



HAL
open science

Prédiction de la performance d'adhérence de caoutchoucs pour semelles : Analyses tribologique, mécanique et numérique

Jérôme Bodillard

► **To cite this version:**

Jérôme Bodillard. Prédiction de la performance d'adhérence de caoutchoucs pour semelles : Analyses tribologique, mécanique et numérique. Matériaux. Université Paris sciences et lettres, 2016. Français. NNT : 2016PSLEM040 . tel-03336560

HAL Id: tel-03336560

<https://pastel.hal.science/tel-03336560>

Submitted on 7 Sep 2021

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

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

THÈSE DE DOCTORAT

de l'Université de recherche Paris Sciences et Lettres
PSL Research University

Préparée à MINES ParisTech

Prédiction de la performance d'adhérence de caoutchoucs pour
semelles : Analyses tribologique, mécanique et numérique.

Ecole doctorale n°364

Sciences Fondamentales et Appliquées

Spécialité Sciences et Génie des Matériaux

Soutenue par JÉRÔME BODILLARD
le 13 juillet 2016
Confidentielle jusqu'au 13 juillet
2021

Dirigée par **Noëlle Billon, Pierre**
Montmitonnet et Aude Derrier



COMPOSITION DU JURY :

M. Stéphane MEO
Professeur des Universités
Université François-Rabelais de Tours
Rapporteur

M. Vincent LE HOUEROU
Maitre de Conférences, HDR
Université de Strasbourg
Rapporteur

M. Patrick CHABRAND
Professeur des Universités
Aix-Marseille Université
Examineur, Président du Jury

Mme Noëlle BILLON
Professeur de l'Institut Mines-Telecom
Mines ParisTech
Co-directrice de thèse

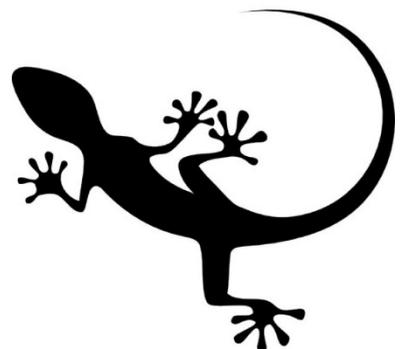
M. Pierre MONTMITONNET
Directeur de recherche CNRS
CEMEF
Co-directeur de thèse

Dr Lise SISSLER
AmerSports Footwear
Invitée

A mes parents,

“After 3.8 billion years of research and development, failures are fossils, and what surrounds us is the secret to survival.”

Janine Benyus



Remerciements

Les travaux de thèses sont l'œuvre du doctorant qui arbore fièrement son nom en gras sur la première de couverture. Cependant le contenu des travaux serait bien plus pauvre s'il n'avait pas une véritable équipe derrière lui et si tout autour de lui, il n'avait pas ce foisonnement, cet environnement propice à la réflexion et au travail de recherche.

Mes remerciements les plus solennels vont aux membres du jury de thèse ainsi qu'à mes rapporteurs pour leurs lectures et leurs contributions avisées.

Je tiens ensuite à notifier ici le soutien du dispositif CIFRE via l'ANRT pour ce projet mené en collaboration entre Salomon du groupe Amersports et le laboratoire CEMEF des Mines ParisTech. J'aimerais exprimer toute ma reconnaissance envers mes directeurs de thèse Noëlle Billon et Pierre Montmitonnet et envers ma responsable industrielle Aude Derrier.

Je suis aussi très reconnaissant vis-à-vis de mes collaborateurs et collègues. Avoir pu fréquenter les milieux industriels et publiques avec leurs forces et leurs faiblesses respectives renforce selon moi l'intérêt des travaux réalisés.

Au-delà des personnes qui ont réellement travaillé sur ce sujet, les autres, par leur présence au quotidien et au détour des discussions ont permis à ce projet d'aboutir. L'environnement scientifique du thésard est incroyablement riche et tout le monde participe donc à l'aboutissement de ce projet.

Enfin, l'écriture de ce manuscrit n'aurait pas été possible pour moi sans les soutiens familiaux (papa, maman Sylvain et Marion), amicaux et sportifs dont j'ai bénéficié.

Sommaire

I INTRODUCTION	1
I État de l'art	4
I.0 Subtilité de langage	5
I.1 Approche biomécanique de la problématique.....	5
I.1.1 Marche et randonnée.....	5
I.1.2 « Trail » et course à pied	7
I.1.3 Le contact sol-chaussure	9
I.1.4 Le risque de chute	11
I.2 Résistance au glissement des chaussures	12
I.2.1 Approche classique d'Amontons et Coulomb	12
I.2.2 Pléthore de tribomètres.....	13
I.2.3 Des tests lubrifiés	15
I.2.4 Limites de l'approche : nécessité de couplage.....	18
I.3 Nécessