage fields : the equilibrium gap method*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 61(2), pp. 189-208.
- [DangVan(1973)] DangVan, K, 1973. *Sur la résistance à la fatigue des métaux*. Thèse à Sciences et Techniques de l'Armement.
- [DangVan et al.(1989)] Dang Van, K., Cailletaud, G., Flavenot, J-F., Douaron, L., Lieurade, H-P., 1989. *Criterion for high-cycle fatigue failure under multiaxial loading.*, Biaxial and multiaxial fatigue, pp:459-478.
- [Dumas et al.(2007)] Dumas, C., Palin-Luc, T., Coupard, D., Bristiel, P., Ji, V., 2007. *Fatigue strength assessment of components treated by surface induction hardening.*, METAL 2007, Hradec nad Moravici.
- [Grédiac(1989)] Grédiac, M., 1989. *Principe des travaux virtuels et identification*. Comptes Rendus de l'Académie des Sciences.
- [Grédiac and Pierron(2006)] Grédiac, M., Pierron, F., 2006. *Applying the virtual fields method to the identification of elasto-plastic constitutive parameters*. International Journal of Plasticity, vol. 22, pp. 602-627.
- [Frederick and Armstrong(1966)] Frederick, C. O., & Armstrong, P. J. (1966). Convergent internal stresses and steady cyclic states of stress. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 1(2), 154-159.
- [Gros(1996)] Gros, V. 1996. *Étude de l'amorçage et de la propagation des fissures de fatigue dans les essieux-axes ferroviaires*, Thèse passée à l'École Centrale Paris.
- [Hall(1951)] Hall, E.O., 1951. *The Deformation and Ageing of Mild Steel*. Proc. Phys. Soc. Lond., vol:64, pp. 747-753.
- [James et al.(2007)] James, M.N., Hughes, D.J., Chen, Z., Lombard, H., Hattingh, D.G., Asquith, D., Yates, J.R., Webster, P.J., 2007. *Residual stresses and fatigue performance.*, Engineering Failure Analysis, vol:14, pp. 384-195.
- [Johnson and Cook(1982)] Johnson, G. R., Cook, W. H., 1983. *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*. Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. Vol. 21.
- [Kavanagh and Clough(1971)] Kavanagh, K., Clough, R., 1971. *Finite element applications in the characterization of elastic solids*, International Journal of Solids and Structures, vol. 7, pp 11-23.
- [Koibuchi et al.(1982)] Koibuchi, K., Hayama, T., Kawai, S., 1982 *Residual stress and fatigue strength of surface hardened components.*, Mechanical Engineering Res. Lab., Hitachi Ltd., Tsuchiura, Ibaraki, Japan.
- [Kubiak(2006)] Kubiak, K, 2006. *Quantification de la fissuration d'un contact soumis à des sollicitations complexes en fretting wear et en fretting fatigue*, Thèse passée à l'École centrale de Lyon.
- [Ladevèze and Leguillon(1983)] Ladevèze, P., Leguillon, D., 1983. *Error estimate procedure in the finite element method and applications*. SIAM
- [Langueh et al.(2012)] Langueh, A. M. G., Brunel, J. F., Charkaluk, E., Dufrenoy, P., TRITSCH, J. B., & Demilly, F. (2013). Effects of sliding on rolling contact fatigue of railway wheels. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 36(6), 515-525.
- [Lemaître et al.(2001)] Lemaître, J., Chaboche, J. L., Benallal, A., & Desmorat, R. (2009). Mécanique des matériaux solides-3eme édition. Dunod.
- [Liljedahl et al.(2010)] Liljedahl, C.D.M., Zanellato, O., Fitzpatrick, M.E., Lin, J., Edwards, L., 2010. *The effect of weld residual stresses and their re-distribution with crack growth during fatigue under constant amplitude loading.*, International Journal of fatigue, vol:32, pp. 735-743.
- [Lim et al.(2011)] Lim, H., Lee, MG., Kim, JH., Adams, BL., Wagoner, RH., 2011. *Simulation of polycrystal deformation with grain and grain boundary effects.*, International Journal of Plasticity, vol:27(9), pp. 1328-1354.

- [Lu(2006)] Lu, J., 2006. *Traitements de surface mécaniques, Effets sur les matériaux*, Techniques de l'ingénieur, Ref. M1191, pp:1050-1056.
- [Ma et al.(2011)] Ma, Y., Staron, P., Fischer, T., Irving, P.E., 2011 *Size effects on residual stress and fatigue crack growth in friction stir welded 2195-T8 aluminium.*, International Journal of fatigue, vol:33, pp. 1426-1434.
- [Maitournam and Pommier(2002)] Maitournam, M. H., Pommier, B., & Thomas, J.J., 2002. *Détermination de la réponse asymptotique d'une structure anélastique sous chargement thermomécanique cyclique.* Comptes Rendus Mécanique, Vol. 330(10), pp. 703-708.
- [McDowell and Dunne(2010)] McDowell, D.L., Dunne, F.P.E., 2010. *Microstructure-sensitive computational modeling of fatigue crack formation.* International Journal of Fatigue, vol:32(9), pp. 1521-1542.
- [Milesi(2009)] Milesi, M., 2009. *Impact des caractéristiques microstructurales des pièces forgées sur leur tenue en fatigue à grand nombre de cycles.* Thèse, École nationale supérieure des mines de Paris.
- [Opoz et al.(2010)] Öpöz, T., Chen, X., Dec. 2010. *Finite element simulation of chip formation.* School of Computing and Engineering Researchers' Conference, 166–171.
- [Papadopoulos(1987)] Papadopoulos, I.V., 1987. *Fatigue polycyclique des métaux : une nouvelle approche.* Thèse à ENPC.
- [Pessard(2009)] Pessard, E., 2009. *Comportement anisotrope en fatigue des composants mécaniques forgés.* Thèse, Université d'Angers.
- [Petch(1953)] Petch, N.J., 1953. *The cleavage strength of polycrystals.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol:5, pp. 25-28.
- [Petch(1964)] Petch, N.J., 1964. Acta Metallurgica, vol. 12, page 59, 1964
- [Pommier et al.(2001)] Pommier, B., Maitournam, H., & Gaombalet, J. 2001. *Détermination de cycle limite par une méthode cyclique directe*, actes du 5^{ème} colloque national de calcul des structures.
- [Prager et al.(1975)] Prager, W., Kieffer, J., & Epain, R. 1958. *Problèmes de plasticité théorique.* Dunod.
- [Predan et al.(2010)] Predan, J., Pippan, R., Gubeljak, N., 2010. *Fatigue crack propagation in threshold regime under residual stresses.*, International Journal of Fatigue, vol:32, pp. 1050-1056.
- [Quinney and Taylor(1937)] Quinney, H., Taylor, G.I., 1937. *The emission of latent energy due to previous cold working when a metal is heated*
- [Saad(2015)] Saad, S., 2015. *Modélisation de la tenue en fatigue d'essieux ferroviaires issus d'un procédé de forgeage.* PhD thesis passée à l'université de Lille 1.
- [Wang and Gadala(1997)] Wang, J. and Gadala, M., 1997. *Formulation and survey of ALE method in nonlinear solid mechanics.* Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 24, pp. 253–269
- [Webster and Ezeilo(2001)] Webster, G.A., Ezeilo, A.N., 2001. *Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes.*, International Journal of Fatigue, vol:23, pp. 375-383.
- [YADICS] YADICS, Software: <http://yadics.univ-lille1.fr/wordpress/>.
- [Yameogo(2004)] Yameogo, A., 2004. *Étude expérimentale et numérique de l'amorçage et de la propagation de fissures de fretting dans un assemblage roue/essieu ferroviaire*, Thèse passée à l'École centrale Paris.

Chapitre 2

Lien

procédé-modélisation-comportement de matériaux hétérogènes

*Co-encadrement de thèse de R. Zépéda, H. Taïf dans le cadre du projet CoMatCo
Encadrement de post-doc de I. Serrano-Munoz dans le cadre du projet CoMatCo*

2.1 Introduction

Le matériau étudié ici est destiné au transport ferroviaire et concerne plus spécifiquement le matériau de freinage présent sur les TGV. Ce matériau est fourni par la société Flertex¹. Néanmoins par rapport à sa composition initiale, celle-ci a été réduite à seulement neuf composants (au lieu d'une quinzaine initialement), considérés comme les plus pertinents pour les performances de freinage. Ces composants sont classés en poudres métalliques (Fer, Cuivre), en abrasifs constitués de particules céramiques (SiC et ZrSiO₄) et en particules de graphite (G1 et G2). Les pourcentages de fraction volumique et la distribution de taille caractéristique de chaque constituant sont connus. Les dimensions des composants varient de quelques dizaines de μm à quelques millimètres.

Aujourd'hui les développements des matériaux sont empiriques et sont basées sur des performances en freinage : facteur de frottement (distance d'arrêt) + usure (durée de vie). La stratégie proposée ici est de développer une méthodologie de conception des matériaux en passant par les propriétés et en y mettant de la modélisation, au delà des essais: Elaboration - Propriétés - Performances.

Il s'agit de s'attaquer dans un premier temps aux propriétés mécaniques et thermiques pour viser à terme la performance tribologique. Malgré les enjeux, peu de travaux s'attaquent à cette problématique en raison des difficultés liées à la complexité du matériau, de la sollicitation et de l'évolution avec l'usage.

1. <https://flertex.fr/>

1. En premier lieu, le comportement du matériau de friction, donnée pourtant essentielle dans la conception d'un système de frein, est complètement inconnu. La première tâche constituera à mieux connaître son comportement d'un point de vue macroscopique en vue d'établir un modèle associé.
2. Dans un second temps, il est primordial d'associer la microstructure au comportement macroscopique. Une stratégie spécifique a été établie pour permettre de mettre en exergue l'influence de chaque constituant. Cette étape permet d'avoir des informations qualitatives sur le comportement.
3. Enfin dans un troisième temps, des informations quantitatives seront étudiées en identifiant les propriétés à l'échelle des composants. La démarche s'appuie sur un dialogue numérique-expérimental.

Avant de s'attaquer aux propriétés de ce matériau, quelques mots sur le procédé de fabrication. Il consiste en: (i) un mélange des matières premières, (ii) une compression des poudres (jusqu'à 1000 tonnes, suivant l'axe Z, qui est également la direction de travail en service) dans un moule façonné, puis un (iii) frittage dans un four à atmosphère contrôlée pendant 8 h à $\sim 1100^{\circ}\text{C}$. La microstructure obtenue après le procédé de fabrication est visible sur la figure 2.1.

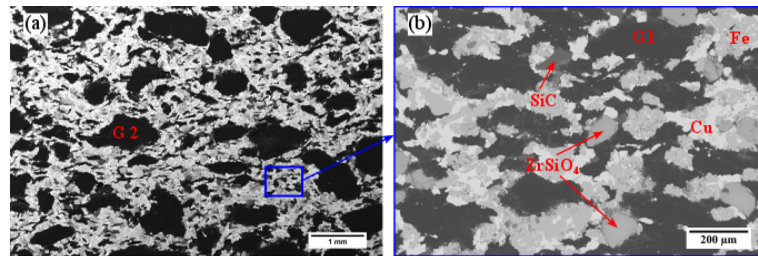


FIGURE 2.1 – MEB de la microstructure obtenue après le procédé de fabrication

2.2 Comportement macroscopique du matériau

2.2.1 Protocole

Les essais de compression sont effectués à l'aide d'une machine INSTRON-5500 le long de l'axe Z (direction de sollicitation en service) équipée d'un capteur de charge de 100 kN. Les échantillons testés sont des cubes de $\sim 20 \times 20 \times 20 \text{ mm}^3$; ce volume est considéré comme assez grand pour être représentatif du comportement macroscopique compressif des matériaux. Les surfaces supérieure et inférieure sont rectifiées pour assurer un bon parallélisme et l'une des surfaces latérales est polie avec du papier abrasif P1200. Sur cette dernière, on y projette une peinture noire pour recouvrir l'intégralité de la surface afin d'y appliquer par la suite un mouchetis blanc. Cette démarche permettra d'utiliser la technique de la corrélation d'images (DIC). Pendant les tests de compression, les fibres optiques illuminent la surface pulvérisée tandis qu'une caméra XIMEA de 4 Megapixels (2048×2048 pixels) enregistre des images de toute la surface de l'échantillon ($\sim 20 \times 20 \text{ mm}^2$) toutes les 500 ms. La résolution de l'image est d'environ $5 \mu\text{m}$. Le logiciel libre YaDICs [YADICS] est utilisé pour déterminer les champs de déplacement et donc de déformation par dérivation. Ce logiciel utilise l'image entière comme une grille d'échantillonnage avec une interpolation bi-cubique

utilisée pour l'évaluation du niveau de gris à des coordonnées non entières. La transformation est basée sur la méthode cinématique des éléments finis (OF-FEM) utilisée avec des sous-ensembles de pixels discrétisés par 14×14 pixels. L'approche OF-FEM réduit les incertitudes de mesure car elle nécessite la continuité du champ de déplacement trouvé dans la région d'intérêt [Hild and Roux(2006)]. Sur les trois autres surfaces latérales, une jauge de déformation est placée dans le sens de compression comme illustré sur la figure 2.2

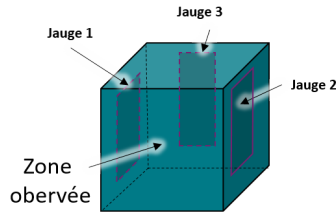


FIGURE 2.2 – Échantillon cubique avec l'instrumentation associée

Niveau de chargement (MPa)	Nombre de cycles
3	4
5	4
10	10
15	10
20	10

TABLE 2.1 – Séquence d'essais

La séquence d'essai est donnée sur le tableau 2.1. Plusieurs cycles ont été appliqués à chaque niveau de charge, et une précharge a été appliquée avant chaque niveau de charge pour éviter la rotation de l'échantillon à des niveaux de charge faibles (0,3 MPa). Les niveaux de charge de compression pris ici sont inspirés du niveau de contraintes vu dans les conditions réelles. Néanmoins pour mieux appréhender le comportement, des charges plus importantes (250 MPa) ont été appliquées afin d'exacerber les mécanismes associés.

2.2.2 Essai de compression

Des échantillons de matériau sont extraits de la garniture de freinage après la fabrication où les emplacements de prélèvement pour un plot sont spécifiés sur la figure 2.3.



FIGURE 2.3 – Positionnement des prélèvements par plot

Une campagne de tests, non présentée ici, a montré qu'aucun effet de fluage ou de relaxation ne sont associés à ce matériau à température ambiante [Mann *et al.*(2017)].

2.2.2.1 Résultats obtenus avec les jauges de déformation

La réponse mécanique de ce matériau pour différents niveaux de charge est illustrée sur la figure 2.4. En premier lieu, on peut constater que pour un niveau de charge atteint pour la première fois, un comportement non linéaire est observé. En opposition, les cycles de charge-décharge pour un niveau de sollicitation

déjà atteint montrent un comportement similaire. Ce type de comportement peut être interprété comme de la plasticité surtout qu'il subsiste une déformation résiduelle après la première décharge pour un niveau donné.

Un autre résultat intéressant est la modification de la pente des courbes de charge avec le chargement croissant. Ceci est illustré par les lignes noires en pointillé sur les graphes de la figure 2.4. Ces courbes montrent une diminution du module d'élasticité lors de l'augmentation de la charge et une stabilisation du module d'élasticité lors de chaque chargement cyclique. Le module d'élasticité dépend donc de la pression maximale vue par l'échantillon, et en cas de dépassement de ce seuil, le matériau s'endommage.

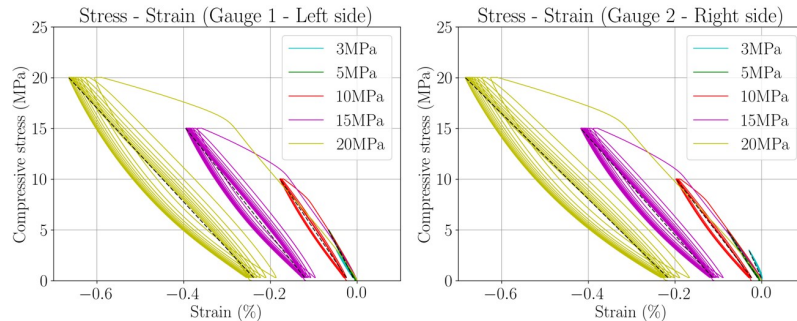


FIGURE 2.4 – Résultats de deux jauges sur les trois

2.2.2.2 Résultats obtenus avec la corrélation d'images (DIC)

Etant donné qu'il n'y a pas d'effet de fluage, la déformation élastique peut être déterminée lors du déchargement pour chaque niveau de charge par une corrélation entre les images au début (niveau de charge maxi) et à la fin de l'étape de déchargement.

Le champ de déformation vertical est présenté sur la figure 2.5(a) avec une charge croissante. Avec l'utilisation de la DIC, des informations sur la déformation locale sont obtenues et, en moyennant sur l'ensemble de l'échantillon, cela permet d'obtenir la déformation globale. Cette moyenne permet d'obtenir l'évolution du module d'élasticité avec le niveau de charge (valeurs affichées en haut de chaque imagerie de la figure 2.5(a)). Notons que ces valeurs moyennes sont concordantes avec les valeurs obtenues avec les jauges de la section précédente. L'évolution du module d'élasticité est présentée sur la figure 2.5(b). Les résultats confirment la diminution du module d'élasticité lorsque la charge augmente.

D'un point de vue plus locale, le champ de déformation n'est pas uniforme avec l'apparition de bandes locales qui grandissent et finalement coalescent en fonction du niveau de charge appliquée.

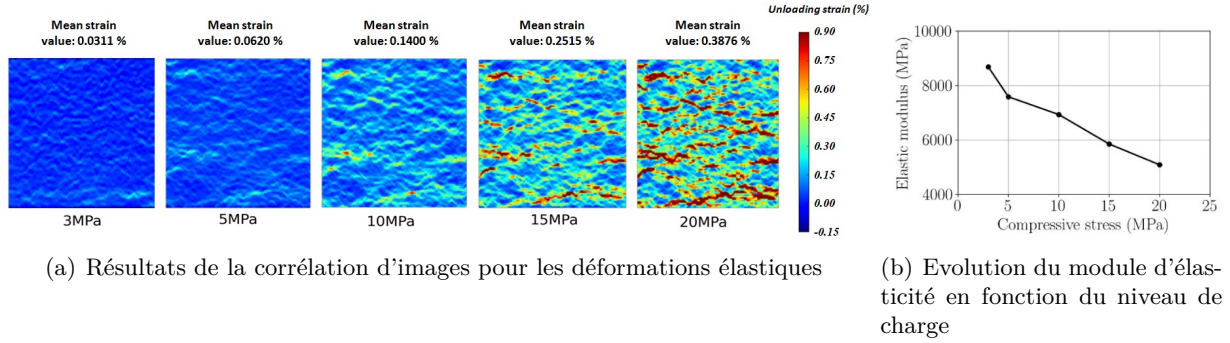


FIGURE 2.5 – Résultats obtenus avec la corrélation d'images

La figure 2.6(a) montre que la distribution de la déformation sur toute la surface de l'échantillon pendant le chargement élastique est hétérogène. Certaines régions présentent une forte localisation de la déformation entre -0,6 et -1,05% (en bleu). Par rapport à la microstructure, on observe que ces régions en bleu sont en grande partie corrélées avec la présence de particules de graphite G2 (voir figure 2.6(b)).

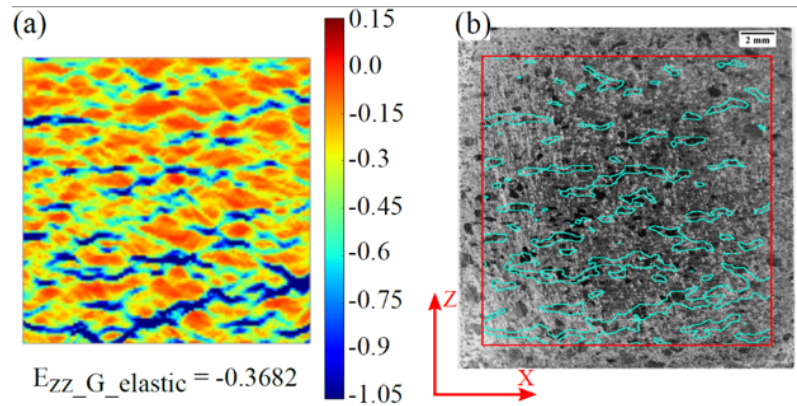


FIGURE 2.6 – Correspondance entre les zones de déformations et la microstructure

En utilisant la DIC, il est intéressant d'étudier l'évolution des localisations de déformations dans les bandes pour comprendre leur origine et leur impact sur le comportement du matériau, encore plus en termes de déformation résiduelle lorsque le chargement augmente (Figure 2.7). La déformation résiduelle a été déterminée en comparant une image avant et après des cycles de charge dans la direction verticale.

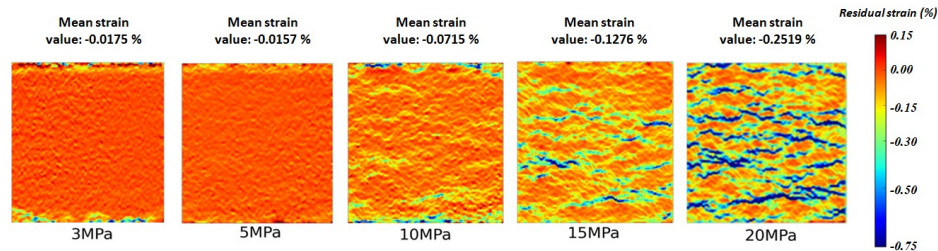


FIGURE 2.7 – Résultats de la corrélation d'images pour les déformations résiduelles

Comme pour les déformations élastiques, les valeurs moyennes sont indiquées au-dessus de chaque ima-

gette. A faible charge, il n'y a quasiment pas de déformation résiduelle hormis près des bords où la précision de corrélation et les conditions aux limites ne permettent pas une bonne interprétation des phénomènes. On peut établir que la limite élastique du matériau est atteinte entre 5 et 10 MPa. Au-delà de 10 MPa, la déformation résiduelle devient un peu plus significative: les localisations de déformation dans les bandes commencent à apparaître et augmentent à mesure que le chargement augmente. Les résultats présentent les mêmes bandes aux mêmes positions que celles trouvées pour la déformation élastique (Figure 2.6).

2.2.3 Discussion

Le comportement mécanique du matériau est relativement complexe avec une non-linéarité et des effets irréversibles qui dépendent forcément des différents composants. Par contre, le rôle de chacun est camouflé et nécessite une analyse permettant de cibler l'influence de chacun. L'objectif désormais est de pouvoir comprendre et relier les mécanismes identifiés aux différents composants.

2.3 Matériaux "dissociés"

2.3.1 Comportement réversible

L'idée à ce stade est d'élaborer des matériaux avec un nombre plus réduit de composants afin d'identifier le rôle de chacun. Pour ces matériaux, le processus de fabrication reste le même que celui expliqué ci-dessus. Les distributions de tailles de particules sont également conservées et seuls les pourcentages en poids sont modifiés comme montré sur le tableau 2.2.

Désignation	Fer	Cuivre	Remplisseur	SiC	ZrSiO ₄	Graphite 1 (G1)	Graphite 2 (G2)
RM	34	26	10	2	8	7	13
MM	49	37	14				
MMCS	43	32	12	3	10		
MMCSG1	34	26	10	2	8	20	
MMCSG2	34	26	10	2	8		20

TABLE 2.2 – Compositions des nouveaux matériaux utilisés

Le matériau référencé "RM" est le matériau de référence qui a été étudié précédemment. Le matériau référencé "MM" (Matrice métallique) est le matériau "RM" auquel nous avons soustrait les céramiques et les graphites. La fraction massique de chaque constituant a été choisie de telle sorte que les proportions par rapport au matériau "RM" soient respectées. Le matériau référencé "MMCS" est le matériau "MM" auquel on y a ajouté les céramiques. La formulation du matériau Métallique-Matrice-Céramique-G1 (MMCSG1) est celle du matériau "RM" sauf qu'il ne contient qu'un type de graphite (particules G1) à 20% en poids. De même, le matériau Métallique-Matrice-Céramique-G2 (MMCSG2) contient uniquement des particules G2 à 20% en poids.

2.3.1.1 Matériaux MM et MMCS

La figure 2.8 montre le comportement du matériau "MM" (en noir). Ici, le matériau est comprimé entre 0 et 250 MPa avec une décharge-recharge à différents niveaux intermédiaires (100, 150 et 200 MPa). Pour ce

matériau, le module d'élasticité est établi à 98 GPa et la limite d'élasticité à ~ 120 MPa. Pour le matériau "MMCS" (en magenta pointillé sur la figure 2.8), le module d'élasticité augmente ($E = 106$ GPa) lorsque des céramiques sont ajoutées et la limite élastique diminue (~ 100 MPa). Sur ces deux courbes, aucun phénomène d'hystérésis n'est observé.

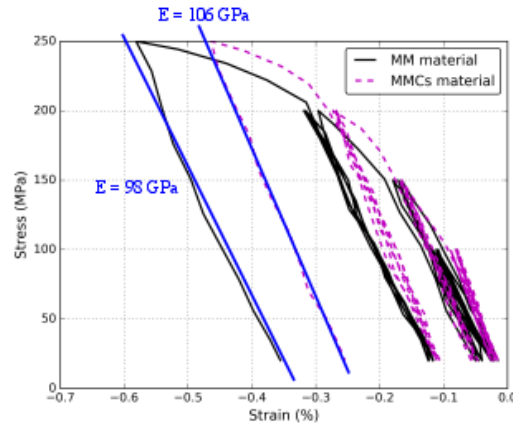


FIGURE 2.8 – Courbes contraintes-déformations des matériaux "MM" et "MMCS"

2.3.1.2 Matériaux MMCSG2 et MMCSG2

La figure 2.9 montre que le comportement en compression varie significativement en fonction de la teneur en graphite. Pour le matériau "MMCSG1" (Figure 2.9(a)), le module d'élasticité est établi à ~ 10860 MPa, la déformation plastique semble être négligeable ($-0,03\%$ par rapport à la partie élastique $-0,2\%$) et l'effet d'hystérésis est si faible qu'elle est aussi considérée comme négligeable. Pour le matériau "MMCSG2" (Figure 2.9(b)), le module d'élasticité moyen est établi à ~ 5220 MPa et la déformation plastique est de l'ordre de $-0,14\%$ pour une déformation réversible estimée à $-0,35\%$. Cette dernière n'est donc plus négligeable. De plus, l'effet d'hystérésis est plus marqué.

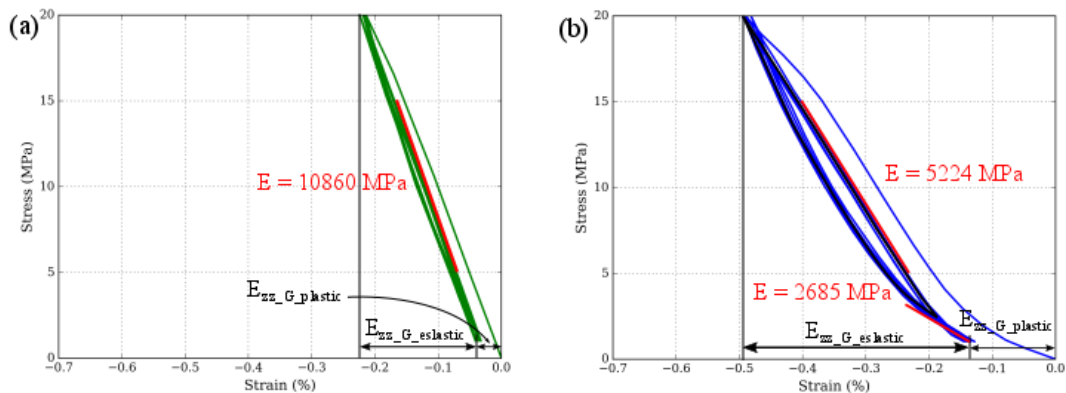


FIGURE 2.9 – Courbes contraintes-déformations des matériaux "MMCSG1" et "MMCSG2"

On peut conclure que les particules G2 et/ou l'interface entre les particules de G2 et la matrice jouent un rôle important sur l'hystérésis. Fait intéressant, le matériau RM est capable de produire plus d'hystérésis ($0,77$ contre $0,5$ MPa*%) même si la teneur en G2 est inférieure à celle du matériau MMCSG2 (14% contre 20% en poids). Le matériau RM produit également plus de déformation irréversible alors que les

valeurs de déformations réversibles sont similaires. Néanmoins, ces différences peuvent provenir du taux de porosité possiblement différent entre les deux matériaux.

Le comportement non linéaire du MMCsG2 à un niveau de charge faible (module tangent estimé à ~ 2685 MPa) pourrait être associé à des endommagements locaux dans le matériau dus à une localisation de déformation plus élevée. Lorsque le pourcentage des particules G2 est plus élevé, cela pourrait être relié à une présence plus importante de la porosité par exemple. Pour illustrer cette hypothèse, la figure 2.10 se focalise sur le comportement pour les contraintes comprises entre 1 et 3 MPa. On observe que la localisation des déformations est plus importante dans le matériau MMCSG2. De plus, le module d'élasticité du MMCSG2 ($E = 2685$ MPa) à ces niveaux de contrainte est plus proche de celui des graphites (voir plus loin dans la section 2.4.3). Il semble qu'à ce premier stade de compression, la déformation dans le matériau MMCSG2 soit principalement localisée autour des particules G2. En d'autres termes, une teneur plus élevée en particules G2 (de 14% à 20% en poids) augmente l'interconnectivité en créant des couches où la présence de ces particules est dominante sur la matrice.

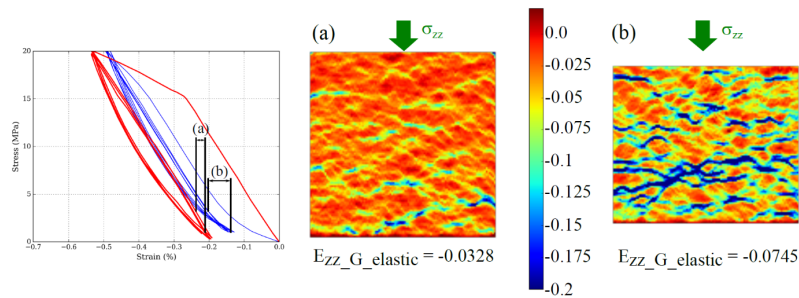


FIGURE 2.10 – Champs de déformation pour le "MMCSG2" et "RM" en début de charge entre 1 et 3 MPa

On peut aussi expliquer la différence d'hystérésis ($0.77\% \cdot \text{MPa}$ (RM) contre $0.5\text{MPa} \cdot \%$ (MMcsG2)) avec le comportement à bas niveau du MMCSG2 qui n'est pas seulement piloté par les particules G2, comme dans le RM, mais aussi par des endommagements locaux.

2.3.1.3 Discussion

Considérant les aspects réversibles du comportement en compression, il a été démontré que:

- Le comportement mécanique est comme un composite constitué d'une matrice métallique avec des composants de particules. Le composant le plus influençable est le graphite G2 dont la taille est la plus grande. Très grossièrement, le matériau RM peut être considéré comme une matrice métallique avec des particules G2 du point de vue du comportement mécanique.
- L'effet d'hystérésis apparaît avec une non-linéarité lors du chargement et principalement lors du déchargement. Il est lié à la présence des particules G2.

Le matériau RM présente également une déformation irréversible qui est discutée dans ce qui suit.

2.3.2 Comportement irréversible

Deux aspects principaux irréversibles peuvent être distingués (voir figure 2.4) sur le matériau de référence: le comportement non linéaire lors de l'essai de compression pour le premier chargement et la diminution du module d'élasticité, lors de l'augmentation de la charge.

2.3.2.1 Plasticité et endommagement

Dans la bibliographie, des mécanismes similaires ont été identifiés sur les fontes à graphite lamellaire avec des localisations de déformations sous forme de bandes correspondant à des clusters ou à un alignement de particules de graphite [Angus(2013), Voigt and Holmgren(1990), Sjögren *et al.*(2011), Sjögren *et al.*(2011)a]. Comme l'illustre [Angus(2013)], la déformation permanente est vue comme une déformation plastique de la matrice initiée dans les zones de graphite par la présence de cavités. La déformation permanente est notamment localisée au voisinage des particules de graphite perpendiculaires à la direction de chargement, mais également dans la matrice reliant les particules de graphite par concentration de contraintes.

Dans le matériau fritté, le champ de déformation résiduelle après déchargement (voir figure 2.7) présente des localisations élevées de la même manière que le déchargement élastique. Cela signifie que les mécanismes de localisation des déformations sont confinés. Le scénario est le suivant: en raison de la présence de particules de graphite plus souples que la matrice, la déformation est élevée dans les particules, mais se concentre également sur les "ponts" entre les plus grosses particules. En raison de ces localisations, une forte concentration de contraintes se produit conduisant à la plasticité de la matrice dans ces zones. Après le déchargement, la déformation plastique reste dans ces zones, mais aussi dans les particules de graphite qui reste contraint en raison de la déformation de la matrice. De tels mécanismes de plasticité s'inscrivent également dans le comportement "bilinéaire" lors du chargement tel qu'il est couramment obtenu avec les métaux.

En ce qui concerne les mécanismes d'endommagement, deux types de porosités ont été trouvés: les porosités internes dans les particules de graphite et les porosités à l'interface entre la matrice métallique et les particules de graphite. Ces vides et un module d'élasticité relativement bas du graphite peuvent initier des hétérogénéités dans le champ de déformation et endommager le matériau par craquèlement éventuel de la matrice ou perte de cohésion aux interfaces entre la matrice et les particules de graphite. Afin d'interpréter la diminution du module d'élasticité et des bandes de localisation de la déformation, une étude complémentaire a été réalisée en testant le matériau à un niveau de compression plus élevé. Lorsque le matériau est testé à 60 MPa, plusieurs fissures ont été observées à l'œil nu sur la matrice métallique (figure 2.11).

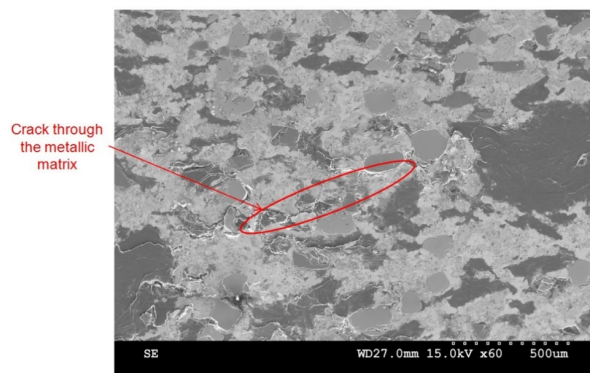


FIGURE 2.11 – Image MEB d'une fissure après un essai de compression à 60MPa

L'emplacement de ces fissures correspond à la localisation des bandes de déformation observées dans les champs de déformation verticaux. Les mécanismes exacts menant à la formation de ces macro-fissures sont néanmoins toujours à investiguer.

2.3.2.2 Essais complémentaires

La diminution du module d'élasticité est interprétée comme un endommagement du matériau. Pour confirmer l'effet d'histoire du chargement sur le comportement élastique, un test complémentaire a été réalisé selon une procédure d'essai présentée dans le tableau 2.3. La différence par rapport à la procédure d'essai précédente est qu'une charge initiale de 20 MPa avec un seul cycle est appliquée.

Chargement (MPa)	Nombre de cycles
20	1
3	4
5	4
10	10
15	10
20	10

TABLE 2.3 – Séquence d'essais

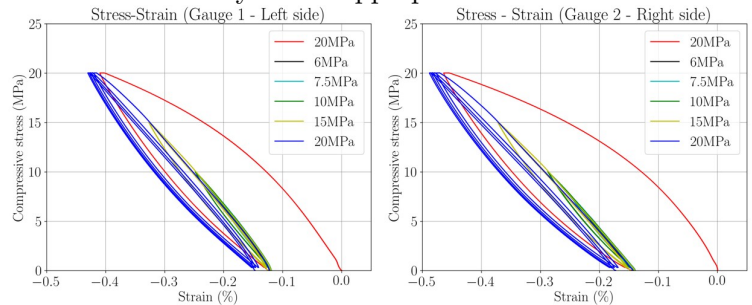


FIGURE 2.12 – Comportement avec une charge initiale de 20MPa

Les courbes contrainte-déformation (figure 2.12) montrent la même réponse lors du déchargement pour les deux jauges et ceci à chaque niveau de chargement. En se concentrant sur les pentes des courbes, nous constatons que le comportement reste le même quelle que soit la charge appliquée.

La figure 2.12 confirme bien qu'il n'y a pas d'évolution, c'est-à-dire d'endommagement du module d'élasticité après la première charge à 20 MPa. Cela signifie que le matériau fritté a un effet d'histoire vis-à-vis d'une contrainte maximale appliquée.

2.4 Identification des propriétés des composants

2.4.1 Dialogue Numérique-Expérimental

D'un point de vue expérimental, le matériau fritté est analysé en utilisant le microtomographe ISIS4D². Une des spécificités de cette plateforme est de pouvoir effectuer un test de compression *in-situ*. Comme précédemment, trois temps d'acquisition seront effectués: à la précharge, à la charge maximale et après déchargement. L'idée est d'obtenir encore une fois les champs réversibles et irréversibles. Etant données la taille de l'échantillon et la distance entre l'émetteur et le récepteur, une taille de voxel de $22,7\mu m$ est obtenue permettant d'avoir une information assez précise concernant la microstructure. Après les différentes acquisitions d'images, une corrélation est effectuée comme précédemment mais en 3D.

D'un point de vue numérique, étant données les observations déduites de la section 2.2, il est raisonnable de considérer au moins à l'échelle observée que la modélisation du matériau soit représentée par un bi-matériau avec les graphites G2 d'une part et le "reste" d'autre part.

2.4.2 Essai de compression *in-situ* sous microtomographe

La microtomographie par rayons X est réalisée au laboratoire LaMcube (Lille, France) au sein d'un système de tomographie à rayons X équipé d'un faisceau haute puissance dont la tension d'accélération peut être ajustée de 160kV à 230 kV. L'échantillon est placé sur une platine tournante dans la chambre de tomographie entre la source de rayons X et une caméra CCD de dimensions 4000*2624 pixels. Une série

2. <http://isis4d.univ-lille1.fr/>

de 1450 radiographies est prise pendant que l'échantillon tourne sur 360° autour de l'axe vertical. Un scan dure environ 40 minutes.

Un échantillon cylindrique est extrait de la garniture de frein fabriquée avec la hauteur dans la direction de la compression de moulage appliquée pendant le processus. La taille de l'échantillon est de 5mm pour le diamètre et de 10mm pour la hauteur.

La deuxième image de la figure 2.13 présente la microstructure 3D de l'échantillon. Les niveaux de gris correspondent à l'atténuation des rayons X des composants directement liés à la densité. Par la suite, une segmentation des différents composants peut être effectuée comme montré sur la 4^{ème} image de la figure 2.13.

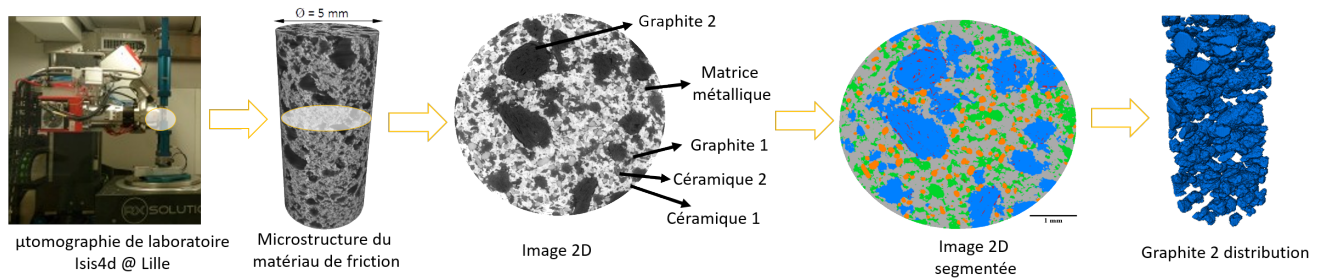


FIGURE 2.13 – Chaîne de segmentation

En analysant les angles pour chaque composant entre le diamètre de Feret et la ligne génératrice du cylindre, il s'avère que toutes les familles de composants ont une direction privilégiée et sont orientées préférentiellement dans le plan (r,θ) comme le montre la figure 2.14.

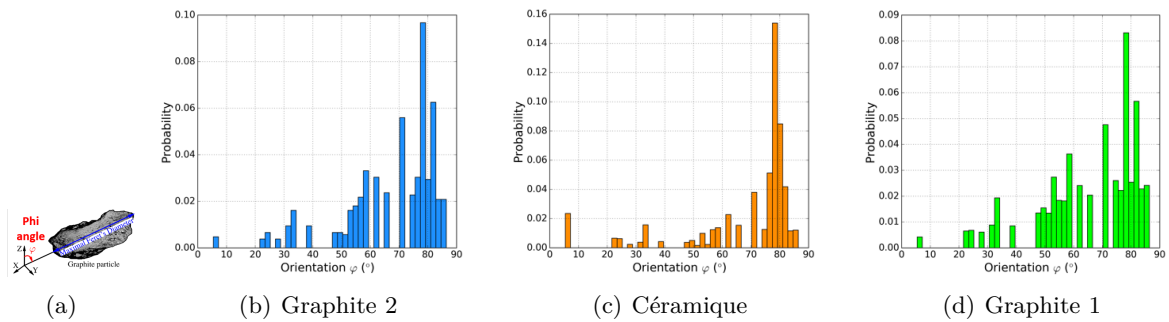
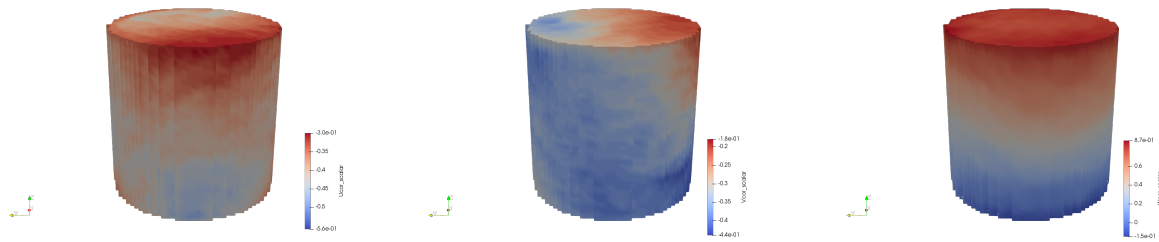


FIGURE 2.14 – Orientation de la direction principale pour chaque famille de composants sur tout l'échantillon

Il s'avère que cette direction privilégiée est perpendiculaire à la direction de compression effectuée lors de l'étape de moulage pendant le procédé de fabrication, ce qui montre l'impact du procédé sur le produit final, pouvant laisser croire que le matériau est au mieux isotrope transverse.

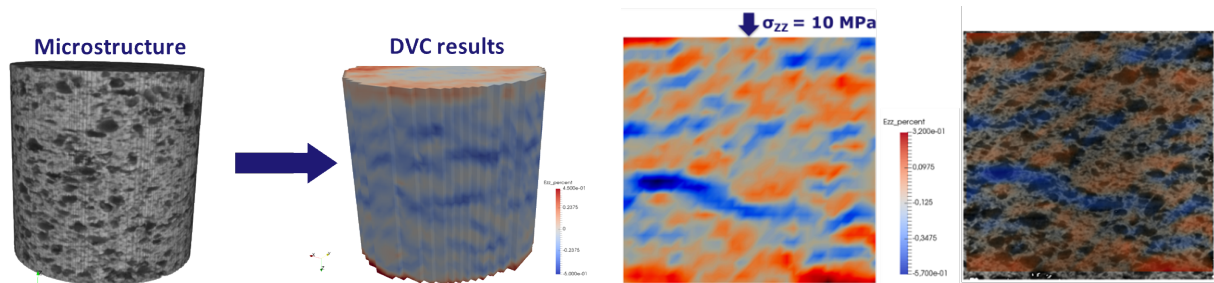
Dans l'étude de la section précédente, afin d'utiliser la DIC, un mouseti était nécessaire. Le matériau 3D possède ici une texture suffisamment riche avec des motifs aléatoires permettant à l'algorithme de pouvoir identifier la transformation entre deux images. Les champs de déplacement sont illustrés sur la figure 2.15 dans le repère cartésien.



(a) Champ de déplacement suivant la direction X (b) Champ de déplacement suivant la direction Y (c) Champ de déplacement suivant la direction Z

FIGURE 2.15 – Champ de déplacement suivant les trois directions X, Y et Z

Déduites du champ de déplacement, les déformations ε_{zz} (z étant la direction selon la hauteur de l'échantillon) sont illustrées sur les figures 2.16 en 3D puis suivant un plan de coupe dans le plan (r,z) . Pour la 2^{ème} sous-figure, le champ de déformation est superposé à la microstructure correspondante. Ainsi comme on a pu le constater précédemment (voir section 2.2.2.2), les champs de déformation sont non uniformes et on retrouve plus précisément les "bandes" de déformation (figure 2.16(b)). La localisation de ces bandes de déformation coïncide avec le réseau de graphite G2.



(a) Champs de déformation ε_{zz} sur l'éprouvette complète (b) Champs de déformation ε_{zz} suivant une coupe 2D

FIGURE 2.16 – Microstructure + champ mécanique suite à un essai *in-situ* sous le microtomographe

2.4.3 Identification inverse : Détermination des modules d'élasticité des composants

Étant données les informations riches proposées par la microtomographie, nous allons tenter de reproduire l'expérimentation via la méthode des éléments finis (MEF). Les conditions aux limites (bords supérieur et inférieur) sont déduites du champ de déplacement évalué avec la méthode de corrélation d'images. Le modèle comprend plus de 3 millions de degrés de liberté où sont représentés explicitement le graphite 2 et le "reste" (graphite 1, la matrice, les abrasifs etc.). Étant donné que les propriétés des différents composants introduits dans la formulation ne sont pas connues (notamment celles du graphite 2), l'objectif ici est d'utiliser une méthode inverse afin de pouvoir quantifier au moins les modules. Les coefficients de Poisson de chaque composant de ce bi-matériau sont fixés à celui du matériau global établi à 0.15. Cette hypothèse est simplificatrice et mériterait sûrement d'être retravaillée. L'algorithme d'identification est

de type FEMU où les grandes étapes sont illustrées sur la figure 2.17.

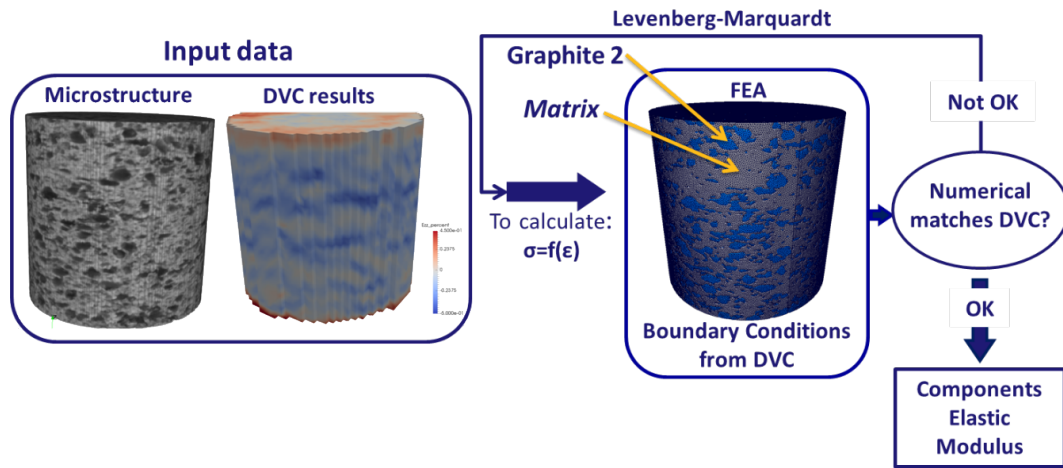


FIGURE 2.17 – Dialogue Numérique/Expérimental: Principe de la FEMU

Après quelques itérations, le module de compression obtenu pour le graphite 2 est de ~ 2000 MPa et de ~ 10000 MPa pour le reste pour un niveau de charge de 10MPa. Les champs de déformations finaux sont illustrés sur la figure 2.18. Sur cet ensemble de figures, selon une coupe suivant la hauteur, on y retrouve les champs de déformations issus des résultats numériques 2.18 (a) et expérimentaux 2.18 (c). La figure 2.18 (b) est une superposition des deux champs précédents où une bonne correspondance entre les déformations élevées et le réseau de graphite est mise en évidence.

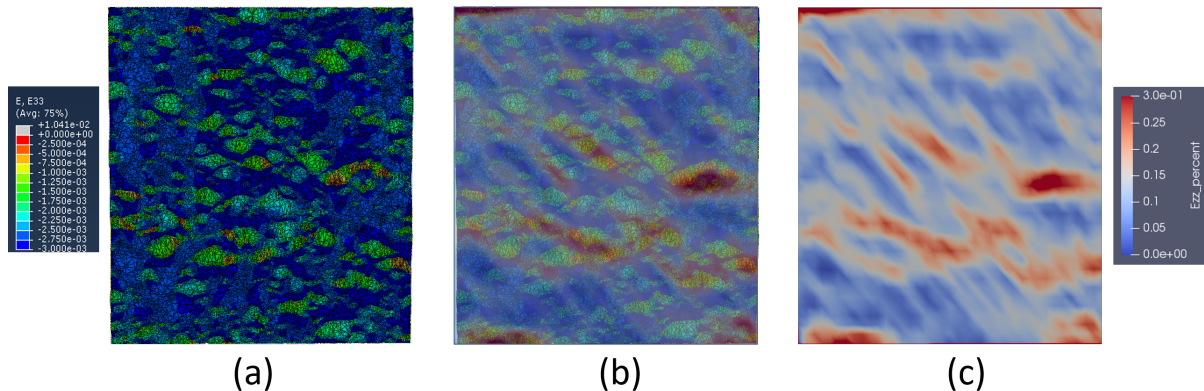


FIGURE 2.18 – Champs de déformation suivant l’axe de compression issus (a) du calcul numérique (b) superposition FEM/Expé (c) de la corrélation d’images

Néanmoins, comparativement aux champs de déformations issus des essais expérimentaux, il s’avère que l’on ne retrouve pas la continuité des "bandes de déformations" traversant le matériau. En s’inspirant de ce qui a été observé (voir la section 2.3.2 sur le comportement irréversible), il faudrait considérer un modèle d’endommagement sur la matrice du matériau.

En effet, le cadre de la mécanique des milieux continus permet une modélisation des effets des microfissures sur le comportement à l’échelle de la structure. Ces phénomènes sont représentés par un ensemble de

variables internes à travers lesquelles l'état du matériau est déterminé à chaque instant. Ces variables agissent sur les caractéristiques thermomécaniques et par conséquent, sur le comportement du matériau à l'échelle macroscopique. Selon l'objectif à atteindre lors de la modélisation et lors de l'établissement des hypothèses, l'endommagement peut être décrit par une variable scalaire (endommagement isotrope), vectorielle ou tensorielle. Ces travaux sont largement inspirés du domaine du génie civil notamment ceux qui se focalisent sur les bétons. Du point de vue de la thermodynamique des milieux continus, l'expression de l'énergie libre couplant élasticité et endommagement s'écrit:

$$\Psi = \frac{1}{2}(1 - D)(2\mu tr(\varepsilon : \varepsilon) + \lambda(tr(\varepsilon))^2) \quad (2.1)$$

où μ et λ sont les coefficients de Lamé et D est la variable scalaire d'endommagement. La loi de comportement s'écrit donc:

$$\sigma = \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon} = (1 - D)(2\mu \varepsilon) + \lambda(tr(\varepsilon))I \quad (2.2)$$

La quantité duale associée à la variable d'état d'endommagement est définie comme étant le taux de restitution d'énergie élastique notée Y . Elle est donnée par

$$Y = -\frac{\partial \Psi}{\partial D} = \frac{1}{2}(2\mu tr(\varepsilon : \varepsilon) + \lambda(tr(\varepsilon))^2) \quad (2.3)$$

L'évolution de l'endommagement est donnée par:

$$\begin{aligned} f(Y) &= Y - \chi \\ \text{si } f(Y) &= 0 \text{ et } \dot{f} = 0 \text{ alors } \dot{D} = \frac{\partial F(Y)}{\partial Y} \dot{Y} \\ \text{sinon } \dot{D} &= 0 \end{aligned} \quad (2.4)$$

où χ est la valeur maximale de la quantité Y jamais atteinte au point considéré pendant toute l'histoire du chargement.

Divers modèles d'endommagement monotones sont disponibles dans la littérature pour définir la fonction $F(Y)$. Ici, le modèle s'inspire des travaux de [Pijaudier-Cabot et Bodé(1992)] où la fonction $F(Y)$ s'écrit:

$$F(Y) = 1 \frac{1}{1 + b_1(Y - Y_0) + b_2(Y - Y_0)^2} \quad (2.5)$$

où Y_0 est le seuil d'endommagement. Pour la suite, les paramètres Y_0 , b_1 et b_2 sont déduits des essais macros présentés notamment sur la figure 2.5(b) par la méthode des moindres carrés.

En réappliquant la méthodologie d'identification inverse précédente et en considérant l'endommagement sur la matrice, le module de compression obtenu pour le graphite 2 est de ~ 2700 MPa et de ~ 10000 MPa. Le champ de déformation ε_{zz} en considérant le modèle d'endommagement au sein de la matrice est illustré sur la figure 2.19 (b) que l'on peut comparer avec le champ de déformation du modèle sans endommagement 2.19 (a). La figure 2.19 (c) montre les zones qui se sont endommagées. Il apparait que les zones endommagées se trouvent essentiellement aux endroits où les particules de graphites sont les plus proches conduisant à obtenir les déformations en bandes comme décrit précédemment.

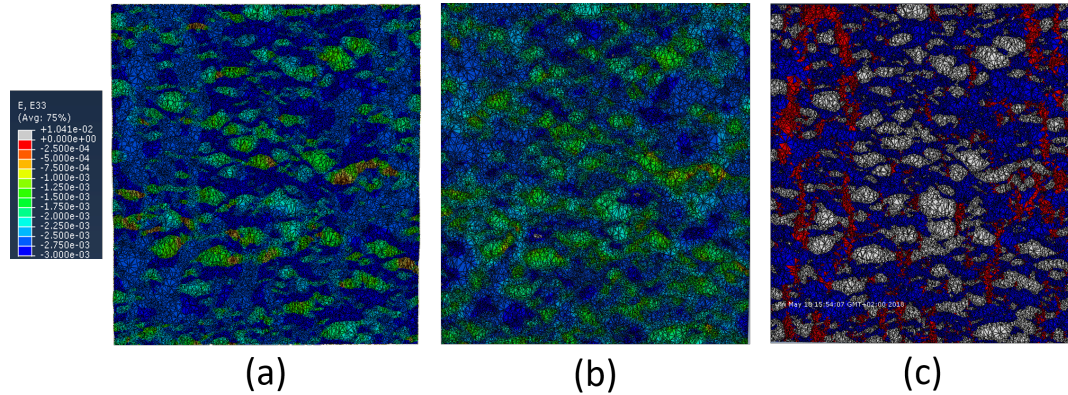


FIGURE 2.19 – Champs de déformation suivant l’axe de compression issus de (a) FEM sans endommagement (b) FEM avec endommagement (c) zones endommagées(FEM)

La figure 2.20 s’attache à comparer les résultats numériques avec les résultats expérimentaux où une meilleure correspondance est mise en exergue.

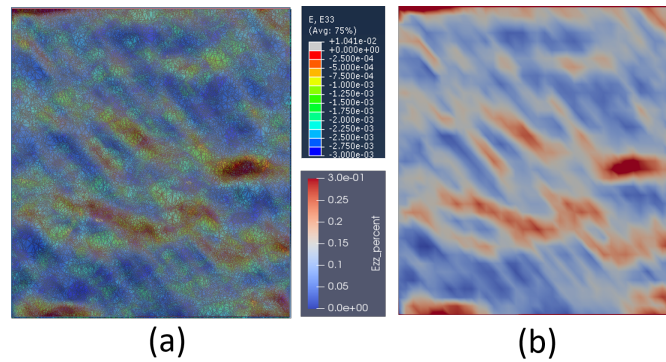


FIGURE 2.20 – Champs de déformation suivant l’axe de compression issus de (a) FEM avec endommagement (b) Superposition FEM/Expérimental

2.4.4 Discussions

Le modèle numérique, basé sur la description de la microstructure du matériau, donne des informations précieuses sur les propriétés du matériau et le comportement mécanique. Les résultats qui en ressortent sont:

- Les propriétés mécaniques du graphite 2 favorisent la concentration de déformation. Notons que le module d’élasticité identifié correspond à l’ordre de ceux trouvés dans la bibliographie.
- Grâce aux simulations numériques, la concentration des déformations, suggérée dans la section 2.3.2, est confirmée conduisant ainsi à des phénomènes locaux non linéaires comme la plasticité, l’endommagement etc.
- Si l’on considère l’endommagement dans la partie élastique, on retrouve bien les "bandes" de déformations qui traversent le réseau de Graphite.

2.5 Discussions

Dans cette étude, une **méthodologie complète** a été proposée liant la formulation du matériau aux propriétés macroscopiques en passant par la microstructure. Le rôle de chaque constituant a été identifié sur le comportement macroscopique dans le cadre de l'élasticité avec endommagement. Même si ce n'est pas décrit dans ce document, une démarche similaire a été effectuée sur les propriétés thermiques en s'appuyant sur l'identification inverse et sur des matériaux dissociés.

Les points forts de cette action de recherche se situent dans l'apport de l'expérience qui "**guide**" finalement l'élaboration du modèle. En effet, l'essentiel des mécanismes expérimentaux observés a été modélisé conduisant à identifier **une échelle pertinente** d'un point de vue du dimensionnement. Une autre originalité se situe dans le **contexte 3D** de l'étude notamment dans le cadre d'un dialogue numérique/expérimental qui reste rare au regard de la bibliographie. Un grand écart est aussi effectué sur **les aspects numériques** où du calcul HPC se mêle à des développements de UMAT.

De nombreuses perspectives peuvent être proposées sur cette étude comme la caractérisation du comportement à une **échelle inférieure**. En effet, même si du point de vue comportement macroscopique, les échelles observées ici paraissent pertinentes, une descente dans les échelles est obligatoire en vue de comprendre le comportement du matériau sous condition de contact. Dit autrement, les phénomènes de contact étant **très locaux** surtout en présence d'un matériau hétérogène, il est indispensable d'identifier les mécanismes associés à chaque constituant. L'autre avantage de la descente d'échelles serait d'obtenir **une meilleure compréhension des interfaces** entre les différents constituants. Par exemple, l'hypothèse de l'endommagement est ciblée essentiellement sur la matrice et on peut aisément penser que le rôle des interfaces doit être considéré. La descente dans les échelles permettrait aussi d'avoir une information plus pertinente sur **la porosité**. Cette dernière pourrait servir comme paramètres d'entrée pour des modèles d'endommagement plus pertinents.

Bibliographie

- [Angus(2013)] Angus, H.T., 2013. *Cast iron: physical and engineering properties*. Elsevier.
- [Hild et Roux(2006)] Hild, F., Roux, S., 2006. *Digital image correlation: from displacement measurement to identification of elastic properties—a review.*, *Strain*, vol. 42(2), pp. 69–80.
- [Mann et al.(2017)] Mann, R., Magnier, V., Serrano-Munoz, I., Brunel, J-F., Brunel, F., Dufrénoy, P., Henrion, M., 2017. *Non-linear mechanical behavior of a sintered material for braking application using digital image correlation*. *Mechanics & Industry*, Vol.18(6), pp. 601.
- [Pijaudier-Cabot et Bodé(1992)] Pijaudier-Cabot, G., Bodé, L., 1992. *Localization of damage in non-local continuum*, *Mech. Resear. Commu.*, vol. 19(2), p. 145-153.
- [Sjögren et al.(2011)] Sjögren, T., Wilberfors, F., Alander, M., 2011. *Digital image correlation techniques for analysing the deformation behaviour of compacted graphite cast irons on a microstructural level.*, *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 70, pp. 171–176.
- [Sjögren et al.(2011)a] Sjögren, T., Persson, P. E., Vomacka, P., 2011. *Analysing the deformation behaviour of compacted graphite cast irons using digital image correlation techniques.*, *Key Engineering Materials*, Vol. 457, pp. 470–475.
- [Voigt and Holmgren(1990)] Voigt, S.D., Holmgren, S.D., 1990. *AFS Transactions.*, Vol. 98.
- [YADICS] YADICS, Software: <http://yadics.univ-lille1.fr/wordpress/>.

Chapitre 3

Lien comportement-modélisation d'un matériau asymétrique

Co-encadrement de thèse de M. Langlois dans le cadre du projet Médéa

Encadrement de post-doc de C. Bikong

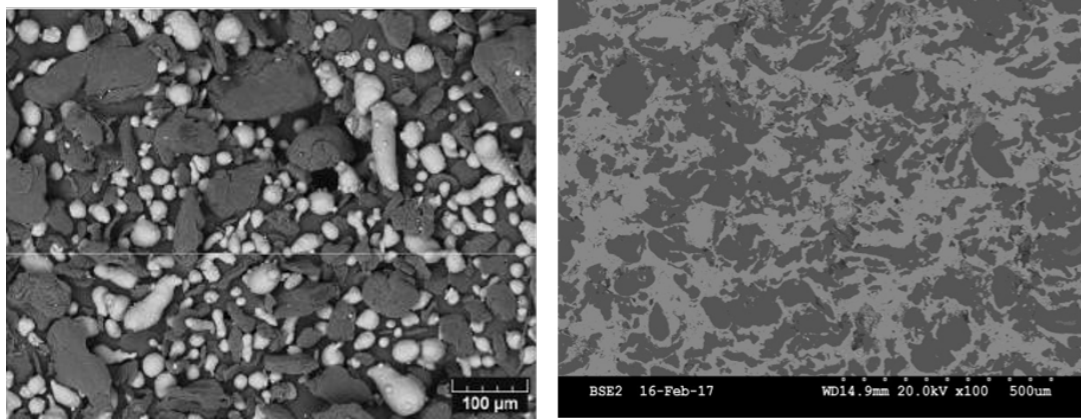
Encadrement d'un projet de fin d'étude de M. Kérael dans le cadre du projet CoMatCo

3.1 Introduction

Pour la conception des turboréacteurs, une stratégie pour optimiser leur fonctionnement et ainsi améliorer le rendement consiste à minimiser le jeu entre le rotor et le stator avec l'objectif de préserver l'intégrité mécanique des différentes pièces. Ceci est rendu possible par l'utilisation d'un revêtement constitué d'un matériau abrasable. Les matériaux abrasables possèdent entre autres la propriété de s'user préférentiellement lorsqu'un contact surgit. Le revêtement abrasable a donc pour rôle d'accommoder l'incursion des pales de l'aube lors de l'interaction aube-carter pendant le fonctionnement du turboréacteur. Plusieurs études ont été entreprises pour étudier l'interaction aube-revêtement abrasable lors du contact ; ceci afin d'appréhender les divers phénomènes vibratoires et tribologiques mis en jeu pendant la dynamique du contact et de vérifier l'aptitude à l'emploi du matériau abrasable eu égard du fonctionnement souhaité. Il en ressort, qu'en vue d'une application industrielle maîtrisée, il est fondamental de caractériser le comportement mécanique du matériau sous les différentes sollicitations dont il subira l'action. Les matériaux abrasables peuvent être classés par familles dont l'utilisation dépend des conditions de températures et de pression à l'emplacement où le revêtement sera disposé. La famille qui nous intéressera dans cette étude est celle des composites Aluminium-Silicium (AlSi)/Polymère.

La microstructure, dont dépendent les propriétés du matériau abrasable, est déterminée par le procédé de mise en œuvre du revêtement. Les revêtements abrasables de type composite AlSi/polymère sont réalisés par projection thermique de la poudre du mélange (Figure 3.1(a)) sur le substrat à revêtir.

Le mélange de poudre est injecté dans un flux plasma d'une température d'environ 4000°C, puis projeté à grande vitesse sur la surface du substrat (résultat final présenté en figure 3.1(b)). Dû à cette haute température et à la grande vitesse de projection, les gouttelettes de particules fondues se déforment à l'impact, en s'étalant sur le substrat. Il s'ensuit, après l'impact, un refroidissement rapide et une solidification des lamelles fondues. La microstructure du revêtement abrasable sur toute son épaisseur se compose donc d'un empilement de lamelles des particules fondues dans lequel sont piégées : des particules partiellement fondues et non fondues d'AlSi, mais aussi des oxydes métalliques en raison de la projection atmosphé-



(a) Mélange initial de poudre : en blanc (AlSi) et en gris (polyester) (b) Microstructure du revêtement solide : en blanc (AlSi), en gris (polyester), en noir (porosité)

FIGURE 3.1 – Micrographie du matériau constitutif du revêtement abrasable AISiPo

rique. La porosité est également une caractéristique microstructurale inhérente du matériau abrasable. Elle est la conséquence d'une distribution non uniforme de la taille de particule, de la formation d'oxyde métallique et des particules de poudre non fondues.

La problématique se trouve dans l'identification des propriétés du matériau qui est complexe et de surcroît possède une épaisseur faible ne permettant pas de prélèvement d'éprouvettes "classique". Le matériau est hétérogène et probablement anisotrope. La stratégie consistera à établir un dialogue numérique/expérience à différente échelle afin d'identifier le comportement pertinent pouvant enrichir les modèles.

1. Premièrement, à l'échelle macroscopique, ce matériau possède une dissymétrie de comportement en traction/compression ([Baiz(2011)]). Pour prendre en compte ce genre de comportement, la théorie de la mécanique continue de l'endommagement est souvent utilisée. Ce formalisme présente des difficultés importantes notamment en présence d'un comportement anisotrope du matériau. Il est donc primordiale d'avoir un cadre théorique prenant en compte ce comportement bi-latéral. Puis, une identification des modules de traction et de compression est effectuée à partir d'un seul essai. La section 3.2 est dédiée à cet objectif.
2. Deuxièmement, le matériau lorsqu'il subit des charges plus importantes plastifie. Au vue du comportement complexe du matériau, il est nécessaire d'établir un nouveau cadre théorique dans ce domaine non-linéaire. Ces aspects sont initiés dans la section 3.3. Une identification inverse sur les limites élastiques est aussi proposée.

3.2 Comportement réversible macroscopique du matériau

La caractérisation expérimentale macroscopique du comportement des matériaux abrasables sous sollicitations mécaniques a reçu très peu d'attention, en témoigne le peu d'études consacrées à l'identification des propriétés mécaniques du revêtement abrasable. Une première campagne d'essai pour l'investigation des matériaux abrasables a été réalisée dans le cadre des travaux de thèse de [Baïz(2011)]. L'observation des courbes contrainte-déformation de traction uniaxiale (figure 3.2(a)) et de compression uniaxiale (figure 3.2(b)) a permis d'identifier une dissymétrie de comportement en traction et en compression comme on peut le retrouver sur certains matériaux comme les bétons [Marigo(2010)].

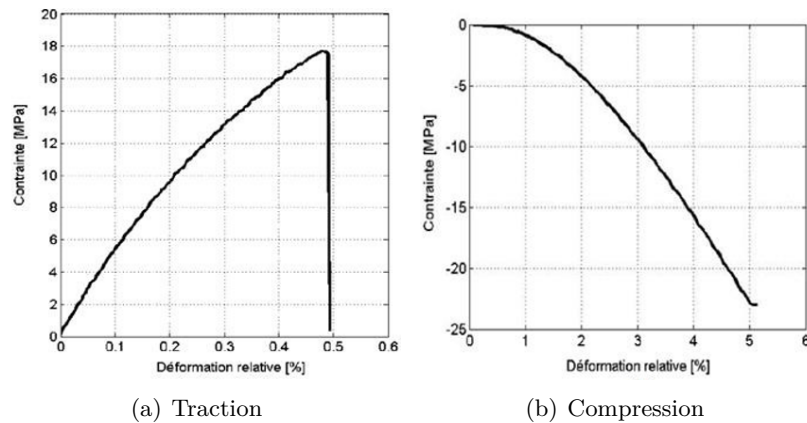


FIGURE 3.2 – Courbes contrainte-déformation sous sollicitations uniaxiales

Le comportement mécanique expérimental du matériau abrasable se caractérise par une réponse globalement non linéaire avec un régime élastique suivi d'une phase où se développent des déformations anélastiques. Une caractéristique tout aussi importante est la dissymétrie de comportement traction-compression dès les premiers stades du chargement jusqu'à la rupture. Les approches macroscopiques classiques pour modéliser cette réponse s'appuient généralement sur la théorie de la plasticité classique couplée à la mécanique continue de l'endommagement [Lemaitre et Chaboche(2001)].

Dans la suite, en traitant le régime élastique par la théorie de l'élasticité linéaire, nous exposons une approche de modélisation basée sur la décomposition en mode de Kelvin qui permet d'intégrer la dissymétrie traction-compression dans le domaine élastique. Ce concept sera par la suite étendu au domaine anélastique tout en apportant une écriture nouvelle pour la détermination de l'état de contrainte et de déformation dans le domaine anélastique.

3.2.1 Protocole expérimental

L'objectif est d'identifier le module de traction et de compression avec un seul test expérimental. L'essai brésilien, principalement utilisé pour les matériaux fragiles et rocheux [Guo *et al.*(1993)], fait travailler ces deux modes de sollicitations. En effet, l'échantillon est soumis à une charge bi-axiale travaillant en compression (dans le sens principal de chargement) et en traction (dans le sens transversal de la charge principale). Néanmoins, le défaut de l'essai brésilien réside dans la transmission d'effort sur les zones en contact avec les plateaux. En effet, la localisation est sévère et peut conduire à un fort endommagement du matériau dans ces zones. Ainsi, la forme discoïdale de l'essai brésilien traditionnel est réadaptée pour éviter les problèmes de localisations. Après une analyse numérique par éléments finis, il apparaît que la

forme hexagonale (parmi les formes octogonale, discoïde avec deux méplats, etc.) est un bon candidat. Nous avons baptisé cet essai : "l'essai français" en raison de sa forme...

Préalablement, en termes de préparation, le matériau abrasable a été projeté sur une plaque par l'entreprise *Safran Aircraft Engines*. Par la suite, une extraction est effectuée par machine à commande numérique pour obtenir précisément la forme voulue. Le diamètre choisi du cercle circonscrit est fixé à 16mm et la hauteur est égale à ~ 4 mm.

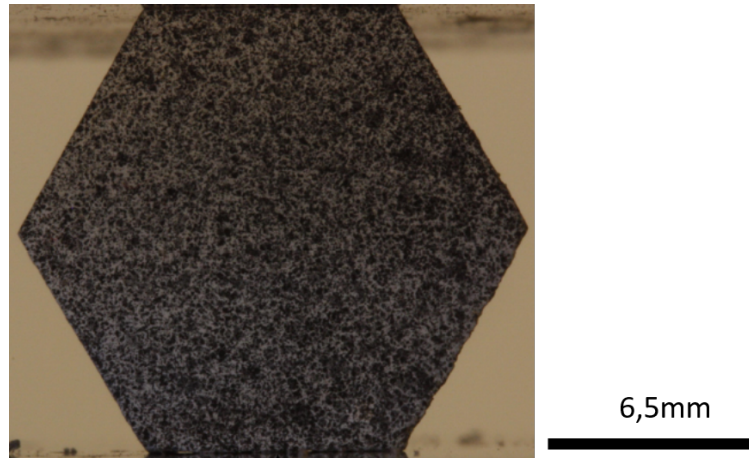


FIGURE 3.3 – Forme hexagonale choisie pour l'essai brésilien avec le matériau abrasable

Comme il a été fait avec le matériau fritté au chapitre précédent (2), l'utilisation du microtomographe sera privilégiée sous condition de chargement. La distance entre l'échantillon et la source de rayons X est ainsi réduite à quelques millimètres pour obtenir une taille de voxel de $4 \mu m$.

Un cycle de charge sur l'échantillon est appliqué avec une précharge de 25N et un niveau de charge maximale de 500N avec une vitesse de déplacement de 0,01 mm/s, relativement lente donc. La précharge de 25N est appliquée pour stabiliser l'échantillon pendant la rotation, ce qui permet d'avoir l'acquisition 3D.

Trois instants d'acquisition sont effectués. Le premier est effectué avant le test de compression à la précharge, le second est effectué au niveau de la charge maximale (500N) et enfin, le dernier est effectué à la fin du cycle avec la précharge de 25N. Ce protocole permet de dissocier les mécanismes de déformation. En effet, entre le deuxième et le troisième instants d'acquisition, le déplacement réversible dû à l'élasticité est nécessairement obtenu et entre le premier et le troisième instants d'acquisition, le déplacement résiduel est déduit. Pour quantifier le champ de déplacement entre les différentes étapes, le logiciel de corrélation d'images numériques YADICS, développé au LML [YADICS], est utilisé.

Une segmentation en niveaux de gris est effectuée pour séparer chaque composant. Les résultats de cette étape sont présentés dans la figure 3.4 (a).

La distribution de chaque composant (Figure 3.4 (b)) montre une répartition spatiale quasi-homogène à l'échelle observée.

Les champs de déplacement selon l'axe de sollicitation et l'axe transversal entre les instants 1 et 2 sont illustrés sur la figure 3.5 et sont conformes à l'essai brésilien.

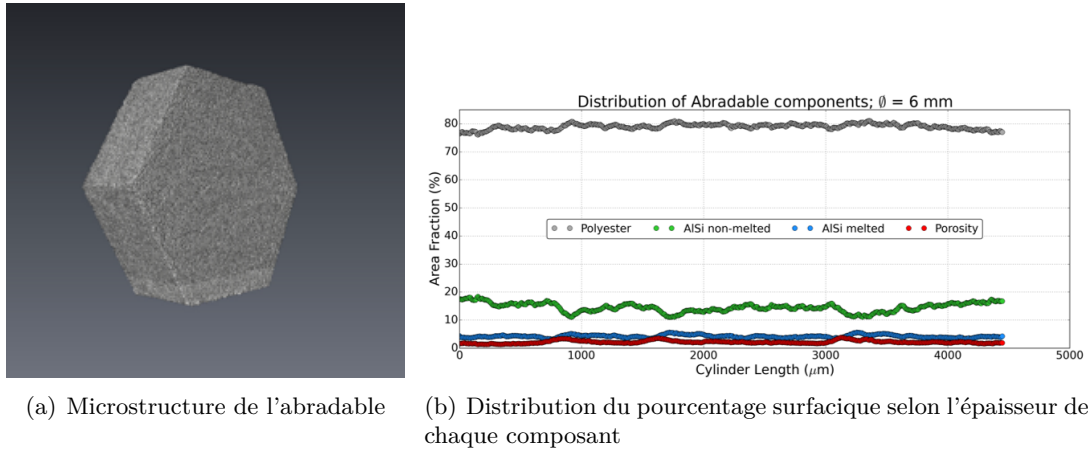


FIGURE 3.4 – Distribution des différentes composants

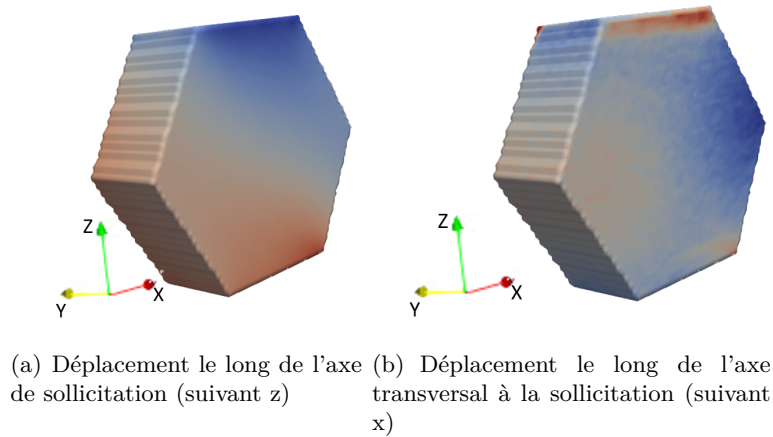


FIGURE 3.5 – Champ de déplacement suivant les axes principaux x et z

3.2.2 Cadre théorique pour la prise en compte de la dissymétrie

3.2.2.1 Décomposition en mode de Kelvin

La loi de comportement d'un matériau élastique linéaire, qui établit une relation linéaire réversible entre le tenseur de contrainte σ et le tenseur de déformation ε , en condition isotherme, s'écrit de façon générale sous les deux formes équivalentes suivantes :

$$\sigma = C : \varepsilon, \varepsilon = S : \sigma \quad (3.1)$$

Dans l'équation 3.1, C représente le tenseur de rigidité du solide élastique tandis que S représente le tenseur de souplesse élastique. Ce sont des tenseurs du 4^{ème} ordre, possédant la symétrie majeure et mineure ($C_{ijkl} = C_{jikl} = C_{ijlk} = C_{klij}$). La décomposition de Kelvin consiste à exprimer que pour toute symétrie élastique, il existe des états de sollicitations du matériau tel que l'état de contrainte soit strictement proportionnel à l'état de déformation [Rychlewski(1984), Mehrabadi and Cowin(1990)]:

$$\sigma = \lambda \varepsilon \quad (3.2)$$

Les tenseurs de contraintes et de déformations vérifiant les relations de la forme 3.2 sont appelés respectivement état propre de contrainte et état propre de déformation. À chaque état propre de contrainte (resp. état propre de déformation) correspond un module λ (resp. $1/\lambda$), appelé module propre, module de rigidité ou module de Kelvin. L'ensemble des couples état propre/module propre forme l'ensemble des modes de Kelvin du solide élastique linéaire. La représentation de la relation tensorielle 3.1, de l'espace vectoriel tridimensionnel \mathbb{R}^3 vers l'espace vectoriel \mathbb{R}^6 des tenseurs symétriques du second ordre, permet de préciser le nombre des modules de Kelvin pour tout solide élastique linéaire. En effet dans \mathbb{R}^6 , les tenseurs du 4^{ème} ordre C et S sont représentés par des tenseurs du second ordre \hat{c} et \hat{s} , tandis que les tenseurs de contraintes et de déformations dans l'espace tridimensionnel sont maintenant représentés par des vecteurs. Une relation, entre les deux représentations à partir d'une construction suivant la base cartésienne de \mathbb{R}^3 , est donnée dans [Mehrabadi and Cowin(1990)]. La loi de comportement (éq. 3.1) s'écrit alors dans \mathbb{R}^6 :

$$\hat{\sigma} = \hat{c} : \hat{\varepsilon}, \hat{\varepsilon} = \hat{s} : \hat{\sigma} \quad (3.3)$$

Déterminer les modules de Kelvin, vérifiant $\hat{\sigma} = \lambda \hat{\varepsilon}$ revient à résoudre le problème aux valeurs propres défini sur \mathbb{R}^6 par le système $\hat{c} - \lambda \hat{\mathbf{I}} = 0$. Au final, nous obtenons six modules de Kelvin λ_i (resp. $1/\lambda_i$) auxquels correspondent six états propres de déformations $\hat{\varepsilon}_i$ (resp. six états propres de contraintes $\hat{\sigma}_i$). En normalisant les états propres de déformations ou les états propres de contraintes, il est possible d'exprimer les tenseurs d'élasticité en terme de modes de kelvin :

$$\hat{c} = \lambda_1 \hat{N}_1 \otimes \hat{N}_1 + \dots + \lambda_6 \hat{N}_6 \otimes \hat{N}_6, \quad \hat{s} = 1/\lambda_1 \hat{N}_1 \otimes \hat{N}_1 + \dots + 1/\lambda_6 \hat{N}_6 \otimes \hat{N}_6 \quad (3.4)$$

3.2.2.2 Prise en compte de la dissymétrie du comportement traction – compression

Ici, en suivant la méthodologie proposée par Desmorat [Desmorat(2009)], l'idée est de mettre en évidence les termes quadratiques du potentiel de contrainte :

$$\phi = \frac{1}{2} \varepsilon : S : \varepsilon \quad (3.5)$$

Introduisons le tenseur A , racine carrée du tenseur de souplesse élastique tel que $C = A : A$. En exprimant le tenseur des souplesses en fonction des modes propres de Kelvin (équation 3.4), le tenseur racine carrée A s'écrit dans \mathbb{R}^6 en prenant la racine carrée des modules de Kelvin :

$$A = \sqrt{\lambda_1} \hat{N}_1 \otimes \hat{N}_1 + \dots + \sqrt{\lambda_6} \hat{N}_6 \otimes \hat{N}_6 \quad (3.6)$$

Le potentiel de contrainte peut alors être réécrit sous la forme quadratique:

$$\phi = \frac{1}{2} (A : \varepsilon) : (A : \varepsilon) \quad (3.7)$$

Par décomposition de la forme quadratique en partie positive et en partie négative, l'équation 3.7 devient:

$$\phi = \frac{1}{2} \langle A : \varepsilon \rangle_+ : \langle A : \varepsilon \rangle_+ + \frac{1}{2} \langle A : \varepsilon \rangle_- : \langle A : \varepsilon \rangle_- \quad (3.8)$$

En définissant A^+ le tenseur racine carrée du tenseur de souplesse en traction et A^- le tenseur racine carrée du tenseur de souplesse en compression, le potentiel de contrainte (3.8) est réécrit sous une forme qui prend en compte la dissymétrie du comportement élastique traction-compression:

$$\phi = \frac{1}{2} \langle A^+ : \varepsilon \rangle_+ : \langle A^+ : \varepsilon \rangle_+ + \frac{1}{2} \langle A^- : \varepsilon \rangle_- : \langle A^- : \varepsilon \rangle_- \quad (3.9)$$

La loi de comportement élastique linéaire avec dissymétrie traction-compression s'obtient donc comme :

$$\sigma = \frac{\partial \phi}{\partial \varepsilon} = A^+ : \langle A^+ : \varepsilon \rangle_+ + A^- : \langle A^- : \varepsilon \rangle_- \quad (3.10)$$

Cette loi de comportement a ensuite été développée dans une UMAT en utilisant la méthode dite du "cutting plane algorithm".

3.2.3 Identification des modules de traction et compression

Comme sur les chapitres précédents, une identification de type FEMU sera utilisée en s'appuyant sur le champ de déplacements sur l'ensemble de l'échantillon.

Dans ce dialogue numérique/expérimental, la méthode des éléments finis tentera de reproduire l'expérimentation effectuée à l'intérieur du dispositif microtomographique. Les dimensions du modèle sont quasi les mêmes que dans la réalité (côté = ~ 8 mm et épaisseur = ~ 4 mm). Les conditions aux limites sont dérivées des champs de déplacements calculés avec la corrélation d'images. Sur les bords supérieur et inférieur, les déplacements dans les trois directions de l'espace sont imposés sur chaque nœud comme le montre la figure 3.6(a).

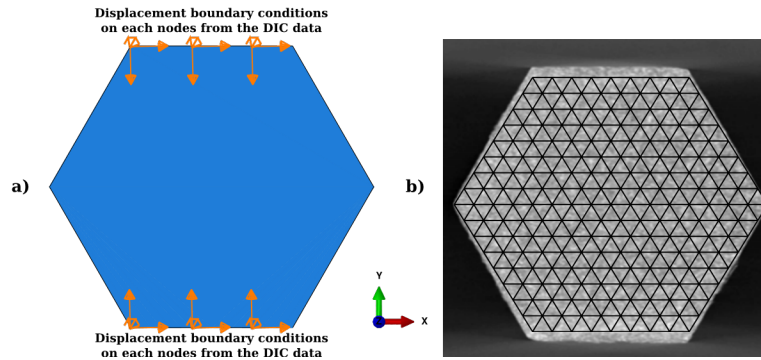


FIGURE 3.6 – (a) Conditions aux limites du problème (b) Maillage du problème

Le maillage est composé d'éléments tétraédriques quadratiques avec une taille de ~ 1 mm (figure 3.6(b)). Afin d'éviter l'incohérence des champs de déplacements à proximité des plateaux de compression, le maillage exclut de quelques μm ces zones. La routine UMAT développée pour représenter le comportement du matériau dissymétrique est utilisée. Pendant le processus d'optimisation, le paramètre γ à identifier est le rapport $\frac{E_+}{E_-}$ où E_+ (resp. E_-) est le module de Young associé à la traction (resp. à la compression). Le coefficient de Poisson est connu ($=0.15$) car déjà identifié dans [Baiz(2011)].

Afin de voir la différence entre la simulation et les données expérimentales, un résidu normalisé est défini comme suit:

$$U_{\text{Normalized residue}} = \frac{u^{Exp} - u^{FEM}}{\sigma_u} \quad (3.11)$$

où σ_u est l'écart-type du champ de déplacements FEM u selon la direction x . Le même résidu est appliqué aux déplacements v et w (selon resp. y et z). Afin de simplifier la visualisation des résidus, l'échelle est la même pour les figures suivantes sur chaque axe. La figure 3.7 montre les résidus normalisés pour chaque axe dans deux cas. Le premier cas correspond à un comportement symétrique ($\frac{E_+}{E_-} = 1$). Le second représente la solution convergée avec la méthode FEMU développée dans cette étude. La convergence est atteinte avec un rapport final de γ égal à 0,757 après un temps de CP de 850 secondes après 30 itérations.

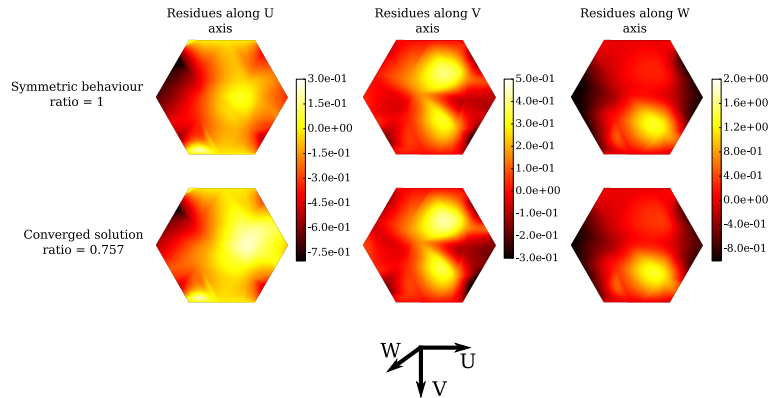


FIGURE 3.7 – Résidus selon les 3 axes avec un comportement symétrique et dissymétrique

La prise en compte de la dissymétrie de comportement permet de réduire légèrement l'erreur notamment sur le champ sollicité en compression.

Deux autres tailles de mailles illustrées en figure 3.8 sont testées avec une longueur caractéristique de 0,5 mm et 0,25 mm.

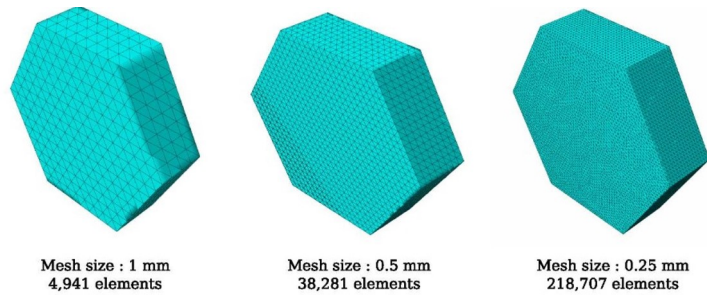


FIGURE 3.8 – Différents maillages utilisés

Tous les cas convergent et le tableau 3.1 résume les résultats obtenus.

Il est clair que le maillage n'a pas d'influence sur le résultat.

Taille caractéristique d'élément (mm)	Nombre d'éléments	Ratio final γ	Temps de Simulation (s)	Nombre d'itérations
1	4941	0.757	853	30
0.5	38281	0.761	6348	27
0.25	218707	0.755	160000	42

TABLE 3.1 – Résultats obtenus avec les différents maillages

3.3 Comportement irréversible macroscopique du matériau

La décomposition de Kelvin qui établit une relation de proportionnalité et de coaxialité entre l'état de contrainte et l'état de déformation suivant les modes propres, exprime donc que la réponse mécanique du matériau élastique linéaire évolue de façon indépendante suivant les différents modes propres activés par le trajet de sollicitation. Cette indépendance est la résultante de l'orthogonalité des modes de Kelvin qui définissent la forme structurale du tenseur d'élasticité. Une extension directe en plasticité consiste à énoncer que les modes propres de la réponse mécanique dans le domaine élastique linéaire sont aussi les modes propres dans le domaine de la plasticité. Ainsi le critère de plasticité pourrait donc s'exprimer comme une famille de critères définis par rapport à chaque mode propre. Selon cette idée, le seuil de plasticité peut s'écrire en se plaçant dans l'espace vectoriel \mathbb{R}^6 des tenseurs symétriques du second ordre :

$$\|\hat{\sigma}^{(i)}\| = Y_i \quad \text{ou} \quad \|\hat{\varepsilon}^{(i)}\| = X_i \quad \text{avec pour } i = 1, \dots, 6 \quad X_i = \frac{Y_i}{\lambda_i} \quad \text{où } \lambda_i = \frac{\sigma^{(i)}}{\varepsilon^{(i)}} \quad (3.12)$$

Afin de vérifier la cohérence de cette approche par décomposition suivant les modes propres de Kelvin nous allons confronter les résultats en terme de champ de déformations projeté sur les différents modes propres entre un modèle numérique éléments finis (basé sur calcul en plasticité parfaite) et ceux issus de la corrélation d'image numériques 3D. Nous écrivons dans la suite les équations constitutives, en considérant pour cette phase test, le modèle de plasticité parfaite. Le modèle est construit sur l'hypothèse des petites perturbations, de plus nous allons considérer également en première approximation que le matériau (ici notre matériau abradable) est homogène et isotrope à l'échelle macroscopique. La déformation totale se décompose comme suit :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (\text{dans } \mathbb{R}^6) \quad (3.13)$$

L'équation 3.10 donne l'expression de la contrainte:

$$\sigma = A^+ : \langle A^+ : \varepsilon^e \rangle_+ + A^- : \langle A^- : \varepsilon^e \rangle_- \quad (3.14)$$

Pour un solide élastique isotrope les modules de Kelvin sont:

$$\lambda_1 = \frac{E}{1 - 2\nu}, \lambda_2 = \dots = \lambda_6 = \frac{E}{1 + \nu} \quad (3.15)$$

Où E et ν sont respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson.

Nous considérons dans la suite que la dissymétrie de comportement traction-compression en élasticité est établie. Ainsi, en désignant par γ le rapport du module de Young en traction E_+ sur le module de Young en compression E_- , nous avons :

$$\hat{\mathbf{A}}^- = \sqrt{\lambda_1} \hat{N}_1 \otimes \hat{N}_1 + \dots + \sqrt{\lambda_6} \hat{N}_6 \otimes \hat{N}_6 \quad ; \quad \hat{\mathbf{A}}^+ = \sqrt{\gamma} (\sqrt{\lambda_1} \hat{N}_1 \otimes \hat{N}_1 + \dots + \sqrt{\lambda_6} \hat{N}_6 \otimes \hat{N}_6) \quad (3.16)$$

Notre modèle de plasticité parfaite décrit par les équations constitutives précédentes requiert l'identification de neuf paramètres: ν , E_+ , γ , Y_1, \dots, Y_6 . Pour réaliser cette identification, nous emploierons la méthode de recalage par éléments finis FEMU. L'essai que nous allons exploiter est le même que celui décrit dans la section 3.2. Cet essai est couplé avec une observation de l'échantillon sous tomographie aux rayons X. La figure 3.9 présente les différents cycles de charge-décharge ainsi que les instants d'acquisitions des images 3D sous microtomographe. Les travaux précédents ont permis de déterminer les paramètres du régime élastique ν , E_+ et γ .

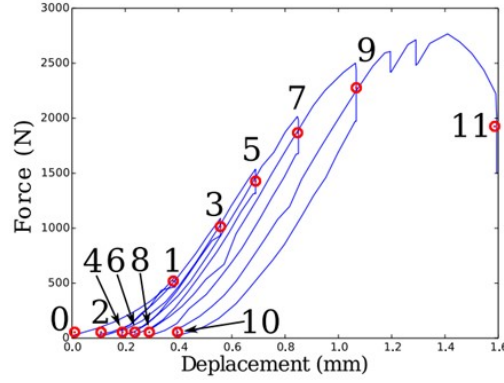


FIGURE 3.9 – Courbe expérimentale effort-déplacement avec cycle de charge-décharge

3.3.1 Résultats

Pour cette simulation, nous fixons un paramètre identique Y_1 pour le seuil de plasticité suivant tous les modes de Kelvin. Les modes orthogonaux employés pour nos calculs ont pour expression :

$$\begin{aligned} \hat{N}_1 &\longrightarrow \frac{1}{\sqrt{3}}(1, 1, 1, 0, 0, 0) & ; & \quad \hat{N}_2 \longrightarrow \frac{1}{\sqrt{2}}(1, -1, 1, 0, 0, 0) & ; & \quad \hat{N}_3 \longrightarrow \frac{1}{\sqrt{6}}(-1, -1, 2, 0, 0, 0); \\ \hat{N}_4 &\longrightarrow (0, 0, 0, 1, 0, 0) & ; & \quad \hat{N}_5 \longrightarrow (0, 0, 0, 0, 1, 0) & ; & \quad \hat{N}_6 \longrightarrow (0, 0, 0, 0, 0, 1) \end{aligned} \quad (3.17)$$

Le calcul est réalisé pour un cas de charge à 2100N. La figure 3.10 représente la projection du champ de déformations projeté suivant les 6 modes propres de Kelvin déduit par méthode inverse en s'appuyant sur la méthode des éléments finis. Nous pouvons constater que selon notre modèle constitutif pour la simulation de l'essai pseudo-brésilien, trois modes propres de Kelvin sont activés : le premier mode \hat{N}_1 correspondant à une déformation hydrostatique et les deux modes \hat{N}_2, \hat{N}_3 sont situés dans le sous-espace déviatorique de l'espace des déformations. A cause de la géométrie hexagonale qui présente des arêtes vives, lieu de concentration de contrainte, la déformation plastique y est la plus importante. Toutefois notons que parmi ces 3 modes de Kelvin activés, c'est le mode \hat{N}_2 situé dans l'espace déviatorique qui contribue le plus à la déformation plastique totale sur tout le volume de l'échantillon. La valeur obtenue par la FEMU pour les Y_i sont égaux à 25MPa, ce qui coïncide avec d'autres résultats [Kerael(2017)] qui établissent que la limite élastique est comprise entre 15 et 30 MPa.

La figure 3.11 représente la projection du champ de déformations suivant les 6 modes propres de Kelvin et déduit du champ expérimental.

A l'observation de ces figures, on constate que la projection du champ de déformations, pour la déformation plastique, présente principalement trois modes activés. Il s'agit des modes qui étaient également activés lors de nos simulations numériques. Cela permet d'envisager la possibilité de traiter l'évolution de la déformation permanente, à travers des paramètres d'écrouissage plastique en décrivant également des lois d'écrouissage par mode de Kelvin. Nous n'avons toutefois pas assez de pas de chargement pour repérer l'allure de la courbe d'évolution de la déformation permanente suivant chaque mode. En première approximation celle-ci peut être considérée identique pour tous les modes activés en plasticité. Nous pouvons donc, à la vue de cette cohérence qualitative observée par notre dialogue simulation numérique-résultats expérimentaux, validé l'approche par mode Kelvin ainsi développé vis-à-vis de sa capacité à pouvoir reproduire le comportement mécanique macroscopique non linéaire du matériau.

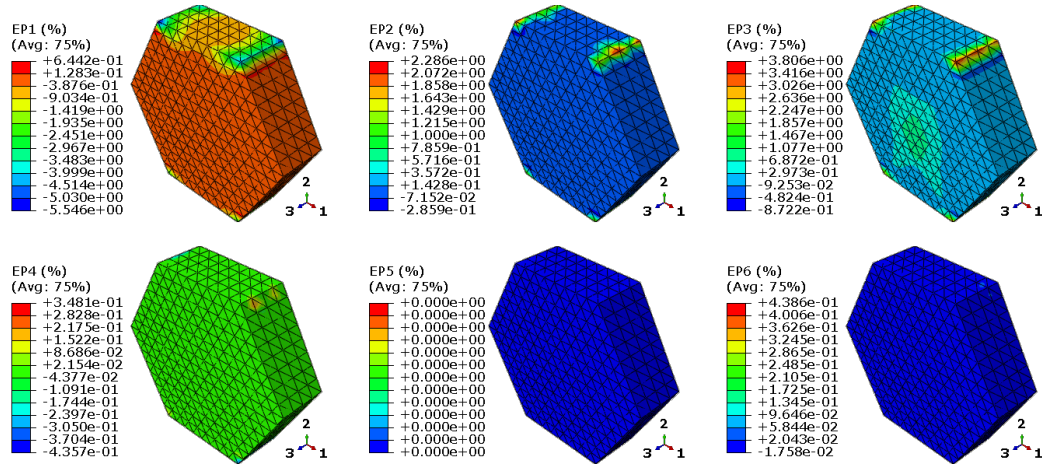


FIGURE 3.10 – Projection du champ de déformations résiduelles éléments finis suivant les six modes kelvin

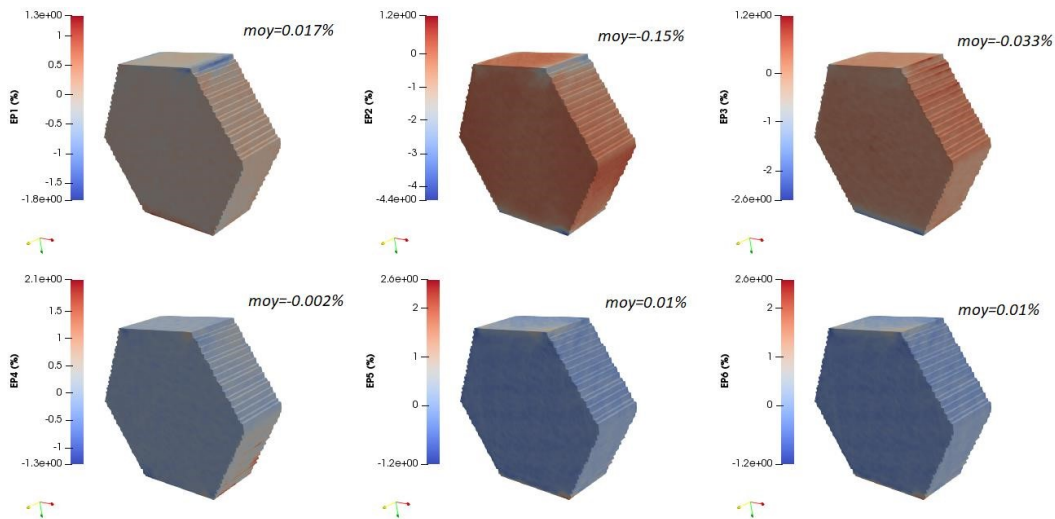


FIGURE 3.11 – Projection du champ de déformations résiduelles expérimental suivant les six modes kelvin

3.4 Discussions

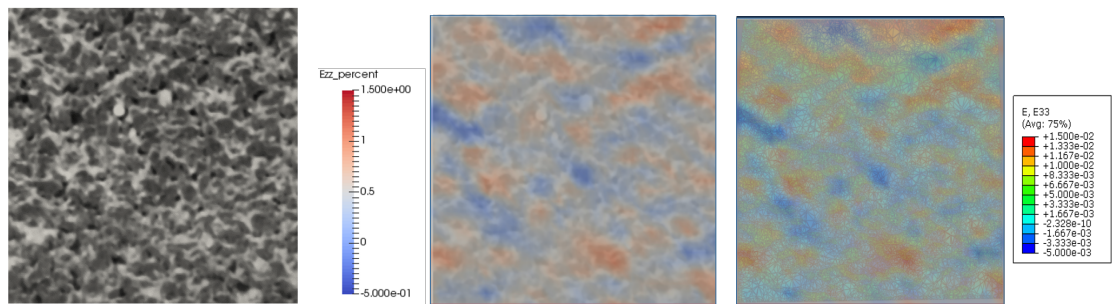
Un **formalisme thermodynamique** est proposé pour décrire un comportement différent en traction et en compression, dans le cas général de chargements tridimensionnels avec une extension à la plasticité. Le concept est basé sur la décomposition de Kelvin. En s'appuyant sur ce cadre théorique, un dialogue numérique-expérimental a permis **d'identifier certains nombres de paramètres** (limite élastique, module en traction, module de compression) avec quelques hypothèses. Dans le cadre élastique, il apparaît que de **l'endommagement** est présent. Ce dernier est confirmé par des essais complémentaires à d'autres niveaux de charge.

L'introduction de l'endommagement est aisée dans l'écriture de Kelvin et permettrait sans doute de **mieux faire converger** les résultats numériques vers la réalité expérimentale.

Dans le cadre non-linéaire, il serait sans doute intéressant **d'étendre le formalisme** proposé ici en se

rapprochant de critère de plasticité existant (Von-Mises, Drucker-Prager etc.). D'autant plus qu'un des avantages de ce formalisme est la **bi-univocité déformation/contrainte** par mode en élasticité, ce qui permettrait d'avoir des informations précieuses et instantanées lors d'un essai expérimental instrumenté d'une caméra par exemple.

Sinon sur ce matériau, une analyse des mécanismes à l'échelle de la microstructure a fait l'objet d'une étude [Kerael(2017)] à **une échelle plus fine**. Dans ce **projet de fin d'étude** d'une élève en 5^{ème} année d'école d'ingénieurs, une analyse sur un échantillon cubique en compression sous microtomographe a été effectuée. La taille de l'échantillon $5 \times 5 \times 5 \text{ mm}^3$ permet d'avoir une résolution de $1 \mu\text{m}$. Le problème est décomposé en 8 sous-volumes cubiques et une analyse sur un des sous-volumes est présentée sur la planche 3.12. Ici, la microstructure du sous-volume (figure 3.12(a)) est finement maillée (10M de dof) et une comparaison est effectuée avec le champ de déformations déterminé expérimentalement.



(a) Microstructure dans un sous-volume $2.5 \times 2.5 \times 2.5 \text{ mm}^3$ (b) Superposition Microstructure/Champ de déformation ε_{zz} (z étant l'axe de sollicitation) (c) Champ de déformations issu d'un Calcul Element fini associé

FIGURE 3.12 – Dialogue numérique/expérimental à l'échelle de la microstructure sur le matériau abrasable

En termes de résultats, une **superposition** de la microstructure et du champ de déformation expérimental montre une coïncidence entre le réseau de polymère et des "bandes" de déformation où les valeurs sont les plus élevées (figure 3.12(b)). Ce mécanisme de bandes de déformation est retrouvé dans la simulation numérique (figure 3.12(c)).

Les apports de cette action de recherche se situent dans le dialogue numérique/expérimental qui a permis **d'identifier des propriétés** dans un contexte **d'état de contrainte multi-axial**. Des développements numériques ont été apportés notamment **l'implantation de UMAT dans un contexte linéaire et non-linéaire** en s'appuyant sur le formalisme de la décomposition en mode de Kelvin.

Pour la suite, il faudrait tendre **vers la configuration réelle** où la température (de 100°C à 400°C) et la vitesse de déformation (la vitesse de l'aube est compris entre 300m/s et 500m/s) sont différentes de l'étude quasi-statique montrée ici. Pour l'essai en température, on pourrait très bien imaginé d'effectuer des essais de compression dans une **enceinte contrôlé thermiquement** à la manière de la section 9 où la corrélation d'images est exploitée sur une face de l'échantillon. On pourrait aussi étendre cette étude à un essai sous microtomographe avec un ajout d'un système de chauffage pour considérer une sollicitation thermomécanique. Sur les aspects dynamiques, il faudrait disposer d'un système suffisamment ouvert pour pouvoir avoir une instrumentation riche comme par exemple un puits de chute. Par ailleurs, le formalisme de la décomposition de Kelvin **devra être étendu** en intégrant ces différentes physiques.

Bibliographie

- [Baiz(2011)] Baiz, S., 2011, *Etude expérimentale du contact aube abrasable : Contribution à la caractérisation mécanique des matériaux abrasables et de leur interaction dynamique sur banc rotatif avec une aube*, PhD Thesis, Ecole Centrale de Lille.
- [Desmorat(2009)] Desmorat, R., 2009, *Décomposition de kelvin et concept de contraintes effectives multiples pour les matériaux anisotropes*, *Compte Rendu de Mécanique*, vol. 337.
- [Guo et al.(1993)] Guo, H., Aziz, N.I., Schmidt, L.C., 1993, *Rock fracture-toughness determination by the Brazilian test*, *Engineering Geology*, vol. 33, issue 3, pp. 177-188.
- [Kerael(2017)] Kerael, M., 2016. *Caractérisation en compression d'un matériau abrasable*, Projet de fin d'étude sous la direction de V. Magnier, Polytech'Lille.
- [Lemaitre et Chaboche(2001)] Lemaitre, J., Chaboche, J. L., Benallal, A., & Desmorat, R. 2009. *Mécanique des matériaux solides-3eme édition*. Dunod.
- [Marigo(2010)] Marigo, J.J., 2010. *Plasticité et rupture*, Edition Dunod
- [Mehrabadi and Cowin(1990)] Mehrabadi, M., Cowin, S., 1990. *Eigentensors of linear anisotropic elastic materials*. *Quart. J. Mech. Appl. Math.*, Vol. 43, pp. 15-41.
- [Rychlewski(1984)] Rychlewski, J., 1984. *On hooke's law*. *Prikl. Matem. Mekhan.*, Vol. 48, pp. 303-314.
- [YADICS] YADICS, Software: <http://yadics.univ-lille1.fr/wordpress/>.

Discussions

Dans cette partie, une méthodologie sur la base d'un **dialogue numérique/expérience** a été mise en place dans le but de caractériser et de modéliser des matériaux complexes. La richesse de la corrélation d'images, quelle soit dans un contexte 2D ou 3D, permet d'avoir des **informations qualitatives sur les mécanismes de déformation** souvent en lien avec la **microstructure**. L'interprétation de ces essais ont permis de **construire des modèles** qui ont été utilisés pour **quantifier des propriétés**. La méthode a été appliquée à **différentes classes de matériaux** qui ont pour point commun d'être hétérogènes au moins à une échelle donnée. Des études sur cette hétérogénéité ont permis d'établir des **liens entre le procédé de fabrication et les propriétés des matériaux** et de cibler les **échelles pertinentes** en vue d'un problème de structure.

Les résultats présentés ici ne concernent que l'aspect mécanique, mais des études similaires ont été menées en utilisant aussi un dialogue numérique/expérimental afin de **caractériser thermiquement** les matériaux à l'échelle des hétérogénéités.

La valeur ajoutée de cette partie du manuscrit par rapport à l'existant a été citée sur chacune des actions (dans les parties "discussions") que l'on peut résumer par la mise au point **d'une méthodologie d'identification inverse aux échelles pertinentes couplée à des développements théoriques et numériques**. L'utilisation de **moyens conséquents** qu'ils soient expérimentaux ou numériques fait partie intégrante de la stratégie mise en place ici.

De nombreuses perspectives sont envisageables pour cette partie comme la généralisation à des **sollicitations multi-axiales** du matériau pour qu'il soit plus représentative des conditions d'usage; ce qui permettra d'établir des critères plus pertinents. Des essais d'indentation sous microtomographe ou des essais de compression-cisaillement (représentatifs du comportement d'un matériau de freinage) pourraient donner des informations complémentaires vis-à-vis de la base existante.

Pour établir ces critères, la méthode par décomposition en mode de Kelvin paraît très intéressante. Via cette approche, il paraît possible d'identifier des lois de comportement pour les matériaux présentant un comportement élasto-plastique endommageable anisotrope dissymétrique qui représente un large ensemble de matériaux existants. L'intérêt de cette méthode est la possibilité d'établir des critères sur des **champs observables**. D'un point de vue théorique, le cadre non-linéaire de cette méthode doit être validé en comparant avec des critères déjà existants.

Un autre avantage de cette méthode se trouve dans l'orthogonalité des modes, ceci peut conduire à identifier des **propriétés liées à chaque mode activé** par une méthode d'identification inverse. En effet, l'utilisation de la FEMU à plusieurs paramètres conduit à rechercher des solutions sur plusieurs directions de recherche qui peuvent être très chronophages. L'idée serait de découpler/réduire la recherche de cet ensemble de paramètres sur chacun des modes.

Par la suite, on pourrait aussi imaginer l'utilisation du formalisme de Kelvin appliqué aux cas des matériaux hétérogènes. Pour cela, il faudra être capable d'enrichir le tenseur de rigidité avec des informations microstructurales, etc. Une alternative pourrait être aussi de tendre vers un **couplage numérique/expérience** où l'inconnu serait le modèle...

En vue d'une descente d'échelle, des méthodes multi-échelles devront être utilisées pour effectuer des calculs de structure en utilisant des approches intégrées par exemple comme les méthodes FETI ou ses déclinaisons (approches mixtes, approches à trois champs, etc.).

Enfin, la méthodologie proposée ici reliant le procédé de fabrication aux propriétés puis aux performances pourrait s'appliquer à différentes classes de matériaux comme les matériaux issus de **l'impression 3D**. En effet, l'impression 3D a connu un essor fulgurant ces dernières années mais les études actuelles rencontrent des difficultés sur le lien du triptyque suivant: élaboration-microstructure-propriétés, triptyque largement évoqué dans cette partie du manuscrit.

Quatrième partie

Le contact: un problème multi-échelle

Motivation

Dans un système de freinage, la performance dépend non seulement du comportement du matériau mais aussi **des conditions de contact**. Cette problématique complexe est abordée par la "Tribologie".

Le rapport de Jost (co-auteur du terme "tribologie") en 1966 [Jost(1966)] suggère que les problèmes de lubrification avaient besoin d'une approche interdisciplinaire comprenant la chimie, la science des matériaux, la mécanique et la physique. A cette époque, Jost pensait que l'industrie britannique aurait pu économiser 500 millions £/an pour avoir "moins de pannes causant une perte de production; permettant d'avoir une consommation d'énergie plus faible et des coûts d'entretien réduits et une durée de vie plus longue de la machine" si la tribologie était mieux maîtrisée. Cinquante ans plus tard, les pertes par frottement sont évaluées comme coûtant plus de **1% du PIB** [Tzanakis *et al.*(2012)], la tribologie est donc toujours d'actualité. Il ne fait aucun doute que les interactions tribologiques ont un **impact profond** sur de nombreux domaines de l'ingénierie et de la vie quotidienne. L'importance de ces effets a été soulignée par de nombreux articles et rapports au fil des années, qui, jusqu'à récemment, se sont concentrés principalement sur la lubrification, la friction, les pertes d'énergie et l'usure des matériaux pour des applications industrielles.

Le lecteur pourra se référer à des articles récents sur ces sujets, qui ont, par exemple, permis d'améliorer les technologies afin de réduire de manière significative les pertes d'énergie de friction dans les voitures à court, moyen et long terme [Holmberg *et al.*(2012)]. Ces études sont généralement effectuées sous forme d'études expérimentales dans une démarche "essai-erreur". Pour palier ces approches que je qualifierais de "boîte noire", **la modélisation constituerait une alternative intéressante** permettant de **passer un cap dans la compréhension des phénomènes**. Néanmoins, les difficultés se situent dans **le caractère multi-échelle** du problème.

Le contact: un problème multi-échelle

Comme illustré sur la figure 3.13 tirée de [Vakis *et al.*(2018)], le contact est un problème largement multi-échelle puisqu'il fait intervenir **l'échelle atomique jusqu'à l'échelle système**. Ces différentes échelles influencent l'aire réelle de contact dans la direction normale au contact et sur le frottement dans la direction transverse. À titre d'exemple, la surface réelle de contact est inférieure à la surface apparente entraînant des localisations dont les niveaux de pression (pouvant aller jusqu'à quelques GPa) et de températures (plus de 1000°C) peuvent être importants. Cette surface réelle de contact dépend du comportement du système à l'échelle macroscopique mais dépend aussi des différents composants et de la topographie des surfaces en contact (plateaux, rugosités). Plus généralement, [Vakis *et al.*(2018)] définit **cinq échelles** qui doivent être considérées dans un problème de contact (Fig. 3.13).

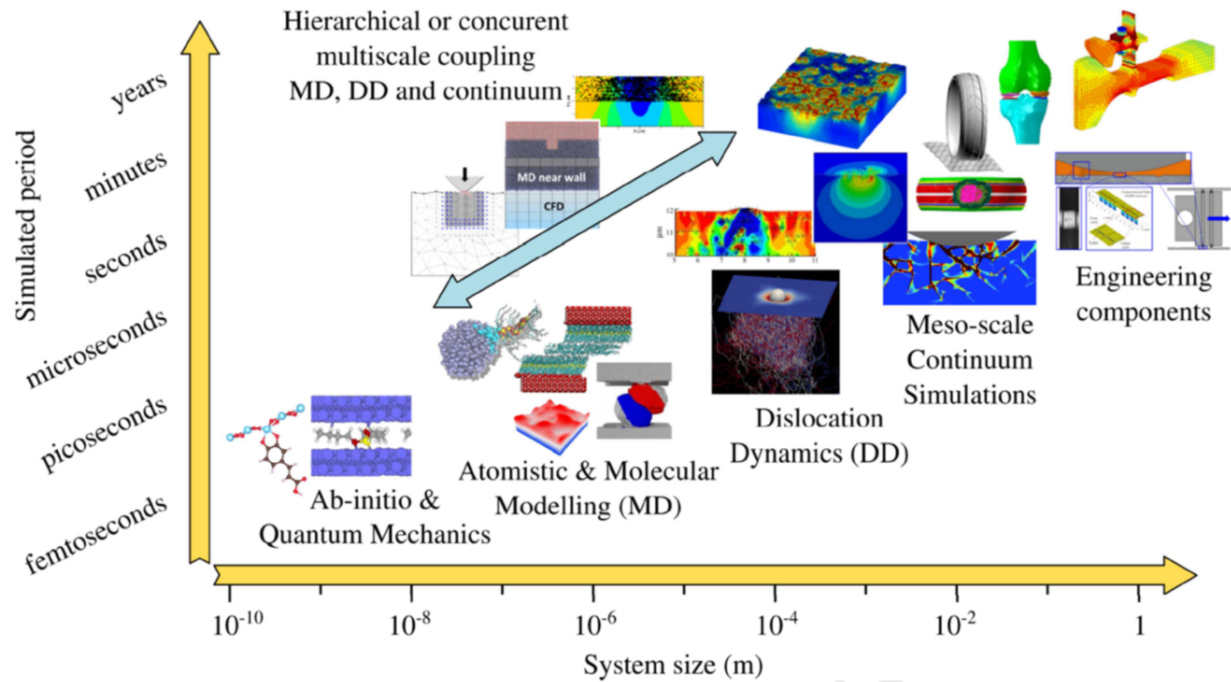


FIGURE 3.13 – Différentes échelles avec les longueurs et les temps caractéristiques associés au problème de contact [Vakis *et al.*(2018)]

D'un point de vue numérique pour enrichir ces différentes échelles, on retrouve la méthode de dynamique moléculaire qui est utilisée pour décrire le mouvement des atomes [Allen and Tildesley(1987)], donc à une échelle assez petite. Une variété d'adaptations de cette méthode peut être trouvée dans la littérature pour augmenter la taille du système par exemple, passant de l'échelle nanométrique à des échelles plus élevées. Les atomes sont donc regroupés, représentés par un seul point de l'espace et leurs potentiels d'interaction sont fusionnés afin de définir un site d'interaction équivalent. Pour étudier les aspérités de l'échelle atomique et les zones de contact fines, de nombreux auteurs (tels que [Sorensen *et al.*(1996)], etc.) ont modélisé des contacts de type indentation avec une pointe sur un substrat par exemple. Pour l'échelle liée à la rugosité de surface, le premier modèle a été proposé par [Greenwood and Williamson(1966)]. Leur modèle traite du contact entre une surface rugueuse déformable et une surface plane rigide. Ils ont supposé que la rugosité pouvait être décrite comme une distribution spatiale d'aspérités sphériques avec le même rayon de courbure et des hauteurs distribuées aléatoirement. Le contact sur les aspérités est décrit par la théorie de Hertz et les interactions entre les aspérités sont négligées. Un modèle plus général a été proposé par [Bush *et al.*(1975)]. Ils ont étudié le contact élastique entre une surface isotropiquement rugueuse et une surface plane en supposant que le sommet de chaque aspérité est remplacé par un paraboloïde ayant la même hauteur et les mêmes courbures principales que le sommet de l'aspérité. L'hypothèse de base est de considérer un processus aléatoire de hauteurs de sommet d'aspérités et de courbures principales, dans lequel chaque aspérité se déforme selon la solution hertzienne pour les surfaces lisses non conformes élastiques (voir [Johnson(1987)]). Le modèle est basé sur des analyses statistiques de surfaces aléatoires isotropes (voir [Longuet-Higgins(1957), Nayak(1971)]). Cette classe de modèles a l'avantage d'être simple et rapide, et peut être utilisée pour évaluer l'influence des paramètres de rugosité sur le comportement de surface et obtenir des corrélations significatives comme dans [Yastrebov *et al.*(2015), Zahouani *et al.*(2009)]. Cependant, il existe de nombreuses limitations qui

proviennent des approximations suivantes: la dépendance des paramètres de rugosité statistique sur la longueur d'échantillonnage, l'approximation géométrique des formes d'aspérités et la non prise en compte de l'effet d'interaction [Persson *et al.*(2002), Yastrebov *et al.*(2015)]. Néanmoins, ces modèles ont été enrichis par de nombreux auteurs. Par exemple, l'interaction entre les aspérités a été incluse à l'aide de modèles semi-analytiques [Ciavarella *et al.*(2006), Ciavarella *et al.*(2008), Yastrebov *et al.*(2011)]. Sinon, une approche multi-échelle a été développée par [Persson *et al.*(2002), Persson *et al.*(2005)] qui ne considère que la densité spectrale de la surface. En utilisant cette théorie, on peut obtenir la distribution des contraintes de contact et la surface réelle de contact correspondant à une échelle donnée qui est contrôlée par un facteur de grossissement. Comparée aux modèles multi-aspérité, la théorie de Persson donne le résultat exact quand il y a un contact parfait. Dans cette théorie, il n'est pas possible de donner une description complète de la distribution des zones de contact car la seule information utilisée est la densité spectrale de surface.

Pour lier l'échelle de la rugosité de surface à celle macroscopique, plusieurs approches permettent de prendre en compte ces aspects [Zavarise (1992), Bandeira *et al.*(2004), De Lorenzis and Wriggers(2013)]. Le point intéressant est qu'il n'est pas nécessaire de mailler finement la surface de contact. En effet, la surface est souvent plane et les lois ou paramètres d'interface de contact, traduisant l'évolution du micro-contact, sont intégrés dans un modèle à grande échelle du système étudié. En outre, il considère à la fois l'interface et les comportements du système et permet de réduire le temps de calcul. Par exemple, [Wriggers and Reinelt(2009)] a proposé une stratégie multi-échelle pour calculer un facteur de frottement homogénéisé qui reflète l'influence de la rugosité sur un contact de frottement.

Souvent, même si ces études fournissent des informations riches, il n'y a quasiment **pas de lien avec les problèmes sociétaux** comme la recherche d'un facteur de frottement, **l'étude du crissement** etc.

Le problème de crissement

Les systèmes de frein, de par leur principe de fonctionnement, engendrent une dissipation d'énergie mécanique par frottement de plaquettes ou garnitures sur un disque. Ce frottement peut être à l'origine de l'apparition de phénomènes vibratoires que l'on nomme "**vibrations induites par frottement**" qui peuvent générer des émissions acoustiques. Le crissement est caractérisé par des vibrations haute fréquence entre 1 et 10 kHz et en spectre de raies. Contrairement aux phénomènes vibratoires (broutement, bourdonnement, trépidations), le crissement n'a aucune influence sur l'intégrité mécanique du système de freinage mais engendre une **gêne importante** pour les personnes proches de la source.

Trois théories principales ont ainsi été développées pour décrire les phénomènes de vibrations induites par frottement comme le crissement: l'adhérence-glissement (stick-slip [Oden *et al.*(1985)]), le décollement-glissement (sprag-slip [Spurr(1961)]) et le couplage de modes. Cette dernière notion développée par [Jarvis and Mills.(1963)], partant des travaux de [Spurr(1961)], montre que deux modes propres distincts du système peuvent se confondre et engendrent ainsi une instabilité dynamique en fonction des conditions de contact. À travers un modèle à 3 degrés de libertés, [Hoffmann *et al.*(2002)] met en évidence le couplage de modes avec la coalescence de deux fréquences propres du système en fonction d'une variation du facteur de frottement. Dans la même lignée mais au sein de modèles plus complexes, [Triches *et al.*(2008)], [Liu *et al.*(2007)] etc. ont utilisé des modèles éléments finis pour mettre en évidence l'importance de la rigidité du disque, du facteur de frottement etc. sur les fréquences crissantes.

Comme on peut le voir, le phénomène de crissement a été largement étudié dans la littérature et différents auteurs ont réalisé des synthèses sur ces travaux comme [Akay(2002)] et [Kinkaid *et al.*(2003)]. Une des conclusions est la nature complexe du phénomène qui met en jeu un grand nombre de paramètres comme les paramètres géométriques. À l'échelle globale, la géométrie de contact, par exemple, a un impact sur l'apparition du crissement comme dans [Bergmann *et al.*(2000)], où il est montré qu'un patin chanfreiné

ou tronqué fait varier l'occurrence et la fréquence croissante.

Plus précisément, Akay [Akay(2002)] postule que cinq échelles sont à considérer (voir figure 3.14) vis-à-vis d'un dimensionnement en ciblant le comportement vibratoire: l'échelle chimique, l'échelle des composants, l'échelle de la rugosité, l'échelle de défaut de disque (ondulation, battement etc.) et l'échelle du système.

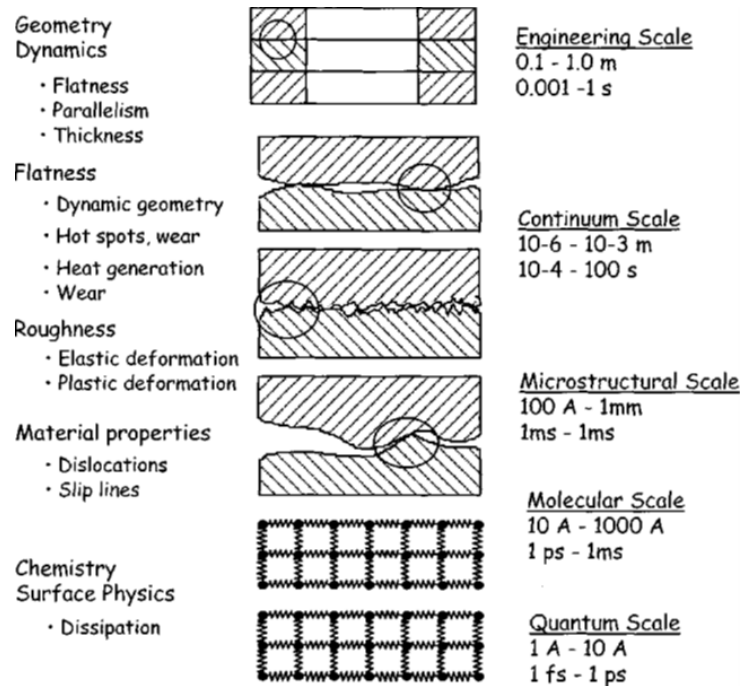


FIGURE 3.14 – Différentes échelles avec les longueurs et les temps caractéristiques associés au problème de contact [Akay(2002)]

Objectifs de cette partie

Partant de ce postulat, il serait **intéressant de justifier si ces échelles sont en effet influentes vis-à-vis du crissement**. Donc l'objectif dans cette partie du manuscrit sera d'établir **des stratégies de modélisation multi-échelle** et de tenter de **cibler les échelles influentes/pertinentes** à considérer en ciblant le **crissement comme performance**. Pour ce faire, des **outils numériques seront proposés/développés** en s'appuyant quand cela sera possible sur des résultats expérimentaux. Plus spécifiquement, on étudiera l'influence de quatre échelles (longueur de contact, défaut géométrique du disque, hétérogénéité du matériau, rugosité) sur le couplage de modes. La stratégie et la cohérence de cette partie est expliquée sur le schéma de la figure 3.15.

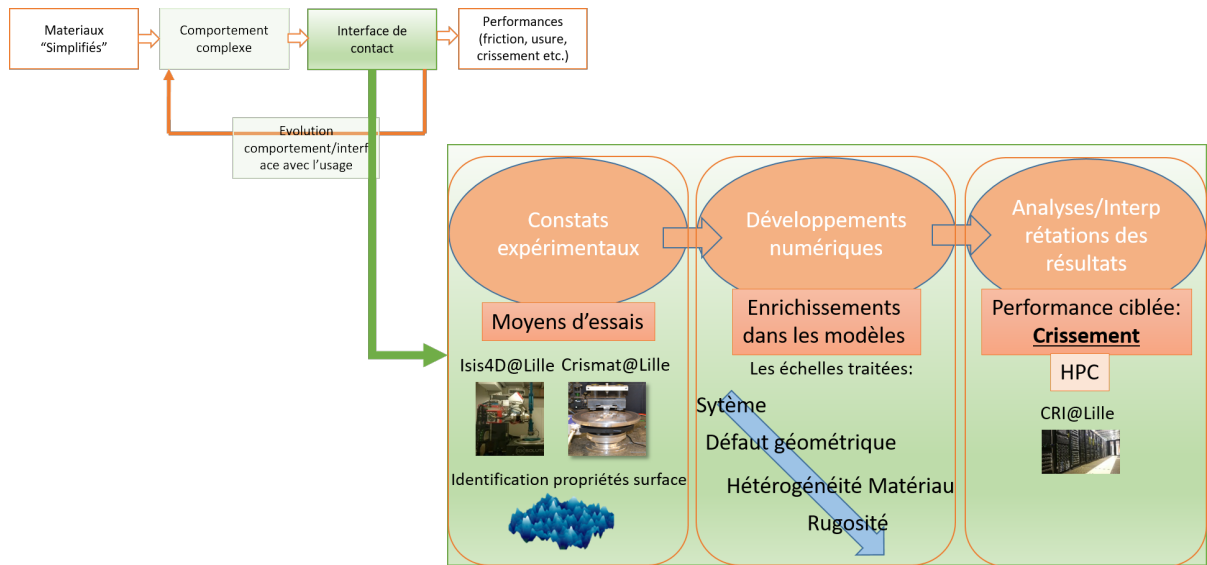


FIGURE 3.15 – Stratégie globale de la partie "Le contact: un problème multi-échelle"

Bibliographie

- [Akay(2002)] Akay, A, 2002. *Acoustics of friction*, Acoustics of friction. Journal of Acoustic Society of America, Vol. 111, pp. 1525–1548.
- [Allen and Tildesley(1987)] Allen, MP, Tildesley, DJ, 1987. *Computer simulations of liquids*. Oxford: Clarendon Press.
- [Bergmann *et al.*(2000)] Bergmann, F., Eriksson, M., Jacobson, S., 2000. *The effect of reduced contact area on the occurrence of disc brake squeals for automotive brake pad*. Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 214, pp. 561-568.
- [Bush *et al.*(1975)] Bush, A., Gibson, R. & Thomas, T., 1975. *The elastic contact of a rough surface*. Wear, Elsevier, Vol. 35, pp. 87-111.
- [Ciavarella *et al.*(2006)] Ciavarella, M., Delfino, V. & Demelio, G., 2006. *A re-vitalized Greenwood and Williamson model of elastic contact between fractal surfaces*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2006, Vol. 54, pp. 2569-2591.
- [Ciavarella *et al.*(2008)] Ciavarella, M., Greenwood, J. & Paggi, M., 2008. *Inclusion of interaction in the Greenwood and Williamson contact theory*. Wear, Vol. 265, pp. 729-734.
- [Greenwood and Williamson(1966)] Greenwood, J. & Williamson, J., 1966. *Contact of nominally flat surfaces*. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, The Royal Society, Vol. 295, pp. 300-319.
- [Hoffmann *et al.*(2002)] Hoffmann, N., Fischer, M., Allgaier, R., & Gaul, L., 2002. *A minimal model for studying properties of the mode-coupling type instability in friction induced oscillations*. Mechanics Research Communications, Vol. 29, pp. 197–205.
- [Holmberg *et al.*(2012)] Holmberg, K, Andersson, P, Erdemir, A., 2012 *Global energy consumption due to friction in passenger cars*. Tribology International, vol.47, pp.221-34.
- [Jarvis and Mills.(1963)] Jarvis, J.P., Mills, B., 1963. *Vibration induced by friction*. Proceeding in the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 178, pp. 847–857.
- [Johnson(1987)] Johnson, K. L. *Contact mechanics*. Cambridge university press, 1987
- [Jost(1966)] Jost, HP., 1966. *Lubrication: Tribology; Education and Research; Report on the Present Position and Industry's Needs*. Soumis au ministère de l'éducation et de la science)
- [Kinkaid *et al.*(2003)] Kinkaid, N.M., O'Reilly, O.M., Papadopoulos, P., 2003. *Automotive disc brake squeal*. Journal of Sound and Vibration, vol.267, pp.105–166.
- [Longuet-Higgins(1957)] Longuet-Higgins, M. S, 1957. *The statistical analysis of a random, moving surface*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, pp. 321-387.
- [Liu *et al.*(2007)] Liu, P., Zheng, H., Cai, C., Wang, Y.Y., Lu, C., Ang, K.H., Liu, G.R., 2007. *Analysis of disc brake squeal using the complex eigenvalue method*, Applied Acoustics, Vol. 68, Issue 6, pp. 603-615.
- [Nayak(1971)] Nayak, P. R., 1971. *Random process model of rough surfaces*. Journal of Tribology, American Society of Mechanical Engineers, Vol. 93, pp.398-407.
- [Oden *et al.*(1985)] Oden, J.T., Martins, J.A.C., 1985. *Models and computational methods for dynamics friction phenomena*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 52, pp. 527-634.
- [Persson *et al.*(2002)] Persson, B., Bucher, F. & Chiaia, B., 2002. *Elastic contact between randomly rough surfaces: comparison of theory with numerical results*. Physical Review-Series B-, American Physical Society, 65, 184106.
- [Persson *et al.*(2005)] Persson, B., Albohr, O., Tartaglino, U., Volokitin, A. & Tosatti, E., 2005. *On the nature of surface roughness with application to contact mechanics, sealing, rubber friction and adhesion*. Journal of Physics: Condensed Matter, IOP Publishing, 17, R1-R62.
- [Sorensen *et al.*(1996)] Sorensen, MR, Jacobsen, KW, Stoltze, P., 1996. *Simulations of atomic-scale sliding friction*. Physical Review B, vol.53, pp. 2101–2113.
- [Spurr(1961)] Spurr, R.T., 1961. *A theory of brake squeal*, Proc. Inst. Mech. Eng. , pp. 33-52.
- [Triches *et al.*(2008)] Trichès, M.J., Gerges, S., Jordan, R., 2008. *Analysis of brake squeal noise using the finite element method: A parametric study*, Applied Acoustics, Vol. 69(2), pp. 147–162.
- [Tzanakis *et al.*(2012)] Tzanakis, I, Hadfield, M, Thomas, B, Noya, S, Henshaw, I, Austen, S., 2012. *Future perspectives on sustainable tribology*. Renewable and Sustainable Energy Reviews, vol.16, pp.4126-4140.

- [Vakis *et al.*(2018)] Vakis, A.I., Yastrebov, V.A., Scheibert, J., Minfray, C., Nicola, L., Dini, D., Almqvist, A., Paggi, M., Lee, S., Limbert, G., Molinari, J.F., Anciaux, G., Aghababaei, R., Echeverri Restrepo, S., Papangelo, A., Cammarata, A., Nicolini, P., Putignano, C., Carbone, G., Ciavarella, M., Stupkiewicz, S., Lengiewicz, J., Costagliola, G., Bosia, F., Guarino, R., Pugno, N.M., Müser, M.H., 2018. *Modeling and simulation in tribology across scales: An overview*. Tribology International.
- [Wriggers and Reinelt(2009)] Wriggers, P. & Reinelt, J., *Multi-scale approach for frictional contact of elastomers on rough rigid surfaces*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Elsevier, 2009, 198, 1996-2008
- [Yastrebov *et al.*(2011)] Yastrebov, V. A., Durand, J., Proudhon, H. & Cailletaud, G., 2011. *Rough surface contact analysis by means of the Finite Element Method and of a new reduced model*. Comptes Rendus Mécanique, Vol. 339, pp. 473-490.
- [Yastrebov *et al.*(2015)] Yastrebov, V. A., Anciaux, G. & Molinari, J.-F., 2015. *From infinitesimal to full contact between rough surfaces: evolution of the contact area*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 52, pp. 83-102.

Chapitre 4

Impact de la longueur de contact sur le crissement

Co-encadrement de thèse de M. Duboc

Dans cette section, les conditions de contact seront étudiées en paramétrant l'aire de contact apparente. Pour étudier cet aspect, un dispositif expérimental y est dédié: le "CrisMat". Il est basé sur un système simplifié afin de se concentrer principalement sur l'influence des conditions de contact.

4.1 Dispositif expérimental dédié au crissement: "CrisMat"

L'idée était de concevoir un système atteignant une fréquence de crissement comprise entre 2 et 12 kHz en accord avec le niveau de fréquence observé dans les systèmes de frein automobiles, mais avec un comportement dynamique contrôlé. Plusieurs configurations expérimentales simplifiées ont été proposées dans la bibliographie [Massi *et al.*(2006)] [Dai and Lim(2008)] [Oura *et al.*(2009)]

La figure 4.1 présente l'architecture simplifiée du pion-disque. Le banc est composé d'un disque monté sur une broche. Une lame flexible accueillant un patin de friction est maintenue par un support rigide dont on pilote les déplacements.

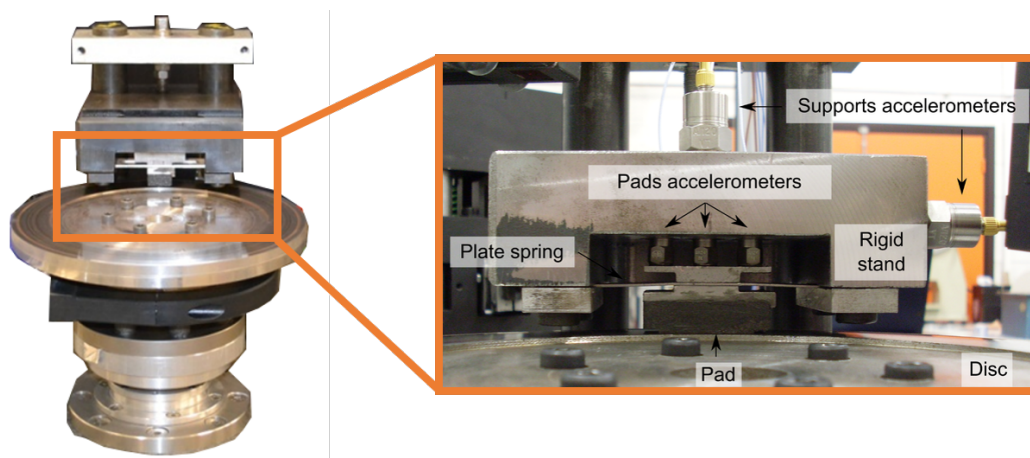


FIGURE 4.1 – Dispositif expérimental "CrisMat"

Pendant les essais, l'instrumentation est composée d'un microphone, d'accéléromètres situés sur le patin, d'un couple-mètre et de jauges de déformation sur la lame.

4.1.1 Protocole d'essais et géométrie du patin

D'abord, un déplacement de 0,25 mm du support rigide est appliqué, correspondant à une charge de 500 N pour une pression moyenne de 0,625 MPa avec une surface de contact de 40x20mm². Avant chaque test, la surface de contact entre le disque et le patin est mesurée pour contrôler l'uniformité du contact. Une vitesse constante de 20 tr/min est ensuite appliquée, correspondant à une vitesse linéaire de 0,1m/s sur le rayon moyen.

Les essais sont effectués pour différentes longueurs de patin prises dans cet ensemble {40, 30, 20, 10} mm, nommées ACL par la suite. La largeur du patin sera toujours fixée à 20 mm. Afin de ne pas modifier le comportement dynamique global du pion pour obtenir les différentes dimensions, on partira systématiquement d'une longueur de 40 mm que l'on usinera sur une hauteur de 1 mm pour obtenir les autres ACL de {30, 20, 10} mm (Figure 4.2(a)).

La figure 4.2(b) montre la distribution de la pression de contact statique mesurée avec un film de pression avant l'essai. Les zones noires correspondent à une pression nulle et les zones claires à l'intensité maximale. L'uniformité du contact est difficile à obtenir mais le test démarre dès que le contact est obtenu sur toute la zone.

Pour cette étude, une garniture de friction à formulation réduite est développée. Ici, le patin de friction n'a que six composants (résine, baryte, fibres de Twaron, fibres d'acier, fibres minérales, graphite). Ce matériau est développé en collaboration avec la société FLERTEX¹.

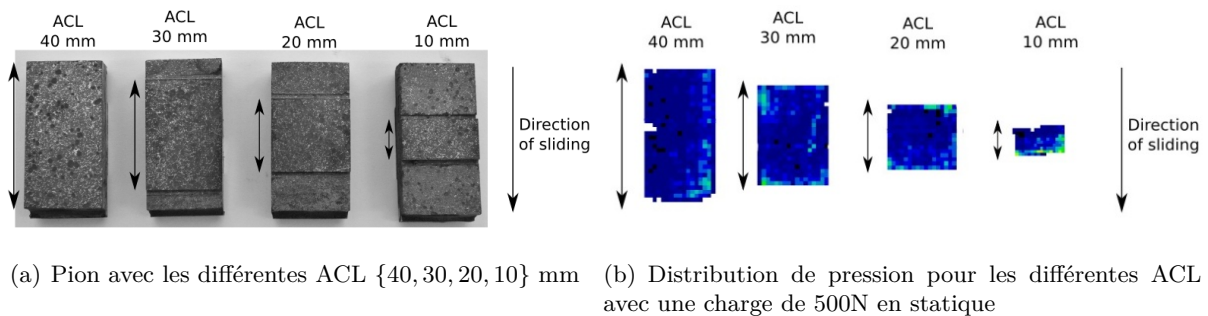


FIGURE 4.2 – Illustration des différentes ACL

4.1.2 Résultats expérimentaux

La figure 4.3(a) montre le signal brut de l'ondulation du disque pour un patin de 20 mm de longueur. On peut remarquer que l'ondulation/le battement du disque est d'environ 30 μm . La figure 4.3(b) présente un signal de pression acoustique brut mesuré par le microphone montrant que l'occurrence de bruit est en corrélation avec la géométrie du disque. La fréquence de crissement est d'environ 3400 Hz avec un niveau de pression acoustique d'environ 100 dB.

La figure 4.4 résume les résultats pour les quatre configurations avec des longueurs apparentes différentes (40, 30, 20 et 10 mm). Chaque point correspond à une occurrence de bruit supérieure à 100 dB. La

1. <https://flertex.fr/>

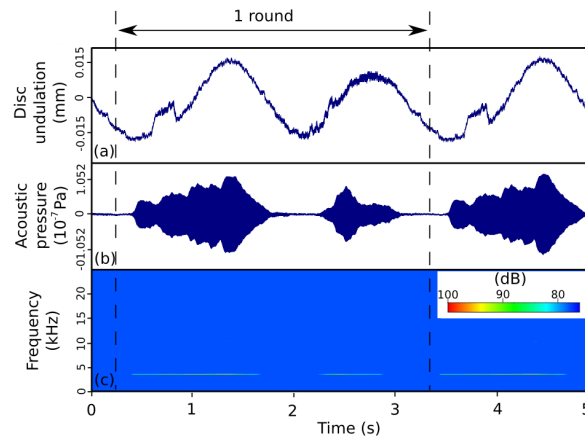


FIGURE 4.3 – Résultats avec une ACL de 20 mm : (a) Ondulation du disque, (b) Pression acoustique (c) Diagramme temps-fréquences

principale différence entre toutes ces configurations est la fréquence propre impliquée pendant le crissement. Pour chaque configuration, une variation du facteur de frottement est obtenue avec des valeurs comprises entre 0,2 et 0,4. Les fréquences dépendent donc fortement de la longueur du contact. Le tableau 4.1 montre les fréquences de crissement associées à chaque ACL. Une fréquence de crissement de 2600 Hz est obtenue pour une ACL de 30mm mais elle a été identifiée comme étant une fréquence lié à la broche ([Duboc(2013)] pour plus de détails). Pour une ACL de 20mm, une fréquence de 3400 Hz avec des harmoniques est observée (6800 Hz). A partir des mesures des accéléromètres, le deuxième mode de flexion du patin a été identifié. Ce déphasage est clairement mis en évidence pour les ACL de 10, 20 et 30 mm. Pour l'ACL de 10 mm, un couplage de modes entre le deuxième mode de flexion du patin et le mode de disque à 2 diamètres modaux semble être impliqué. De la même manière, le couplage de modes entre le même mode du patin et le mode disque 3 diamètres modaux semble se produire pour la configuration avec une ACL de 20 mm et avec le mode disque 4 diamètres modaux pour la configuration avec une ACL de 30 mm. Pour la configuration ACL de 40 mm, il s'agit d'un couplage entre deux modes de pion.

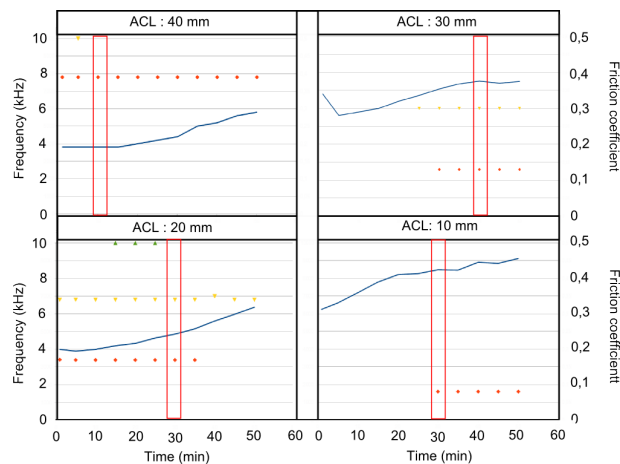


FIGURE 4.4 – Résultats expérimentaux pour toutes les configurations ACL (a) 40 mm (b) 30 mm (c) 20 mm (d) 10 mm; courbe bleue: facteur de frottement; courbe rouge: Fréquences crissantes

ACL(mm)	40 mm	30 mm	20 mm	10 mm
Fréquences crissantes (Hz)	7800	2600/ 6000	3400 / 6800	1600

TABLE 4.1 – Fréquences crissantes pour toutes les ACL.

4.2 Modèle semi-analytique associé au "CrisMat"

L'approche expérimentale a montré un couplage de modes possible entre ceux du patin et du disque. Il a également montré l'influence de la longueur des patins même si seulement 4 ACL ont été testés. Pour améliorer cette recherche, un modèle semi-analytique a été développé. Il est basé sur un modèle minimal à trois degrés de liberté (4.5). Ce modèle est similaire à celui utilisé par [Bonnay *et al.*(2015)]. La partie mobile (lame + pion) du CrisMat est décrite par un système à deux degrés de liberté: un en translation et l'autre en rotation. Le disque est modélisé comme un système séparé avec un seul degré de liberté dans la direction normale. Cette définition est basée sur les résultats expérimentaux précédents montrant les modes de disque plan et ceux du patin.

4.2.1 Description du modèle semi-analytique

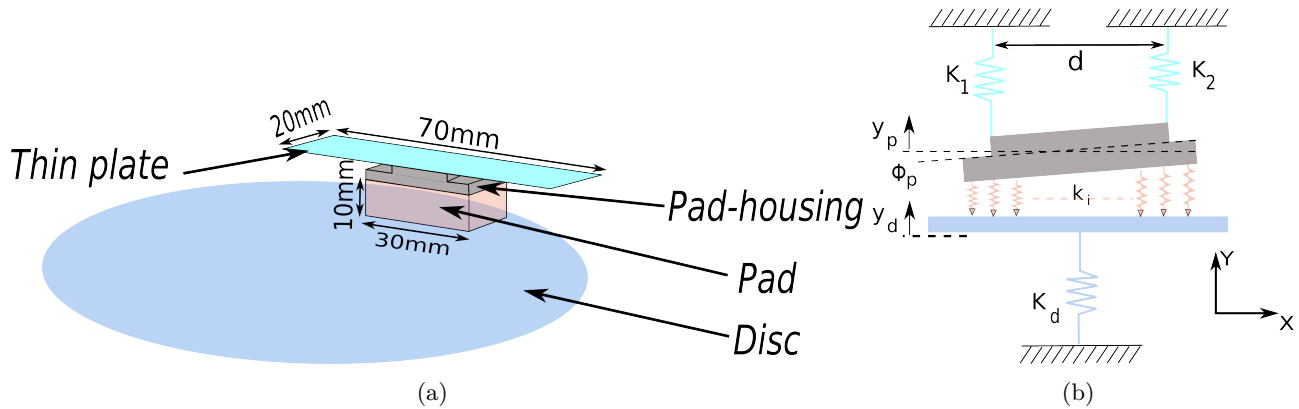


FIGURE 4.5 – Modèle semi-analytique du "CrisMat"

Dans le modèle décrit sur la figure 4.5(b), K_1 et K_2 correspondent à la rigidité de la lame suivant la direction, y_1 et y_2 représentent les déplacements associés à ces raideurs et d la distance qui les sépare suivant x . La rigidité du patin de friction est modélisée par une distribution parallèle de ressorts k_i dont la valeur dépend directement des propriétés mécaniques du matériau. y_i correspond au déplacement de chaque ressort k_i .

Ce modèle analytique fait l'objet d'un équilibre statique sous conditions de chargement et de glissement dans un premier temps. Cette étape permet d'obtenir la répartition de la pression au contact. Puis dans un second temps, une analyse complexe est effectuée afin de déterminer les fréquences propres du système. Le tableau 4.2 présente les paramètres utilisés pour le calcul quasi-statique.

M_d (kg)	K_d (N/m)	M_p (kg)	K_p (N/m)	J (kg.m ²)	K_1 (N/m)	K_2 (N/m)	d(mm)
3.88	$4.85 \cdot 10^8$	0.07	$1.17 \cdot 10^8$	$4.43 \cdot 10^{-6}$	$256 \cdot 10^3$	$256 \cdot 10^3$	20

TABLE 4.2 – Paramètres utilisés pour le modèle semi-analytique

Pour les valeurs de raideurs k_i , un test de compression a été effectué sur le matériau de friction conduisant à obtenir un comportement non linéaire. Ceci se traduit par une relation entre la raideur de contact k_i et la pression P sous la forme: $k_i = 2.3 * 10^6 * P^{(n-1)/n}$ N/m avec $n = 1.4286$.

Pour la partie dynamique, les équations sont les suivantes:

$$\begin{cases} M_d \ddot{y}_d = -K_d y_d - \sum_{i=1}^n k_i y_i \\ M_p \frac{\ddot{y}_2 - \ddot{y}_1}{2} = -K_1 \left(y_1 + \frac{y_2 - y_1}{d} x_1 \right) - K_2 \left(y_2 + \frac{y_2 - y_1}{d} x_2 \right) - \sum_{i=1}^n k_i y_i \\ J \frac{\ddot{y}_2 - \ddot{y}_1}{d} = -K_1 \frac{y_2 - y_1}{d} x_1^2 - K_2 \frac{y_2 - y_1}{d} x_2^2 + \sum_{i=1}^n k_i y_i \mu h + \sum_{i=1}^n k_i y_i l \end{cases}$$

Toutes les valeurs des paramètres nécessaires au calcul dynamique sont reportées dans le tableau 4.2, celles-ci ont été déterminées à partir de la configuration expérimentale.

4.3 Résultats

La figure 4.6 montre le résultat de l'analyse modale complexe avec une étude paramétrique sur l'ACL partant de 5mm jusqu'à 40mm avec un pas de 0.05mm. Les résultats numériques montrent quatre zones

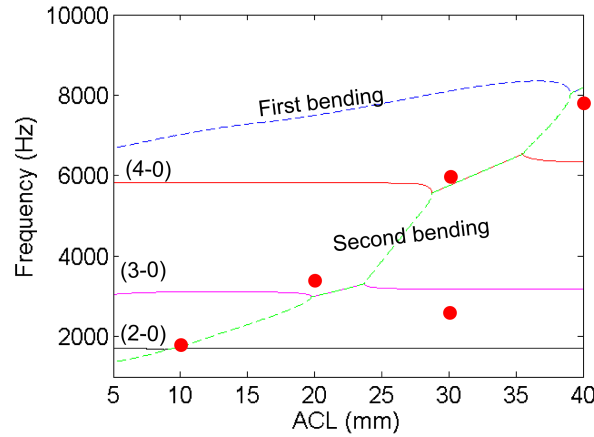


FIGURE 4.6 – Évolution des fréquences propres du modèle numérique en fonction de l'ACL et résultats expérimentaux (en points rouges ●)

de couplage de mode de fréquences. La comparaison entre les résultats expérimentaux (points rouges sur la figure 4.6) et numériques montre un bon accord pour l'identification des fréquences de crissement et de la zone d'instabilité en termes d'ACL.

Le comportement non-linéaire du matériau doit être pris en compte. En effet, une étude (voir [Duboc(2013)] pour plus de détails) a montré que la réponse fréquentielle en considérant un matériau linéaire n'avait pas les mêmes résultats avec seulement 3 zones de couplage sur la page d'ACL étudiée.

4.4 Discussions

Le but de cette étude était de déterminer **l'influence des conditions de contact**, plus spécifiquement de la géométrie de contact et du **comportement du matériau** de friction sur le crissement sur un dispositif dédié. Le crissement est un phénomène complexe qui implique différents couplages entre différents déformées modales d'un système de freinage. L'analyse d'un tel phénomène a été facilitée par l'utilisation d'un **dispositif expérimental simplifié** et d'un **modèle semi-analytique** à 3 degrés de liberté associé.

L'influence de la **géométrie de contact** sur l'occurrence du crissement a été clairement démontrée expérimentalement. Cette tendance a été confirmée par le modèle associé qui a permis aussi de clarifier les différents couplages. Deux simulations ont été effectuées, l'une avec un comportement linéaire (non présentée ici mais disponible dans [Duboc(2013)]) et l'autre avec un comportement non-linéaire (considéré ici et tiré d'un essai de caractérisation expérimentale). Ces résultats sont comparés aux résultats expérimentaux et un bon accord a été obtenu en particulier pour le comportement non-linéaire.

Au vu de l'identification de ces **paramètres pertinents**, il faudrait désormais pouvoir le transposer aux systèmes de freinage. Au-delà de cette échelle, les occurrences peuvent dépendre d'autres paramètres se trouvant à des échelles plus fines...

Bibliographie

- [Bonnay *et al.*(2015)] Bonnay, K., Magnier, V., Brunel, J.F., Dufrenoy, P., De Saxce, G. 2015. *Influence of geometry imperfections on squeal noise linked to mode lock-in*, International Journal of Solids and Structures, Vol. 75-76, p.99-108.
- [Dai and Lim(2008)] Dai, Y., Lim, T.C., 2008. *Suppression of brake squeal noise applying finite element brake and pad model enhanced by spectral-based assurance criteria*, Applied Acoustics, Vol. 69, pp. 196–214.
- [Duboc(2013)] Duboc M., 2013. *Etude multiéchelle du crissement : dispositif expérimental et éléments de compréhension*, PhD Thesis, Université de Lille 1.
- [Massi *et al.*(2006)] Massi, F., Baillet, L., Giannini, O., 2006. *Experimental analysis on squeal modal instability*, International Modal Analysis Conference - IMAC-XXIV (Missouri), Saint-Louis : USA (2006).
- [Oura *et al.*(2009)] Oura, Y. , Kurita, Y., Matsumura Y., 2009. *Influence of dynamic stiffness in contact region on disk brake squeal*, Journal of Environment and Engineering, Vol. 4, pp. 234-244.



Chapitre 5

Impact d'une imperfection géométrique du disque sur le crissement

Co-encadrement de thèse de K. Bonnay

En raison des conditions de fabrication et/ou de montage, les surfaces du disque introduisent des variations d'épaisseur (comme nous avons pu le constater expérimentalement dans la section précédente (section 4)). Néanmoins, peu d'études numériques prennent en compte ces imperfections de surface de disque ([Vayssiere & al.(2006)]) et aucune se focalise sur l'impact de telle imperfection sur le crissement.

Dans cette partie, une méthodologie est proposée pour observer l'évolution des fréquences propres d'un système pion-disque en considérant donc des imperfections géométriques à la surface de contact. L'analyse modale complexe sera utilisée. Il est à noter que [Massi *et al.*(2007)] et [AbuBakar and Ouyang(2006)] ont utilisé à la fois l'analyse de valeurs propres complexes et l'analyse transitoire dynamique pour prédire le crissement du frein à disque. Ils ont trouvé que l'analyse des valeurs propres complexes permettait de détecter la limite de stabilité du système et que les fréquences instables issues des expériences pouvaient être prédites par l'analyse transitoire dynamique. Tout d'abord, le cas d'un contact plan-plan parfait est présenté pour illustrer la stratégie numérique globale. Ce cas servira de référence par la suite. Puis, nous introduirons une imperfection géométrique sur le disque sous la forme d'une variation d'épaisseur. Une analyse similaire avec l'introduction de plateaux utilisant la même stratégie numérique, non présentée ici, a fait l'objet d'une étude approfondie (voir [Bonnay (2013)] pour plus de détails).

5.1 Origine et description du modèle

5.1.1 Motivation

Nous repartirons du "CrisMat" présenté dans la section 4.1 où la variation d'épaisseur du disque a été mesurée pendant les essais. Ceci nous a permis de révéler une variation de hauteur de la surface du disque en contact avec la garniture (Figure 4.3). Une corrélation entre les occurrences de crissement et la géométrie du disque a ainsi pu être montrée. En effet, une occurrence de crissement apparaît à chaque rotation et celle-ci est systématiquement en phase avec une bosse sur le disque.

Une approche couplée a été utilisée pour étudier le lien potentiel entre le crissement et l'ondulation de surface du disque. En vue de considérer un grand nombre de conditions de contact entre le disque et le patin, un modèle FEM est utilisé pour déterminer la distribution de pression de contact associée à différentes positions du patin sur le disque. Ces pressions de contact sont ensuite injectées à différents moments dans

le modèle analytique pour calculer les raideurs de contact et déterminer les fréquences propres du système en fonction de la position du patin sur le disque. L'utilisation d'un modèle analytique est motivée par le besoin d'un temps CPU réduit et l'objectif de simplifier le problème pour mieux comprendre l'évolution des fréquences propres en fonction de l'évolution de l'imperfection géométrique.

5.1.2 Modèle FEM 2D du "CrisMat"

Le modèle éléments finis, présenté sur la figure 5.1, a été inspiré par le dispositif expérimental simplifié (Figure 4.1) présenté précédemment. Le modèle a été construit avec l'hypothèse de déformation plane. Les propriétés des matériaux sont considérées comme élastiques et isotropes ce qui n'est en réalité pas le cas mais cela permet de cibler l'importance du défaut géométrique du disque. La lame, les supports et le disque sont en acier avec un module de Young de 210 GPa, une densité de 7800kg/m³ et un coefficient de Poisson de 0.3. Le matériau de friction aura un module de Young de 3 GPa, un coefficient de Poisson de 0.3 et une densité de 2700 kg/m³. La méthode du Lagrangien augmentée est utilisée pour l'algorithme de contact. Le facteur de frottement est fixé à 0.3 et une vitesse de glissement de 1 m/s est imposée. Les conditions aux limites ont été appliquées aux extrémités de la lame et les déplacements sur la partie inférieure du disque ont été fixés. Ici, un déplacement normal couplé sur les extrémités de la plaque a été appliqué et ce déplacement imposé, égal à 0.55 mm, équivaut à une charge de 300 N.

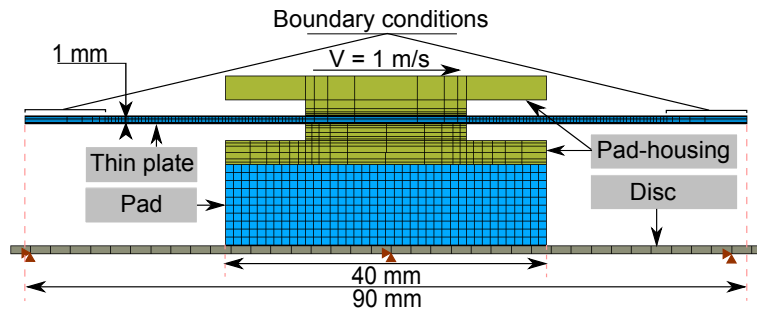


FIGURE 5.1 – F.E. model

Un profil de disque non-plan a été introduit directement dans le modèle élément fini avec un maillage fin pour représenter les différentes bosses.

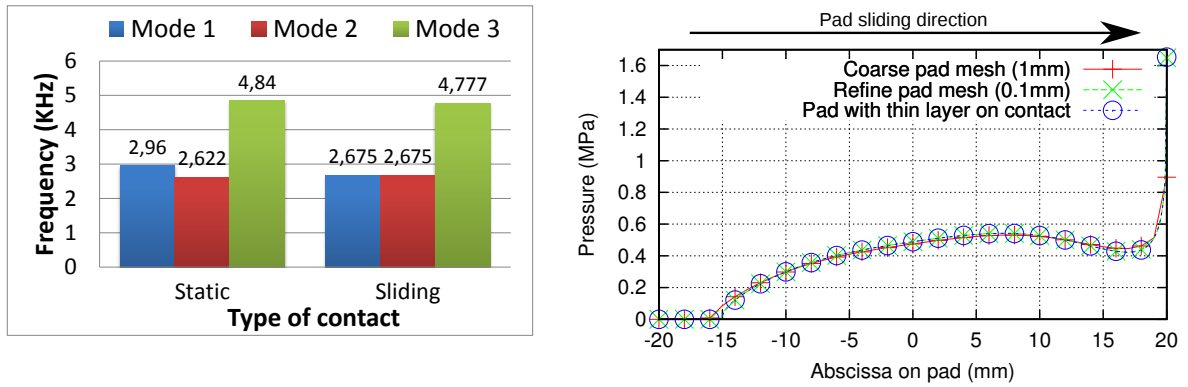
5.1.3 Modèle de référence: Disque plan (sans défaut géométrique)

La figure 5.2(a) résume les fréquences propres pour les cas avec contact statique ($V=0\text{m/s}$) et contact glissant ($V=1\text{m/s}$). Le cas statique est sans frottement. Lorsque le système est sous condition de glissement, le contact est ouvert sur le bord de fuite et une surpression apparaît sur le bord d'attaque (voir Figure 5.2(b)). La première fréquence liée à la rotation du pion diminue et se couple avec la fréquence liée au disque.

Ici, une configuration avec un couplage de modes sous conditions de glissement pour un contact plan-plan est exposée. Désormais, une extension de cas sera faite en considérant une imperfection surfacique.

5.2 Influence de la non-planéité du disque

La géométrie du disque est désormais composée de 3 parties partant d'une surface plane (comme le cas de référence), suivi d'une bosse et se terminant par une surface plane comme illustré sur la figure 5.3. La



(a) Fréquences propres avec contact statique et glissant (b) Pression de contact pour un disque plan

FIGURE 5.2 – Résultats dynamique et statique.

non-planéité du disque est explicitement maillée avec le modèle FEM. Une courbe de Bézier à 5 points ([Bezier(1974)]) a été utilisée pour décrire la géométrie du disque. La hauteur maximale (notée H) a été fixée à $50 \mu\text{m}$ et la longueur de la bosse à 200 mm (ces valeurs sont basées sur des résultats expérimentaux). Les simulations sont effectuées avec un pas de 10^{-4} s en utilisant la α -méthode avec α égal à -0.2 . Le choix du pas de temps et de l'algorithme a permis de déterminer l'évolution précise de la pression de contact.

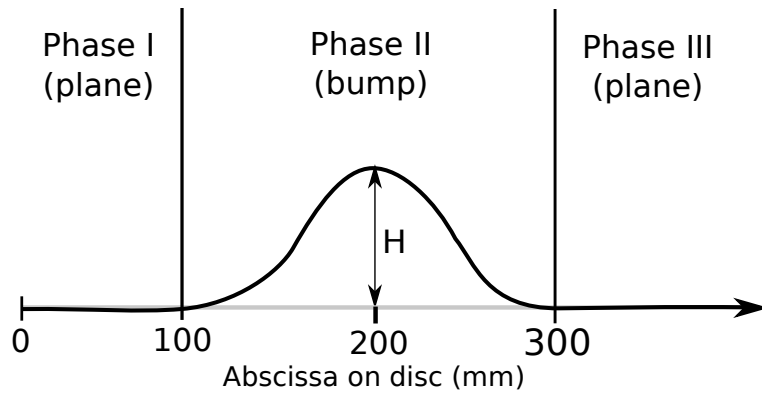


FIGURE 5.3 – Profil de la surface du disque (amplifié!)

La figure 5.4(a) montre l'évolution des fréquences (partie imaginaire de la valeur propre) en fonction de la position du patin par rapport au disque et la figure 5.4(b) illustre l'évolution de la partie réelle de la valeur propre. Lors du passage des surfaces planes, dénommées phase 1 et phase 3 sur la figure 5.3, le couplage de modes est obtenu avec un couplage entre le mode 1 et le mode 2, comme présenté sur la figure 5.2 pour le cas de référence. Le mode 1 (resp. mode 3) est relié au mode de basculement du pion (resp. translation du pion). Le mode 2 est relié au mode de translation du disque.

Pour le passage de bosse, les résultats montrent que l'imperfection du disque a un fort impact sur le comportement dynamique du système et surtout sur le mode 1 (Figure 5.4(a)). La 1^{ère} fréquence évolue de façon significative (variation de 2000 Hz) au moment du passage de la bosse du disque alors que la 3^{ème} fréquence a légèrement augmenté (environ 400 Hz) et que la fréquence 2^{ème} demeure stable.

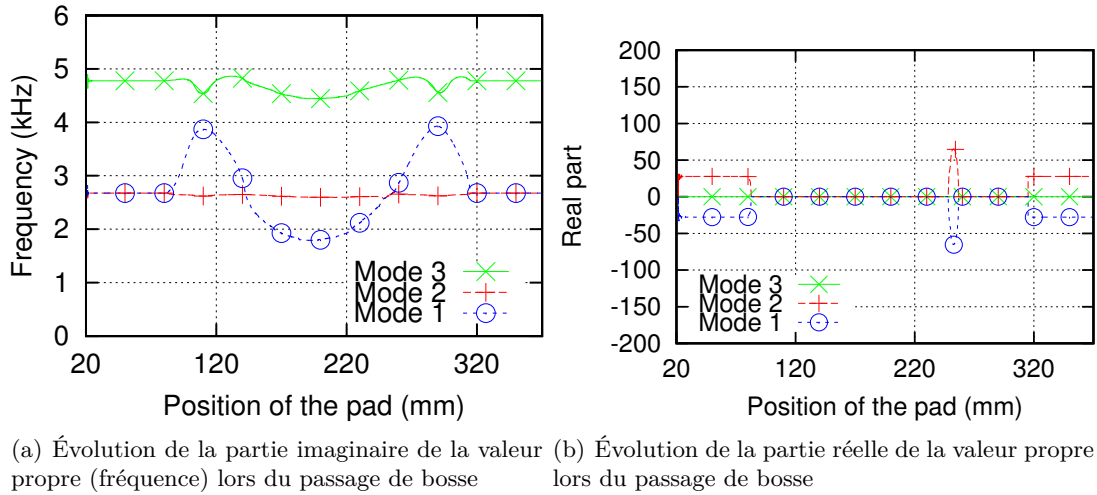


FIGURE 5.4 – Évolution des valeurs propres en fonction du passage de bosse

5.3 Interprétations des résultats

Pour comprendre les évolutions des fréquences, une comparaison des champs de pression pendant la simulation est effectuée. La figure 5.5(a) montre l'évolution continue de la pression de contact sur le patin lors du passage de la bosse alors que sur la figure 5.5(b), la pression de contact est tracée à des moments précis. Au début et à la fin de la bosse, le contact est étendu sur l'ensemble du patin avec une ouverture de contact au milieu provoquant une surpression sur le bord d'attaque importante multipliée par trois par rapport au cas de référence. Ceci augmente la rigidité de flexion et provoque donc une augmentation de la 1^{ère} fréquence correspondant au mode de flexion du patin. Au sommet de la bosse, la longueur du contact est réduite et le contact est localisé près du centre du patin. Ce type de contact diminue la rigidité de flexion, et ainsi diminue la 1^{ère} fréquence.

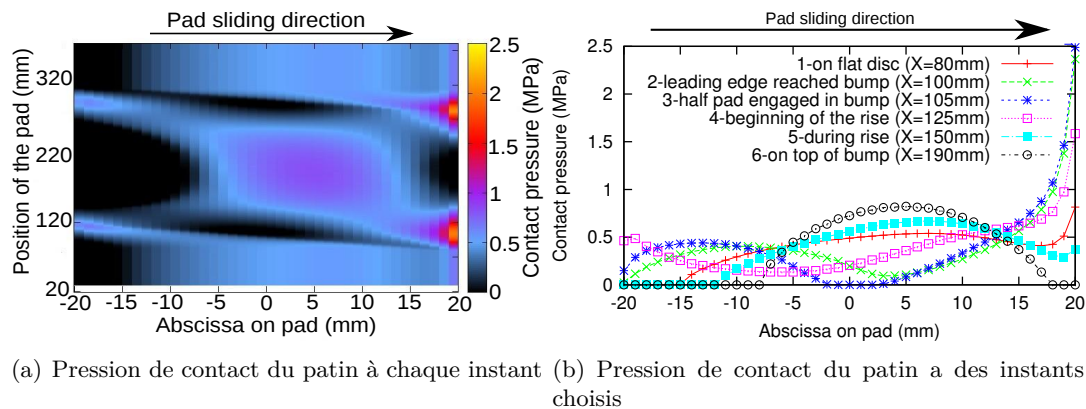


FIGURE 5.5 – Évolution de la pression de contact avec une imperfection géométrique de type Bézier (hauteur fixée à $50\mu m$)

D'autres études (non présentées mais que l'on peut retrouver dans [Bonnay (2013)]) montrent que le couplage de mode est fortement dépendant de la hauteur et de la longueur de la bosse.

5.4 Discussions

Une stratégie associant **un modèle éléments finis et un modèle semi-analytique** a été utilisée sur un dispositif pion-disque. Cela était motivé par la nécessité de **comprendre le mécanisme** qui relie éventuellement les non-planétés de surface au crissement. Dans cette étude, des **défauts géométriques à l'interface** (ondulations de disques et présence de plateaux de contact sur le patin (non-présenté ici)) ont été introduites et leur influence sur le comportement dynamique a été étudiée.

Les différents cas traités ont montré que le passage d'une configuration stable à instable dépendait fortement de la **longueur réelle de contact**. Cette dernière paraît pertinente au vue d'un dimensionnement vis-à-vis du crissement, mais ne paraît **pas être le seul paramètre** à prendre en compte dans la conception. Le nombre de surfaces en contact et leur localisation paraissent être des paramètres à considérer aussi. Ces paramètres jouent fortement sur la **distribution de la pression** qui est le véritable paramètre déterminant.

Néanmoins, la variation des fréquences est liée à notre système qui s'est avéré efficace pour faire varier les différents modes (notamment celui lié au basculement du pion). Un véritable système de freinage aurait très probablement été moins affecté.

Sinon pour valider cette tendance, il serait intéressant de comparer avec des **résultats expérimentaux avec une topographie contrôlée** pendant les séquences silencieuses et les phases de crissement. Ainsi l'introduction d'une surface texturée maîtrisée (par impression 3D par exemple), pourrait être utilisée comme point d'entrée d'une future étude en s'appuyant sur un **dialogue numérique/expérimental**. L'approche présentée ici avec un système très simplifié (3 degrés de liberté) montre qu'il reste difficile d'établir des critères de conception vis-à-vis du crissement. Afin de palier cette difficulté, cet aspect mériterait une étude mathématique plus approfondie.

Bibliographie

- [AbuBakar and Ouyang(2006)] AbuBakar, A.R., Ouyang, H., 2006. *Complex eigenvalue analysis and dynamic transient analysis in predicting disc brake squeal*, Int. J. Vehicle Noise Vib., 2, p.143–155.
- [Bezier(1974)] Bezier, P., 1974. *Mathematical and practical possibilities of unisurf*, Computer Aided Geometric Design, p.127-152.
- [Bonnay (2013)] Bonnay, K., 2013. *Instabilités vibratoires dans un contact frottant en présence d'hétérogénéités de matériau et de surface*, PhD Thesis, Université de Lille 1.
- [Massi & al.(2007)] Massi, F., Baillet, L., Giannini, O., Sestieri, A., 2007. *Brake squeal:linear and non linear numerical approaches*, Mech. Syst. Signal Process, 6, p.2374–2393.
- [Vayssiere & al.(2006)] Vayssiere, C., Berthier, Y., Baillet, L., 2009. *The influence of first bodies geometry on the initiation of contact instabilities – application to the squeal*, 5e European Conference on braking (JEF).

Chapitre 6

Impact des hétérogénéités du matériau sur le crissement

6.1 Introduction

Le matériau de friction dans tous les systèmes de freinage joue un rôle clé pour des performances de freinage. Les matériaux composites constituant les garnitures de freins sont depuis longtemps utilisées, car un mono-matériau n'a jamais été suffisant pour satisfaire les critères tels qu'un niveau de frottement, la résistance à l'usure, l'intégrité à haute température, etc. Les matériaux de freins sont généralement des composites formés par compactage de poudres comprenant de nombreux composants différents (typiquement entre 20 à 30). Souvent, les matériaux sont constitués de quatre familles: les abrasifs, les lubrifiants (qui est une famille légèrement "antagoniste" à celle des abrasifs!), la matrice et les fibres.

Les propriétés mécaniques des composants s'étendent sur une large gamme allant des résines phénoliques très souples et facilement usées aux fibres dures et résistantes à l'usure et aux particules abrasives. Les types et les quantités relatives d'ingrédients ont été déterminés par des observations empiriques comprenant la résine liante, les fibres de renforcement, les lubrifiants solides, les abrasifs, les charges et les modificateurs de frottement. Dans [Chan and Stachowiak(2004)], les matériaux de frein typiques sont passés en revue et leurs avantages et inconvénients dans les applications de frein contemporaines sont discutés. En plus des matériaux de freinage de base, une certaine quantité de porosité (~5 à 10% ou plus) est normalement présente à l'issue du procédé. Les pores semblent être importants pour contrôler les caractéristiques tribologiques. Cependant l'effet réel de la porosité est empirique et on ne connaît pas vraiment son influence sur le comportement vibratoire.

Pour pouvoir quantifier expérimentalement cette porosité, [Rouquerol *et al.*(1994)] passe en revue les différentes méthodes disponibles. Pour les garnitures de frein, certaines études ont été effectuées pour quantifier le volume du réseau poreux en utilisant la technique du mercure [Rouge(2011)]. Cependant, cette méthode est insuffisante pour analyser, comprendre et identifier d'autres caractéristiques comme les formes, le nombre de pores, etc. Pour palier ces difficultés, la radiographie semble être un bon candidat. [Kimura and Hatori(2013)] analysent les pores de la garniture de frein et proposent une amélioration par rapport aux techniques habituelles pour obtenir des données plus précises. Ces derniers améliorent la qualité des images en introduisant du gallium pour avoir une résolution plus contrastée.

D'un point de vue numérique, les modèles de freins sont principalement réalisés avec des matériaux homogènes et majoritairement isotropes. Dans la littérature, on trouve des modèles minimaux ou des modèles basés sur la géométrie réelle utilisant la méthode des éléments finis pour comprendre le rôle des paramètres macroscopiques comme le facteur de frottement, les propriétés mécaniques, etc. [Liu *et al.*(2007)],

[Massi *et al.*(2007)], [Hoffmann *et al.*(2002)], [Triches *et al.*(2008)] etc. Récemment, certaines études ont été effectuées en introduisant des hétérogénéités dans des plaquettes de friction comme [Alart and Lebon(1998)], [Temizer and Wriggers(2008)] [Mbodj *et al.*(2010)] où les hétérogénéités du patin de friction sont homogénéisées [Pernin *et al.*(1997)]. À ce jour, la plupart des pratiques de modélisation considèrent l'hétérogénéité qualitativement et leur choix de paramètres d'entrée est subjectif. Récemment, certains travaux comme [Adler(2008)] ont permis de mixer les aspects géométriques, topologiques, de probabilité et de statistiques sur un certain nombre d'applications. De plus, la plupart des modélisations avec des hétérogénéités sont liées à des incertitudes qui impliquent de s'appuyer sur des approches probabilistes. En effet, la description de l'arrangement des phases ou des propriétés matériaux sur l'échelle mésoscopique motive l'utilisation de modèles aléatoires. Pour rendre compte de cette variabilité et de cette incertitude, des théories peuvent être divisées en deux catégories: le problème déterministe comme la méthode de Monte-Carlo [Cafisch(1998)] et le problème non-déterministe [Ghanem and Spanos(1991)]. Ce type d'approche est également utilisé dans le contexte de crissement par [Heussaff *et al.*(2012)] présentant une méthodologie de modélisation de la variabilité des garnitures de freins par la méthode de Monte-Carlo et [Sarrouy *et al.*(2013)] dont les développements numériques sont basés sur des expansions polynomiales afin de traiter des problèmes de valeurs propres stochastiques.

Dans cette section, l'objectif sera de considérer explicitement l'hétérogénéité du matériau de friction induit par la porosité. Une méthodologie est proposée à partir d'une caractérisation des hétérogénéités d'un plot de friction. La description de la microstructure est fournie par microtomographie aux rayons X. Pour cette étude, une garniture de friction à formulation réduite avec six composants a été choisie. Dans un deuxième temps, un cadre de modélisation morphologique pour la génération de pores à l'aide d'informations trouvées dans l'étude tomographique est décrit. Cette description hétérogène permet d'inclure la porosité dans un modèle simplifié pion-disque qui est réalisé en utilisant une analyse complexe des valeurs propres. En raison de la distribution aléatoire des pores, une étude avec plusieurs tirages des pores est effectuée pour avoir une tendance sur les résultats du comportement dynamique.

6.2 Caractérisation des hétérogénéités du matériau de friction

Pour caractériser la garniture de friction, un échantillon cylindrique a été extrait d'un patin le long de l'épaisseur. Cet échantillon a un diamètre de 10 mm et une hauteur de 14 mm. Par la suite, cet échantillon a été soumis à une analyse morphologique utilisant des rayons X. En utilisant cette technique, les interactions avec la matière permettent d'avoir des informations sur la composition de l'échantillon, et en particulier sur la porosité. La dimension du voxel est fixée à $5 \times 5 \times 5 \mu m^3$ ce qui conduit à avoir une bonne résolution pour chaque composant. Le résultat de la tomographie aux rayons X est illustré en nuance de gris (de 0 à 255) sur la figure 6.1(a) avec une fenêtre de hauteur fixée à $4 mm$ où la porosité semble être importante à l'échelle mésoscopique. Pour mettre en évidence ce ressenti, une segmentation est réalisée en utilisant le logiciel gratuit ImageJ [Schneider *et al.*(2012)] sur la porosité. Un rendu 3D de la distribution des pores est décrit dans 6.1(b).

Premièrement, dans l'échantillon complet, en termes d'informations de caractérisation de la porosité, le nombre de pores déterminé est proche de 17000 dont la taille varie de quelques microns à quelques millimètres. La fraction volumique obtenue pour cet échantillon est proche de 10%. Deuxièmement, il est intéressant de voir que l'aspect morphologique de la porosité est proche d'un sphéroïde aplati, avec la hauteur la plus faible dans la direction normale (le long de l'épaisseur de l'échantillon). La figure 6.2(a) (resp. 6.2(b)) montre la forme des pores pour les plans de coupe dans la direction y (respectivement dans

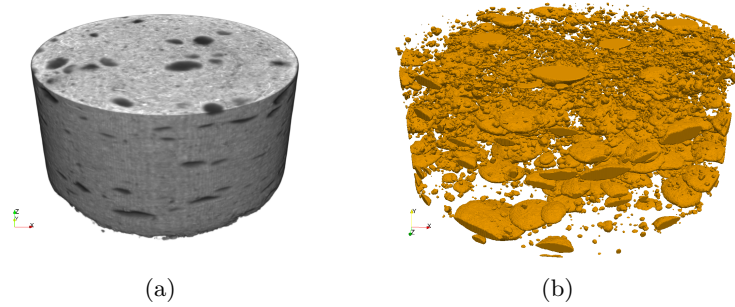


FIGURE 6.1 – Images tomographiques 3D: (a) de tout l'échantillon, (b) uniquement de la porosité

la direction z). Cette forme particulière est sûrement la conséquence de l'étape de pressage lors du procédé de fabrication.

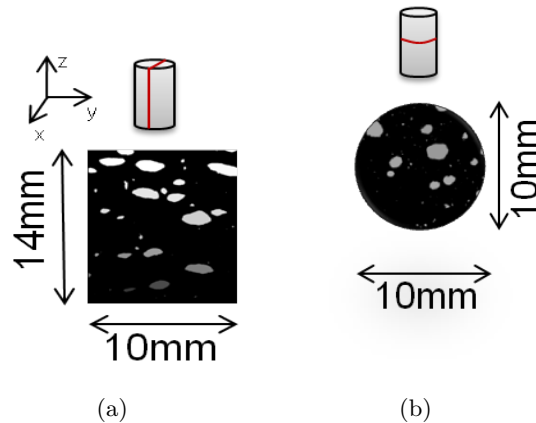


FIGURE 6.2 – Images tomographiques illustrant la forme des pores: (a) Plan de coupe selon $y=0$, (b) Plan de coupe selon $z=10\text{mm}$

Au vu de ce résultat, il est nécessaire de modéliser la porosité qui semble être de premier ordre sur le comportement mécanique. En effet, la compréhension de l'impact de cette hétérogénéité devrait permettre d'améliorer le processus sans modifier la formulation. Ici, la performance cible sera le comportement dynamique.

6.3 Modélisation morphologique des pores

6.3.1 Aspect théorique

Dans cette section, une brève présentation d'un cadre de modélisation morphologique pour la génération de pores est décrite. L'approche complète est décrite dans [Roubin(2013)]. En effet, les informations de porosités décrites précédemment sont caractérisées pour l'échantillon où la forme et les dimensions sont fixées. Ainsi, un outil pour générer une distribution des pores pour toutes formes de garniture en exploitant l'information trouvée dans l'étude morphologique issu de la tomographie doit être développé.

Ici, le cadre d'étude s'appuiera sur les champs aléatoires gaussiens corrélés. Donc on reliera une formule analytique aux caractéristiques du champ aléatoire via les grandeurs géométriques et topologiques (volume, surface, caractéristique d'Euler ...) de l'ensemble d'excursions sous-jacent. Le dernier ensemble de paramètres est extrait de la description de la tomographie réalisée auparavant. Le lien entre ces différents paramètres a été récemment fait dans [Adler(2008)] donnant la possibilité de contrôler les caractéristiques de l'ensemble d'excursion et de l'appliquer pour représenter des phases avec les caractéristiques choisies. Pour une modélisation réaliste d'un matériau concret, à la fois en termes de quantités géométriques et topologiques, et en raison de la limitation de cas gaussienne, une application du champ aléatoire est faite. La décomposition de Karhunen-Loève unidimensionnelle et la méthode de projection par bandes tournantes sont utilisées pour simuler des champs aléatoires gaussiens tridimensionnels corrélés discrets.

Afin de fournir une description globale de la morphologie résultante, les courbures de Lipschitz-Killing (LKC) sont choisies. Les LKC sont en quelque sorte des "mesures" d'un ensemble A_u à N dimensions. Nous nous restreindrons ici à un espace de dimension $N=3$, il y aura donc quatre LKC correspondant à la caractéristique d'Euler $\mathcal{L}_0(A_u)$, un diamètre $\mathcal{L}_1(A_u)$, une surface $\mathcal{L}_2(A_u)$ et un volume $\mathcal{L}_3(A_u)$. Par exemple, la caractéristique d'Euler (\mathcal{L}_0) pour une boule ou un cube est fixée à 1 mais diffère d'une boule creuse ($\mathcal{L}_0=2$) ou d'un anneau torique($\mathcal{L}_0=0$). Ces \mathcal{L}_j sont spécifiés à partir des données tomographiques. Le patin de friction de forme choisie est un parallélépipède de $20*20*10 \text{ mm}^3$. Un exemple de génération de pores (phases en bleu) est illustré dans la figure 6.3 avec $\mathcal{L}_3(A_u) = 10\%$, $\mathcal{L}_2(A_u) = 1,8$, $\mathcal{L}_1(A_u) = 1.5$ et $\mathcal{L}_0(A_u) = 17000$.

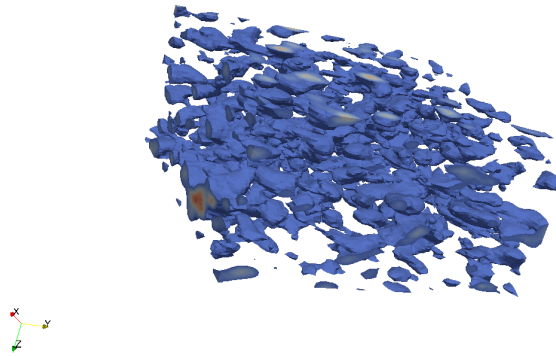


FIGURE 6.3 – Génération de porosités dans une garniture de friction parallélépipédique en s'appuyant sur les données tomographiques

6.4 Introduction des pores dans un modèles éléments finis

Dans cette section, le modèle éléments finis est décrit. La géométrie est inspirée du montage expérimental "CrisMat" décrit dans la section précédente (section 4). L'impact de la porosité est expérimentalement très difficile à déterminer et une modélisation est requise.

6.4.1 Homogénéisation

Dans cette partie, une homogénéisation des propriétés élastiques pour le patin de friction incluant la porosité est réalisée. Seuls les pores de plus de cent micromètres sont modélisés car ils représentent 9,6% du volume total. Puis, comme les pores seront maillés explicitement ($\sim 10 \mu m$ pour la taille du maillage près des pores), cela permettra d'avoir un maillage raisonnable pour des temps de calcul acceptables. La fraction volumique de porosité prise en compte représente 9,6% du volume totale au lieu des 10%.

Les propriétés homogénéisées sont déduites du plug-in Homtools [Homertools]. Cette homogénéisation a été effectuée sur 100 distributions de porosité aléatoires générées avec l'outil présenté dans la sous-section précédente (sous-section 6.3). La propriété mécanique de la matrice est fixée à 3000 MPa pour le module de Young et à 0,3 pour le coefficient de Poisson. La moyenne du module de compression homogénéisé de toutes les simulations est de 2680 MPa avec un écart entre le minimum et le maximum égal à 134 MPa pour un écart-type de 39 MPa.

6.4.2 Modèle élément fini du "CrisMat"

Le banc d'essai est constitué d'un support rigide, d'une plaque mince, d'un logement de patin, d'un patin de friction et d'un disque comme indiqué sur la figure 6.4(a). Ici, le patin de friction est collé sur un support rigide et ce dernier est lié à une lame mince. Les extrémités de la lame mince sont noyées dans un bloc rigide qui est piloté en déplacement.

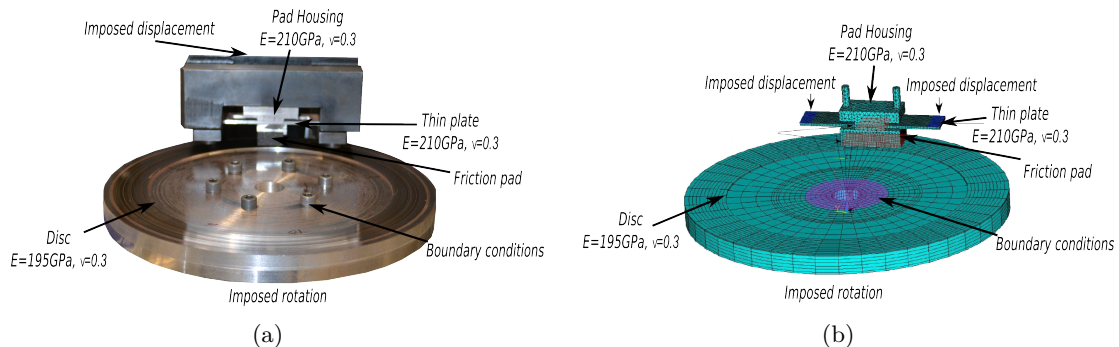


FIGURE 6.4 – Dispositif "CrisMat" et modèle associé + Conditions aux limites: (a) Dispositif expérimental, (b) Modèle élément fini

Ce montage expérimental permet une translation du patin mais aussi une inclinaison par effet d'engagement avec le disque grâce à la flexibilité de la lame. Cette configuration expérimentale a été modélisée par la méthode des éléments finis qui permet d'obtenir les fréquences propres du système en deux étapes. Dans un premier temps, on réalise un équilibre statique sous pression et sous conditions de glissement, afin d'obtenir la distribution de pression de contact qui est injectée dans une seconde étape de calcul qui est l'analyse modale complexe.

Les dimensions du patin sont fixées à $20 \times 20 \times 10 mm^3$. L'épaisseur de la lame est fixée à $2 mm$. Les extrémités de la lame sont soumises à un déplacement vertical de $-0,3 mm$ conduisant à une force normale de 300 N. Dans un premier temps, l'analyse portera sur le matériau homogénéisé puis, dans un second temps, le matériau sera explicitement considéré comme un bi-matériau (matrice+ porosités).

6.4.3 Analyse dynamique avec matériau homogénéisé

Pour cette simulation, un patin de friction homogénéisé est considéré avec une valeur de 2680 MPa pour le module de Young qui est la valeur moyenne des différents tirages effectués précédemment. L'analyse complexe des valeurs propres du système complet a été réalisée (figure 6.5) avec une variation du facteur de frottement allant de 0,1 à 0,8. Les lignes continues de la figure 6.5 représentent la partie complexe, c'est-à-dire les fréquences, tandis que la ligne pointillée représente la partie réelle maximale du système.

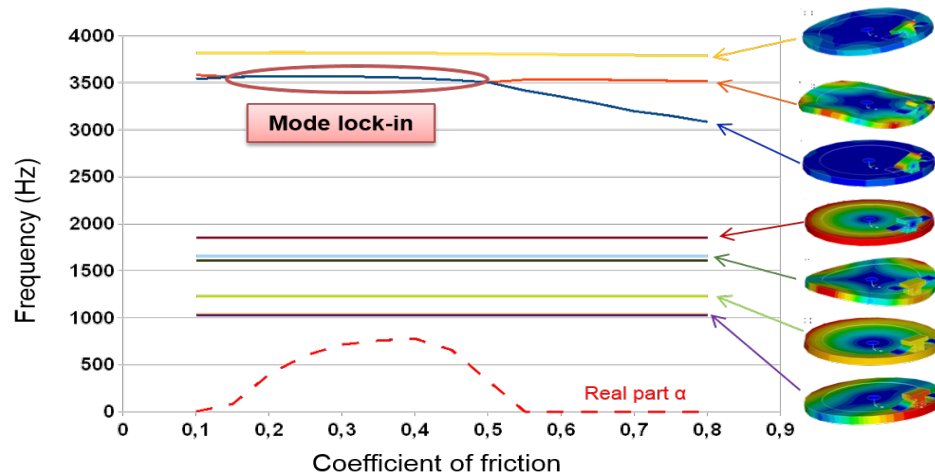


FIGURE 6.5 – Fréquences propres du système en fonction du facteur de frottement

Les résultats montrent que les fréquences propres associées au mode disque sont très légèrement modifiées. Ceci est dû à la grande rigidité du disque. Par contre, les fréquences propres du patin sont davantage affectées par les changements du facteur de frottement. Ceci est principalement attribué à l'augmentation de la rigidité induite par l'augmentation de la longueur de contact [Duboc *et al.*(2010)]. Le mode de flexion du patin (courbe bleu) et le mode de torsion du patin (courbe orange) coalescent pour un facteur de frottement compris entre 0,1 et 0,55, conduisant à un mécanisme de couplage des modes engendrant donc un mode instable (partie réelle différente de zéro (courbe en pointillés rouges)).

6.4.4 Analyse dynamique avec matériau hétérogène

Dans cette partie, le même problème que la section 6.4.3 est résolu avec une représentation explicite de la porosité dans le patin de friction. Les propriétés mécaniques de la matrice sont fixées à 3000 MPa pour le module de Young et à 0,3 pour le coefficient de Poisson. Les résultats des fréquences propres complexes avec l'introduction des pores sont illustrés sur la figure 6.6 pour un tirage de distribution des pores.

On peut noter que les fréquences propres associées au mode disque sont quasi inchangées par rapport aux résultats considérant un matériau homogénéisé (sous-section 6.4.3). Par contre, certaines fréquences propres associées au pion de friction sont clairement modifiées. En effet, le mode de flexion du patin (courbe bleue sur la figure 6.6) (resp. mode de torsion du patin (courbe orange)) diminue de $\sim 600\text{Hz}$ (resp. $\sim 250\text{Hz}$) par rapport aux résultats obtenus avec un patin de friction homogénéisé. On peut constater qu'avec la représentation explicite de la porosité, aucun couplage de modes apparaît.

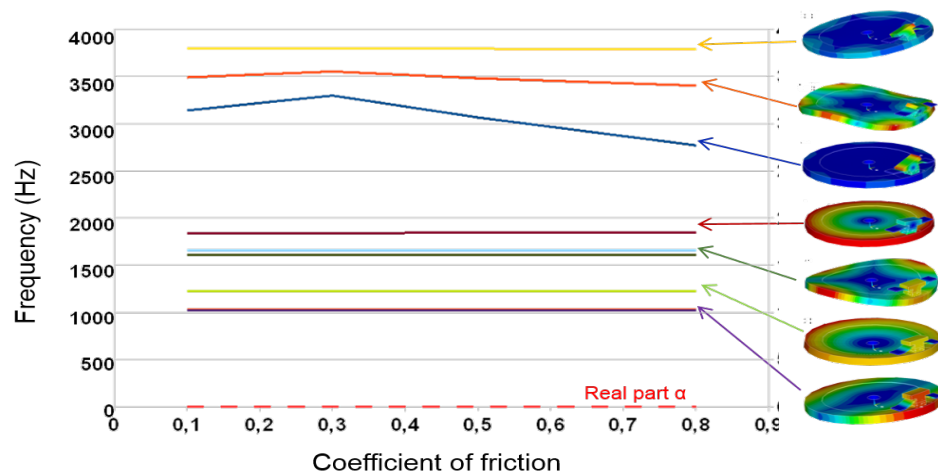


FIGURE 6.6 – Fréquences propres du dispositif CrisMat en fonction du facteur de frottement

6.4.5 Extension avec différents tirages de distribution des pores

Dans cette partie, le même problème que celui de la sous-section 6.4.4 est résolu en considérant des tirages différents de la distribution des pores. Il ne s'agit pas de faire une analyse stochastique mais cette étude permet de savoir si la tendance est globale. Ici, 100 configurations aléatoires pour la distribution de la porosité sont traitées en utilisant l'outil mathématique précédemment décrit (section 6.3).

La figure 6.7 reporte les résultats en fréquence obtenus avec les 100 tirages. Pour le mode de flexion du pion (resp. mode de torsion du pion), une enveloppe, coloriée en orange (resp. en bleue) sur la figure 6.7, définit la variation de résultats. Au sein de cette enveloppe, des histogrammes découpés en 7 classes (la largeur d'une classe vaut ~ 35 Hz) sont définis pour différents facteurs de frottement.

Cette simulation montre que le comportement dynamique du système est complètement affecté par l'introduction de la porosité, même si, comme montré, les propriétés mécaniques sont quasi-inchangées entre les cas homogénéisé et hétérogènes. D'autant plus qu'une étude préalable (pour plus de détails voir [Magnier *et al.* (2017)]) a montré que sans contact, les fréquences obtenues avec les matériaux homogénéisés et hétérogènes présentaient les mêmes modes propres aux mêmes fréquences ($< \sim 5\%$ d'erreur relative). Par conséquent, la différence de comportement dynamique ne peut pas être expliquée que par les propriétés. Une autre façon possible d'expliquer cette diminution des fréquences propres est la modification de la distribution de la pression de contact.

Sur la figure 6.8(a), une distribution de pression de contact pour le cas homogénéisé avec un facteur de frottement égal à 0,3 est illustrée. Une surpression est située sur le bord d'attaque dans le cas homogénéisé. Sur la figure 6.8(b), deux distributions de pression de contact pour des cas hétérogènes avec la même valeur de coefficient de frottement de 0,3 sont illustrées.

On peut noter que la répartition de la pression de contact est fortement affectée et peut conduire à modifier le comportement dynamique du système. La pression de contact est logiquement moins continue dans les cas hétérogènes, mais également moins concentrée sur le bord d'attaque.

En conclusion, il convient de considérer cette échelle en vue d'un dimensionnement vis-à-vis du crissement mais en considérant explicitement les composants près de la surface en contact.

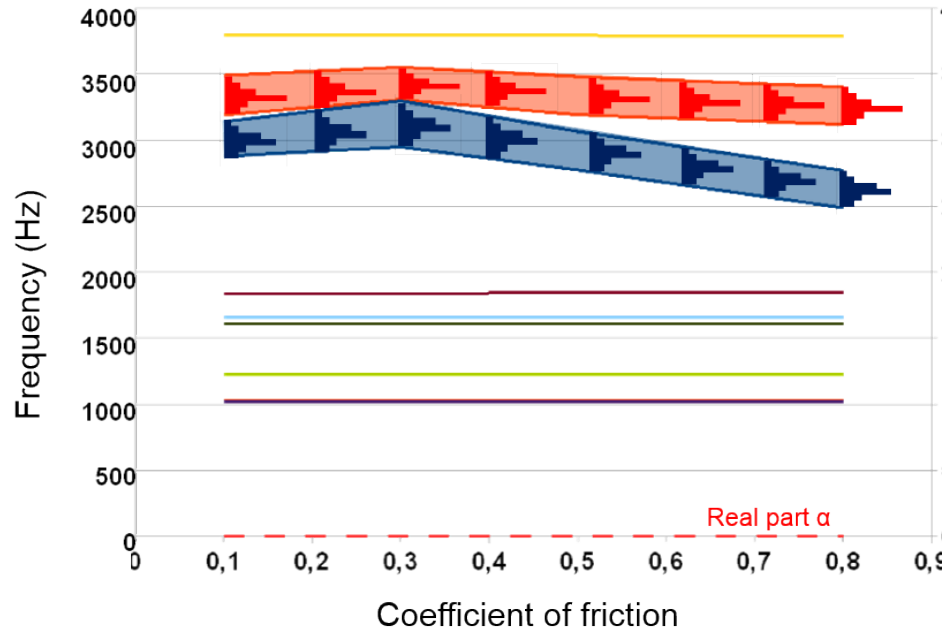


FIGURE 6.7 – Fréquences propres du dispositif en fonction du facteur de frottement pour 100 distributions de porosités aléatoires

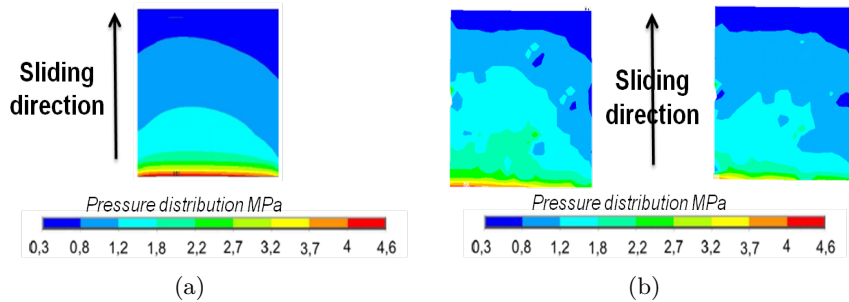


FIGURE 6.8 – Répartition de pression de contact avec un coefficient de frottement égal à 0,3: (a) Pour le matériau homogénéisé, (b) Pour le cas hétérogène (2 configurations)

6.5 Discussions

Dans cette action de recherche, une analyse modale complexe sur un système pion-disque modélisé par la méthode des éléments finis comprenant un **matériau de friction hétérogène** en présence de porosité a été effectuée. Cette porosité a été **caractérisée expérimentalement** sur un matériau de friction via l'utilisation d'un synchrotron. Par la suite, un cadre théorique a permis de **générer des distributions de pores** en exploitant de nombreuses informations expérimentales. Cette étape était nécessaire pour être représentatif sur une géométrie donnée.

Les résultats montrent clairement qu'en présence d'hétérogénéités, **le comportement dynamique change** vis-à-vis d'une configuration homogène.

En dépit de **nombreuses similitudes entre le cas homogène et ceux hétérogènes** (même rigidité mécanique globale, même comportement dynamique), l'interprétation des résultats a montré **l'importance du champ de pression au contact sur le crissement**. Ce champ de pression est notamment fortement impacté par la présence des hétérogénéités localisées près du contact. Dit autrement, des études complémentaires (non présentées dans ce manuscrit mais voir [Liu(2013)]) ont montré que **les techniques d'homogénéisation usuelles des matériaux ne sont pas adaptées** car elles globalisent les champs mécaniques. C'est pour cela qu'il faudrait développer de nouvelles techniques d'homogénéisation en **considérant le contact**, ce qui permettrait sans doute de résoudre ce genre de problème. Une fois ces techniques développées, il serait intéressant d'introduire les autres composants du matériau de friction pour être plus représentatif d'un matériau réel.

Il convient que la taille caractéristique de l'hétérogénéité ainsi que les propriétés mécaniques associées ici doivent être intégrées dans un calcul vis-à-vis du crissement. Néanmoins, l'introduction des autres composants permettraient sans nul doute d'obtenir des informations précieuses sur les caractéristiques géométriques et mécaniques à considérer permettant ainsi de déterminer **l'échelle pertinente**.

Bibliographie

- [Adler(2008)] Adler, R.J., 2008. *Some new random field tools for spatial analysis*. Stochastic Environmental Research and Risk Assessment, Vol. 22, pp. 809-822.
- [Alart and Lebon(1998)] Alart, P., Lebon, F., 1998. *Numerical study of a stratified composite coupling homogenization and frictional contact*, Mathematical and Computer Modelling, Vol. 28(4-8), pp. 273-286.
- [Cafisch(1998)] Cafisch, CA. 1998. *Monte carlo and quasi-monte carlo*. Acta Numerica, Vol. 7, pp. 1-49.
- [Chan and Stachowiak(2004)] Chan, D., Stachowiak, G. W., 2004. *Review of automotive brake friction materials*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering, vol. 218(9), pp. 953-966.
- [Duboc et al.(2010)] Duboc, M., Magnier, V., Brunel, J.F., Dufrénoy P., Rejdych, G., Chancelier T., 2010. *Influence of contact conditions and pad geometry on disc brake squeal noise*, 6th European Conference on Braking JEF 2010, Lille, France, pp. 247-25.
- [Ghanem and Spanos(1991)] Ghanem, R., Spanos, P., 1991. *Stochastic Finite Elements : A Spectral Approach*. Springer-Verlag, Berlin, Germany
- [Heussaff et al.(2012)] Heussaff, A., Dubar, L., Tison, T., Watremez, M., Nunes, R.F., 2012. *A methodology for the modelling of the variability of brake lining surfaces*. Wear, Vol. 289, pp. 145-159.
- [Hoffmann et al.(2002)] Hoffmann, N., Fischer, M., Allgaier, R., Gaul, L., 2002. *A minimal model for studying properties of the mode-coupling type instability in friction induced oscillations*, Mechanics Research Communications, Vol. 29, pp. 197-205.
- [Homertools] Homertools.<http://homertools.lma.cnrs-mrs.fr>.
- [Kimura and Hatori(2013)] Kimura, Y., Hatori, K., 2013. *Visualization of the Pores of the Brake Lining*, Eurobrake2013.
- [Liu et al.(2007)] Liu, P., Zheng, H., Cai, C., Wang, Y.Y., Lu, C., Ang, K.H., Liu, G.R., 2007. *Analysis of disc brake squeal using the complex eigenvalue method*, Applied Acoustics, Vol. 68, Issue 6, Pages 603-615.
- [Liu(2013)] Liu, S., 2013. *Homogénéisation de matériaux hétérogènes avec prise en compte de l'endommagement issu du frottement*, Rapport de stage, Encadrement : V. Magnier et P. Dufrénoy.
- [Magnier et al.(2017)] Magnier, V., Roubin, E., Colliat, J.B., Dufrénoy, P., 2017. *Methodology of porosity modeling for friction pad: Consequence on squeal* Tribology International, Vol. 109, pp. 78-85.
- [Massi et al.(2007)] Massi, F., Baillet, L., Giannini, O., Sestieri A, 2007 *Brake squeal: Linear and nonlinear numerical approaches*, Mechanical Systems and Signal Processing, Vol. 21(6), pp. 2374-2393.
- [Mbodj et al.(2010)] Mbodj, C., Renouf, M., Baillet, L., Berthier, Y., 2010. *Modeling of Carbon/Carbon Composites under tribological Solicitations*, Proceedings of the STLE/ASME International Joint Tribology
- [Pernin et al.(1997)] Pernin, J.N., Dubois, C., Rouge, N., 1997. *A model of heat transfer in brake pads by mathematical homogenisation*. Science and Engineering of Composite Materials, Vol. 6(4), pp. 219-224.
- [Roubin(2013)] Roubin E., 2013. *Modélisation numérique multi-échelles des matériaux cimentaires : apport des modèles morphologiques*, PhD Thesis.
- [Rouge(2011)] Rouge, N., Dubois, C., Vermillet, C., 2011. *Characterization of the Open Porosity of Brake Pads. II. Correlations Between Volume Porosity and Surface Area Porosity. Structural Modeling*, Science and Engineering of Composite Materials, vol. 4(4), pp. 215-222.
- [Rouquerol et al.(1994)] Rouquerol, J., Avnir, D., Fairbridge, C.W., Everett, D.H., Haynes, J.H., Pernicone, N., Ramsay, J.D.F. Sing, K.S.W., Unger, K.K., 1994. *Recommendations for the characterization of porous solids*, International Union of Pure and Applied Chemistry, Vol. 66(8), pp. 1739-1758.
- [Sarrouy et al.(2013)] Sarrouy, E., Dessombz, O., Sinou, J.J., 2013. *Piecewise polynomial chaos expansion with an application to brake squeal of a linear brake system*, Journal of Sound and Vibration, Vol. 332(2), pp. 577-594.
- [Schneider et al.(2012)] Schneider, C.A., Rasband, W.S., Eliceiri, K.W., 2012. *NIH Image to ImageJ: 25 years of image analysis*, Vol. 9, pp. 671-675.
- [Temizer and Wriggers(2008)] Temizer, I., Wriggers, P., 2008. *A multiscale contact homogenization technique for the modeling of third bodies in the contact interface*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 198(3-4), pp. 377-396.
- [Trichès et al.(2008)] Trichès, M.J., Gerges, S., Jordan, R., 2008. *Analysis of brake squeal noise using the finite element method: A parametric study*, Applied Acoustics, Vol. 69(2), pp. 147-162.

Chapitre 7

Impact de la rugosité sur le crissement

Co-encadrement de thèse de Y. Waddad

Dans cette partie, nous nous intéressons à l'influence de la rugosité dans un système échelle 1:1. Pour y parvenir, une stratégie numérique permettant de considérer la rugosité de contact dans un modèle à grande échelle est développée. L'utilisation d'un maillage explicite prenant en compte la rugosité sur les surfaces en contact est forcément à exclure en raison du coût de calcul, il est donc clairement nécessaire de définir une stratégie multi-échelle. De plus, cette technique multi-échelle doit être faite zone par zone, de sorte que chaque zone ait ses propriétés de contact locales. Ainsi, la mise en œuvre d'une telle technique permet d'obtenir des localisations macroscopiques de contact uniquement en fonction de la taille et de la géométrie de chaque zone homogénéisée.

Par conséquent, la stratégie proposée dans cette section comporte deux étapes principales. La première est d'analyser le comportement micro-mécanique d'une interface impliquant des surfaces rugueuses. La seconde vise à intégrer ce comportement dans un modèle numérique macroscopique.

Dans un premier temps, l'analyse de l'évolution des contraintes de contact prenant en compte la rugosité de surface est réalisée à l'aide d'un modèle de contact semi-analytique inspiré du travail de [Ciavarella *et al.*(2006)]. Plus précisément, la surface est considérée comme un ensemble discret d'aspérités et l'effet d'interaction est inclus en utilisant une solution analytique pour les déplacements de surface dans un demi-espace élastique. Ce choix est motivé par le fait que ce modèle répond à deux critères principaux: la rapidité et la précision. De plus, ce modèle se distingue des modèles classiques par sa formulation discrète et la prise en compte des interactions. L'utilisation d'une formulation discrète est importante car il est nécessaire de connaître avec précision la localisation des points de contact.

La deuxième étape consiste à utiliser les résultats issus du modèle semi-analytique et de les intégrer dans un modèle à grande échelle (macroscopique). En effet, l'un des moyens les plus pratiques est de considérer que la surface est plane dans le modèle macroscopique, puis on y intègre des lois de comportement au niveau de l'interface (voir [Bandeira *et al.*(2004), Wriggers(1995), Zavarise (1992)]). À la différence de ces travaux, on considérera ici un enrichissement zone par zone. D'un point de vue algorithmique, on utilise la méthode de pénalité [Kikuchi and Song(1981)] qui donne une approximation de la pression de contact en la liant à l'écart normal de l'interface.

7.1 Génération de surfaces rugueuses à partir de mesures expérimentales

La rugosité de surface peut être considérée comme un processus aléatoire; par conséquent, la théorie des processus aléatoires est utilisée pour son analyse. Des paramètres statistiques tels que la rugosité moyenne et la moyenne quadratique sont couramment utilisés pour décrire les fluctuations de hauteur de surface par rapport au plan médian [Abbot and Firestone(1933)]. De plus, l'une des caractéristiques de surface les plus intéressantes est la densité spectrale [Nayak(1971)]. Elle permet de caractériser les périodicités et la nature fractale de la rugosité de surface dans le domaine fréquentiel [Persson *et al.*(2005)]. De plus, une surface peut être vue comme un ensemble d'aspérités. Ainsi, l'analyse de surface passe par les propriétés géométriques de ces aspérités [Greenwood and Williamson(1966), Bush *et al.*(1975)]. Par exemple, les aspérités des surfaces rugueuses fractales ont été caractérisées en utilisant une méthode spéciale dans [Bigerelle *et al.*(2004)]. Le concept de leur approche est de reformuler la notion de pics de rugosité en reliant la courbure de surface à l'échelle d'observation.

De nombreuses surfaces rugueuses sont approximativement des fractales auto-affines, ce qui signifie que leurs propriétés statistiques sont inchangées si un changement d'échelle est effectué. L'un des outils les plus utiles pour caractériser une surface auto-affine est la densité spectrale. On peut montrer que pour ce genre de surfaces, cette quantité peut s'écrire (voir [Persson *et al.*(2005)]):

$$S(\mathbf{k}) = S_0 |k|^{-2(H+1)} \quad (7.1)$$

Où S_0 est une constante et H est l'exposant de Hurst qui est lié à la dimension fractale $D_f = 3 - H$. Une surface rugueuse aléatoire peut être générée avec une densité spectrale donnée [Persson *et al.*(2005)]

$$h(\mathbf{x}) = \sum_{\mathbf{k}} B(\mathbf{k}) e^{i \cdot (\frac{2\pi}{L} \mathbf{k} \cdot \mathbf{x} + \phi(\mathbf{k}))} \quad (7.2)$$

où $B(\mathbf{k}) = 2\pi \left(\frac{S(\mathbf{k})}{A_0} \right)^{1/2}$, A_0 est la surface, L est la racine carrée de A_0 et $\phi(\mathbf{k})$ sont des variables aléatoires indépendantes qui sont réparties uniformément dans l'intervalle $[0, 2\pi[$.

Dans cette section, l'analyse des contacts est faite sur une surface carrée de dimension $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$. La rugosité est générée selon l'équation 7.2. Deux ensembles de paramètres sont utilisés. Dans le premier, dénommé cas 1 dans la suite, la surface a les mêmes caractéristiques dans les deux sens. Dans le second cas, le seuil des vecteurs d'onde est modifié pour que les aspérités soient excentriques.

La densité spectrale utilisée dans cette étude est représentée sur la figure 7.1(a). Ses paramètres ont été calculés en se basant sur les mesures de surface d'une plaquette de frein (voir [Naidoo(2014)]). Pour déterminer les défauts d'ondulation et de rugosité, un profilomètre est utilisé. Un exemple d'une génération de surface de la rugosité en utilisant les paramètres présentés dans le tableau 7.1 est montré sur la figure 7.1(b).

	Aire A_0 (mm^2)	H	Max. du vecteur d'ondes k_{max}	Min. du vecteur d'ondes k_{min}
Cas 1	1	0.95	10	2
Cas 2	1	0.95	$k_{x,max} = 7$ $k_{y,max} = 12$	2

TABLE 7.1 – Paramètres de surfaces rugueuses fractales

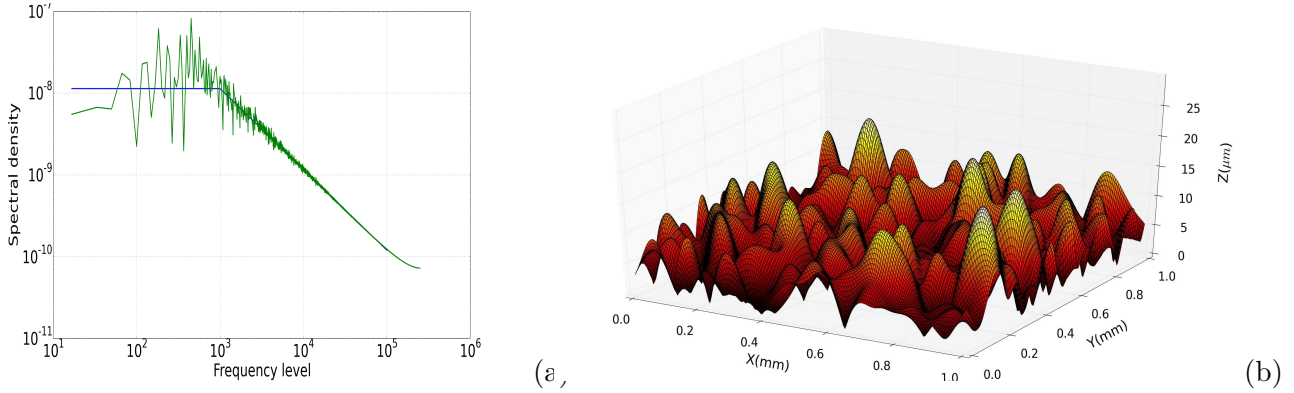


FIGURE 7.1 – (a) Densité spectrale d'une surface rugueuse (b) Exemple d'une surface rugueuse générée avec les paramètres spécifiés dans le tableau 7.1 (Cas 1)

7.2 Modèle de contact

L'idée de base derrière les modèles de contact classiques, tels que [Greenwood and Williamson(1966), Bush *et al.*(1975)], est de relier rapidement et facilement la réponse de surface à quelques paramètres statistiques issus des mesures de surface. Cependant, ces modèles négligent les effets d'interaction et leurs résultats dépendent fortement du choix des paramètres statistiques. En outre, une analyse numérique précise du contact brut devient rapidement coûteuse, car un nombre élevé de points de contact est nécessaire pour simuler efficacement le problème [Pei(2005), Yastrebov *et al.*(2011)].

Dans le modèle proposé ici, le déplacement de chaque aspérité dépend des pressions hertziennes appliquées dans les autres aspérités de contact; ainsi un système non linéaire d'équations est obtenu et est résolu en utilisant un schéma itératif. Cette approche a été proposée d'abord par [Ciavarella *et al.*(2006)]. Ils considèrent un contact circulaire sur les aspérités et ils ont résolu le problème en utilisant une correction incrémentale. Cependant, sur les surfaces réelles, les aspérités ne sont pas symétriques et donc l'hypothèse symétrique peut conduire à une mauvaise estimation de la surface de contact et de la force. Par conséquent, le modèle est généralisé pour considérer le contact elliptique et la résolution est effectuée avec un algorithme de Newton tronqué [Nash(2000)]. L'idée principale de cette approche est de considérer que le déplacement de chaque aspérité est une conséquence de toutes les forces de contact appliquées sur les aspérités. Si le contact est hertzien entre les différentes aspérités en contact avec une surface plane, le déplacement normal en tout point de la surface est donné par [Boussinesq(1885)]:

$$U_z(x, y) = \frac{1}{\pi E^*} \int \frac{p_n(\zeta, \eta)}{\rho} d\zeta d\eta \quad (7.3)$$

où p_n est la pression normale et $\rho = \sqrt{(x - \zeta)^2 + (y - \eta)^2}$

Il en résulte en s'inspirant de [Johnson(1987)] que le déplacement normal de surface dû à une distribution de pression ellipsoïdale appliquée à une région elliptique est donné par:

$$U_z(X, Y) = \frac{p_0 ab}{2E^*} \int_{\lambda_1}^{\infty} \left(1 - \frac{X^2}{a^2 + w} - \frac{Y^2}{b^2 + w} \right) \frac{dw}{[(a^2 + w)(b^2 + w)w]^{1/2}} \quad (7.4)$$

où p_0 est la pression au centre de la région chargée, a et b sont des dimensions de région chargées et λ_1 est la racine positive de l'équation:

$$\frac{X^2}{a^2 + \lambda} + \frac{Y^2}{b^2 + \lambda} = 1 \quad (7.5)$$

Dans la zone chargée, λ_1 est considéré comme nul.

X et Y sont les coordonnées relatives locales dans les directions principales.

De l'équation 7.4, le déplacement de surface peut être écrit :

$$U_z(X, Y) = \frac{2}{\pi R} \cdot \left(\frac{\pi}{2} \frac{1}{K(e) F_1(e)^{2/3}} \right)^3 (L - MX^2 - NY^2) \quad (7.6)$$

où $K(e)$, $F_1(e)$, L , M et N sont spécifiés dans [Waddad(2017)] pour plus de détails. Dans la zone de contact, ϕ_1 et ϕ_2 sont considérés comme nuls, et dans ce cas, les expressions sont les mêmes que celles données par Johnson [Johnson(1987)], c'est-à-dire

$$L = a^2 K(e) , M = \frac{1}{e^2} [K(e) - E(e)] , N = \frac{1}{e^2} \left[\frac{1}{1-e^2} E(e) - K(e) \right]$$

Le champ de déplacements correspondant à un contact elliptique est représenté sur la figure 7.2 et est comparé à la solution de contact circulaire. La différence entre les deux champs est plus importante dans la direction de l'axe principal et décroît loin de la zone de contact. Néanmoins, la principale différence entre les deux hypothèses est la taille de la zone de contact.

D'après la théorie de Hertz, on sait que l'excentricité e ne dépend que de la géométrie des corps en contact.

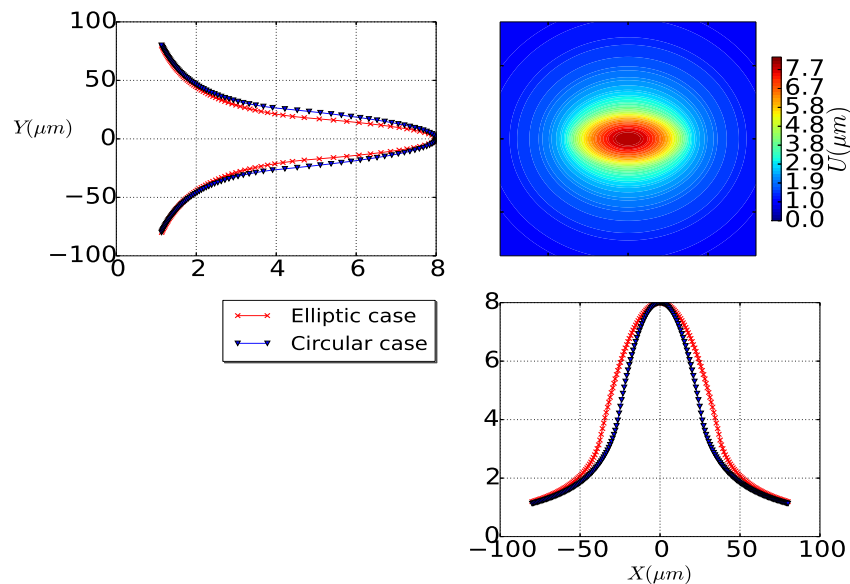


FIGURE 7.2 – Représentation graphique du déplacement vertical pour une zone de contact elliptique donnée. L'asymétrie de ce champ diminue loin du centre de la zone de contact

7.3 Stratégie numérique d'intégration du comportement de l'interface

Le but de cette partie est d'intégrer le comportement microscopique de l'interface de contact dans un modèle numérique macroscopique. En effet, la rugosité ne sera pas représentée physiquement dans le modèle mais seulement incluse via les lois de contact. Par conséquent, nous obtenons un modèle numérique

intégré/homogénéisé où la rugosité est implicitement présente.

7.3.1 Bref aperçu du traitement numérique du problème de contact

Différents sujets sont impliqués lorsque les problèmes de contact doivent être simulés numériquement. Le premier est de formuler les conditions de contact géométriques. Dans le détail, il s'agit de la distance d'écart normale de l'interface g_n et de la pression de contact normale p_n . En effet, dans un modèle continu, il n'est pas permis que deux points différents occupent la même position dans l'espace. Il en résulte que pour deux corps en contact, aucun point limite du premier corps ne pénètre dans l'autre. De plus, il n'y a pas de pression de contact là où il n'y a pas de contact. Ces contraintes conduisent à l'affirmation suivante:

$$g_n \geq 0, p_n \geq 0, p_n \cdot g_n = 0 \quad (7.7)$$

qui est connu comme les conditions de Kuhn-Tucker pour des problèmes de contact sans frottement.

Dans le cadre des éléments finis, la résolution du problème de contact passe par la dérivation de la forme d'équilibre faible incluant le contact et la minimisation d'un problème variationnel qui est contraint aux conditions de Kuhn-Tucker [Wriggers(1995)].

Plusieurs méthodes sont utilisées pour résoudre les problèmes de contact, par rapport à la contrainte d'impénétrabilité. Ici, nous nous concentrerons sur les méthodes de régularisation et plus précisément sur la méthode de pénalisation [Kikuchi and Song(1981)]. Cette technique associe la pression normale p_n de contact à la distance d'espacement g_n avec une loi de proportionnalité

$$p_n = k_n \langle -g_n \rangle \quad (7.8)$$

où k_n est le coefficient de pénalité.

Dans cette formulation, un terme de pénalité est ajouté à la forme faible et le problème de contact devient libre. Le schéma global de résolution est effectué en choisissant une discrétisation appropriée de la surface de contact, et un algorithme itératif pour minimiser le travail virtuel [Kikuchi and Song(1981), Wriggers(2006)].

La méthode de pénalité conduit à une solution autorisant la violation de l'interpénétrabilité (Eq. 7.7). Pour éviter de grandes pénétrations, le coefficient de pénalité doit être choisi assez grand. Cependant, ce choix peut conduire à un mauvais conditionnement de la matrice globale.

7.3.2 Principe de la stratégie multi-échelle

Considérons un modèle numérique à grande échelle de deux corps en contact. L'un est rigide et l'autre est élastique (voir figure 7.3(a)). La méthode de pénalité est utilisée et l'interface de contact est divisée en un ensemble complémentaire de "patches", où chaque patch représente la rugosité qui y est présente (voir Fig. 7.3(b)). Puisque la rugosité de surface n'est décrite que par des aspérités, chaque patch correspond à un sous-ensemble discret d'aspérités.

Suivant le modèle de contact décrit précédemment (voir section 7.2), la pression de contact moyenne dans chaque patch peut être liée au déplacement vertical local. La stratégie que nous proposons consiste à considérer que l'interface du modèle à grande échelle est plate et lisse pour chaque patch, et on utilisera des lois de contact qui viendront enrichir le coefficient de pénalité. En effet, cela conduit à un terme de pénalité modifié qui représente l'effet de rugosité, et par conséquent, le coefficient de pénalité n'est pas choisi arbitrairement mais dépend de la pression de contact (voir la figure 7.3(c)). Cette approche a été proposée en premier lieu dans de nombreux travaux (par exemple [Zavarise (1992), Bandeira *et al.*(2004)]). Par rapport à ces travaux, les lois d'interface sont définies en tenant compte de la géométrie

de chaque patch et de ses aspérités en interaction. En effet, ces points n'ont pas été pris en compte dans les travaux mentionnés et sont certainement importants pour préserver le même comportement dans les modèles multi-échelles.

Suivant cette stratégie, pour un déplacement donné du corps rigide, la force totale calculée dans le modèle à grande échelle doit être la même que celle calculée dans le modèle microscopique, et pour s'en assurer, il est nécessaire de définir une loi de contact (reliant la pression au déplacement) pour chaque patch.

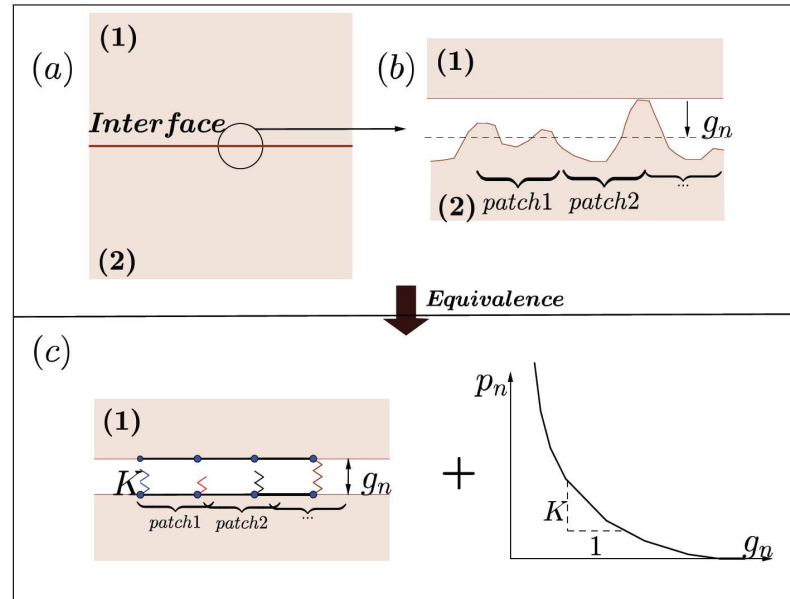


FIGURE 7.3 – Schéma de la stratégie proposée: (a) le problème à grande échelle, (b) la géométrie de l'interface réelle et la distribution des correctifs, et (c) le modèle intégré dans lequel l'interface est intégrée avec les lois de contact

7.4 Vérification numérique

7.4.1 Modèles Numériques

Considérons un cube élastique et une surface plate rigide (Fig. 7.4(a)). La surface rigide est déplacée vers le cube avec un déplacement donné. Deux modèles numériques sont proposés:

- (1) **Modèle de référence numérique**: Un premier modèle où la rugosité est explicitement (ou finement) maillée. Afin d'obtenir une solution précise, le modèle contient $6 \cdot 10^5$ éléments hexaédriques et la formulation Lagrangien Augmenté est utilisée pour avoir des résultats précis. Les éléments de contact sont du type surface à surface (voir Fig. 7.4(b)).
- (2) **Modèle numérique intégré/homogénéisé**: Dans le second modèle, l'interface est plate. La surface est divisée en $N_x \times N_y$ carrés. Pour chaque patch, l'interface de contact est enrichie avec une loi de contact utilisant le modèle discret avec interaction et la stratégie décrite ci-dessus. Ici, la densité de maille est très petite par rapport au premier modèle ($4 \cdot 10^4$ éléments hexaédriques, voir Fig. 7.4(c)).

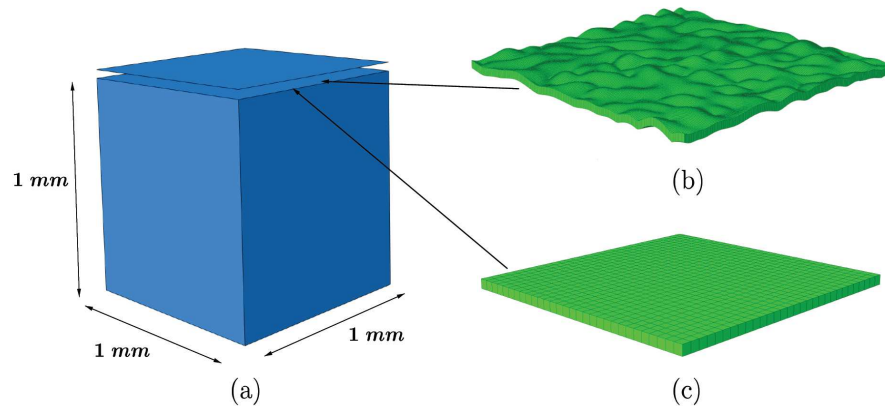


FIGURE 7.4 – Modèles numériques: (a) géométrie du problème, (b) maillage surfacique dans le modèle de référence numérique et (c) maillage surfacique avec la technique de l'enrichissement

7.4.2 Résultats

Nous comparons les résultats analytiques et numériques. Dans le modèle enrichi, trois simulations sont effectuées en tenant compte du nombre de patches.

La figure 7.5, montre l'évolution de la pression moyenne de contact par rapport au déplacement du plan rigide. Les résultats analytiques discrets (avec interaction) sont en bon accord vis-à-vis des prédictions du modèle numérique finement maillé. Les résultats avec un modèle discret sans interaction sont aussi illustrés et montrent qu'il est clair que ce dernier surestime la pression moyenne. En ce qui concerne les modèles intégrés, les résultats sont cohérents avec ceux prévus par le modèle numérique de référence.

La taille des patches n'a pas vraiment d'influence sur le comportement total (erreur située entre 0% à 3%). Cela est dû à la façon dont les lois d'interface sont définies. En effet, chaque patch représente les aspérités qui sont à l'intérieur, et l'interaction entre les aspérités provenant de différents patches est légèrement différente des interactions entre les patches.

Sur la figure 7.6, la distribution des pressions de contact correspondant à $\delta = 8\mu\text{m}$ est montrée pour les différents modèles. Sur les figures 7.6(a), (b) et (c), il est clair que le nombre d'aspérités de contact est le même. Dans le modèle elliptique, la forme et l'orientation des zones de contact sont cohérentes avec le modèle de référence numérique.

La surface réelle de contact est très petite par rapport à la surface apparente (environ 4%). Dans le modèle numérique, la surface de contact est légèrement plus grande en raison de l'effet de la taille du maillage.

D'autre part, la distribution des pressions de contact, dans les trois modèles intégrés (Fig. 7.6(d), (e) et (f)), dépend de la taille du patch. Plus le nombre de patches est élevé, plus la distribution des pressions de contact est précise. Les patches de contact correspondent aux zones où les aspérités sont en contact, chaque patch décrit de manière macroscopique le comportement micro-mécanique des aspérités se trouvant à l'intérieur. La pression moyenne reste approximativement la même que celle montrée sur la figure 7.5, malgré les différences dans la distribution des pressions de contact.

En ce qui concerne le temps de calcul, il a été réduit de manière significative. Pour le modèle de référence numérique, le temps de calcul est de 3 heures alors qu'il ne dépasse pas 15 minutes pour les modèles enrichis et 10 minutes pour les modèles semi-analytiques.

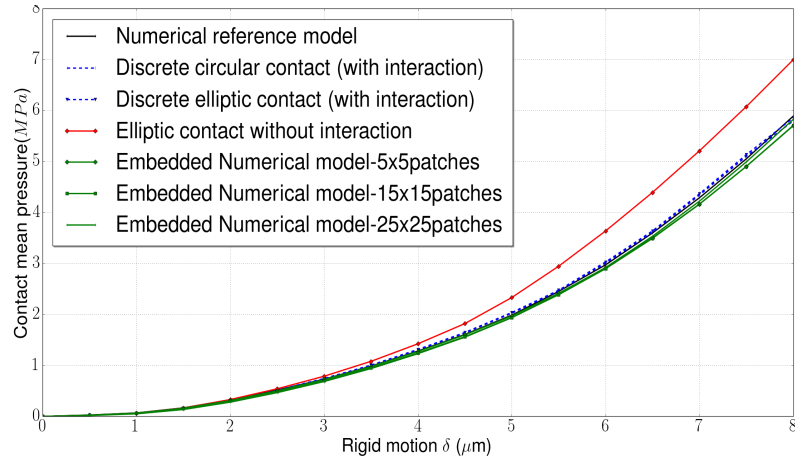


FIGURE 7.5 – Prédictions numériques et analytiques de la pression moyenne de contact par rapport au mouvement vertical du corps rigide

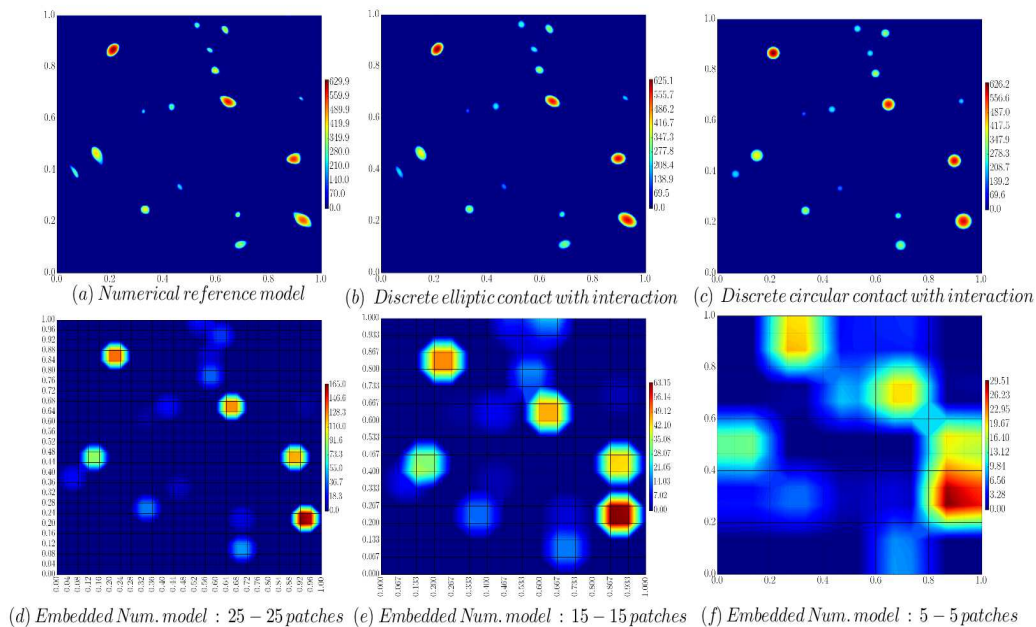


FIGURE 7.6 – Distribution des contraintes normales au contact (MPa) pour différents modèles: (a) le modèle de référence numérique, (b) et (c) les modèles analytiques, et (d) et (e) et (f) les modèles numériques enrichis où la rugosité est modélisée par les lois de contact

7.5 Modélisation multi-échelle d'un système de freinage complet

Le but de cette section est de présenter le modèle numérique d'un système de freinage complet qui prend en compte le comportement de l'interface de contact à l'aide de la stratégie multi-échelle précitée. L'objectif global de ce modèle est d'étudier numériquement l'influence de la prise en compte d'une interface de contact sur le comportement dynamique (crissement).

7.5.1 Présentation du modèle numérique

Un modèle d'éléments finis 3D est adopté pour le système de freinage. Ce modèle est composé de nombreux éléments structurels comme précisé sur la figure 7.7. L'action de freinage consiste à mettre en contact les deux patins avec le disque en mouvement afin de créer un frottement qui retarde la rotation. Pour ce faire, un système hydraulique est utilisé pour transférer un fluide sous pression dans l'inter-zone du système étrier-piston. Ainsi, la pression appliquée sur le piston et l'étrier est utilisée pour presser les deux systèmes de plaque arrière contre le disque. La pression qui est considérée dans ce travail est $P = 10$ bars. Le disque tourne avec une vitesse constante $\omega = 5 \text{ rad.s}^{-1}$ qui correspond au freinage à faible vitesse. En ce qui concerne les propriétés des matériaux, le disque est fabriqué en fonte, les patins de frein sont considérés comme des matériaux homogènes. Pour les autres composants, différents types d'acier sont utilisés. L'ensemble du modèle est composé de 229000 éléments (éléments tétraédriques et hexaédriques) et 359000 nœuds. La taille des éléments finis est approximativement de 10 mm. Pour les plaquettes de frein, le maillage est compris entre 2 mm et 5 mm.

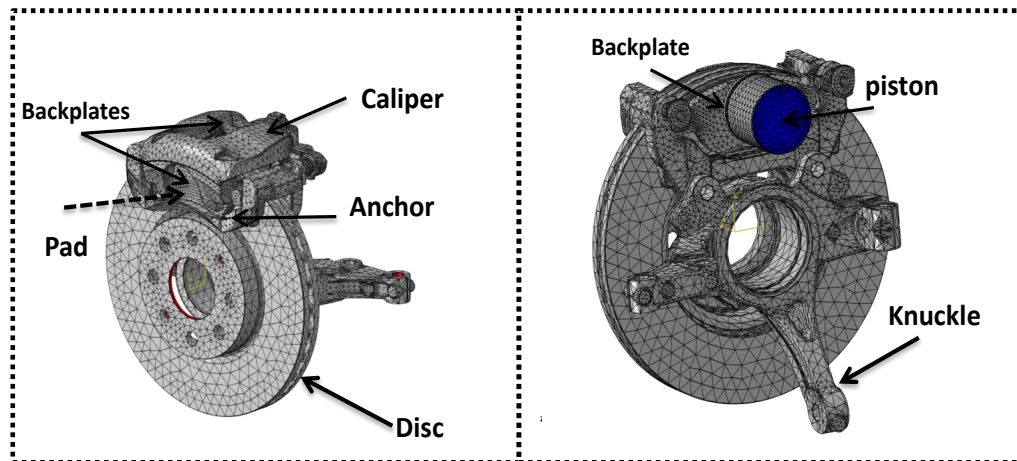


FIGURE 7.7 – Modèle numérique du système de freinage

L'analyse numérique est divisée en deux étapes majeures (schéma sur la figure 7.8): la première est une analyse quasi statique qui consiste à appliquer progressivement la charge P pendant la rotation du disque. À la fin de cette étape, une situation de freinage en régime permanent est atteinte. La deuxième étape consiste à réaliser une analyse modale complexe dans des conditions de contact à friction glissante. L'objectif ici est d'extraire les valeurs propres complexes et les déformées modales de l'ensemble du système. Une attention particulière est consacrée à l'étude des modes instables.

7.5.2 Modélisation d'interfaces pion/disque

Afin de mettre en évidence l'effet des interfaces de contact, deux types de modèles sont proposés. Dans le premier, le contact est supposé parfait et la méthode de pénalité est choisie à cet effet. Le contact est frictionnel et le facteur de frottement est fixé à 0,4.

Le deuxième modèle considère une rugosité à l'interface. Pour simplifier l'étude, seule la rugosité des patins de friction est considérée et la surface du disque est plane. En se basant sur la stratégie multi-échelle présentée dans la section précédente (voir figure 7.3), le comportement de l'interface est intégré

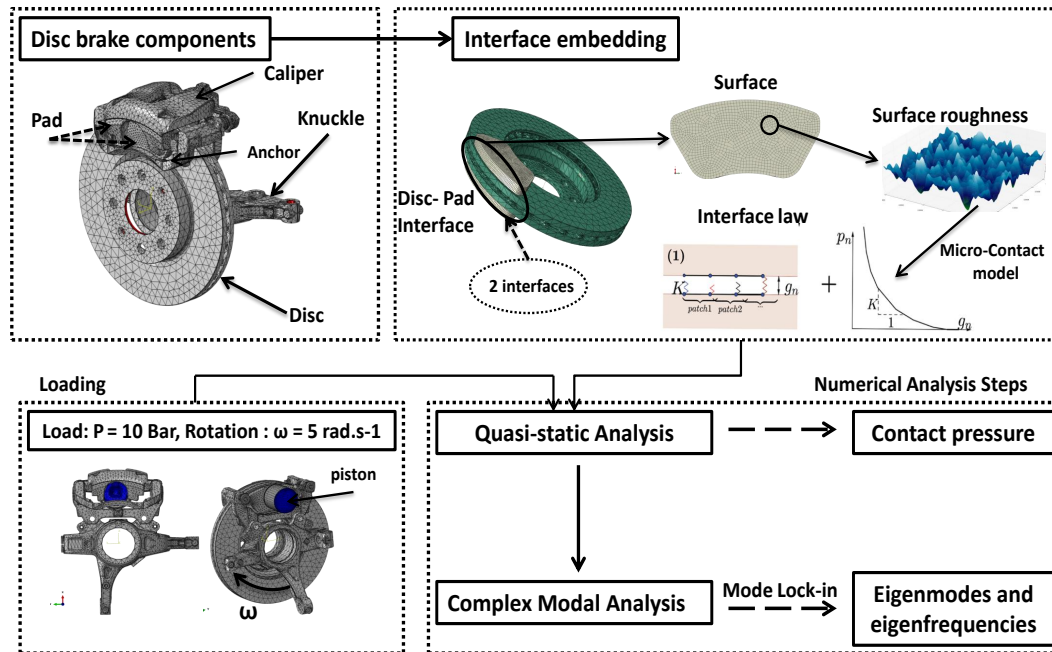


FIGURE 7.8 – Stratégie de modélisation multi-échelle du système de freinage

dans le modèle. De plus, un comportement frictionnel est également considéré avec le même coefficient de frottement que celui utilisé pour le premier modèle.

Sinon, le profil de rugosité peut différer d'un patin à l'autre en fonction de nombreux facteurs tels que le processus de fabrication ou le processus d'usure. Afin d'évaluer l'effet de la rugosité sur la réponse du système, plusieurs échantillons de surface sont considérés. Ces surfaces ont été générées numériquement en utilisant des techniques fractales [Persson *et al.*(2005)] présentées dans la section 7.1. Six cas sont considérés, et pour chaque cas, les deux surfaces (générées respectivement sur les garnitures internes et externes) sont différentes mais ont les mêmes paramètres statistiques. Les propriétés de surface sont résumées dans le tableau 7.2. De plus, les figures 7.9 - 7.12 montrent un exemple de topographie pour les cas 0, 1, 3 et 5. Comme on peut le voir, l'amplitude de la rugosité diminue du cas 0 au cas 5.

	Cas 0	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5
$R_q(\mu m)$	11.8	5.7	4.9	4.3	3.9	3.5
$\sigma(\mu m)$	5.5	2.7	2.3	2.0	1.8	1.6

TABLE 7.2 – Paramètres statistiques des surfaces étudiées

7.6 Résultats

Dans cette section, les résultats issus de l'analyse quasi-statique (première étape) et de l'analyse modale complexe (deuxième étape) sont présentés. Commenant par la première étape, la figure 7.13 montre la

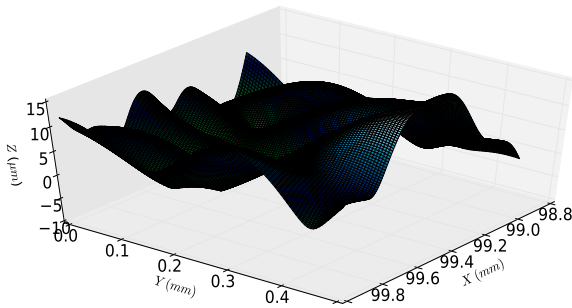


FIGURE 7.9 – Cas 0

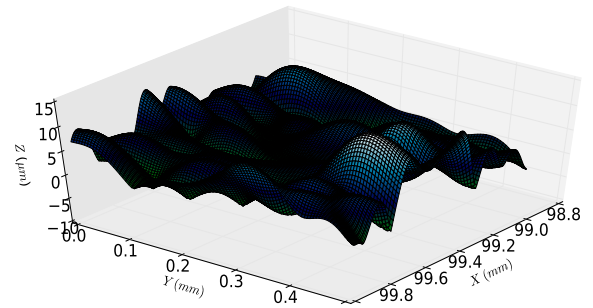


FIGURE 7.10 – Cas 1

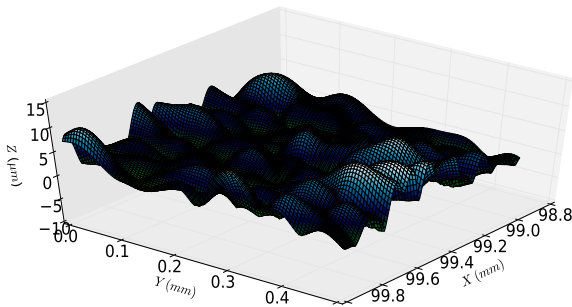


FIGURE 7.11 – Cas 3

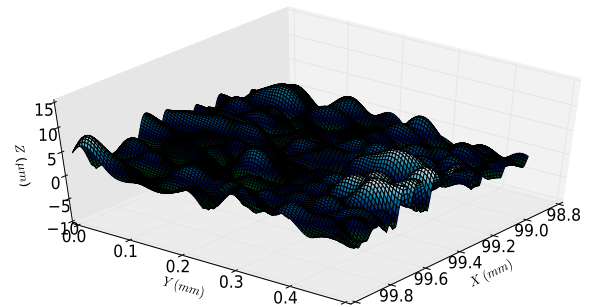


FIGURE 7.12 – Cas 5

distribution de la pression pour les plaquettes de frein interne et externe et ceci pour trois configurations où la rugosité augmente au fur et à mesure (surface parfaite, cas 5 et cas 0). On peut clairement voir que la distribution de pression varie d'une interface à l'autre. Pour les modèles enrichis, le champ de pression est très hétérogène et ceci est une conséquence de l'hétérogénéité de la rigidité. En effet, la rigidité est définie pour chaque élément de surface en utilisant la stratégie multi-échelle.

De plus, nous pouvons observer qu'il y a une orientation de contact macroscopique. Pour le patin interne, la pression maximale est obtenue dans la zone centrale supérieure, tandis que sur le patin externe, la pression maximale est atteinte dans la zone supérieure droite. Par rapport aux modèles enrichis, cette distribution macroscopique est globalement conservée malgré l'hétérogénéité des raideurs. Ceci peut s'expliquer par le fait que la plaque arrière est en contact avec le piston dans une zone centrée, tandis que l'autre appuie sur les deux extrémités. Enfin, en ce qui concerne l'intensité de la pression, nous pouvons voir que la valeur maximale dépend de l'échelle de rugosité. Pour des écarts-types petits, la pression maximale n'est pas très éloignée de celle obtenue avec des simulations de contact parfait (environ 1,5 MPa). Pour des écarts-types plus élevés, le champ de pression est concentré sur quelques zones macroscopiques et la pression maximale est d'environ 2 MPa.

Maintenant, en ce qui concerne les résultats d'analyse modale complexe, la figure 7.14(a) montre la partie réelle des fréquences complexes par rapport à la partie imaginaire pour toutes les surfaces étudiées. A première vue, on peut voir que les fréquences propres sont affectées par le comportement de l'interface de contact. De plus, les modes instables prédits diffèrent d'un cas à l'autre.

Afin d'analyser l'évolution de l'instabilité pour les différents cas, les modes instables sont mis en évidence sur la figure 7.14(b). On distingue les modes instables (illustrés par des barres pleines), caractérisés par des parties réelles positives, et les modes potentiellement instables (correspondant aux barres pointillées), caractérisés par deux modes voisins proches de la gamme de fréquences mais stables. L'amplitude de la rugosité diminue du cas 0 (voir les barres bleues dans la partie inférieure de l'illustration) au contact

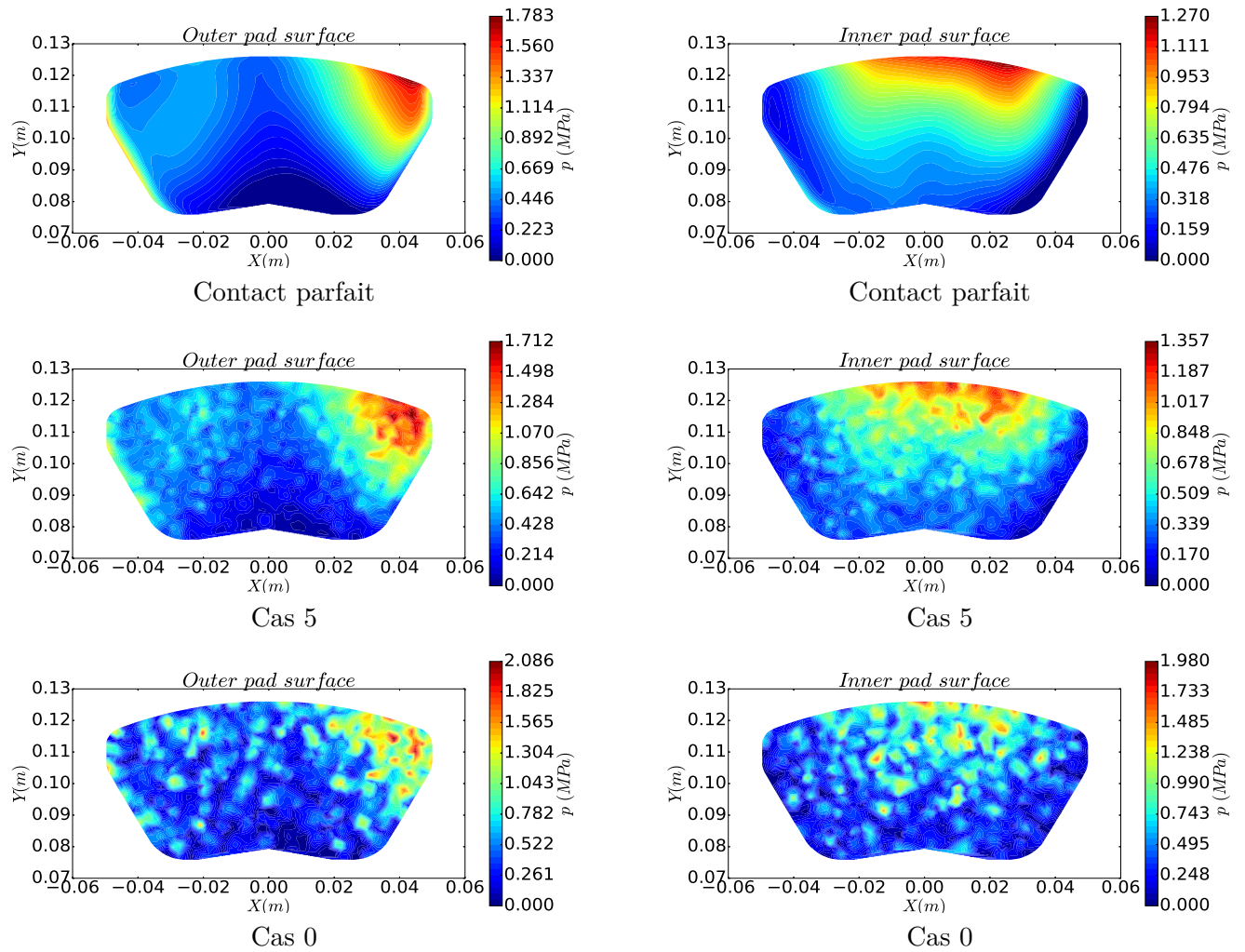


FIGURE 7.13 – Pression de contact sur les garnitures de frein pour le cas de contact parfait, le cas 5 et le cas 0

parfait (voir les barres noires dans la partie supérieure de la même figure). On peut voir une grande variabilité de la distribution des modes instables et potentiellement instables en fonction de la surface.

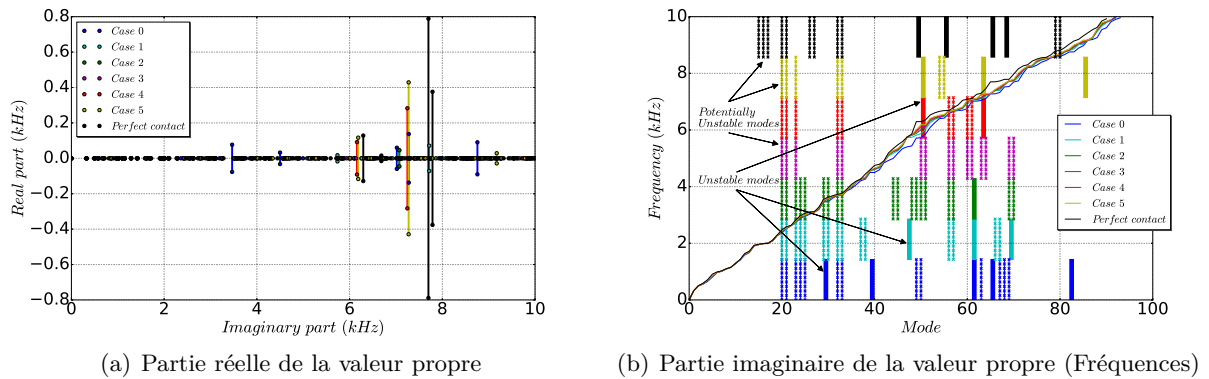


FIGURE 7.14 – Résultats de l'analyse modale complexe

Globalement les modes instables sont obtenus dans une gamme de fréquences élevées, pour laquelle les patins de freinage ont généralement plus d'influence.

7.7 Discussions

Dans cette action de recherche, divers modèles de **contact en présence de surfaces rugueuses** ont été présentés. En utilisant la théorie de Hertz, une **approximation elliptique des aspérités non symétriques** a été proposée, qui fournit une description plus réaliste de la distribution des contraintes de contact. Les résultats montrent que les prédictions du modèle sont assez similaires au modèle circulaire pour les surfaces isotropes. Mais lors de présence d'aspérités elliptiques, les modèles circulaires (ceux que l'on retrouve dans la littérature) surestiment la zone de contact et ne sont donc pas adaptés.

Le modèle semi-analytique proposé a ensuite été inclus dans un modèle macroscopique via un **développement spécifique faisant dialoguer les échelles micro et macro**. Ce développement consiste en une **homogénéisation considérant le contact et les aspérités**. Les résultats obtenus avec le modèle enrichi montrent une bonne corrélation avec un modèle par éléments finis fortement maillé.

Une application à la propension au **crissement** a été décrite sur un **système complet de freinage automobile**. Une analyse paramétrique de la topologie a été effectuée. Les résultats montrent que les instabilités du système de freinage sont influencées par le comportement de l'interface. En modifiant les paramètres de contact, certains modes instables deviennent stables et certains modes propres peuvent apparaître. On peut également observer que les surfaces présentant de **faibles amplitudes d'aspérités** ont un comportement dynamique **quasi-similaire à celui d'une situation de contact parfaite**. Dans le cas contraire, la variabilité du comportement dynamique est plus pertinente, en particulier aux hautes fréquences pour lesquelles le comportement du patin est plus influent. Ce travail a été étendu à d'autres formes de défauts géométriques comme les "plateaux". Parallèlement à ce travail, des développements pour les **problèmes thermiques** entre des solides multicouches en tenant compte de la rugosité ont également été effectués [Waddad(2017)].

En perspective, il conviendrait d'introduire dans les modèles une surface réelle mesurée expérimentalement (et non plus une surface générée numériquement dont les paramètres sont issus d'essais expérimentaux) et de comparer les configurations crissantes obtenues expérimentalement et numériquement. Bien entendu, à ces échelles, la tribologie joue un rôle essentiel et engendre des états de surface qui se modifient rapidement lors d'un essai. On pourrait alors penser à faire des essais interrompus sur des tribomètres où pendant les

pauses, les surfaces seraient remesurées.

Bibliographie

- [Abbot and Firestone(1933)] Abbott, E & Firestone, F. *Specifying surface quality: a method based on accurate measurement and comparison*. Journal of Mechanical Engineering, No. 55, 1933, 569-572.
- [Björklund and Andersson(1994)] Björklund, S. & Andersson, Sö. *A numerical method for real elastic contacts subjected to normal and tangential loading*. Wear, 1994, 179, 117-122.
- [Bandeira et al.(2004)] Bandeira, A., Wriggers, P. & de Mattos Pimenta, P. *Numerical derivation of contact mechanics interface laws using a finite element approach for large 3D deformation*. International Journal for numerical methods in Engineering, Wiley Online Library, 2004, 59, 173-195
- [Bigerelle et al.(2004)] Bigerelle, M., Nianga, J.M., Najjar, D., Iost, A., Hubert, C. & Kubiak, K.J. *Roughness signature of tribological contact calculated by a new method of peaks curvature radius estimation on fractal surfaces*. Tribology International, 2013, 65, 235-247
- [Bonnay et al.(2015)] Bonnay, K., Magnier, V., Brunel, J.F., Dufrénoy, P., De Saxcé, 2015. *Influence of geometry imperfections on squeal noise linked to mode lock-in*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 75-76, pp: 99-108.
- [Boussinesq(1885)] Boussinesq, J. *Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques: principalement au calcul des déformations et des pressions que produisent, dans ces solides, des efforts quelconques exercés sur une petite partie de leur surface ou de leur intérieur: mémoire suivi de notes étendues sur divers points de physique, mathématique et d'analyse*. Gauthier-Villars, 1885
- [Bush et al.(1975)] Bush, A., Gibson, R. & Thomas, T. *The elastic contact of a rough surface*. Wear, Elsevier, 1975, 35, 87-111
- [Ciavarella et al.(2006)] Ciavarella, M., Delfino, V. & Demelio, G. *A re-vitalized Greenwood and Williamson model of elastic contact between fractal surfaces*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2006, 54, 2569-2591
- [Ciavarella et al.(2008)] Ciavarella, M., Greenwood, J. & Paggi, M. *Inclusion of interaction in the Greenwood and Williamson contact theory*. Wear, 2008, 265, 729-734
- [Dapp et al.(2002)] Dapp, W. B., Lücke, A., Persson, B. N., & Müser, M. H. *Self-affine elastic contacts: percolation and leakage*. Physical review letters, 108(24), 244301.
- [De Lorenzis and Wriggers(2013)] De Lorenzis, L. & Wriggers, P., *Computational homogenization of rubber friction on rough rigid surfaces*. Computational Materials Science, 2013, 77, 264-280
- [Eriksson et al.(2002)] Eriksson, M., Bergman, F. & Jacobson, S. *On the nature of tribological contact in automotive brakes*. Wear, 2002, 252, 26-36
- [Gallego et al.(2010)] Gallego, L., Nelias, D. & Deyber, S. *A fast and efficient contact algorithm for fretting problems applied to fretting modes I, II and III*. Wear, 2010, 268, 208-222.
- [Greenwood and Williamson(1966)] Greenwood, J. & Williamson, J. *Contact of nominally flat surfaces*. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, The Royal Society, 1966, 295, 300-319
- [Hetzler and Willner(2012)] Hetzler, H. & Willner, K. *On the influence of contact tribology on brake squeal*. Wear, 2012, 46, 237-246
- [Heussaff et al.(2012)] Heussaff, A., Dubar, L., Tison, T., Watremez, M. & Nunes, R.F. *A methodology for the modelling of the variability of brake lining surfaces*. Wear, Elsevier, 2012, 289, 145-159
- [Hyun et al.(2004)] Hyun, S., Pei, L., Molinari, J.-F. & Robbins, M. *Finite-element analysis of contact between elastic self-affine surfaces*. Phy. Rev. E, 2004, 70, 026117
- [Johnson(1987)] Johnson, K. L. *Contact mechanics*. Cambridge university press, 1987
- [Kikuchi and Song(1981)] Kikuchi, N. & Song, Y. J. *Penalty finite element approximations of a class of unilateral problems in linear elasticity*. Quarterly of Applied Mathematics, 1981, 39, 1-22
- [Leroux et al.(2010)] Leroux, J., Fulleringer, B. & Nelias, D. *Contact analysis in presence of spherical inhomogeneities within a half-space*. International Journal of Solids and Structures, 2010, 47, 3034-3049.
- [Longuet-Higgins(1957)] Longuet-Higgins, M. S. *The statistical analysis of a random, moving surface*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, 1957, 321-387
- [Lorenz et al.(2010)] Lorenz, B., Carbone, G. & Schulze, C. *Average separation between a rough surface and a rubber block: Comparison between theories and experiments*. Wear, 2010, 268, 984-990

- [Love(1929)] Love, A. E. H. *The stress produced in a semi-infinite solid by pressure on part of the boundary*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character, 1929, 377-420
- [Magnier *et al.*(2014)] Magnier, V., Brunel, J.F. & Dufrénoy, P. *Impact of contact stiffness heterogeneities on friction-induced vibration*. International Journal of Solids and Structures, 2014, 51, 1662-1669
- [Naidoo(2014)] Naidoo R., D. *Influence of friction material & test sequence on disc brake squeal*. Université Lille-1 , 2014
- [Nash(2000)] Nash, S. G. *A survey of truncated-Newton methods*. Journal of Computational and Applied Mathematics, 2000, 124, 45-59
- [Nash(1985)] Nash, S. G. *Preconditioning of truncated-Newton methods*. SIAM Journal on Scientific and Statistical Computing, SIAM, 1985, 6, 599-616
- [Nayak(1971)] Nayak, P. R. *Random process model of rough surfaces*. Journal of Tribology, American Society of Mechanical Engineers, 1971, 93, 398-407
- [Patewska *et al.*(1992)] Pastewka, L., Prodanov, N., Lorenz, B., Müser, Martin H., Robbins, Mark O & Persson, Bo NJ *Finite-size scaling in the interfacial stiffness of rough elastic contacts*. Physical Review E, APS, 2013, 87, 062809
- [Pei *et al.*(2005)] Pei, L., Hyun, S., Molinari, J. F. & Robbins, M. O. *Finite element modeling of elasto-plastic contact between rough surfaces*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2005, 53, 2385-2409
- [Persson *et al.*(2002)] Persson, B., Bucher, F. & Chiaia, B. *Elastic contact between randomly rough surfaces: comparison of theory with numerical results*. Physical Review-Series B-, American Physical Society, 2002, 65, 184106
- [Persson *et al.*(2005)] Persson, B., Albohr, O., Tartaglino, U., Volokitin, A. & Tosatti, E. *On the nature of surface roughness with application to contact mechanics, sealing, rubber friction and adhesion*. Journal of Physics: Condensed Matter, IOP Publishing, 2005, 17, R1-R62
- [Powell(1977)] Powell, M. J. D. *Restart procedures for the conjugate gradient method*. Mathematical programming, Springer, 1977, 12, 241-254
- [Putignano *et al.*(2012)] Putignano, C., Afferrante, L., Carbone, G. & Demelio, G. *A new efficient numerical method for contact mechanics of rough surfaces*. International Journal of Solids and Structures, Elsevier, 2012, 49, 338-343
- [Tuchinda *et al.*(2001)] Tuchinda, A., Hoffmann, N. P., Ewins, D. J., Keiper, W., 2001. *Mode lock-in characteristics and instability study of the pin-on-disc system*. In IMAC-XIX: A Conference on Structural Dynamics, Vol. 1, 71-77.
- [Waddad(2017)] Waddad, Y., 2017. *Multiscale thermomechanical strategies for rough contact modeling - Application to braking systems*. PhD Thesis, Univ. of Lille.
- [Willner(2008)] Willner, K. *Fully coupled frictional contact using elastic halfspace theory*. Journal of Tribology, American Society of Mechanical Engineers, 2008, 031405, 1-8.
- [Wriggers(1995)] Wriggers, P. *Finite element algorithms for contact problems*. Archives of Computational Methods in Engineering, Springer, 1995, 2, 1-49
- [Wriggers(2006)] Wriggers, P. *Computational contact mechanics*. 2nd ed., Springer, 2006.
- [Wriggers and Reinelt(2009)] Wriggers, P. & Reinelt, J., *Multi-scale approach for frictional contact of elastomers on rough rigid surfaces*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2009, 198, 1996-2008
- [Yastrebov *et al.*(2011)] Yastrebov, V. A., Durand, J., Proudhon, H. & Cailletaud, G. *Rough surface contact analysis by means of the Finite Element Method and of a new reduced model*. Comptes Rendus Mécanique, 2011, 339, 473-490
- [Yastrebov *et al.*(2015)] Yastrebov, V. A., Anciaux, G. & Molinari, J.-F. *From infinitesimal to full contact between rough surfaces: evolution of the contact area*. International Journal of Solids and Structures, 2015, 52, 83-102.
- [Zahouani *et al.*(2009)] Zahouani, H., Mezghani, S., Pailler-Mattei, C. & Elmansori, M. *Effect of roughness scale on contact stiffness between solids*. Wear, 2009, 266, 589-591
- [Zavarise (1992)] Zavarise, G., Wriggers, P., Stein, E. & Schrefler, BA. *Real contact mechanisms and finite element formulation - a coupled thermomechanical approach*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Wiley Online Library, 1992, 35, 767-785

Discussions

Dans cette partie, différents **enrichissements numériques** ont été proposés afin d'y **inclure des hétérogénéités** (matériaux ou géométries avec des imperfections au niveau de l'interface de contact). Diverses méthodologies ont été proposées en s'appuyant sur des **développements, analytiques, théoriques et numériques**. Les cas traités sont systématiquement des **dispositifs complets** représentatifs d'un système de frein ce qui est une originalité au regard de la bibliographie. En amont de ces enrichissements, **des données expérimentales** ont permis d'introduire des grandeurs réalistes qui ont, par la suite, été générées numériquement. Il a été démontré que toutes **les échelles considérées** (rugosité, défaut de planéité du disque, multi-composant pour le matériau de friction et la longueur de contact) ont plus ou moins un impact sur la performance visée ici: le crissement. L'ensemble des résultats montre que **le système impose** les fréquences et les modes propres associés. Puis en fonction de **l'échelle de l'hétérogénéité introduite**, une perturbation du comportement dynamique est constatée. **La taille de cette échelle joue sur l'amplitude de la perturbation**: plus l'échelle est petite et moins celle-ci aura d'impact sur le comportement global. Ces résultats coïncident avec différents constats expérimentaux: sensibilité du crissement aux surfaces, etc. La méthode proposée ici permet donc une hiérarchisation des phénomènes et permet de quantifier l'amplitude des perturbations pour un système donné en vu de **cibler les échelles pertinentes**.

En perspective, un **dialogue plus accru avec les expérimentateurs** permettraient sûrement d'obtenir des informations plus pertinentes sur les surfaces de contact observées. Il faudra bien entendu **coupler les enrichissements effectués des différentes échelles** pour être représentatif d'un système réel. Ainsi, il faudra par exemple associer des propriétés mécaniques locales d'un multi-matériau aux aspérités.

Un deuxième point en perspective concerne **les critères à établir** pour être dans une configuration crissante (ou non!). A ce jour dans la bibliographie, le passage d'une configuration crissante à non-crissante (et *vice et versa*) résulte d'un constat. Les informations issues des calculs numériques pourront aider à identifier les paramètres les plus influents sur le couplage de modes.

Une fois les enrichissements consistants et les critères qui mènent à une configuration non-crissante déterminés, on pourrait prendre le problème à l'envers où l'on pourrait **définir à l'avance**, avant l'utilisation, des surfaces structurées multi-matériaux.

Bien entendu, il conviendrait d'introduire des **mécanismes plus réalistes** en introduisant des lois de comportement plus pertinentes. Ainsi, comme identifié dans la 1^{ère} partie de ce manuscrit, les matériaux ont souvent des comportements complexes qu'il faudrait prendre en considération, d'autant plus que le **problème est évolutif**...

Cinquième partie

Le contact: un problème multi-physique et évolutif...

Motivation

Le contact: un problème multi-physique

Les phénomènes en contact sont régis par les interactions atomiques à l'intérieur et entre les solides, ainsi que celles entre les atomes des différents corps présents à l'interface. Cette interface peut être considérée comme un "**paradis**" de la **multi-physique** (voir la figure 7.15) où la mécanique, la thermique, la physico-chimie, l'électromagnétisme, la métallurgie et d'autres physiques apparaissent.

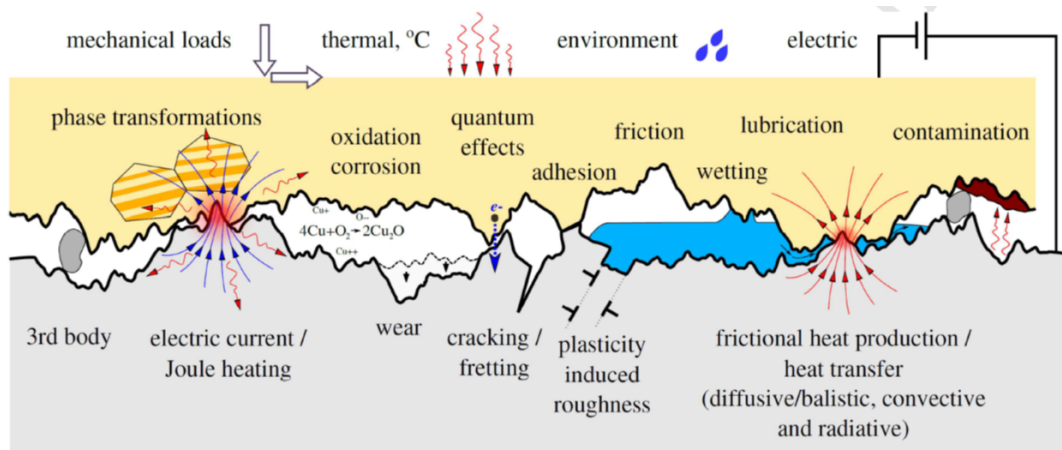


FIGURE 7.15 – Schéma représentant la nature multi-physique d'un problème de contact [Vakis *et al.*(2018)]

Les **phénomènes mécaniques** peuvent se référer à la déformation mécanique des solides et à leur interaction de contact, etc. Le processus d'enlèvement de matière ou de détérioration de surface (microfissuration, abrasion, déformations plastiques etc.) y est présent également.

Les **phénomènes thermiques** sont liés au transfert de chaleur d'un solide à l'autre, ainsi qu'à la génération de chaleur due au frottement interfacial ou à la dissipation dans le volume (viscoélasticité, viscoélastoplasticité, accumulation d'endommagement ou de microfissures): l'échange thermique peut être balistique ou diffusif en fonction de la taille des points de contact [Chen(2001)], tandis que les échanges thermiques convectif et de rayonnement contribuent considérablement à la conductance thermique globale du système [Madhusudana(1996)]. Le chauffage local des aspérités de contact jusqu'au point de fusion local, reconnu dans [Bowden and Tabor(2001)] et plus connu sous le nom de "température flash", a des implications importantes pour le frottement, en particulier dans les contacts secs [Rice(2006)].

Des **phénomènes métallurgiques** peuvent se produire dans des couches proches de l'interface couvrant divers changements microstructuraux qui sont, soit déclenchés par des changements de température (par exemple par effet Joule ou chauffage par friction), soit par des déformations sévères et comprennent une recristallisation dynamique et diverses transformations de phase; un exemple est la formation de la «couche blanche», une couche martensitique à grain fin et plutôt fragile [Ramesh and Melkote(2008)]. Pour les matériaux subissant une transition vitreuse, l'élévation locale de la température peut être critique pour leurs performances mécaniques [Ward and Hine(2004)]: en général, les propriétés mécaniques dépendent fortement de la température, faisant ainsi du problème thermomécanique l'un des problèmes les plus naturels et le plus fortement couplé en présence d'un contact.

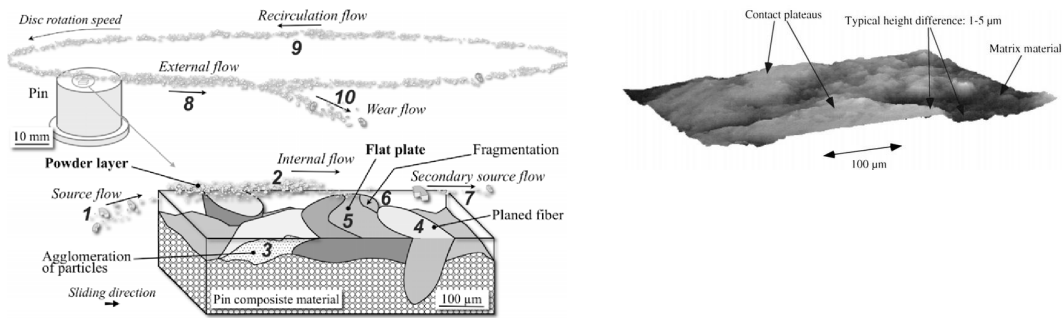
Des **physiques plus compliquées émergent pour les matériaux composites et poreux**; des exemples de ces derniers sont les roches qui subissent une décomposition chimique, l'évaporation d'eau,

la pressurisation, etc. [Dieterich(1972)].

De plus, divers **phénomènes tribochimiques** se déroulent aux interfaces tribologiques qui en font des objets très difficiles pour la compréhension multi-physique des phénomènes. En même temps, pour comprendre et modéliser un problème multi-physique aussi complexe qu'une interface tribologique, il faut construire des modèles multi-physiques fiables et concevoir des outils multi-physique appropriés. Quelques exemples récents d'applications de modélisation impliquant un couplage multi-physique utilisent la méthode des éléments discrets (DEM) [Renouf *et al.*(2011)] où l'interface de contact est considérée comme un milieu granulaire fluide constitué de particules rigides ou déformables. Alors que cette approche ne tient pas compte des interactions à grande échelle entre les corps en contact, une approche améliorée a été utilisée par [Nhu(2017)] combinant la FEM pour la déformation des corps de contact des premiers corps et la DEM pour les particules du troisième corps [Haddad H.(2013)].

Le contact: un problème évolutif

Les **couplages pression-température-dilatation** impliquent des changements perpétuels des surfaces au cours du contact. Un autre phénomène est lié à ce couplage: l'usure. Pour ce dernier, Godet et Berthier [Godet(1984), Berthier(1988)] ont élaboré un **concept phénoménologique** à partir d'observations expérimentales, qui permet de rendre compte du comportement d'un contact en frottement. Ce concept s'appuie sur les notions de **triplet tribologique, de mécanisme d'accommodation de vitesse et de circuit tribologique**. En effet, une partie des débris de surface circule dans l'interface de contact tandis qu'une autre est éjectée du système de contact. La partie restant à l'intérieur du système de contact peut soit continuer sa circulation, soit être compactée pour former une couche mince appelée "**troisième corps**". Au cours du contact, ce troisième corps est à son tour fragmenté progressivement et ses débris recirculent à l'intérieur de l'interface. Ainsi, ce circuit tribologique décrit le cycle de vie d'une particule/d'un agglomérat de sa création à son éjection du système ou à la fin du mouvement de glissement si la particule est toujours dans le contact [Eriksson *et al.*(1999)]. La figure 7.16(b) illustre une image 3D d'une surface usée. Sur cette image, on peut remarquer la présence de ce qu'on appelle les "plateaux de contact". Ces zones correspondent soit aux zones compactées du troisième corps, soit aux zones usées de la surface.



(a) Schéma du circuit tribologique dans un contact frot- (b) Image 3D d'une surface rugueuse usée obtenue par
tant glissant [François *et al.*(2006)] interférométrie en lumière blanche [Eriksson *et al.*(1999)]

FIGURE 7.16 – Circuit tribologique

La présence du troisième corps modifie **constamment les échanges entre les solides en contact**, car il représente un obstacle supplémentaire à l'interface. De plus, la complexité du troisième corps réside dans **les différents états** dans lesquels il existe. En effet, le troisième corps présente des particules d'usure, des débris agglomérés compactés qui peuvent être mécaniquement différents et introduits à différents états. Ainsi, ses propriétés physiques évoluent aussi.

Afin de modéliser ces phénomènes (cet "enfer" finalement d'un point de vue modélisateur!), on retrouve la méthode DEM [Renouf *et al.*(2004), Iordanoff *et al.*(2002)]. D'autres approches sont également utilisées pour le problème du troisième corps telles que les automates cellulaires [Muller and Ostermeyer(2007)]. Dans cette méthode, le milieu est vu comme un ensemble discret de cellules ayant des états différents et qui sont reliées les unes aux autres par de nombreuses règles contrôlant l'évolution du troisième corps. L'état de chaque cellule est défini par l'état de ses cellules voisines. Une amélioration de cette méthode est l'approche "Movable Cellular Automaton" [Psakhie *et al.*(2001), Dimitriev *et al.*(2010)] qui consiste à coupler deux cellules par un état correspondant à leurs liaisons chimiques. Quand à [Wriggers and Reinelt(2009)], ils proposent de considérer une interface de contact en homogénéisant le facteur de frottement dans un calcul FEM.

Objectifs de cette partie

Au regard de la bibliographie, il s'avère qu'à mon sens, les modèles sont éloignés voir déconnectés de la réalité expérimentale. Ainsi il convient d'avoir une stratégie tentant de relier l'état vierge à un état en condition d'usage sur un système complet. La stratégie consistera à s'appuyer systématiquement sur des modélisations. Les modifications entre les deux états concernent principalement les matériaux d'une part et l'état de surface d'autre part. Donc, il sera nécessaire de déterminer des modèles évolutifs "physiquement fondés" puis introduire des mécanismes pertinents.

Sur la partie "Matériaux", plusieurs stratégies peuvent être envisagées:

1. le point de départ est le matériau vierge que l'on tente de solliciter thermomécaniquement afin d'obtenir son "équivalent" en condition d'usage. Cette approche présente une démarche de compréhension dans l'évolution du matériau

2. la stratégie est à l'inverse du point précédent où ici, le point de départ est le matériau utilisé que l'on vient caractériser.

Là encore, un dialogue numérique/expérimental est mis en œuvre car nécessaire.

Enfin, sur la partie interface, les couplages thermiques et mécaniques conduisent à une évolution des surfaces en contact. En effet, en fonction de la génération des flux de chaleur, de la recirculation du 3^{ème} corps et de l'ensemble des dilatations différenciées au sein de l'interface de contact, les zones de portance évoluent. Des avancées sont également proposées.

La stratégie et la cohérence de cette partie est expliquée sur le schéma de la figure 7.17.

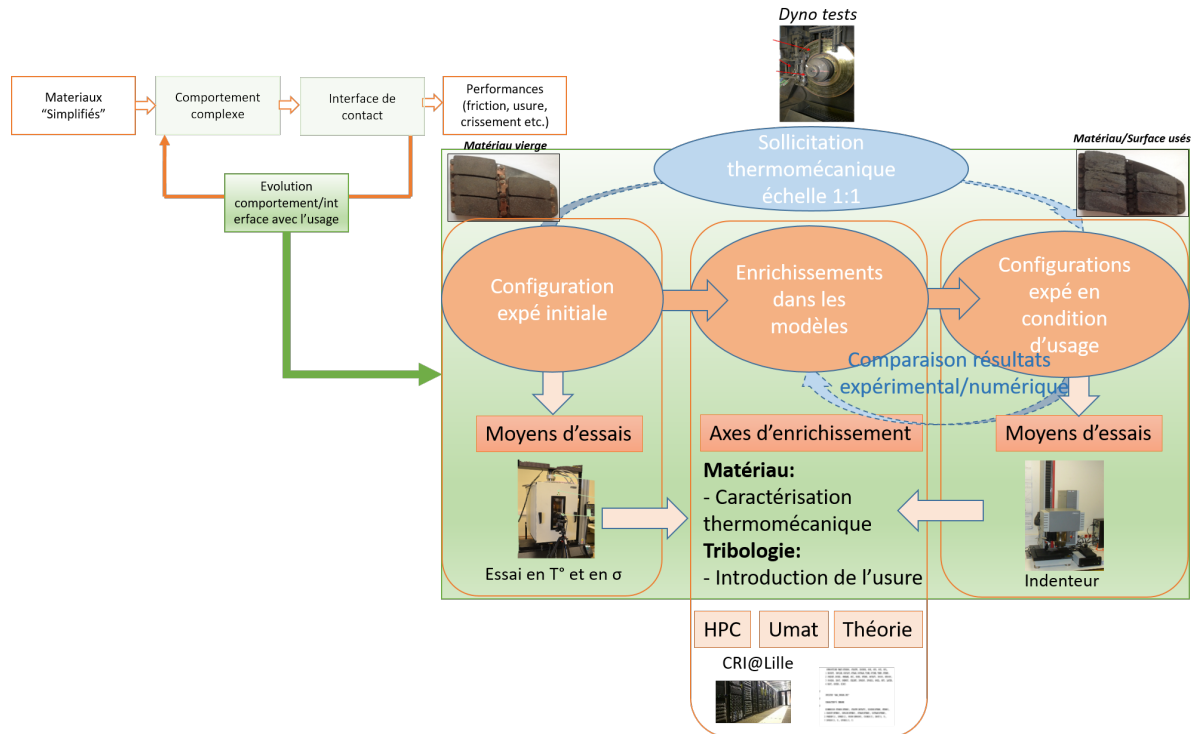


FIGURE 7.17 – Stratégie globale de la partie "Le contact: un problème multi-physique et évolutif..."

Bibliographie

- [Berthier(1988)] Berthier, Y., 1988. *Mécanismes et tribologie*. Thèse d'état : INSA de Lyon.
- [Bowden and Tabor(2001)] Bowden, FP, Tabor, D., 2001. *The friction and lubrication of solids*. Oxford university press.
- [Chen(2001)] Chen, G., 2001. *Ballistic-diffusive heat-conduction equations*. Phys Rev Lett, Vol.86, pp.2297.
- [Dieterich(1972)] Dieterich, JH., 1972 *Time-dependent friction in rocks*. Journal of Geophysical Research, Vol. 77, pp. 3690-3697.
- [Dimitriev *et al.*(2010)] Dimitriev, A. I., Schargott, M., & Popov, V. L., 2010. *Direct modelling of surface topography development in a micro-contact with the movable cellular automata method*. Wear, Vol. 268(7), pp. 877-885.
- [Eriksson *et al.*(1999)] Eriksson, M., Bergman, F., & Jacobson, S., 1999. *Surface characterization of brake pads after running under silent and squealing conditions*. Wear, Vol. 232(2), pp. 163-167.
- [François *et al.*(2006)] François, M., Desplanques, Y., and Degallaix, G., 2006. *Méthodologie d'observation in situ des surfaces frottantes en freinage ferroviaire*. Tribologie dans les transports Actes des JIFT 2006, pp. 27-36.
- [Godet(1984)] Godet, M, 1984. *The third body approach, a mechanical view of wear*. Wear, Vol. 100, p. 437-452.
- [Haddad H.(2013)] Haddad, H., 2013 *Couplage MED-FEM: modélisation numérique du transfert thermique dans les interfaces de contact*. PhD thesis, Université de Picardie Jules Verne.
- [Iordanoff *et al.*(2002)] Iordanoff, I, Seve, B., Berthier, Y., 2002. *Solid Third Body Analysis Using a Discrete Approach: Influence of Adhesion and Particle Size on Macroscopic Properties*. Journal of Tribology, Vol. 124, pp: 530-538.
- [Nhu(2017)] Nhu, V. H. *Dialogues numériques entre échelles tribologiques*. INSA de Lyon, 2013
- [Madhusudana(1996)] Madhusudana, C., 1996. *Thermal contact conductance* Springer.
- [Muller and Ostermeyer(2007)] Muller, M., & Ostermeyer, G.P. *A cellular automaton model to describe the three dimensional friction and wear mechanism of brake systems*. Wear, 2007, 263, 1175–1188.
- [Psakhie *et al.*(2001)] Psakhie, S. G., Horie, Y., Ostermeyer, G. P., Korostelev, S. Y., Smolin, A. Y., Shilko, E. V., ... & Zavšek, S., 2001. *Movable cellular automata method for simulating materials with mesostructure*. Theoretical and applied fracture mechanics, Vol. 37(1), pp. 311-334.
- [Ramesh and Melkote(2008)] Ramesh, A., Melkote, SN., 2008. *Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel*. Int J Mach Tools Manuf vol:48, pp.402-14.
- [Renouf *et al.*(2004)] Renouf, M., Dubois, F., & Alart, P. *A parallel version of the non smooth contact dynamics algorithm applied to the simulation of granular media*. Journal of Computational and Applied Mathematics, 2004, 168(1), 375-382.
- [Renouf *et al.*(2011)] Renouf, M., Cao, H. P., & Nhu, V. H., 2011. *Multiphysical modeling of third-body rheology*. Tribology International, Vol. 44(4), pp. 417-425.
- [Rice(2006)] Rice, JR., 2006. *Heating and weakening of faults during earthquake slip*. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, pp.111.
- [Ward and Hine(2004)] Ward, I., Hine, P., 2004. *The science and technology of hot compaction*. Polymer, Vol. 45, pp. 1413-1427.
- [Vakis *et al.*(2018)] Vakis, A.I., Yastrebov, V.A., Scheibert, J., Minfray, C., Nicola, L., Dini, D., Almqvist, A., Paggi, M., Lee, S., Limbert, G., Molinari, J.F., Ancaux, G., Aghababaei, R., Echeverri Restrepo, S., Papangelo, A., Cammarata, A., Nicolini, P., Putignano, C., Carbone, G., Ciavarella, M., Stupkiewicz, S., Lengiewicz, J., Costagliola, G., Bosia, F., Guarino, R., Pugno, N.M., Müser, M.H., 2018. *Modeling and simulation in tribology across scales: An overview*. Tribology International.
- [Wriggers and Reinelt(2009)] Wriggers, P., Reinelt, J., 2009. *Multi-scale approach for frictional contact of elastomers on rough rigid surfaces*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 198, pp. 1996-2008.

Chapitre 8

Évolution des propriétés mécaniques avec l'usage et conséquences sur le crissement

Co-encadrement de thèse de D. Naidoo-Ramasami dans le cadre du projet FrictioNoise

8.1 Motivation

Au cours de son utilisation, le matériau de freinage subit différentes sollicitations thermiques et mécaniques (plus ou moins importantes) qui conduisent à une évolution de la microstructure et de l'interface de contact. Cette modification doit engendrer indéniablement des changements de propriétés mécaniques près de la surface à l'échelle macroscopique. Cet aspect est très peu étudié dans la littérature mais est nécessaire en vue de performance ciblée sur le long terme. De plus, il est clair que des changements dans le matériau de friction se produisent pendant le freinage d'une manière non uniforme à différentes localisations, dépendant de l'histoire locale du chargement.

L'intérêt se trouve aussi dans la compréhension des performances tribologiques où il faut bien évidemment connaître le bon état des matériaux utilisés...

Une approche originale est proposée dans cette section mêlant identification de propriétés locales à partir d'un dialogue numérique/expérimentale et de simulation vibratoire d'un système de frein complet. Cette procédure a été effectuée sur 4 garnitures de frein initialement identiques qui ont subi des chargements différents. Un endommagement global de la garniture est montré ce qui conduit à modifier les fréquences et les déformées modales.

1. En premier lieu, le patin de friction est un matériau très hétérogène dont les propriétés sont difficiles à déterminer à l'échelle locale. Ici, la solution choisie pour obtenir une information mésoscopique sur l'ensemble du patin est un test d'indentation effectué à différentes localisations couplé avec une méthode d'identification inverse pour obtenir les propriétés élastiques. La section 8.2 discutera de la méthodologie et la section 8.3 présentera les résultats obtenus.
2. Le patin dans son cycle de vie subit des sollicitations thermomécaniques pouvant altérer les propriétés globales et locales. L'impact de cette évolution le comportement vibratoire sera étudié. En effet, dans la vie courante, il n'est pas rare que le système de frein soit dans une configuration crissante puis non crissante au cours de son utilisation (ou *vice et versa*). Le test d'indentation sera encore une fois utilisé sur des garnitures ayant subi différentes histoires de sollicitations, puis les résultats permettront d'alimenter une étude numérique dédiée au crissement. Cette partie est discutée dans la section 8.4.

8.2 Test d'indentation

8.2.1 Protocole de l'essai d'indentation

Un essai d'indentation de type Brinell avec une bille relativement importante de diamètre 10 mm a été choisi. Ce choix est motivé par le fait d'obtenir un contact le "moins destructeur" (vis-à-vis de l'essai Vickers par exemple) dans l'espoir de travailler au plus dans le domaine élastique. En effet, le patin de friction présente une composition friable et il est nécessaire de ne pas endommager le matériau afin d'identifier les propriétés élastiques. De plus, un grand rayon est souhaitable et une géométrie de boule de diamètre 10mm est un bon compromis avec la taille des matières premières qui peuvent être millimétriques. Tous les tests d'indentation pour cette étude sont effectués avec un appareil Zwick 2.5 ZHU avec les paramètres de test suivants:

- Charge maximale : 300N
- Vitesse de chargement et de déchargement : $10\text{N}\cdot\text{s}^{-1}$
- Temps de maintien en charge max.: 15s

Le choix de ces différents paramètres est expliqué en profondeur dans [Naidoo Ramasami(2014)]. Quelques courbes typiques de déplacement en fonction de la charge sont illustrées sur la figure 8.1. Les différentes courbes montrent une large dispersion des résultats en fonction de la zone indentée, illustrant le comportement hétérogène du matériau de friction.

8.2.2 Travaux préliminaires

Dans cette partie, un mappage du pad est réalisé pour effectuer un test d'indentation sur chaque cellule (appelé "patch" plus tard). Afin que les volumes affectés ne se recouvrent pas, nous faisons une pré-étude numérique simulant l'essai d'indentation avec les paramètres décrits précédemment (voir fig 8.2(a)). La taille du maillage des éléments finis à proximité du contact est égale à 0,01 mm. Pour le contact, la méthode lagrangienne est utilisée et un coefficient de frottement de 0,4 est considéré. Avec les conditions de géométrie et de chargement décrites précédemment et un module de Young macroscopique de 3000 MPa,

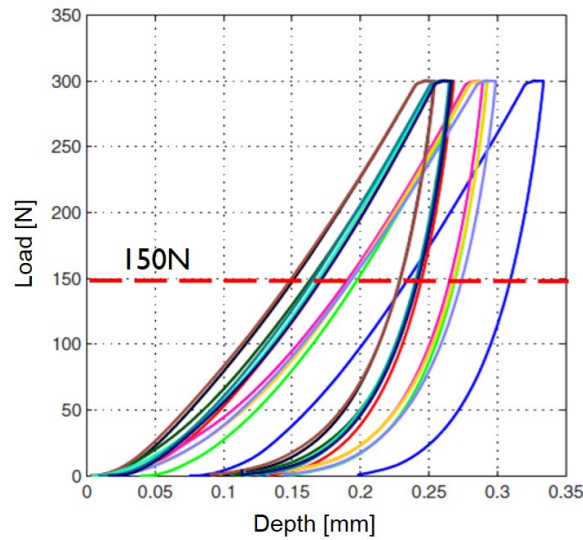
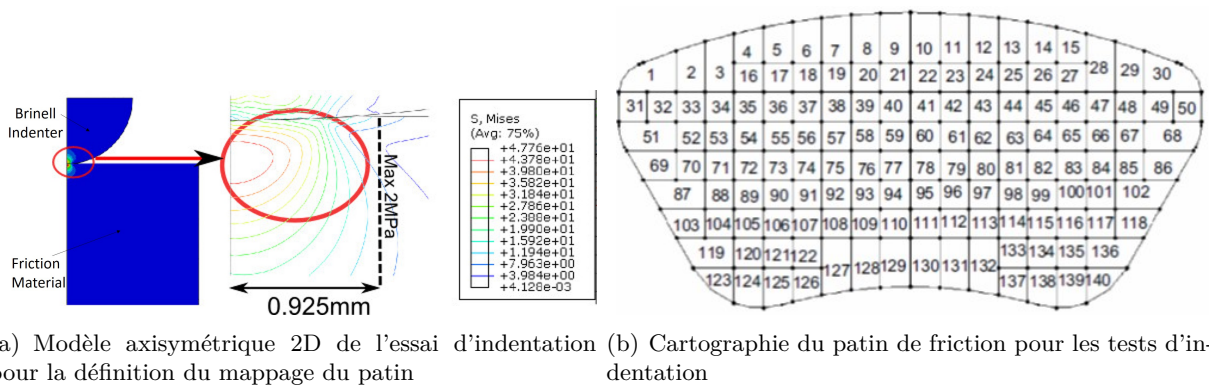


FIGURE 8.1 – Essai d'indentation sur un matériau de friction à différent endroit

la taille du volume affecté est estimée à $0.925mm$ de rayon.



(a) Modèle axisymétrique 2D de l'essai d'indentation pour la définition du mappage du patin (b) Cartographie du patin de friction pour les tests d'indentation

FIGURE 8.2 – Procédure pour mapper le patin

Connaissant le volume affecté par le test d'indentation ($\sim 2mm$) et prenant un coefficient de sécurité, la plaquette de frein a été divisée en 140 zones carrées de $5mm$ de côté (figure 8.2(b)). Ainsi, cette coupe virtuelle permet de mettre en évidence une hétérogénéité potentielle du comportement du matériau.

8.3 Identification des propriétés mécaniques par test d'indentation

Ces dernières décennies, le test d'indentation instrumenté a été développé. Il permet de déterminer d'autres propriétés mécaniques que la dureté conventionnelle; on peut désormais ainsi évaluer le module de Young [Oliver and Pharr(1992)], [Loubet *et al.*(1993)] [Chicot *et al.*(2013)], le coefficient de durcissement du

travail [Dao *et al.*(2001)] [Antunes *et al.*(2007)] [Huber and Tsakmakis(1999)] et la limite d'élasticité [Kucharski and Mroz(2007)] ainsi que la ténacité [Kruzic *et al.*(2009)].

En analysant la décharge d'une courbe, [Oliver and Pharr(1992)] utilisent l'expression suivante qui relie la pente S à l'origine de la décharge au module réduit E_R :

$$E_R = \frac{S}{2} \sqrt{\frac{\pi}{A_c}} \quad (8.1)$$

où E_R inclut les paramètres matériels de l'indenteur (E_i, ν_i) et du matériau étudié (E, ν) dans la relation:

$$\frac{1}{E_R} = \frac{1 - \nu^2}{E} + \frac{1 - \nu_i^2}{E_i} \quad (8.2)$$

Les difficultés avec l'utilisation directe de cette relation proviennent de l'évaluation inexacte de la surface de contact A_c , lorsque l'enfoncement à la surface de contact devient important, ou de l'existence d'un film mince qui modifie le module. Une approche complémentaire consiste à effectuer une identification directe des propriétés mécaniques à partir de la charge, en utilisant des méthodes inverses par exemple comme [Prou *et al.*(2010)]. Les analyses inverses sont généralement basées sur la minimisation d'une fonction de coût mesurant l'écart entre la courbe charge-déplacement expérimentale et la courbe simulée.

De plus, à la charge, le comportement proche surface est intéressant car il traite du début de contact et pourrait être traduit en comportement (via une raideur de contact par exemple) alors qu'à la décharge, le comportement dépend uniquement du volume.

Néanmoins, il est nécessaire de rester dans le domaine de l'élasticité pour être sûr d'identifier les propriétés mécaniques élastiques. Au vu de la figure 8.1, une petite déformation résiduelle est présente. Donc, plus tard, tous les tests d'indentation seront traités avec un niveau de chargement inférieur à 150N.

8.3.1 Méthode inverse: FEMU

L'objectif ici est de déterminer le module de Young dans chaque patch par une identification inverse. La méthode FEMU [Hermez and Farhat(1993)], [Kavanagh and Clough(1971)] (présentée dans la section 2.4.3) sera utilisée. Il s'agit d'une méthode itérative qui repose sur la comparaison des charges mesurées et calculées.

La fonction coût à minimiser θ sera l'écart entre les déplacements obtenus par les calculs et les déplacements relevés expérimentalement:

$$\theta = \arg \min \sum_{i=1}^n (U_{fem}^i - U_{ind}^i)^2 \quad (8.3)$$

où U_{fem}^i est le vecteur contenant les déplacements de l'indenteur à l'instant i dans l'analyse par éléments finis et U_{ind}^i est le vecteur déplacement de l'essai d'indentation à l'instant i . Les conditions pour la modélisation d'indentation sont les mêmes que celles illustrées dans la section 8.2.2. Deux exemples (sur les patches n^o25 et n^o50) d'identification inverse sont illustrés sur la figure 8.3.

Donc, au vu des résultats, la méthode FEMU est un bon moyen d'étudier le comportement. La tendance de la méthode inverse est proche des données expérimentales avec une erreur cumulative inférieure à 5%.

8.4 Identification et évolution des propriétés mécaniques locales

8.4.1 Obtention de garnitures à différents états

Une étude complète est réalisée sur l'influence de l'effet d'histoire par un test normalisé sur un système de frein à étrier flottant industriel. La procédure utilisée dans ce document est une adaptation de la

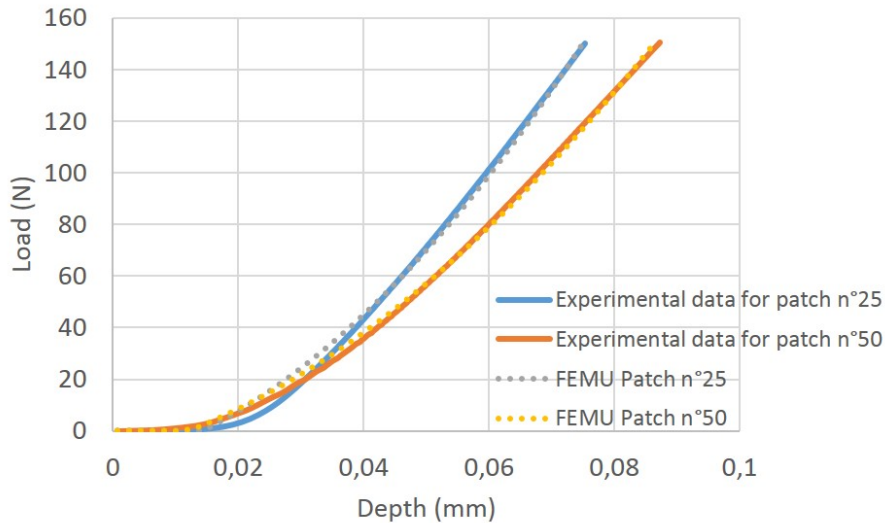


FIGURE 8.3 – Identification inverse avec la méthode FEMU sur les patches $n^{\circ}25$ et $n^{\circ}50$

procédure SAEJ2521 et est détaillée plus loin. Il s'agit d'une procédure axée sur la température qui balaie la pression et la vitesse, principalement pour déterminer la propension d'un matériau de friction donné à générer un bruit de crissement sur une configuration de freinage donnée lorsqu'il est soumis à des températures normales ou extrêmes 550°C . La procédure complète est décrite sur la figure 8.4 où ~ 3300 coups de frein sont donnés. Quatre plaquettes différentes sont utilisées et la procédure pour chaque plaquette consiste à s'arrêter à des moments précis:

- Garniture 1 : le test s'arrête juste avant l'étape du "fading". Le fading est un freinage sévère avec une haute température atteinte. Dans ce test, la garniture ne verra pas d'élévation de température de plus de 300°C (à 5 mm de la surface de contact dans la garniture).
- Garniture 2 : le test s'arrête juste après l'étape du fading. A la fin de cette étape, la garniture a vu plus de 550°C
- Garniture 3 : il s'agit des deux essais précédents auxquels on y a ajouté ~ 300 coups de frein. Au total, la garniture a vu 1917 coups de frein notamment l'étape du fading.
- Garniture 4 : la procédure complète est effectuée.

8.4.2 Analyse de la distribution du module élastique

La distribution des modules de Young est illustrée sur la figure 8.5, extraite de la méthode FEMU décrite précédemment pour les 4 garnitures.

Il en ressort que toutes les garnitures ont une réponse hétérogène avec un écart-type sur le module de Young qui se réduit en fonction du nombre de coups de frein. En effet, pour la garniture 1, le module de Young varie entre 1387 MPa à 6167 MPa alors que ce dernier varie entre 881 MPa à 4323 MPa pour la garniture 4. Plus généralement, il y a une perte de rigidité en fonction du nombre de coups de frein comme l'illustre l'histogramme 8.6 décomposé en 10 classes.

Cette tendance peut être confirmée par la détermination d'un module global équivalent sur chaque garniture. Pour cela, un test de compression numérique (fig. 8.7) a été simulé en utilisant la méthode des

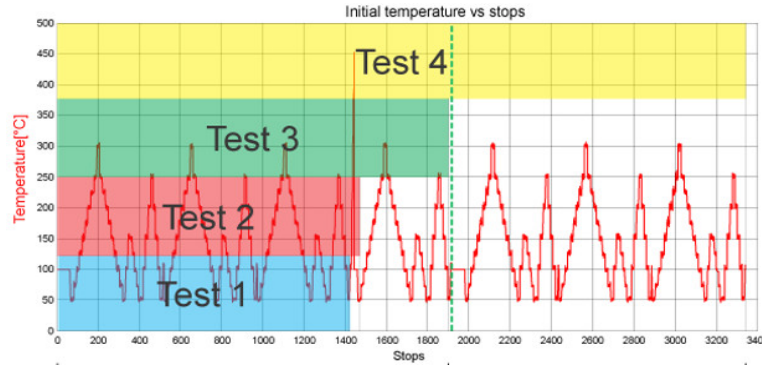


FIGURE 8.4 – Description de la procédure d’essai SAEJ2521 pour les 4 garnitures

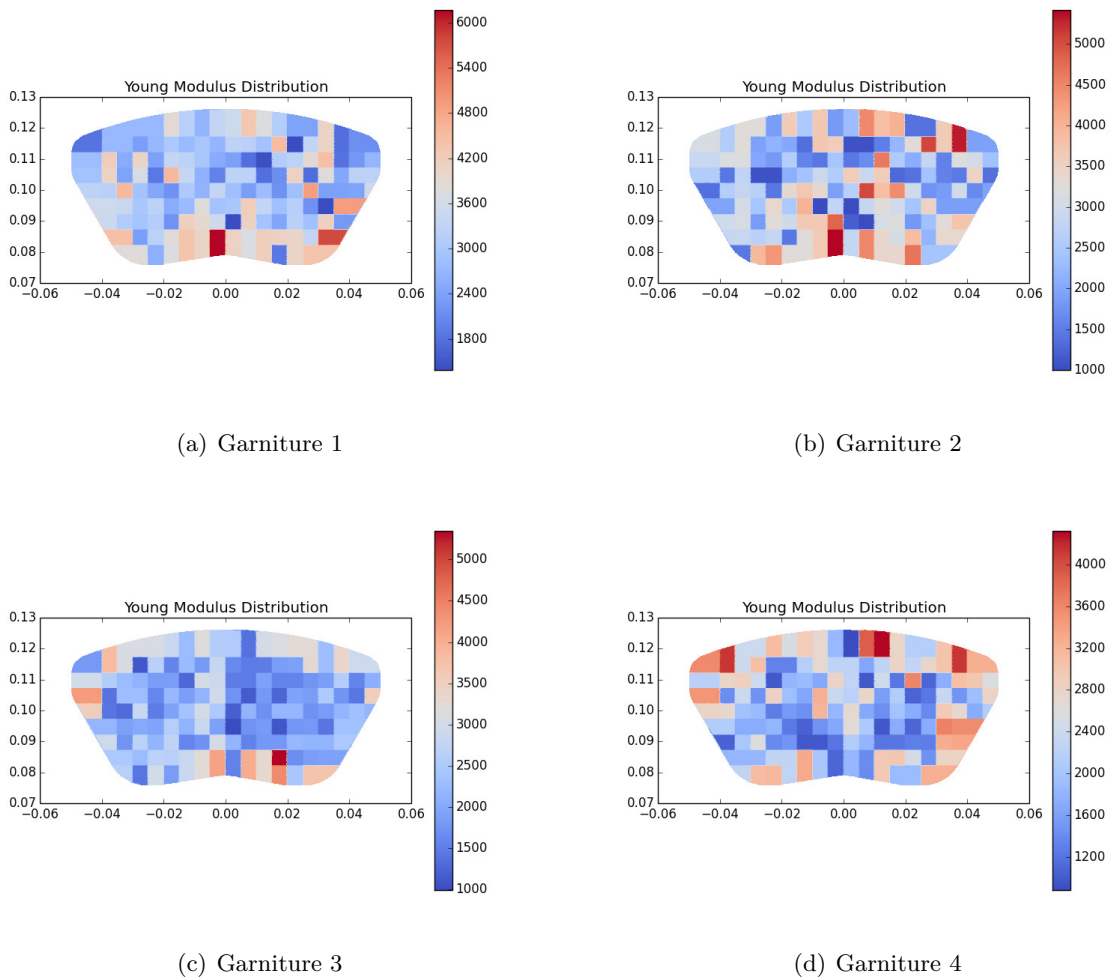


FIGURE 8.5 – Répartition des modules de Young (MPa) pour les 4 garnitures

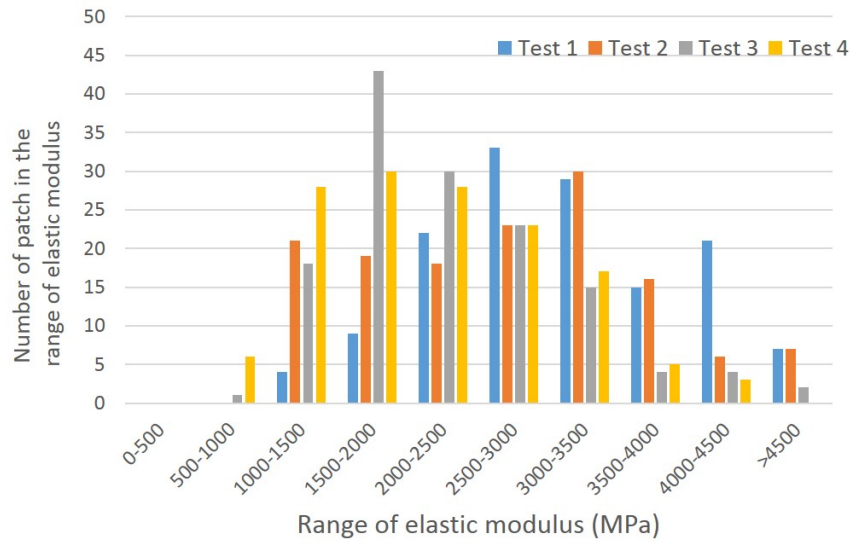


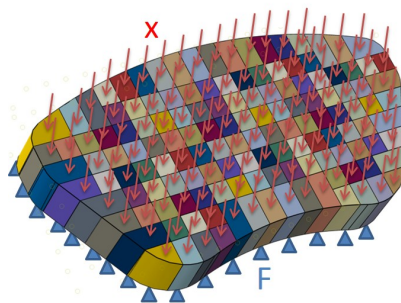
FIGURE 8.6 – Histogramme

éléments finis compte tenu de l'hétérogénéité du module précédemment identifié. En considérant un déplacement x sur la surface supérieure et un déplacement bloqué sur la surface inférieure, la réaction F peut être obtenue. Se ramenant à un système avec une raideur, le module de Young global équivalent E_{eq} est évalué :

$$E_{eq} = F * L/x * A \tag{8.4}$$

avec F : Réaction, L : Largeur du matériau, x : déplacement imposé et A : surface de la plaquette.

Le tableau 8.4.2 montre l'évolution du module de Young équivalent pour toutes les garnitures. La diminution de ce dernier au fur et à mesure des coups de frein est confirmée. Plus spécifiquement, une diminution significative due au fading est présente.



	Garniture 1	Garniture 1	Garniture 1	Garniture 1
E_{eq}	3240 MPa	2872 MPa	2464 MPa	2368 MPa

TABLE 8.1 – Évolution du module de Young équivalent (E_{eq}) pour les garnitures

FIGURE 8.7 – CL pour obtenir le module global

En conclusion, les matériaux de friction présentent une certaine hétérogénéité pour tous les essais. La gamme d'hétérogénéité diminue en fonction de l'effet d'histoire et la diminution équivalente du module de Young est également importante.

Cette évolution du module de Young peut être associée à une modification de la microstructure où l'effet thermique a une grande influence sur les propriétés mécaniques [Cristol and Magnier(2015)].

Une remarque peut être faite sur la distribution du module de Young pour tous les tests: la moyenne des modules de Young localisés sur les patches périphériques (E_{per}) est plus importante que celle localisée à l'intérieur de la garniture E_{in} . Le tableau 8.2 montre la valeur moyenne pour chaque région (périphérie et intérieur) et l'écart-type associé pour chaque cas. Pour chaque garniture, E_{per} est nettement plus rigide

	Test 1	Test 2	Test 3	Test 4
E_{per} MPa (<i>Ecart-type MPa</i>)	3309(844)	2932(990)	2800(894)	2446(836)
E_{in} MPa (<i>Ecart-type MPa</i>)	3053(856)	2634(994)	2062(563)	2084(732)

TABLE 8.2 – E_{per} : Moyenne des modules de Young localisés sur les patches périphériques et E_{in} : Moyenne des modules de Young localisés à l'intérieur de la garniture

que E_{in} avec une différence globale de ~ 400 MPa. Nous pensons qu'il s'agit encore une fois du procédé de fabrication. En effet, la garniture de friction est maintenue dans un moule pendant qu'une pression uniaxiale est appliquée sur la surface supérieure. Ainsi, une densification du matériau doit se faire à la périphérie, près des bords du moule.

8.5 Introduction des différentes garnitures dans une analyse modale complexe

La section précédente a fourni une méthodologie pour estimer les hétérogénéités locales des propriétés mécaniques des différentes garnitures. Donc, il est possible de les introduire dans une simulation numérique pour constater la propension au crissement. Les différentes garnitures avec les valeurs de module déterminées par patch seront simulées (appelées hété. N^o i pour la suite) ainsi que la configuration complément homogénéisée de la garniture 1.

Une analyse des valeurs propres complexes prenant en compte un système de freinage complet est utilisée pour attirer l'attention sur le rôle clé des hétérogénéités et son évolution sur le couplage de modes. Le modèle numérique utilisé ici est le système complet de freinage présenté dans la section 7.5.1.

8.5.1 Résultats numériques

8.5.1.1 Résolution quasi-statique

Dans cette section, les résultats de l'analyse mécanique après l'étape de rotation du disque sont présentés pour le matériau de garniture de friction homogène et hétérogène pour la garniture 1. La figure 8.8 montre la distribution de la pression pour les plaquettes de frein interne et externe et ceci pour deux cas traités. On peut clairement voir que la distribution de pression varie entre les deux cas. Pour le modèle hétérogène, le champ de pression est non-continu, ce qui est dû à la distribution des hétérogénéités. Pour résumer, les patches en contact sont ceux possédant une raideur plus élevée et situés préférentiellement dans les zones en contact dans le cas homogène.

8.5.1.2 Résultats de l'analyse modale complexe: configurations homogènes et hétérogènes du cas 1

L'analyse modale complexe est résumée dans le tableau 8.3 où seules les fréquences propres avec une partie réelle différente de zéro sont reportées. Les déformées modales associées y sont également reportées. Tout d'abord, la comparaison est réalisée en considérant l'hété 1. et son équivalent homogénéisé.

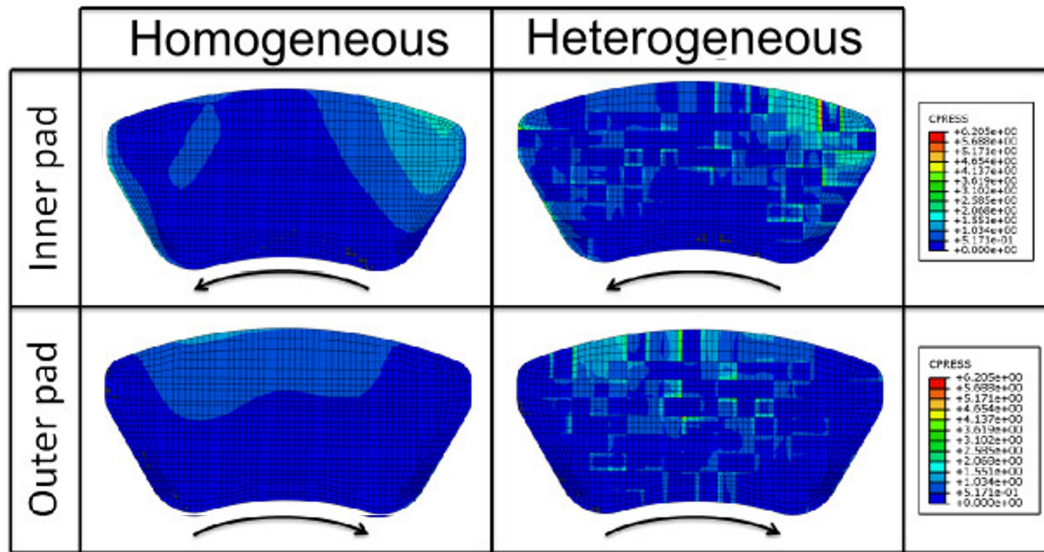


FIGURE 8.8 – Répartition de pression pour les garnitures homogénéisées et hétérogènes associées à la garniture 1

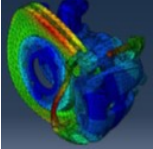
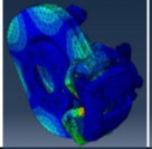
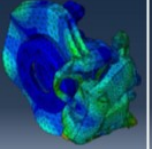
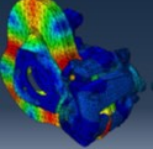
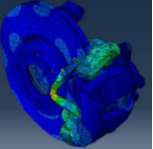
Déformée modale					
	N°1	N°2	N°3	N°4	N°6
Homo. 1		3128 Hz			7930 Hz
Hete. 1	1900 Hz	3120 Hz	6303 Hz	6685 Hz	7893 Hz

TABLE 8.3 – Fréquences propres (avec une partie réelle non nulle) et déformées modales pour les garnitures homogénéisées et hétérogènes associées à la garniture 1

Les résultats montrent qu'il y a davantage de cas instables pour la configuration hétérogène dans la gamme de fréquences de $[0, 8000\text{Hz}]$. Une autre observation est que pour toutes les configurations comparant des configurations homogénéisées et hétérogènes, on montre que les cas instables de la configuration homogénéisée sont systématiquement retrouvés dans les cas hétérogènes. Le contraire n'est pas vrai.

8.5.1.3 Résultats de l'analyse modale complexe: toutes les configurations hétérogènes

Les résultats de l'analyse des valeurs propres complexes sont résumés dans le tableau 8.4 et seules les fréquences propres avec une partie réelle différente de zéro sont affichées.

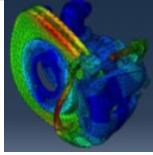
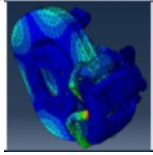
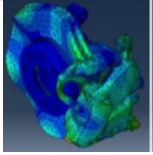
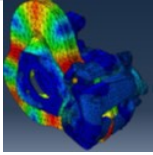
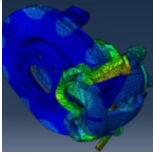
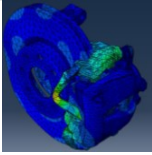
Deformed shape						
	<i>N°1</i>	<i>N°2</i>	<i>N°3</i>	<i>N°4</i>	<i>N°5</i>	<i>N°6</i>
Hete. 1	1900 Hz	3120 Hz	6303 Hz	6685 Hz		7893 Hz
Hete. 2		3115 Hz				7817 Hz
Hete. 3		3111 Hz	6286 Hz	6684 Hz	7566 Hz	7779 Hz
Hete. 4	1974 Hz	3112 Hz			7573 Hz	7752 Hz

TABLE 8.4 – Fréquences propres (avec une partie réelle non nulle) et déformées modales pour les cas hétérogènes 1, 2, 3 et 4.

Tout d'abord, les modes propres *N°2* et *N°6* sont toujours présents pour toutes les configurations. Ces modes propres correspondent plutôt à une déformée liée au système avec donc une quasi-quelconque influence des propriétés du matériau de friction. De même, le mode propre *N°5* correspond à un comportement dynamique global du système apparaissant au-dessus d'une certaine valeur du module de matériau de friction équivalent et l'hétérogénéité n'a pas d'effet sur le couplage de ces modes. Pour les modes propres restants (*n° 1-3-4*), l'hétérogénéité a un impact significatif.

8.6 Discussions

Dans cette action de recherche, **l'évolution du matériau** est mis en exergue au cours d'un cycle d'utilisation. Une méthodologie est proposée afin de **caractériser localement les propriétés mécaniques**. Un **dialogue numérique/expérimental** est mis en place sur un essai d'indentation. Les résultats montrent une **évolution des propriétés assez importantes** qui impactent par conséquent les résultats dynamiques (crissement).

Par la suite, une étude devra se focaliser sur le lien entre l'évolution des propriétés locales et globales, la microstructure et les mécanismes de déformation.

Ensuite, les études menées ici sont effectuées sur les **mêmes géométries de patin**. En réalité, les géométries évoluent avec une perte de matière. Plus précisément, en considérant le matériau vierge comme référence, une usure de près de 0.3mm a été constatée localement sur la 4^{ème} garniture qui a subi tout le cycle d'essais. Et donc il faudrait être capable d'intégrer l'usure qui est forcément différentes entre les garnitures et qui, au vu de ce qui a été dit dans la partie "le Contact: un problème multi-échelle" (Partie (Partie IV)), doit être considérée.

De même, la rugosité générale a été largement modifiée, ce qui est dû à cet effet d'histoire avec une surface "plus" lisse après toute la série de coups de frein. Il conviendrait d'avoir des indicateurs pertinents d'évolution de cette interface afin de les intégrer dans les modèles. Enfin, il conviendrait aussi de confronter les fréquences et déformées modales obtenues numériquement et expérimentalement.

Bibliographie

- [Antunes *et al.*(2007)] Antunes, JM., Fernandes, JV., Menezes, LF., Chaparro, BM.(2007) *An new approach for reverse analyses in depth-sensing indentation using numerical simulation*. Acta Mater;55:69–81.
- [Chicot *et al.*(2013)] Chicot, D.,deBaets, P., Staia, MH.,Puchi-Cabrera, ES.,Louis, G.,Perez-Delgado, Y., 2013. *Influence of tip defect and indenter shape on the mechanical properties determination by indentation of a TiB₂–60% B₄C ceramic composite*. Inter J Refract Met Hard Mater;38:102–10.
- [Cristol and Magnier(2015)] Cristol, A.L., Magnier, V. 2015. *Impact of braking on microstructure and mechanical properties of friction material*, Conf. Eurobrake 2015, Dresden, Deutschland .
- [Dao *et al.*(2001)] Dao, M.,Chollacoop, N.,Van Vliet, KJ., Venkuatesh, TA., Suresh, S. (2001). *Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation*. Acta Mater ;49:3899–918.
- [Hermez and Farhat(1993)] Hermez, F., Farhat, C. (1993). *Updating finite element dynamic models using element-by-element sensitivity methodology*. AIAA J 31(9):1702–1711
- [Huber and Tsakmakis(1999)] Huber, N, Tsakmakis, Ch. (1999).*Determination of constitutive properties from spherical indentation data using neural networks. PartI:the case of pure kinematic hardening in plasticity laws*.J Mech Phys Solids, 47:1569–88.
- [Kavanagh and Clough(1971)] Kavanagh, K., Clough, R. (1971). *Finite element applications in the characterization of elastic solids*. Int. J. Solids Struct 7:11–23
- [Kruzic *et al.*(2009)] Kruzic, JJ., Kim, DK.,Koester, KJ., Ritchie, RO. (2009). *Indentation techniques for evaluating the fracture toughness of biomaterials and hard tissues*. JMechBehavBiomedMater;2:384–95.
- [Kucharski and Mroz(2007)] Kucharski, S.,Mroz, Z. (2007). *Identification of yield stress and plastic hardening parameters from a spherical indentation test*. IntJMechSci;49:1238–50.
- [Loubet *et al.*(1993)] Loubet, JL.,Bauer, M.,Tonck A., Bec S.,Gauthier, B. *Mechanical properties and deformation behaviour of material shaving ultra-fine microstructures*. NATOAS;233:429–47.
- [Naidoo Ramasami(2014)] Naidoo Ramasami, D. (2014). *Influence of friction material and test sequence on disc brake squeal*, PhD Thesis, Université de Lille 1.
- [Oliver and Pharr(1992)] Oliver, WC., Pharr, GM. (1992). *An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments*. JMaterRes ;7(6):1564–83.
- [Prou *et al.*(2010)] Prou, J., Kishimoto, K., Constantinescu, A. (2010). *Identification of Young's Modulus from Indentation Testing and Inverse Analysis*. Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering; 4(6):781-795.

Chapitre 9

Évolution thermomécanique: confrontation numérique/expérimental

Co-encadrement de thèse de R. Mann dans le cadre du projet GLGV

9.1 Introduction

Lors d'un freinage, des gradients thermiques sont présents et peuvent apparaître sous différentes formes (températures flashes, points chauds, bandes chaudes, etc. voir [Dufrenoy(2004)] pour plus d'informations). Ces derniers peuvent dépasser les 1000°C. De manière générale, l'amplitude des températures, le cycle d'apparition et la durée d'apparition des gradients thermiques conduisent à les considérer comme critiques vis-à-vis du comportement de la garniture mais aussi de l'endommagement du disque, des vibrations, de la chute du facteur de frottement ou du "brake fade" [Bijwe *et al.*(2005)], etc. [Anderson and Knapp(1990), D'Cruz(1989), Kao *et al.*(1994), Mackin *et al.*(2002)]. De plus, ces gradients thermiques conduisent à une augmentation de l'usure des plaquettes de frein [Kato(2000)].

Bien qu'il soit montré que les propriétés mécaniques et thermiques du matériau de friction ont un impact face à la propension d'apparitions de localisation thermique [Wong(2007)], l'évolution de ces propriétés est rarement prise en compte. De plus, les matériaux sont souvent considérés comme homogène avec un comportement élastique linéaire et indépendant de la température [Wong(2007), Kim *et al.*(2008), Söderberg and Andersson(2009), Belhocine and Bouchetara(2013), Grzes(2017), Wegmann *et al.*(2009)]. De plus, ces propriétés proviennent de caractérisations établies sur des échantillons "vierges" (extraits juste après fabrication et n'ayant pas subi de sollicitation de freinage), et ne considèrent aucune évolution temporelle des propriétés mécaniques ou thermiques malgré les sollicitations extrêmes rencontrées au cours de certains freinages. Face à cet objectif de détermination de la sollicitation thermomécanique au contact d'un système de freinage, la stratégie proposée est d'effectuer un essai sur une échantillon vierge où la température et la charge sont contrôlées. L'idée est de tendre vers un état usé mais en connaissant ici les paramètres de sollicitations.

Au vu de ce qui a été mentionné, différents axes d'investigations se dégagent:

1. En premier lieu, il est indispensable de caractériser le comportement thermomécanique *in-situ* du matériau de friction. Cette étape permettra de comprendre l'évolution des mécanismes en fonction de la température et d'établir des lois de comportement servant à enrichir les modèles. Ainsi, il faut élaborer un protocole expérimental permettant d'obtenir ces informations. La section 9.2 est consacrée à cet objectif.
2. La caractérisation du matériau exploitant un protocole laboratoire n'assure pas forcément la représentativité de l'évolution du matériau lors d'un essai réel. Ainsi, il convient de confronter les résultats numériques enrichis de loi de comportement thermomécanique identifiée préalablement avec un essai de freinage échelle 1:1. Ces aspects sont traités dans les parties 9.4 et 9.3.

9.2 Caractérisation thermomécanique du matériau de friction

L'application visée ici est le TGV. Le matériau utilisé sera le même que celui étudié dans le chapitre 2 en termes de composition mais diffère vis-à-vis du procédé de fabrication.

La caractérisation de ces matériaux se fera sur des échantillons cubiques ($\sim 20 \times 20 \times 20 \text{ mm}^3$). La difficulté à établir une loi de comportement thermomécanique se situe dans l'instrumentation de l'essai *in-situ*. En effet, l'utilisation de jauges de déformation n'est pas fiable en raison du collage qui induit des erreurs importantes notamment vis-à-vis des températures visées ($\sim 500^\circ \text{C}$). Une méthode sans contact semble être adéquate en utilisant la corrélation d'images numériques (DIC) [Hild and Roux(2006), Rethore *et al.*(2008), Avril *et al.*(2008)]. A température ambiante, ce matériau a déjà été caractérisé dans [Mann *et al.*(2017)] où il a été remarqué qu'un effet d'histoire en fonction du chargement sur les propriétés mécaniques est présent.

Une extension de cette caractérisation est effectuée dans un four où la configuration est présentée sur la figure 9.1. La corrélation se fera à travers la vitre du four à une distance qui permet d'avoir une résolution

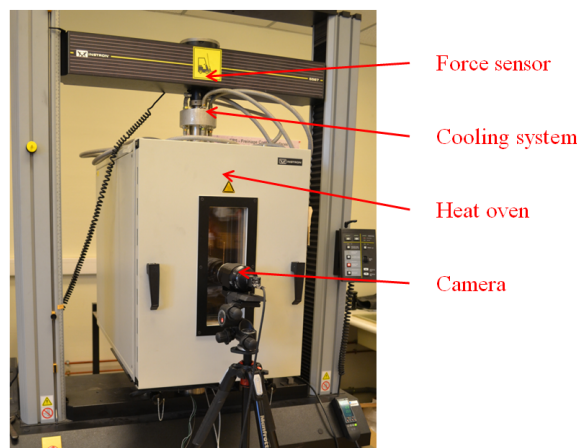


FIGURE 9.1 – Vue générale du système développé: four fermé avec un appareil photo.

$1\text{pixel} \simeq 7\mu\text{m}$. La texture artificielle pour effectuer la corrélation d'images s'appuie sur une peinture haute résistance (900°C) blanche sur un fond noir. La vitesse de déformation est fixée à $0,01 \text{ mm/s}$ pour chaque

niveau de chargement. Le test est réalisé à 480 °C suivant le protocole présenté dans le tableau 9.1.

Nombre de cycles	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Précharge(MPa)	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Niveau de charge (MPa)	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15

TABLE 9.1 – Cycle de chargement à 480°C.

9.2.1 Identification des propriétés mécaniques réversibles à différentes températures

Pendant les essais de compression, des images ont été enregistrées par l'appareil photo. Pour déterminer le comportement mécanique du matériau fritté avec la DIC, les images doivent être choisies à des moments spécifiques pour obtenir les champs réversibles et irréversibles.

Les tests à température ambiante [Mann *et al.*(2017)] ont démontré qu'il n'y a pas d'effet de fluage et de relaxation. Néanmoins, il est sans doute raisonnable ici de considérer que cette hypothèse n'est pas vérifiée et que le comportement du matériau avec la température est certainement plus compliqué qu'un simple comportement élasto-plastique. En effet, des phénomènes visco-élastiques-plastiques avec fluage et/ou relaxation peuvent apparaître. Ainsi les résultats réversibles seront reliés à un "module élastique sécant" dans ce qui suit. La déformation résiduelle est déduite en exploitant les images à la précharge avant et après la montée en charge (voir figure 9.2).

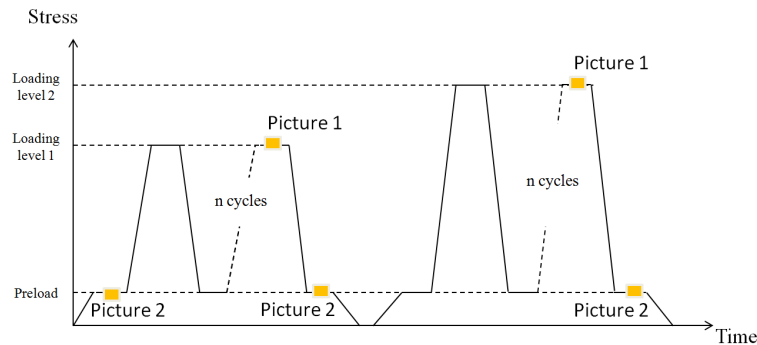


FIGURE 9.2 – Instants d'acquisition des images utilisées dans DIC.

La figure 9.3 illustre la déformation réversible suivant la direction de compression obtenue par la DIC pour les chargements de 3, 5, 10 et 15 MPa à température ambiante (25 ° C) et pour une température fixée à 480°C. A température ambiante, des bandes locales de déformations apparaissent dont l'origine des mécanismes a été expliquée dans la section 2.3.2. De plus, ces dernières grandissent et finalement coalescent lorsque les niveaux de chargement croissent. Pour plus de détails, ces résultats ont été discutés dans [Mann *et al.*(2017)]. Ces localisations de déformations sont toujours en lien avec la présence des gros graphites (G2). Dans l'essai en température, les mêmes bandes apparaissent. Néanmoins, il semblerait que le réseau de bandes de déformations soit plus étendu pour un niveau de charge donné par rapport au test à température ambiante. En reliant ceci à la microstructure, il s'avère encore une fois que tous les gros graphites visibles sur la face observée sont superposés à une bande de déformations.

Une moyenne des déformations par niveau de charge nous permet d'obtenir le module de compression des deux essais (voir figure 9.4). Le module de compression obtenu avec l'essai en température paraît

quasi-constant en fonction du niveau de charge avec une valeur établie à ~ 4000 MPa, valeur obtenue pour le matériau traité à température ambiante au delà de 6MPa.

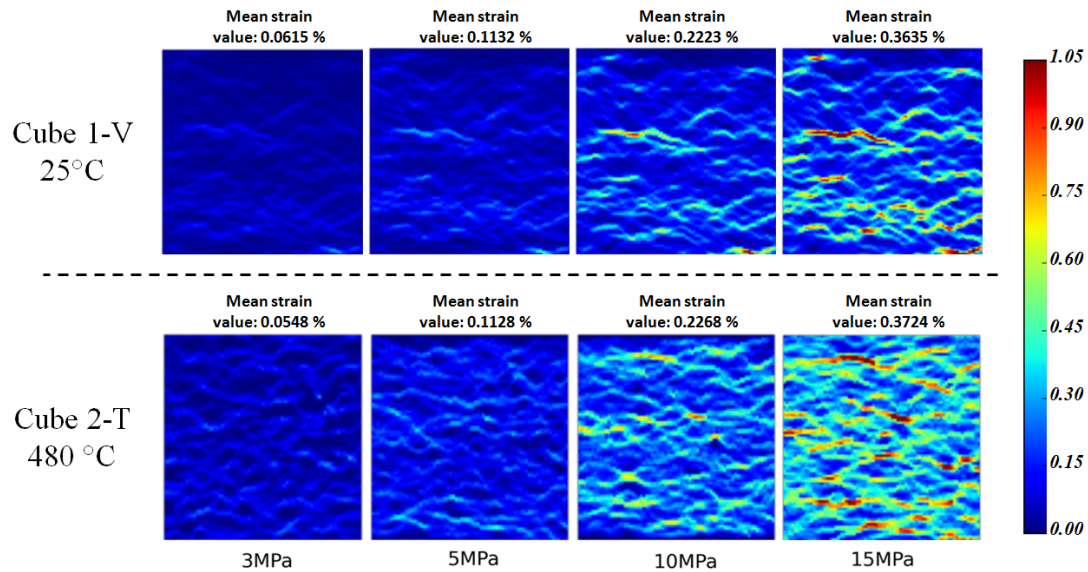


FIGURE 9.3 – Champ de déformations élastiques verticaux - Même échelle (différents échantillons).

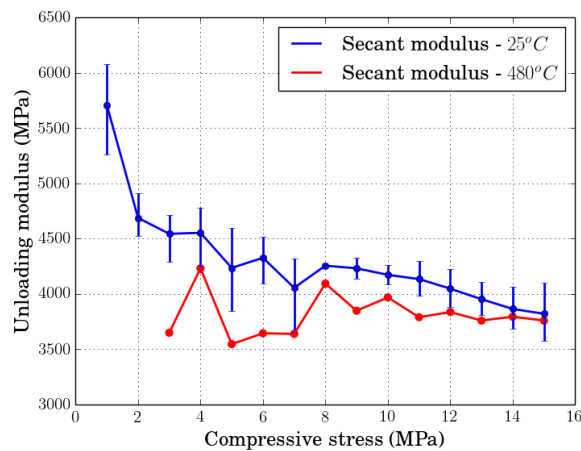


FIGURE 9.4 – Evolution du module sécant (pendant la décharge) en fonction du niveau de charge pour deux températures (25 °C et 480°C) pour le matériau fritté.

9.2.2 Identification des propriétés mécaniques irréversibles à différentes températures

Les déformations résiduelles obtenues pour différentes températures sont présentées sur la figure 9.5 avec la même échelle. Comme pour la partie élastique, des bandes de déformations sur les deux essais sont présentes avec un réseau plus étendu sur l'essai en température. Ces bandes sont toujours à relier avec le réseau de graphite et se superposent aux bandes de déformations élastiques.

En termes d'informations quantitatives, les valeurs de déformation moyenne résiduelle sont reportées pour les deux tests sur la figure 9.6. Les courbes montrent une évolution plus importante des déformations résiduelles pour l'essai à 480°C.

D'un autre point de vue, pour l'essai en température avec un niveau de charge supérieure à 5 MPa, la valeur moyenne de déformation résiduelle est plus importante que la déformation réversible. Par exemple, à 15 MPa, la valeur de déformation moyenne résiduelle est deux fois plus élevée que la déformation réversible. Donc en température, la non-linéarité du comportement plastique s'accroît. Cet effondrement peut s'expliquer par une chute des propriétés mécaniques du cuivre et du fer qui constituent la matrice du matériau fritté.

Afin d'établir un premier modèle global de comportement, la limite d'élasticité du matériau fritté est identifiée à 5 MPa pour la température ambiante et 3MPa à 480° C. Un module d'érouissage linéaire a été déterminé en utilisant la méthode des moindres carrés conduisant à l'obtention de 3457 MPa pour l'essai à température ambiante et 1450 MPa pour l'autre test.

Le choix d'un érouissage "linéaire" est motivé par la volonté de pouvoir implémenter rapidement la loi de comportement. En effet, une interpolation linéaire sera effectuée entre ces deux courbes en température pour un niveau de sollicitation intermédiaire. Il est clair que cela mérite d'être amélioré par la suite.

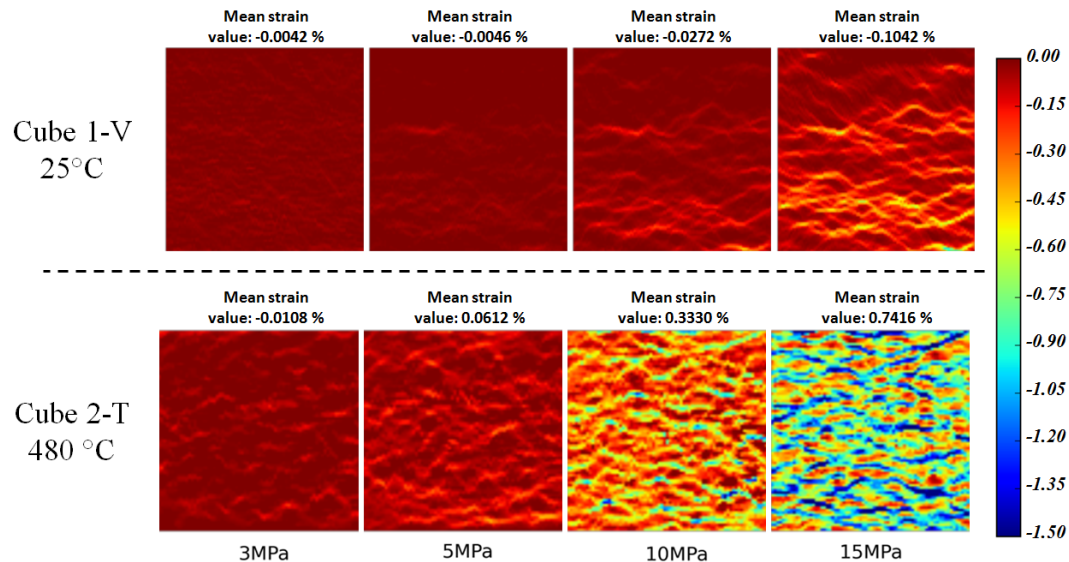


FIGURE 9.5 – Champs de déformation résiduelle absolue obtenus pour certains niveaux de charge avec le matériau vierge pour différents niveaux de température.

Des tests complémentaires (non présentés ici mais disponible dans [Mann(2017)]) ont permis d'identifier les propriétés thermiques (dilatation thermique, conductivité, capacité calorifique) du matériau et du disque à différentes températures (allant de 25 à 800°). Toutes ces données sont intégrés dans une sous-routine UMAT sur le logiciel FE ANSYS [Ansys]. La loi implémentée est de type élasto-plastique avec endommagement sur la partie élastique. D'un point de vue algorithmique, la sous-routine est basée sur la technique du retour radial développée par Simo et Hughes [Simo and Hughes(1987)].

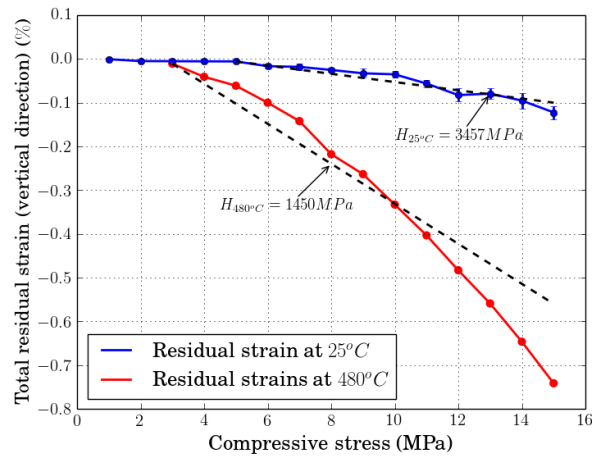


FIGURE 9.6 – Evolution de la déformation résiduelle absolue moyenne dans la direction verticale.

9.3 Campagnes expérimentales: préparations, réalisation et résultats du freinage sélectionné

Une campagne expérimentale sur les garnitures frittées a été réalisée sur banc d’essai à échelle réelle de Faiveley Transport Company (voir figure 9.7).

Le système complet a été équipé d’une instrumentation relativement riche afin d’obtenir des données

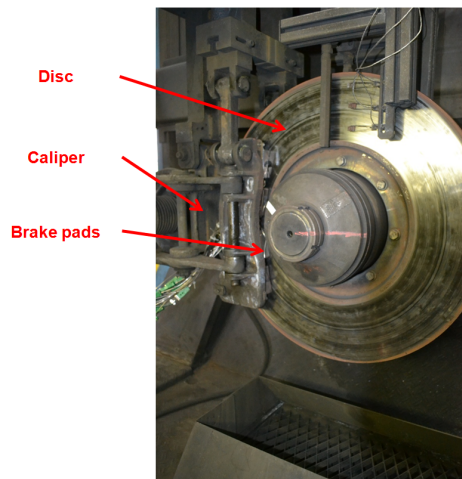


FIGURE 9.7 – Le système de freinage TGV et ses principaux composants.

sur les sollicitations thermiques rencontrées lors du freinage. Des thermocouples ont été placés dans la garniture de frein dans chaque plot à une hauteur de 6 mm et 12 mm par rapport à la surface en contact. Une caméra infrarouge a aussi été mise en place pour voir l’évolution du rayonnement thermique sur le disque.

9.3.1 Programme et sélection de freinage

Cette campagne a été réalisée à partir d'un programme de type UIC défini par l'union internationale du chemin de fer qui valide les nouvelles garnitures et les spécifications SNCF spécialement définies pour les trains à grande vitesse. Le programme contient différents blocs regroupant des freinages par type: basse/haute énergie, conditions humides/sèches, freinage d'urgence/ freinage. Chaque bloc du programme est composé de différents types de freinage, ordonnés par ordre croissant de vitesse avec la même inertie. La figure 9.8 récapitule le programme du test effectué. La lettre "W", située par moment sur la figure 9.8 dans les coins supérieurs droits de certaines cellules, indique qu'une mesure du poids et de la hauteur de l'épaisseur de la garniture a été effectuée juste après cette séquence de freinage.

Brake number	Speed (kph)	Load (N)	Mass (tons)	Brake type
Bedding	120	25	7	W
1 à 5	120	25	7	
6 18	80	16	5	Dry brakes
7 19	120			
8 20	160			
9 21	200			
10 22	250			
11 23	80	10	5	Dry brakes
12 24	120			
13 25	160			
14 26	200			
15 27	250			
16 28	300			
17 29	340			
30 à 34	120	25	5	Initialisation brakes
35 40 45	80	16	5	Wet brakes
36 41 46	120			
37 42 47	160			
38 43 48	200			
39 44 49	250			
50 à 54	120	25	7	Initialisations brakes
55 61	80	36	7	Dry brakes Load modification at v = 215 kph
56 62	120			
57 63	160			
58 64	200			
59 65	250			
60 66	300			
67	80	7	Drag brake 40kW during 30 min	
68	80	36	7	Stop brake to finish the drag
69 à 73	120	25	7	W
74 77	250	20/36	7	Dry brakes Load modification at v = 215 kph
75 78	300			
76 79	320			

FIGURE 9.8 – Protocole du banc d'essai des garnitures de frein.

Un exemple de résultat obtenu par la caméra infrarouge lors du freinage #26 est présenté sur la figure 9.9. Les résultats sont présentés avec la même échelle en termes de luminance correspondant à l'accumulation de flux de chaleur rayonnée. Aucune correction d'émissivité est faite et elle est considérée comme uniforme. En observant ces résultats, des localisations thermiques sur la face avant du disque apparaissent donnant lieu à deux bandes chaudes situées sur les rayons interne et externe du disque. Les bandes chaudes grandissent jusqu'à leur coalescence au milieu du disque. Ces résultats sont en bon accord avec les données des thermocouples frottants présents sur la piste de freinage (visible sur la figure 9.7) et ceux placés dans les plots de la garniture.

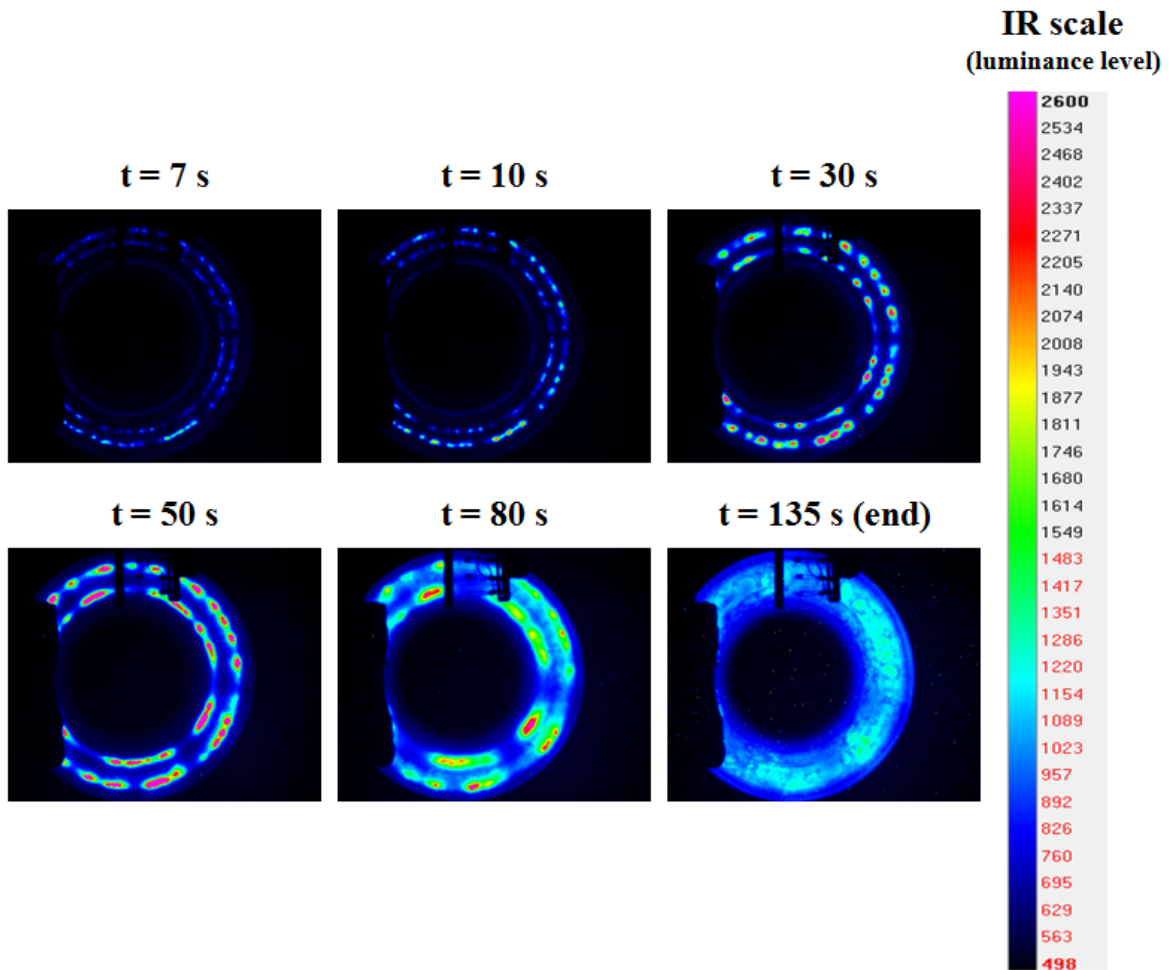


FIGURE 9.9 – Thermographies infrarouges du disque au cours du freinage #26 affichées avec la même échelle en termes de luminance (émissivité uniforme).

9.4 Confrontation numérique/expérimental

La modélisation, décrite plus en détail dans [Mann(2017)], considère des bandes chaudes dans le modèle numérique. La sélection du freinage expérimental doit donc reproduire ce phénomène où le freinage #26 paraît être un bon candidat. La configuration est donc un freinage d'arrêt avec une vitesse initiale de 200 km/h, un effort de freinage de 10000 N en considérant une masse de 5 tonnes.

Dans l'architecture du modèle, la première étape consiste à déterminer la pression de contact initiale entre le disque et les garnitures. Le flux de chaleur total résultant de ce contact est déterminé en utilisant la relation:

$$\phi_{total} = \mu(V) * F_N * V \quad (9.1)$$

où μ est le facteur de frottement (pris à 0,38 pour la suite et déduit expérimentalement), V est la vitesse de glissement, et F_N la force normale appliquée aux plaquettes de frein.

La partition thermique du flux de chaleur entre le disque et la garniture est obtenue par le modèle de Vernotte [Vernotte(1956)] en supposant une partition thermique d'un contact parfait entre des solides semi-infinis dépendant donc de leurs effusivités. Deux modèles sont présentés en figure 9.10: le premier

correspond à une analyse complètement 3D dont la résolution suit l'architecture proposée sur la figure 9.11(a). Pour réduire les temps de calcul, un modèle a été développé (second modèle de la figure 9.10) s'inspirant du TRS proposé par [Panier(2002)]. Ici, pendant un tour de rotation du disque, le flux de chaleur est appliqué sur une tranche de disque uniquement pendant la période correspondant à la période pendant laquelle il est en contact avec les garnitures. Pendant le temps restant, le refroidissement par convection est considéré. A partir de l'évolution de la température de la tranche de disque pendant une révolution, une cartographie 3D des températures du disque peut être obtenue. Après l'analyse transitoire thermique, les champs de température calculés sont injectés dans le modèle mécanique. Une résolution thermomécanique est réalisée, donnant des déformations du disque et des garnitures dues à la dilatation conduisant à une mise à jour de la répartition de la pression de contact.

Ce cycle est réalisé itérativement jusqu'à la fin du freinage permettant une mise à jour régulière des pressions de contact. L'architecture de ce modèle est résumé sur la figure 9.11(b).

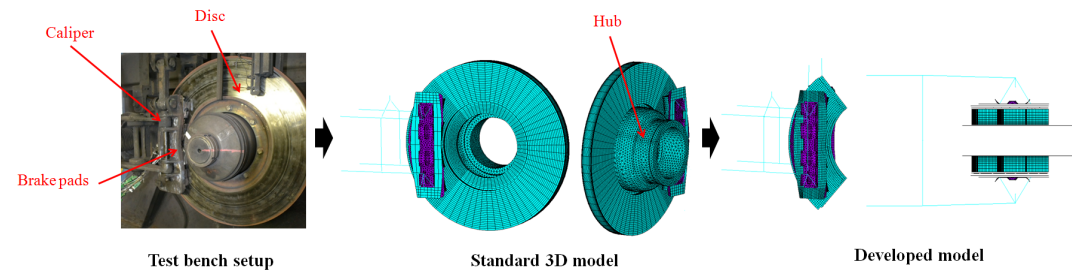


FIGURE 9.10 – Modèle éléments finis

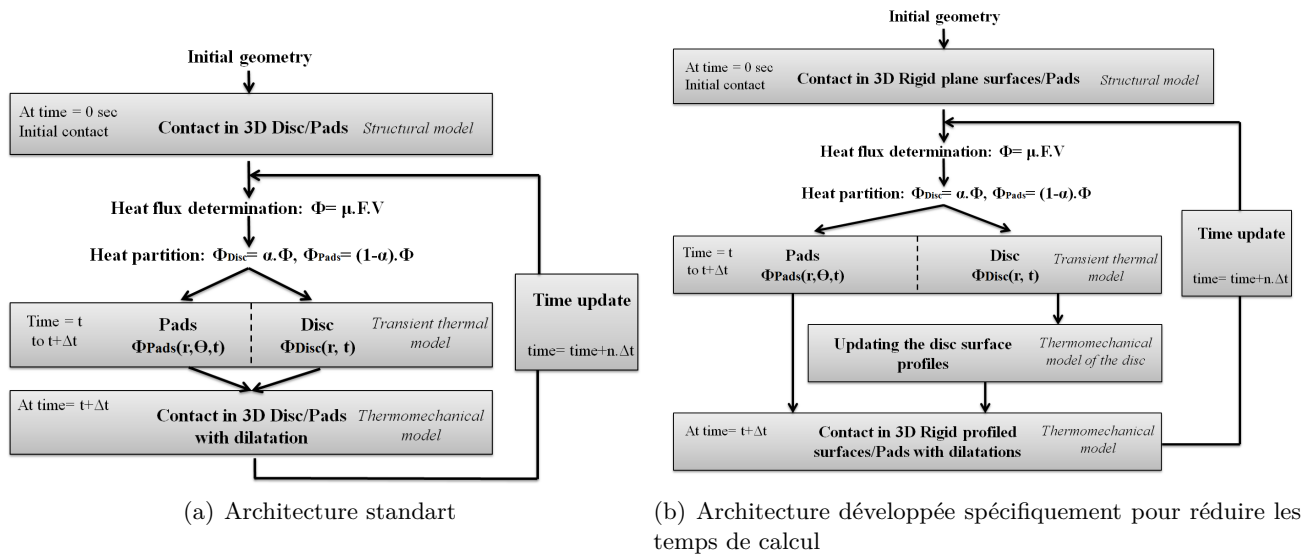


FIGURE 9.11 – Différentes architectures pour résoudre un problème thermomécanique

Des conditions aux limites sont imposées sur le système et sont inspirées du cal réel:

- Le rayon intérieur du moyeu est fixe,

- Une condition de rotation du disque est appliquée pour obtenir l'effet d'engagement et l'état de glissement,
- Les extrémités de l'étrier sont fixes correspondant aux points de fixation du montage expérimental, une charge est répartie sur les 4 nœuds qui correspond à la charge de freinage,
- Le déplacement des queues d'aronde est couplé dans les directions X et Z.

Le contact entre le disque et les plots sur les deux faces est effectué en utilisant un algorithme de contact de type pénalité avec un contrôle de la pénétration maximale pendant la simulation ($3 \mu m$ maxi). Dans les modèles thermiques, l'algorithme de contact MPC est utilisé.

Afin de prendre en compte l'usure du matériau fritté dans les simulations de freinage, un modèle d'Archard est considéré [Archard(1959)]. Cette loi d'usure a été identifiée à partir de la mesure de perte de poids au cours des tests précédents (figure 9.8 à chaque apparition du "W"). Les résultats sont tracés sur la figure 9.12.

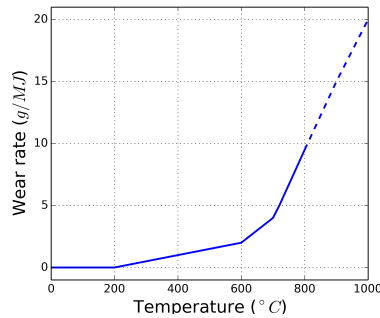


FIGURE 9.12 – Modèle d'usure identifié qui servira pour la simulation.

L'utilisation du modèle d'Archard est traduite dans le modèle par une modification de la hauteur de chaque nœud en surface mais aussi en profondeur de manière proportionnelle afin d'avoir toujours une bonne définition du jacobien.

9.4.1 Résultats numériques de la simulation de freinage

La figure 9.13 présente les principaux résultats numériques de la simulation. La pression de contact sur les plots et les résultats thermiques du disque et sur les plots y sont représentés à trois instants différents: lorsque la charge appliquée est maximale, lorsque la température observée est maximale et à la fin du freinage. La distribution des pressions de contact montre une répartition non uniforme le long du freinage. La pression de contact est plus importante pour les plots situés sur le bord d'attaque du contact en raison de l'effet d'engagement du disque et pour les plots situés sur les rayons interne et externe avec une valeur maximale de 3 MPa. Cette répartition non uniforme est généralement due à la mise en charge non uniforme avec l'étrier et à la rigidité du support de plots.

Sur les aspects thermiques, une répartition non uniforme de la température est observée aussi sur les plots. Une température maximale de $434^{\circ}C$ est observée à l'instant $t = 26.03 \text{ sec}$.

Les résultats thermiques du disque illustrent d'abord trois localisations thermiques sur les rayons interne,

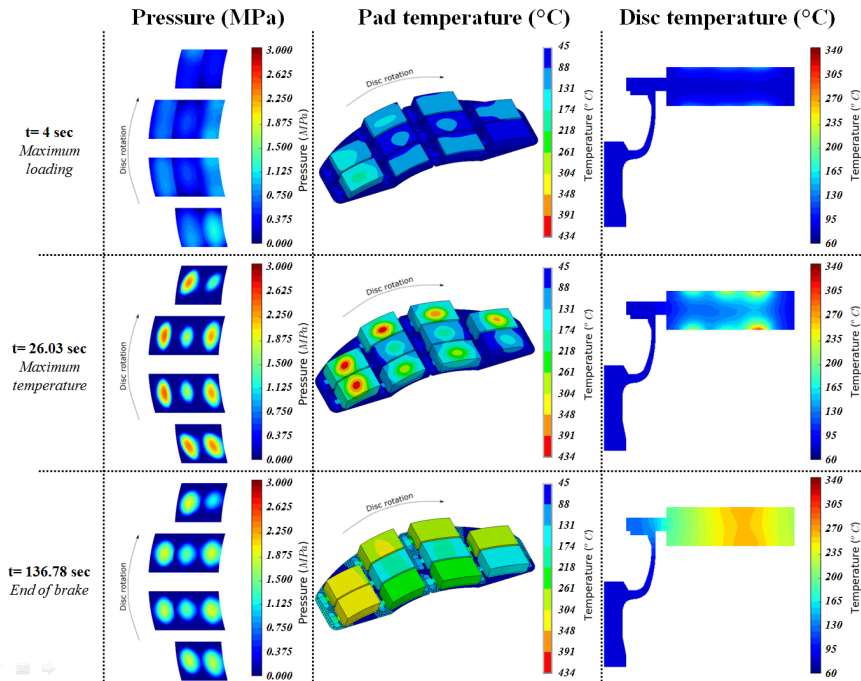


FIGURE 9.13 – Pression de contact à l’interface (MPa) et résultats thermiques sur le disque (vue en coupe selon l’épaisseur) et les plots de garniture correspondant au freinage #26.

moyen et externe. Pendant le freinage, ces localisations thermiques se développent pour n’obtenir qu’une seule bande sur les deux faces du disque.

9.4.2 Comparaison numérique/expérimental sur le disque

La comparaison entre la simulation et les données expérimentales commencent par les localisations thermiques observées sur la face avant du disque. Les résultats numériques et ceux issus de la caméra infrarouge sont illustrés sur la figure 9.14. Pour une comparaison plus aisée des résultats, trois zooms (encadrés en violet sur les graphes) sont identifiés dans les acquisitions IR et sont reportés sur les résultats numériques. A partir des résultats présentés, le freinage débute avec trois localisations thermiques. Puis, elles se développent le long du freinage et, à partir de l’instant $t = 10\text{sec}$ et ce jusqu’à la fin, les phénomènes s’amplifient pour ne former qu’une bande. Ces phénomènes sont à la fois présents sur les résultats numériques et expérimentaux. En raison de la variation de l’émissivité pendant le freinage, aucune information quantitative sur la température a été extraite des acquisitions IR. Mais, cette information peut être extraite des thermocouples frottants situés le long des rayons différents sur la surface avant et arrière.

Sur le modèle numérique, une sélection de nœud correspondant aux positions des thermocouples est effectuée comme montré sur la figure 9.15(a).

Sur la partie droite de la figure, l’évolution des températures est affichée avec la même échelle. Les résultats semblent similaires qualitativement et quantitativement. Une température plus élevée est observée pour les thermocouples situés sur le rayon moyen quelle que soient les résultats observés avec une erreur relative de moins de 5%. En conclusion, les résultats numériques sur la réponse thermique du disque sont en bon accord avec les résultats expérimentaux.

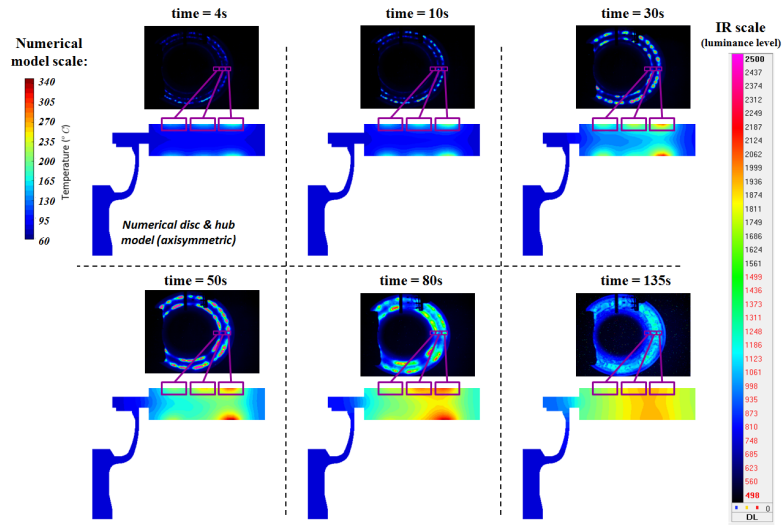


FIGURE 9.14 – Comparaison des champs thermiques sur le disque: simulation FEM vs thermographie (sans recalage de l'émissivité).

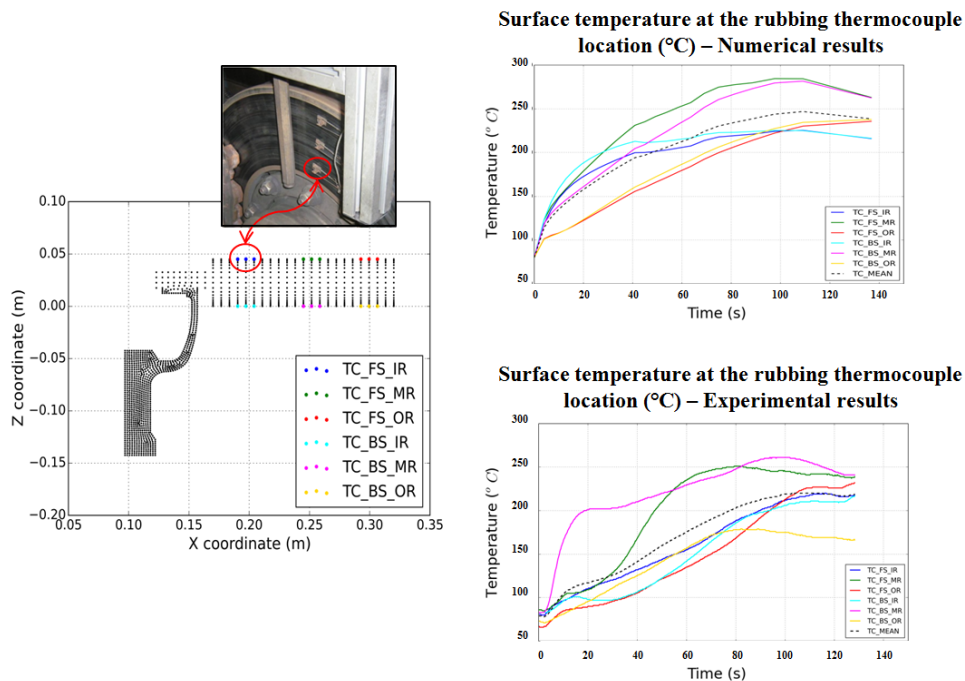


FIGURE 9.15 – Sélection des nœuds correspondant à l'emplacement aux thermocouples frottants et comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux

9.4.3 Comparaison numérique/expérimental sur les garnitures

La même démarche que celle décrite dans la section précédente est entreprise pour la garniture. À la différence, qu'en terme d'instrumentation, des thermocouples sont placés dans chaque plot à une hauteur de 6mm et à 12mm de la surface en contact.

La comparaison des résultats thermiques numériques et expérimentaux sur les garnitures avant et arrière

est illustrée sur les figures 9.16(a) et 9.16(b).

Pour la garniture avant, les résultats expérimentaux montrent que le contact est situé principalement sur les rayons interne et externe avec des températures plus élevées. De plus, les plots situés à l'entrée de contact ont les températures les plus importantes ce qui est dû à l'effet d'engagement du disque. Pour la garniture arrière, les réponses des thermocouples semblent globalement similaires à celles observées expérimentalement.

Entre les deux garnitures (avant et arrière), une dissymétrie importante sur les résultats thermiques est observée avec une température plus élevée sur la garniture arrière (de l'ordre de 100°C). Cela peut s'expliquer par la mise en cône du disque induit par les températures et de la dissymétrie du disque.

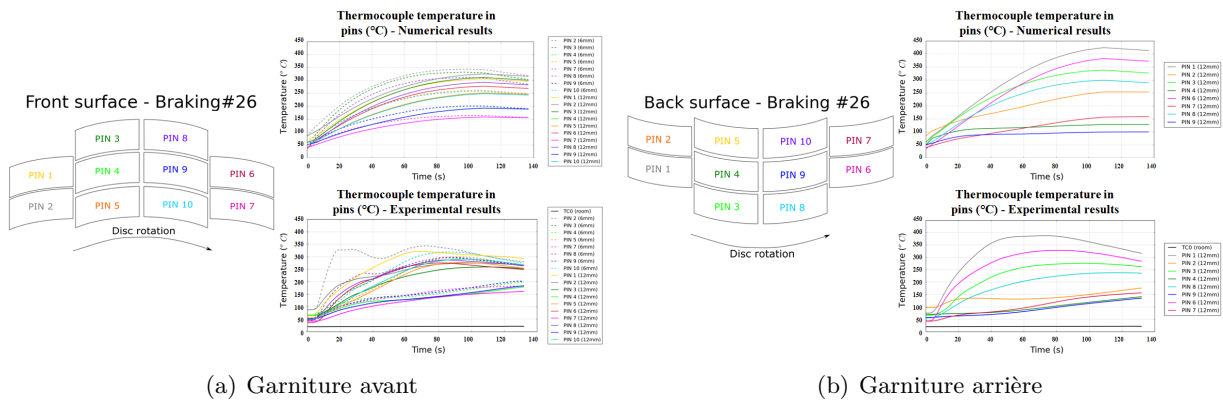


FIGURE 9.16 – Comparaison résultats thermiques (numériques et expérimentaux) sur les garnitures avant et arrière sur le freinage #26

9.5 Discussions

Le présent travail porte sur l'évolution thermomécanique d'un freinage type TGV des points de vue **numérique et expérimental**. Pour évaluer la représentativité d'une simulation de freinage, la caractérisation des propriétés thermiques et mécaniques du patin de friction est réalisée en fonction de différents niveaux de température. Le comportement mécanique est obtenu avec un test de **compressibilité à chaud** en utilisant la DIC. Les propriétés thermiques sont déduites des tests LFA et de dilatomètre. Le comportement thermomécanique est identifié et intégré dans une UMAT permettant de simuler le système de frein complet. Cette modélisation s'inspire d'un **banc d'essai expérimental échelle 1:1** localisé chez le partenaire industriel sur lequel des essais ont aussi été opérés. Afin de comparer les résultats expérimentaux et numériques, une campagne de freinage dédiée est réalisée à l'aide d'une instrumentation enrichie. Un modèle d'usure est également considéré en fonction de la pression et de la température au moins inspiré du test expérimental. La comparaison entre modèle et expérience a montré que le **comportement global** des plaquettes de frein et de la réponse thermique du disque est **similaire** à celui du modèle numérique. En effet, le nombre et l'emplacement des gradients thermiques observés sur le disque numérique sont similaires à ceux observés par les acquisitions infrarouges. De la même manière, les réponses des thermocouples, que ce soit pour le disque ou les plaquettes des plaquettes de frein, donnent une réponse thermique similaire entre la simulation et l'expérience. La méthodologie est donc **pertinente** pour simuler le freinage sélectionné (numéro #26).

Néanmoins, le freinage #26 et ceux qui le précèdent peuvent être considérés comme relativement basse énergie. Dit autrement, le matériau évolue mais légèrement.

Une caractérisation mécanique du matériau à la fin du protocole d'essai a été effectuée et montre que le matériau n'est **plus uniforme en profondeur** comme il est illustré sur la figure 9.17.

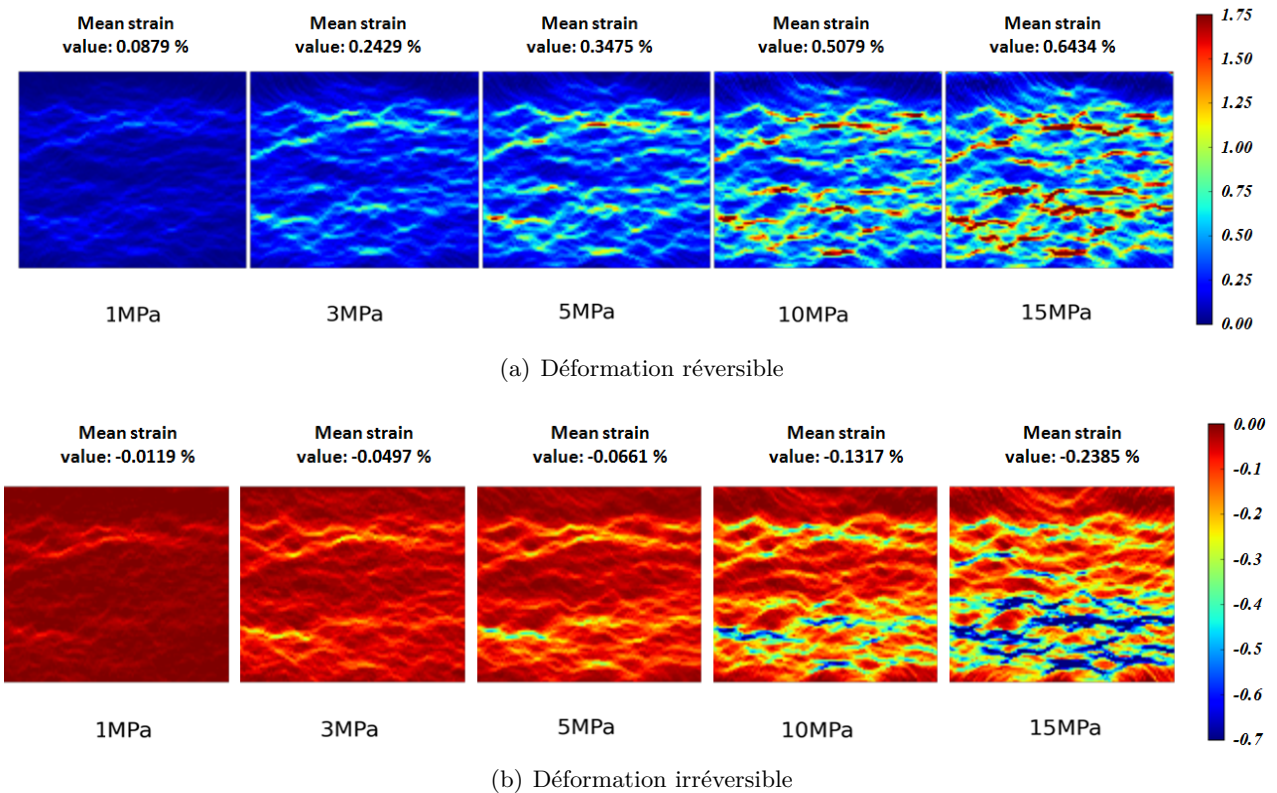


FIGURE 9.17 – Champs de déformation obtenue sur un cube ayant suivi tout le protocole UIC.

En effet, la cartographie des champs de déformations réversibles (figure 9.17(a)) et irréversibles (figure 9.17(b)) fait apparaître **3 zones avec des comportements distincts**. Par exemple, la première zone proche de la surface de contact (partie supérieure de l'échantillon sur les figures) montre un comportement qui s'est rigidifié avec quasiment peu de déformations et une absence de bandes de déformations.

Pour ces types de freinage, afin de compléter l'évolution de comportement dans les modèles, un protocole laboratoire devra être établi.

Une autre marge de progression porte sur la localisation thermique sur le disque. En effet, lorsque le freinage est plus lent ou très énergétique, un gradient thermique apparaît le long de la **circonférence du disque**. Le modèle devra donc être capable de simuler ce genre de phénomène à la manière de [Tang *et al.*(2016), Panier(2002)].

Bibliographie

- [Anderson and Knapp(1990)] Anderson, A.E., Knapp, R.A., 1990. *Hot spotting in automotive friction systems*. Wear, vol. 135, pp. 319-337.
- [Ansys] Ansys V16. 2016, SAS IP, Inc.
- [Avril *et al.*(2008)] Avril, S., Bonnet, A., Bretelle, A.S., Grédiac, M., Hild, F., Ienny, P., Latourte, F., Lemosse, D., Pagano, S., Pagnacco, E., Pierron, F., 2008. *Overview of Identification Methods of Mechanical Parameters Based on Full-field Measurements*, Experimental Mechanics, Vol. 48, pp. 381.
- [Belhocine and Bouchetara(2013)] Belhocine, A., Bouchetara, M., 2013. *Investigation of temperature and thermal stress in ventilated disc brake based on 3D thermomechanical coupling model*, Ain Shams Engineering Journal, Vol. 4, pp. 475-483.
- [Bijwe *et al.*(2005)] Bijwe, J., Majumdar, N., Satapathy, B.K., 2005. *Influence of modified phenolic resins on the fade and recovery behavior of friction materials*, Wear, vol. 259(7), pp.1068–1078.
- [D’Cruz(1989)] D’Cruz, A.H., 1989. *Surface crack initiation in ventilated disc brakes under transient loading*. Instn Mech. Eng. C382/053 (1989).
- [Dufrenoy(2004)] Dufrenoy, P., 2004. *Analyse et prédiction des comportements thermomécaniques et dynamique de structure en contact frottant.*, HDR passée à l’USTL.
- [Grzes(2017)] Grzes, P., 2017. *Simulation of braking for a pad-disc system at temperature-dependent coefficient of friction and properties of materials*. Eurobrake 2017, Dresden (Germany).
- [Hild and Roux(2006)] Hild, F., Roux, S., 2006. *Digital image correlation: from displacement measurement to identification of elastic properties—a review*, Strain, vol. 42, no. 2, 605 pp. 69–80.
- [Kao *et al.*(1994)] Kao, T., Richmond, J.W., Moore, M.W., 1994. *The application of predictive techniques to study thermo-elastic instability of brakes*, SAE 942087.
- [Kato(2000)] Kato, K., 2000. *Wear in relation to friction—a review*, Wear, vol:241(2), pp: 151-157.
- [Kim *et al.*(2008)] Kim, D.J., Lee, Y.M., Park, J.S., Seok, C.S., 2008. *Thermal stress analysis for a disk brake of railway vehicles with consideration of the pressure distribution on a frictional surface*, Materials Science and Engineering: A, Vol. 483, pp. 456-459.
- [Mackin *et al.*(2002)] Mackin *et al.*, 2002. *Thermal cracking in disc brakes*, Eng. Failure Analysis, vol. 9, pp. 63-76.
- [Mann *et al.*(2017)] Mann, R., Magnier, V., Brunel, J.F., Brunel, F., Dufrenoy, P., Henrion, M., 2017. *Relation between mechanical behavior and microstructure of a sintered material for braking application*, Wear, Vol. 386-387, pp. 1-16.
- [Mann(2017)] Mann, R., 2017. *Experiments and thermomechanical modelling of braking application and friction material characterization with loading history effect*, PhD Thesis, Univ. of Lille 1.
- [Panier(2002)] Panier, S., 2002. *Étude théorique et expérimentale des points chauds dans les organes de friction : application au freinage ferroviaire*. PhD thesis passée à l’USTL.
- [Rethore *et al.*(2008)] Rethore, J., Besnard, G., Vivier, G., Hild, F., Roux, S., 2008. *Experimental investigation of localized phenomena using digital image correlation*, Philosophical Magazine, vol. 88, no. 28-29, pp. 3339–3355.
- [Simo and Hughes(1987)] Simo, J.C., Hughes, T.J.R., 1987. *General return mapping algorithms for rate-independent plasticity*, Constitutive laws for engineering materials: theory and applications, Vol. 1, pp. 221-232.
- [Söderberg and Andersson(2009)] Söderberg, A., Andersson, 2009. *Simulation of wear and contact pressure distribution at the pad-to-rotor interface in a disc brake using general purpose finite element analysis software*, Wear, Vol. 267, pp. 2243-2251.
- [Tang *et al.*(2016)] Tang, J., Bryant, D., Qi, H.S., 2016. *A 3d finite element simulation of ventilated brake disc hot spotting*. In Eurobrake technical paper EB-2016-SVM-025.
- [Vernotte(1956)] Vernotte, 1956. *Calcul numérique, calcul physique, application à la thermocinétique*, Vol. 319.
- [Wegmann *et al.*(2009)] Wegmann, E., Stenkamp, A., Dohle, A., *Relation between compressibility and viscoelastic material properties of a brake pad*, tech. rep., SAE Technical Paper, 2009
- [Wong(2007)] Wong, J., 2000. *Analyse de l’endommagement par fatigue thermique et modélisation du comportement thermomécanique de couples disques-garnitures de type TGV*, PhD thesis.

Chapitre 10

Évolution de l'interface de contact: vers l'introduction d'un circuit tribologique dans la modélisation d'un système échelle 1:1

Co-encadrement de thèse de Y. Waddad dans le cadre du projet CoMatCo

Co-encadrement de post-doc de Y. Waddad dans le cadre du projet Elsat2020

Dans les systèmes de friction, comme les freins, le comportement de l'interface de contact joue un rôle clé sur les performances. En effet, l'interface de contact est l'endroit où l'énergie cinétique est transformée en énergie thermique principalement. En conséquence, des températures élevées, résultant de la chaleur de friction, sont atteintes dans ces zones. Cette production de chaleur induit une usure et des endommagements locaux qui pourraient affecter et modifier le comportement tribologique de l'interface de contact [Archard(1959)]. De plus, le débit source est également responsable d'une modification continue de l'interface de contact en redistribuant la zone de contact lors du chargement. Cette évolution modifie les conditions de contact et par la suite l'interaction entre les composants du système. Ainsi, dans un système de freinage, la surface de contact et les températures locales varient en fonction de l'échauffement local, de la dilatation mais aussi d'usure qui est elle-même influencée par la température.

D'un point de vue simulation, il n'existe pas de modèles thermomécaniques à échelle réelle incluant des aspects tribologiques. [Renouf *et al.*(2011)] présente les différentes méthodes modélisant le troisième corps où l'on retrouve en grande partie la méthode des éléments discrets [Fortin(2000), Nguyen(2009), Richard(2008)] et la méthode des automates cellulaires [Ostermeyer(2003), Ostermeyer and Muller(2006), Dmitriev *et al.*(2006), Schargott *et al.*(2008)]. Ce type de méthode donne des informations à l'échelle mésoscopique et n'est généralement pas liée au comportement global de la structure.

Face à ce besoin de considérer l'interaction entre système et contact en considérant les couplages thermomécaniques et les mécanismes d'usure, une stratégie de modélisation est proposée, s'inspirant de celle multi-échelle développée au chapitre 7, à savoir un enrichissement de modèle EF système par des solutions semi-analytiques avec des méthodes de résolution suffisamment efficace pour traiter d'échelles "fines" sur des surfaces étendues.

1. À cet égard, le premier objectif est de déterminer une stratégie numérique efficace de simulation de système thermomécanique qui considère l'évolution de l'interface de contact, afin de mettre en évidence l'impact de l'interface de contact sur le comportement thermomécanique. La section 10.1 est consacrée à l'explication de cette stratégie.
2. Une fois la stratégie mise en place, une comparaison entre un cas avec une surface parfaitement plane et un cas présentant une rugosité de surface est présentée dans la section 10.2.

10.1 Présentation de la stratégie de modélisation multi-échelle et multi-physique

Dans ce travail, nous nous concentrons sur la modélisation thermomécanique d'un système frottant considérant une évolution de l'interface de contact (figure 10.1(a)) qui prend en compte le comportement microscopique du contact avec l'intégration des défauts de surfaces (comme les rugosités par exemple, mais cela peut être étendu à d'autres défauts de surface comme les plateaux) et l'interaction entre l'interface de contact et le comportement global du système.

Par rapport aux approches classiques, l'architecture proposée ici (figure 10.1(b)) intègre des étapes supplémentaires aux différentes échelles considérées. Les figures 10.2(a) et 10.2(b) y expliquent les grands principes aux échelles microscopiques et macroscopiques.

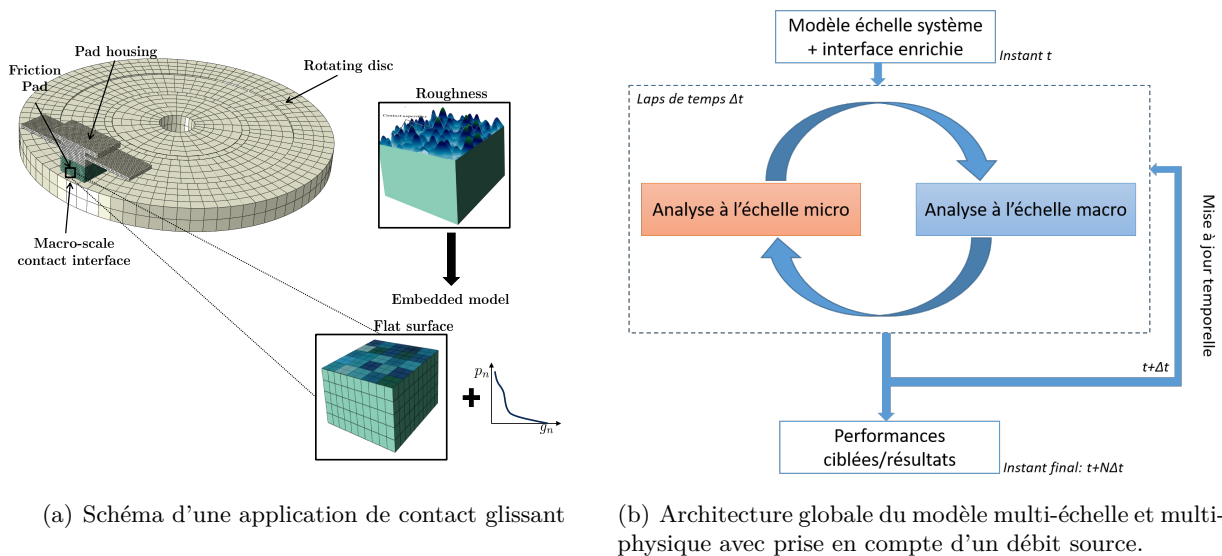


FIGURE 10.1 – Stratégie numérique multi-échelle et multi-physique de la prise en compte de l'usure

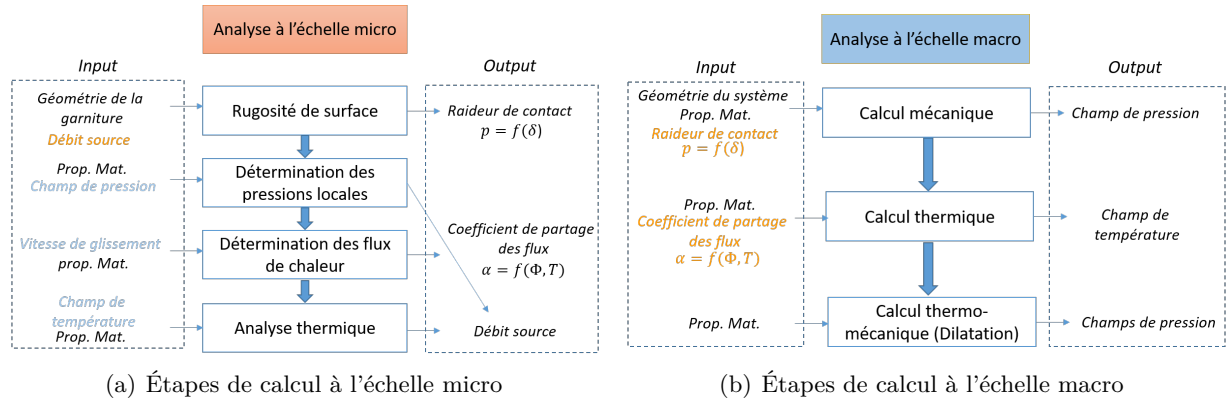


FIGURE 10.2 – Étapes de calcul aux différentes échelles avec les entrées/sorties.

À partir d'un modèle numérique à grande échelle et du temps initial t , la surface étudiée est identifiée et sa topographie initiale est définie à partir de mesures de surface réelles ou d'outils numériques de génération de surface (par exemple les techniques fractales comme montré à la section 7.1). La surface de contact est divisée en plusieurs "patches" (même définition que celle donnée dans la section 7.3.2), où chaque zone a sa propre géométrie et sa propre rugosité.

Pendant un pas de temps Δt et en utilisant la topographie de surface réelle, une analyse de micro-contact est effectuée pour définir les paramètres d'interface qui seront intégrés dans une analyse thermomécanique à grande échelle où l'interface est plate avec la technique d'enrichissement présentée dans la section 7.5.

À l'échelle microscopique, le problème mécanique est résolu afin de déterminer les raideurs de contact $p = f(\delta)$. Ensuite toujours à cette échelle, le problème thermique est résolu afin de déterminer les coefficients de partage de flux et la température. Ces derniers sont exprimés en fonction de la pression de contact (voir [Waddad(2018)] pour plus de détails)

À la fin de cette étape, pour chaque patch de la surface étudiée, le modèle numérique à grande échelle est enrichi avec les paramètres mécaniques et thermiques d'interface calculés. Un calcul thermomécanique est effectué afin de déterminer les champs thermiques et mécaniques. Il consiste en une analyse thermomécanique séquentiellement découplée. Dans ce modèle, le problème de contact statique sous conditions de glissement est d'abord résolu. Ensuite, le problème transitoire thermique est effectué en intégrant un flux de chaleur à la surface. Le flux de chaleur est partitionné selon le coefficient de partage de chaleur α calculé avec le modèle de micro-contact. Par la suite, le problème de contact est résolu en considérant la dilatation thermique due à l'élévation de la température.

La distribution de pression est réinjectée à l'échelle micro pour déterminer les sollicitations locales afin d'inclure la loi d'évolution du débit source. En effet, le débit source est modélisé avec la loi d'Archard en utilisant un coefficient d'usure en fonction de la température de surface. En outre, l'analyse du débit source est effectuée dans l'intervalle de temps entier (de t à $t + \Delta t$) pour considérer une évolution progressive de la surface pendant cette étape.

Une fois la surface de chaque zone de contact mise à jour, le temps est incrémenté et une nouvelle simulation est effectuée avec la nouvelle topographie de surface. Notez que la température obtenue avec la simulation à l'échelle système est intégrée dans la simulation à l'échelle micro comme un champ de température initial.

Sinon, il est important de noter que plusieurs hypothèses simplifiées ont été considérées: le coefficient de frottement est fixe, une seule surface est usée (ici celle de la garniture), les dilatations thermiques ne

sont pas considérées à l'échelle micro et le modèle mécanique de micro-contact ne considère pas l'effet de frottement sur la distribution de contact. Néanmoins, les deux derniers points sont considérés au niveau de la macro-échelle.

Comme nous pouvons le voir, cette stratégie est faite à partir de plusieurs boucles faites à partir d'étapes séquentielles où il y a un échange continu entre les différentes échelles.

10.2 Description du modèle numérique

10.2.1 Modèle numérique d'un système de pion-disque

Le modèle d'éléments finis 3D "Crismat" (expliqué dans la section 6.4.2) sera utilisé ici. Celui-ci a été détaillé dans la section 6.4.2. Ici, un effort appliqué de part et d'autre de la lame avec une intensité $F = 200N$ et vitesse de rotation $\omega = 200rpm$ constantes est appliqué. À part cela, les autres conditions aux limites présentées dans la section 6.4.2 sont reprises. Au vu des paramètres choisis, cela correspond à une puissance dissipée de $P = 3,75kW$ qui est constante dans le temps. Le contact est maintenu pendant une période $t = 30s$, donc l'énergie totale dissipée est de $0.1 MJ$.

Les propriétés du matériau sont indiquées dans le tableau 10.1.

	$\kappa (Wm^{-1}K^{-1})$	$E (GPa)$	ν	$\alpha (K^{-1})$
Matériau de friction	35	5	0.3	$5 \cdot 10^{-6}$
Autres composants (Disque, lame etc.)	50	220	0.3	10^{-5}

TABLE 10.1 – Propriétés thermique et mécanique des composants

Le modèle complet est composé de 22100 éléments hexaédriques et de 29800 nœuds. Pour la garniture, la taille de l'élément pour le maillage en surface est fixée à $1 \times 1 mm^2$.

En ce qui concerne les conditions aux limites thermiques, la température initiale est de $T_0 = 20^\circ C$. La convection n'est pas considérée ici, car son influence est limitée au vu du temps considéré. Ainsi, la simulation de diffusion thermique est réalisée dans des conditions adiabatiques.

La surface apparente de contact du patin est fixée à $20 \times 20 mm^2$.

Afin de mettre en évidence l'effet de l'interface, deux types de modèles sont proposés:

- Dans le premier, le contact est supposé parfait et la méthode de pénalité est choisie à cet effet. Le coefficient de frottement est fixé à 0,4. Ici, l'approche de modélisation thermomécanique classique est adoptée et aucune attention sera accordée à l'effet d'interface. De plus, la chaleur est distribuée entre les solides en contact en utilisant un coefficient de partage thermique constant et uniforme.
- Dans le second, le comportement de l'interface est considéré. Dans ce cas, l'interface est supposée être rugueuse. Pour simplifier l'étude, seule la rugosité du patin de friction est considérée et la surface du disque est plate. En se basant sur la stratégie multi-échelle présentée dans la section 7.3.2, le comportement de l'interface est intégré dans le modèle. De plus, un comportement frictionnel est également considéré avec le même coefficient de frottement que celui utilisé pour le premier modèle. Pour les calculs de contact à l'échelle micro, la méthodologie développée dans la section 7.2 est reprise.

En outre, la rugosité de surface de la garniture a été générée numériquement en utilisant des techniques fractales [Persson *et al.*(2005)]. La moyenne quadratique est de $10.35 \mu m$. La surface utilisée dans cette étude est montrée sur la figure 10.3.

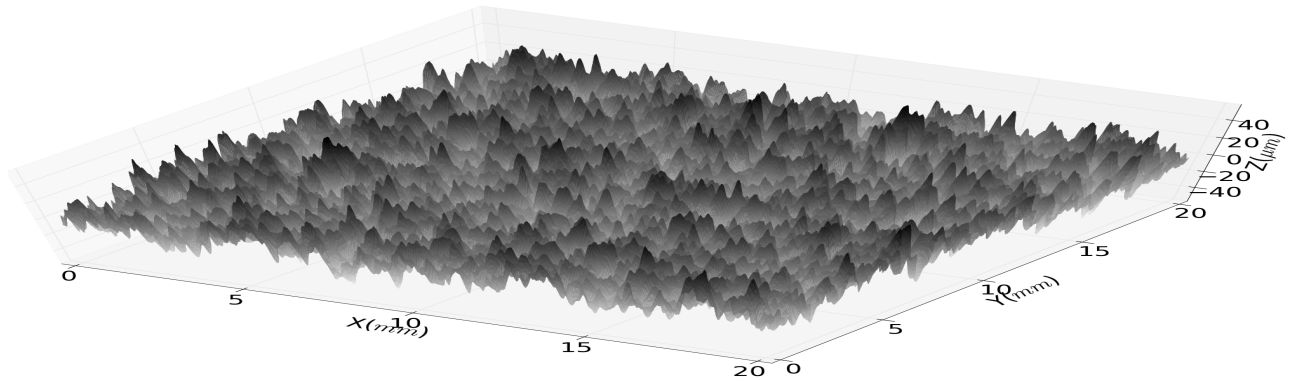


FIGURE 10.3 – Schéma de la surface rugueuse considérée dans cette étude. La hauteur de la surface est comprise entre -45 et $45 \mu\text{m}$ avec un écart-type $13\mu\text{m}$

En ce qui concerne le débit source, le coefficient d'usure évolue en fonction de la température. L'évolution de ce paramètre est illustrée sur la figure 10.4. L'estimation de ce paramètre a été obtenue à partir des expériences réalisées montrées dans la section 9 sur le matériau utilisé. Le débit source sera considéré sur les deux modèles.

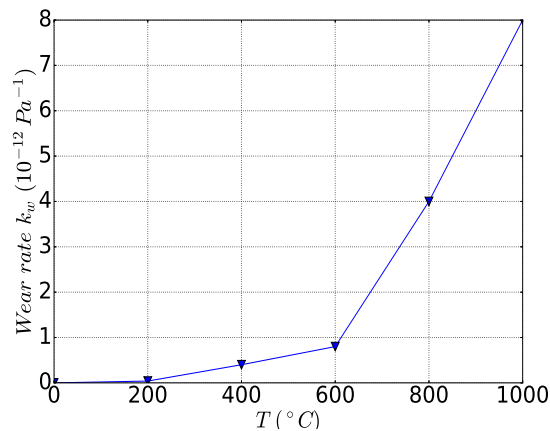


FIGURE 10.4 – Evolution du coefficient de taux d'usure en fonction de la température

10.2.2 Résultats

Pour les deux modèles considérés (contact parfait et contact enrichi avec présence de rugosité), les résultats de simulation sont présentés, notamment la distribution de pression de contact pour $t = 0,6\text{s}$ et $t = 30\text{s}$ sur la figure 10.5. En ce qui concerne le cas du contact parfait, la distribution de pression obtenue est classique pour laquelle la pression maximale est atteinte sur le bord d'attaque. L'introduction d'un comportement avec une interface enrichie modifie la distribution de pression. Comme on peut le voir, la pression de contact est concentrée sur quelques zones, là où les amplitudes de rugosité sont les plus importantes. Par contre, la prise en compte du débit source réduit la pression maximale et la charge de contact est mieux répartie. En effet, dans le modèle enrichi, la pression maximale diminue avec le temps

passant de 6MPa à 2.73 MPa après 30 s de contact, alors que dans le modèle de contact parfait, la pression est quasi constante.

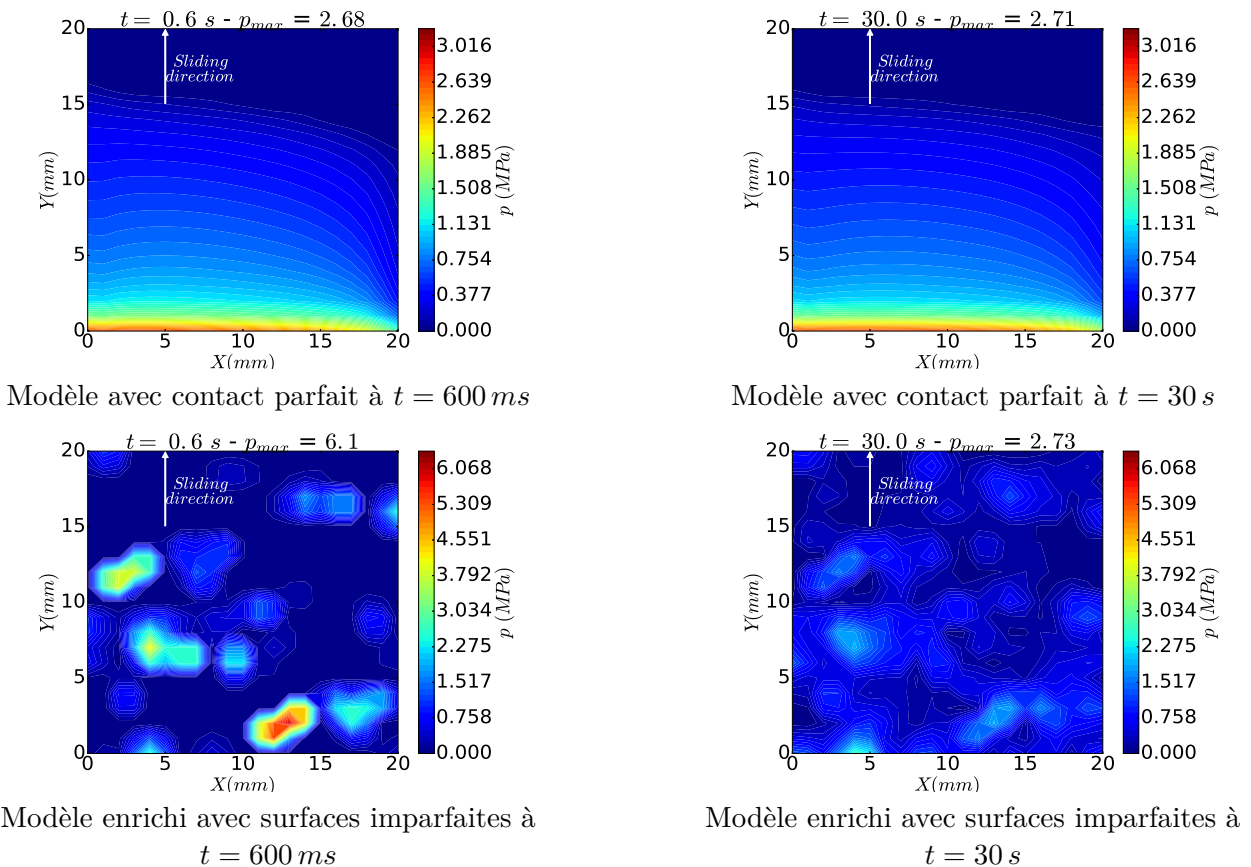


FIGURE 10.5 – Évolution de la pression de contact en présence d'un contact parfait et d'un contact rugueux

Sur la figure 10.6 sont affichées les températures sur la surface pour les deux simulations. Des températures élevées sont atteintes dans les zones où la pression de contact est localement élevée. Pour les deux simulations, compte tenu de la répartition de la pression, les zones chauffées ne couvrent pas toute la zone de contact. Avec la diffusion thermique, la température augmente avec le temps dans les zones où la pression est faible. A ($t = 30\text{ s}$), la température maximale est de 50°C pour le modèle enrichi alors que pour le cas de contact parfait, sa valeur est de 64°C . Initialement ($t = 0.6\text{ s}$), comme on peut le voir, la température maximale a été atteinte dans le modèle enrichi. Cette évolution peut s'expliquer par le fait que dans le modèle enrichi, la pression est initialement élevée. Avec l'évolution du débit source, la diminution de pression dans les zones initialement sollicitées et l'augmentation de la pression dans les nouvelles zones de contact, conduisent à une élévation réduite de la température maximale par rapport au modèle de contact parfait, où la pression et donc la chaleur produite sont toutes les deux stabilisées.

D'autres informations intéressantes sont la pression maximale et les températures atteintes à l'échelle micro. Ces variables sont issues des simulations à l'échelle microscopique et ne concernent donc que le modèle enrichi. La figure 10.8 (resp. la figure 10.9) montre l'évolution de la pression maximale (resp. la température maximale) avec le temps. Sur les mêmes graphes, l'évolution des valeurs macroscopiques correspondantes est également montrée. D'un côté, comme on peut voir sur ces courbes, les variables à

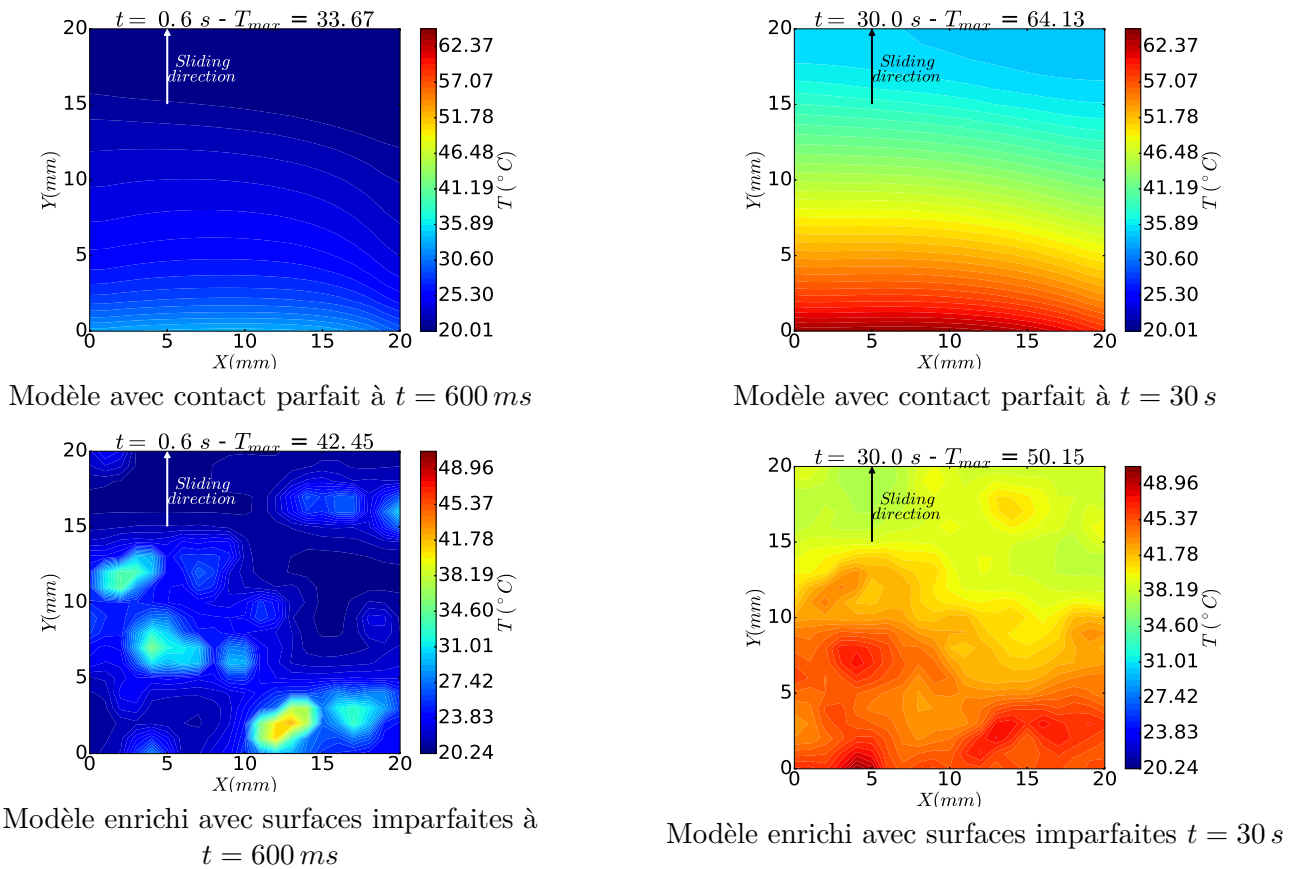


FIGURE 10.6 – Évolution de la température sur la surface en contact pour le cas de contact parfait et pour le cas rugueux

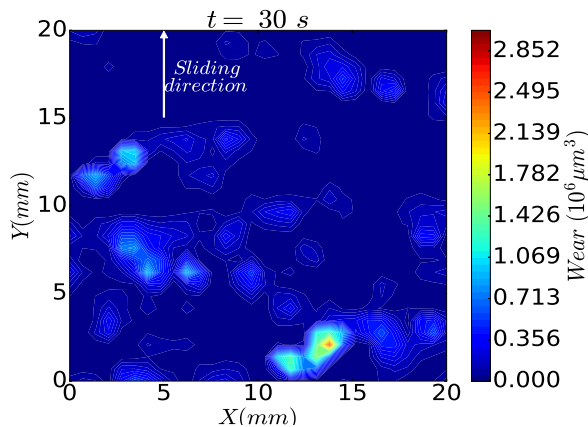


FIGURE 10.7 – Carte d'usure à l'échelle macro dans le modèle enrichi

l'échelle micro diminuent avec le temps jusqu'à atteindre une évolution stabilisée, tandis que les variables macroscopiques varient légèrement. La forte diminution à l'échelle la plus petite est essentiellement due

au débit source. En effet, ce dernier conduit à la création de plateaux conduisant ainsi à des charges mécaniques et thermiques mieux réparties.

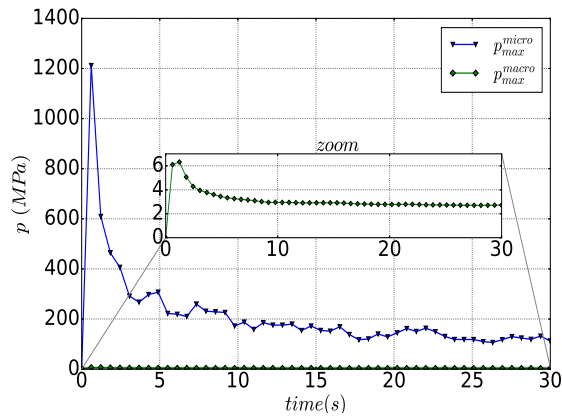


FIGURE 10.8 – Evolution de la pression maximale aux deux échelles pour le modèle enrichi

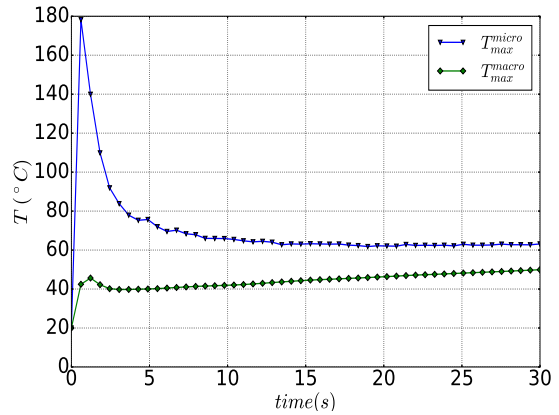


FIGURE 10.9 – Evolution de la température maximale aux deux échelles pour le modèle enrichi. La température à l'échelle micro est la même pour le disque et le patin.

Enfin, la figure 10.10 présente l'évolution du volume du débit source et la figure 10.11 la profondeur rognée maximale correspondante. A partir des deux figures, on peut voir que l'usure est maximale au début, puis son évolution diminue avec le temps. La profondeur d'usure maximale à 30 s est de $28 \mu\text{m}$, et le volume de débit source total est de $38 \cdot 10^6 \mu\text{m}^3$. La diminution de ces quantités suit la diminution à la fois de la pression et de la température. Ainsi, le débit source devient stable avec le temps. La figure 10.7 montre une carte de débit source à l'échelle macro de la surface de contact à la fin de la simulation. La répartition du volume de débit source perdu correspond à des zones de contact où la pression et la température sont élevées. Dans le cas contraire, on pourrait s'attendre à une évolution différente si, par exemple, le temps d'intervalle étudié ou la vitesse de rotation ou la charge étaient supérieurs à ceux considérés dans cette étude.

10.3 Discussions

Une **stratégie thermomécanique à plusieurs échelles** a été présentée dans ce travail pour modéliser des systèmes complexes, y compris le contact par frottement. Cette stratégie tient compte à la fois de l'échelle du système et du comportement et de l'évolution de l'interface de contact locale. La modélisation de l'interface est consacrée aux **problèmes thermiques, mécaniques et d'usure**. L'analyse des micro-contacts est importante car elle donne une **information sur l'évolution des données locales** qui sont une source d'endommagement local. Ainsi, le modèle FEM joue un rôle clé dans la définition des **interactions macroscopiques** entre les différentes zones de contact, tandis que l'analyse par micro-contact donne une **réponse affinée** à l'échelle des aspérités de surface.

À l'échelle macroscopique, on a adopté une approche classique utilisant un contact plat entre les solides appariés, la dilatation thermique et les conditions aux limites. Afin d'intégrer les caractéristiques de micro-contact, l'interface étudiée est intégrée à plusieurs paramètres issus de calculs de micro-contact tels que **les coefficients de partage de chaleur et la rigidité et la conductance des contacts** à la manière

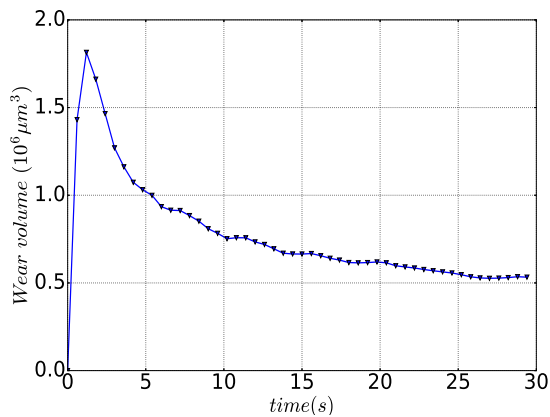


FIGURE 10.10 – Evolution du débit source sur le modèle enrichi.

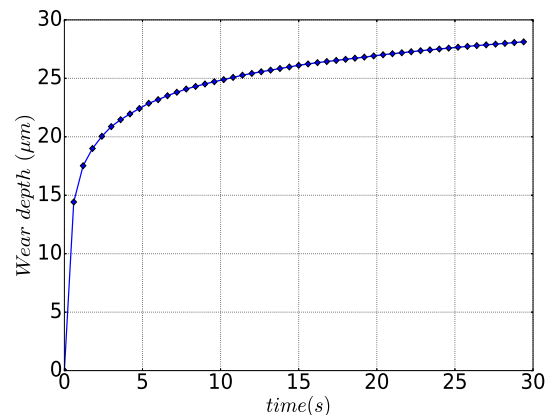


FIGURE 10.11 – Evolution de la profondeur du débit source maximal dans le modèle enrichi.

de ce qui a été fait dans la section 7. Enfin, un exemple a été proposé sur le système Crismat.

En ce qui concerne les temps de calcul, cette simulation a été réalisée dans un **laps de temps d'une journée**. A chaque incrément de temps, les calculs de micro-contact sont parallélisés et durent presque 10 min, alors que l'analyse à l'échelle macro dure environ 30min. Pour information, ces calculs sont distribués sur 32 cœurs.

La stratégie multi-échelle proposée présente des interactions fortes entre l'échelle de l'interface et celle du système au cours du temps. Elle constitue une base efficace vers des approches de **modélisations plus réalistes** des applications de contact. En effet, plusieurs améliorations peuvent être apportées, notamment en considérant des dilatations thermiques à l'échelle de l'interface susceptibles de modifier la zone de contact. De plus, la modélisation de l'usure peut être améliorée en considérant un modèle d'usure / taux d'usure approprié pour le système de contact étudié. En outre, on suppose que le volume d'usure **disparaît complètement** de la zone de contact, alors qu'il est bien connu qu'une partie considérable des particules d'usure **intègre ce que l'on appelle communément "le circuit tribologique"**. Enfin, l'évolution des propriétés des matériaux n'a pas été considérée dans ce travail. Il serait donc intéressant d'étudier, dans les travaux futurs, le cas où un **gradient de propriétés** évolue en utilisant un modèle de micro-contact adapté à cette situation comme celui développé dans [Waddad *et al.*(2017)]. L'introduction de **matériaux hétérogènes** est une action en cours de développement.

Bibliographie

- [Archard(1953)] Archard, J. F. *Contact and rubbing of flat surfaces*. Journal of Applied Physics, 1953, 24(8), 981-988.
- [Archard(1959)] Archard, J. F. *The temperature of rubbing surfaces*. Wear, 1959, 2(6), 438-455.
- [Blok(1937)] Blok, H. *Theoretical Study of Temperature Rise at Surfaces of Actual Contact under Oiliness Conditions*. Proc. Inst. of Mechanical Engineers General Discussion of Lubrication, 1937, 2, 222-235.
- [Carslaw and Jaeger(1959)] Carslaw, H. S., & Jaeger, J. C. *Conduction of heat in solids*. Oxford: Clarendon Press, 1959
- [Ciavarella et al.(2006)] Ciavarella, M., Delfino, V. & Demelio, G. *A re-vitalized Greenwood and Williamson model of elastic contact between fractal surfaces*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Elsevier, 2006, 54, 2569-2591
- [Cooper et al.(1969)] Cooper, M. G., Mikic, B. B., & Yovanovich, M. M. *Thermal contact conductance*. International Journal of heat and mass transfer, 1969, 12(3), 279-300.
- [Day and Newcomb(1988)] Day, A..J & Newcomb, T.P. *The dissipation of frictional energy from interface of an annular disc brake*. Proc. Inst. Mech. Eng. Part F: J Rail Rapid Transit, 1988, 202, 91-99.
- [Dmitriev et al.(2006)] Dmitriev, A., Popov, V., Psakhie, S., 2006. *Simulation of surface topography with the method of movable cellular automata.*, Tribology International, Vol. 39(5), pp. 444-449.
- [Duboc(2013)] Duboc, M., *Etude multi-échelle du crissement : dispositif expérimental et éléments de compréhension*. Université de Lille , 2013
- [Dufrénoy and Weichert(2003)] Dufrénoy, P., & Weichert, D. *A thermomechanical model for the analysis of disc brake fracture mechanisms*. Journal of Thermal Stresses, 2003, 26(8), 815-828.
- [Dufrénoy et al.(2016)] Dufrénoy, P., Magnier, V., Waddad, Y., Brunel, J. F., & De Saxcé, G. *A Multiscale Model of a Disc Brake Including Material and Surface Heterogeneities*. SAE Int. J. of Passenger Cars-Mechanical Systems, 2016, 9, 1136-1143.
- [Fortin(2000)] Fortin, J., 2000. *Simulation numérique de la dynamique des systèmes multicorps appliquée aux milieux granulaires*. PhD thesis, Thèse Université USTL.
- [Gallego et al.(2010)] Gallego, L., Nelias, D. & Deyber, S. *A fast and efficient contact algorithm for fretting problems applied to fretting modes I, II and III*. Wear, 2010, 268, 208–222.
- [Greenwood and Williamson(1966)] Greenwood, J. & Williamson, J. *Contact of nominally flat surfaces*. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, The Royal Society, 1966, 295, 300-319
- [Hetzler and Willner(2012)] Hetzler, H. & Willner, K. *On the influence of contact tribology on brake squeal*. Wear, 2012, 46, 237-246
- [Johnson(1987)] Johnson, K. L. *Contact mechanics*. Cambridge university press, 1987
- [Kao et al.(2000)] Kao, T., Richmond, J.W., Douarre, A. *Brake disc hot spotting and thermal judder: an experimental and finite element study*. Int. J. Vehicle Des., 2000, 23, 276-296.
- [Kato(2000)] Kato, K. *Wear in relation to friction—a review*. Wear, 2000, 241(2), 151-157.
- [Kato(2002)] Kato, K. *Classification of wear mechanisms/models*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology, 2002, 216(6), 349-355.
- [Mann(2017)] Mann, R., *Experiments and thermomechanical modelling of braking application and friction material characterization with loading history effect*. Université de Lille , 2017
- [Masen(2005)] Masen, M. A., De Rooij, M. B., & Schipper, D. J. *Micro-contact based modelling of abrasive wear*. Wear, 2005, 258(1), 339-348.
- [Meng(1995)] Meng, H. C., & Ludema, K. C. *Wear models and predictive equations: their form and content*. Wear, 1995, 181, 443-457.
- [Mikic(1974)] Mikic, B. B. *Thermal contact conductance, theoretical considerations*. International Journal of heat and mass transfer, 1974, 17(2), 205-214.
- [Newcomb(1960)] Newcomb, T.P. *Temperatures reached in disc brakes*. J. Mech. Eng. Sci., 1960, 2(3), 167–177.
- [Nguyen(2009)] Nguyen, V.-D., 2009. *Modélisation par la Méthode des éléments discrets des phénomènes thermomécaniques dans les interfaces de contact*. PhD thesis, Université de Picardie Jules Vernes.
- [Ostermeyer(2003)] Ostermeyer, G., 2003. *On the dynamics of the friction coefficient*, Wear, 254, p.852-858.

- [Ostermeyer and Muller(2006)] Ostermeyer, G., Muller, M., 2006. *Dynamic interaction of friction and surface topography in brake systems*, Tribology International, 39, p.370-380.
- [Pei(2005)] Pei, L., Hyun, S., Molinari, J. F. & Robbins, M. O. *Finite element modeling of elasto-plastic contact between rough surfaces*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2005, 53, 2385-2409
- [Persson *et al.*(2005)] Persson, B., Albohr, O., Tartaglino, U., Volokitin, A. & Tosatti, E. *On the nature of surface roughness with application to contact mechanics, sealing, rubber friction and adhesion*. Journal of Physics: Condensed Matter, IOP Publishing, 2005, 17, R1-R62
- [Renouf *et al.*(2011)] Renouf, M., Massi, F., Fillot, N., Saulot, A., 2011. *Numerical tribology of a dry contact*., Tribology international, Vol. 44, pp. 834-844.
- [Richard(2008)] Richard, D., 2008. *Thermique des contacts avec troisième corps solide : modélisation et compréhension des phénomènes de frottement et diffusion de la chaleur par la méthode des éléments discrets*. PhD thesis, Inst. Nat. des Sc. Appl. de Lyon
- [Schargott *et al.*(2008)] Schargott, M., Popov, V., Dmitriev, A., Psakhie, S., 2008. *Development of surface topography for the rail-wheel contact*., Wear , Vol. 265(9-10), pp.1542-1548.
- [Waddad *et al.*(2017)] Waddad, Y. , Magnier, V. , Dufrénoy, P. & De Saxcé, G. *A new contact model for multi-layered solids with rough surfaces*. Tribology Letters, 2017, 65:155.
- [Waddad(2018)] Waddad, Y., 2018. *Multiscale thermomechanical strategies for rough contact modeling - Application to braking systems*. Thèse passée à l'université de Lille.
- [Willner(2008)] Willner, K. *Fully coupled frictional contact using elastic halfspace theory*. Journal of Tribology, American Society of Mechanical Engineers, 2008, 031405, 1-8.
- [Williams(1999)] Williams, J. A. *Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach*. Wear, 225, 1-17.

Discussions

Dans cette partie, le caractère **évolutif** d'un problème de contact est mis en exergue sur trois axes. Le premier axe montre que **l'effet d'histoire des sollicitations thermomécaniques** subies par la garniture a un impact direct sur les propriétés mécaniques du matériau.

Sur le deuxième axe, des **propriétés mécaniques ont été déterminées en fonction de la température** au moyen d'un essai spécifique. Une fois les propriétés obtenues, elles ont permis d'enrichir un modèle FEM représentant un freinage TGV où son équivalent expérimentale est effectué. Les résultats montrent une bonne concordance des résultats sur la confrontation numérique et expérimentale sur les champs de températures.

Enfin, le troisième axe concerne l'évolution de l'interface de contact dans un système complet en y intégrant des **prémices de mécanismes tribologiques**. Une architecture de programmation a été proposée afin d'intégrer un débit source avec une modélisation multi-niveau faisant **dialoguer itérativement les quantités mécaniques locales et globales**.

Les apports scientifiques de cette partie sont nombreux. Tout d'abord, les évolutions de matériau et de surface sont forcément **à considérer puisqu'elles impactent les performances** du système. **De nouvelles méthodologies** ont été apportées tant sur le **volet expérimental** (mise en place d'un essai thermomécanique à 480° avec corrélation d'images, détermination de propriétés locales via un essai d'indentation) que sur le **volet numérique** (prise en compte d'usure à l'échelle des rugosités dans un système complet, architecture de calcul thermomécanique, stratégie de réduction des temps de calcul). Les études ont été menées en **mélangeant/enrichissant des résultats numériques et expérimentaux** sur des **systèmes échelle 1:1** et quand cela était possible, une **comparaison numérique/expérience** était effectuée.

Pour la suite, il conviendrait de reprendre la stratégie multi-échelle et multi-physique en intégrant d'autres mécanismes de la tribologie comme **le débit de recirculation, le débit d'usure et le débit interne**. Par ailleurs pour le débit source, il conviendrait de **développer d'autres modèles** que celui d'Archard, comme utilisé dans ce manuscrit, dont la pertinence à une échelle locale peut être remise en cause. Cette partie devra se faire conjointement **avec les expérimentateurs** afin d'établir des critères pertinents pour intégrer ces différents débits.

D'un point de vue matériau, il est nécessaire de comprendre l'évolution des propriétés du matériau de friction entre l'état avant contact et celui après différents cycles de sollicitation sous contact. La méthodologie employée devra sûrement s'appuyer sur un **dialogue numérique/expérimental** comme présenté dans la première partie de ce manuscrit (partie III). Des essais laboratoire spécifiques, avec pour objectif d'obtenir un matériau similaire à ceux issus d'un freinage, devront permettre de comprendre davantage les mécanismes de déformations mis en jeu.

Dans un troisième temps, il faudra indéniablement coupler tout ce qui a été fait dans cette partie en intégrant notamment **l'évolution tribologique couplée avec le matériau hétérogène et son évolution**.

Enfin, les études présentées ici se concentrent essentiellement sur l'enrichissement normal au contact, la

composante tangentielle est déduite avec une hypothèse de glissement total.

Conclusions et perspectives

Au sein des activités de recherche présentées dans ce document, quelques contributions ont été proposées **autour de la problématique du contact**. En effet, le développement de systèmes de freinage à friction efficaces, fiables et durables demeure l'un des défis les plus importants de l'industrie du transport urbain. Pour répondre à cette problématique, la méthodologie s'est appuyée sur le triptyque "**théorie, modélisation et expérience**".

Trois axes de recherche ont été abordés se focalisant sur **les matériaux** utilisés et **l'interface de contact** qui jouent un rôle primordial en vu des performances de freinage. Le niveau et la répétabilité des sollicitations thermomécaniques entraînent une **évolution** conséquente des matériaux et de l'interface de contact; ce point constitue le 3^{ème} axe de recherche. Ce manuscrit s'est concentré sur ces trois aspects où des avancées ont été proposées:

- Pour le problème des matériaux hétérogènes, les apports par rapport à l'existant se situent dans la compréhension des mécanismes de déformation au sein de matériaux hétérogènes. Pour ce faire, une démarche mêlant **numérique et expérience** a été proposée. La stratégie a consisté à caractériser le matériau en ciblant les phénomènes à **une échelle pertinente**. Le dialogue avec l'expérience s'est fait à **plusieurs niveaux**: échelle macroscopique, échelle mésoscopique et échelle des composants. En s'appuyant sur des observations expérimentales, des hypothèses ont été établies pour **enrichir les modèles**. Un autre apport concerne les **matériaux dissymétriques endommageables avec plasticité** où un nouveau cadre théorique a été proposée. La méthodologie employée dans cette partie est généralisable à d'autres classes de matériau.

- Pour le problème d'interface, nous mettons clairement en évidence **l'influence de l'introduction des défauts de surfaces sur le crissement**. Les échelles considérées sont celle du système (\sim dm), celle des défauts de battement/d'ondulation du disque (\sim mm), celles de l'hétérogénéité des matériaux (\sim 0.1mm) puis celles des plateaux et des aspérités de contact (\sim μ m). La mise en place de **développements numériques originaux** reliant ces échelles a été proposée.

- Pour le problème évolutif, **une chaîne complète** a été proposée partant de la caractérisation des matériaux subissant des chargements thermomécaniques, ces comportements ont ensuite été interprétés et intégrés dans les modèles. Sur l'évolution de l'interface, **un nouveau cadre multi-échelle** a été proposé prenant en compte le débit source local à l'échelle des hétérogénéités (\sim μ m) au sein d'un système complet (\sim dm).

D'autres originalités peuvent être mises en exergue comme la **variété des sujets** mécaniques abordés où le contact, les lois de comportement, les aspects matériaux, la modélisation et sa confrontation aux résultats expérimentaux, les aspects numériques/algorithmiques, la théorie etc. sont mélangés. L'utilisation de **moyens exceptionnels** comme le microtomographe avec essai *in-situ* ou des super-calculateurs HPC a permis d'obtenir des résultats intéressants. Une autre originalité est que la recherche proposée ici se positionne **en amont de sujets sociétaux**. L'approche utilisée tente de considérer le problème dans **son intégralité** où le lien entre le procédé de fabrication du matériau est mis en relation avec les performances lors de l'usage.

La recherche proposée s'articule autour de **projets** souvent en relation avec des partenaires académiques et/ou industriels.

Au sein de ce manuscrit, des perspectives à court terme ont été formulées pour chaque action et des perspectives à moyen terme ont été proposées pour les 3 axes de recherche.

A plus long terme, ces travaux pourront servir de base pour des futures actions où il conviendrait d'enrichir les modèles en intégrant par exemple les **aspects multi-temporels** dans les modèles. En effet, la "brutalité" au début d'un freinage conduit indéniablement à des phénomènes fortement non-linéaires qui sont influents sur la suite du freinage. A titre d'exemple, il a ainsi été établi, dans des travaux non présentés ici, que l'échelle temporelle de la *ms* était influente sur les phénomènes thermiques (Voir thèse [Waddad(2018)]). D'autres études proposées dans la bibliographie se focalisant sur des échelles spécifiques vont dans le même sens.

Par la suite, il conviendrait aussi de s'attaquer à la **modélisation du frottement**. La réponse tangentielle au sein du contact dépend du couple de matériau utilisé mais aussi de ce qui se passe à l'interface de contact. Dès que ces aspects seront maîtrisés et compris, des propositions issues d'essais numériques pourraient servir à prédéfinir des lois de frottement. L'utilisation de métasurfaces, surfaces "contrôlées" par un process de fabrication, couplées avec des matériaux hétérogènes pourrait servir à cibler des performances spécifiques. Par extension, la conception des futurs matériaux de friction pourra s'inspirer de la notion de métamatériaux où on pourrait cibler des propriétés spécifiques.

Sur la dimension multi-physique, il est clairement établi dans la littérature que la **physico-chimie** joue un rôle primordial au sein de l'interface de contact avec, par exemple, la génération d'oxyde. Cet aspect devrait être intégré dans les modèles. Au vu des moyens mis en œuvre et de la gestion de l'interface avec le circuit tribologique, nous pouvons envisager de travailler sur **les émissions de particules** en vue de traiter des problèmes sanitaires. En effet, des actions entamées récemment tentent de quantifier la nocivité des particules aspirées dans nos poumons. Notre approche numérique complète permettrait d'avoir des **informations qualitatives et quantitatives** sur les particules émises.

Enfin, il conviendrait de compiler l'ensemble des développements au sein même **d'un seul logiciel interfacé**. Cet outil permettrait de capitaliser l'ensemble des travaux effectués. De plus avec l'essor de **l'intelligence artificielle** embarquée au sein des transports, ce genre de software unifié pourrait être utilisé afin d'optimiser les performances en temps réel. Par exemple, il conviendrait parfaitement à éviter les phénomènes de crissement en jouant sur certains paramètres contrôlables lors d'un freinage.

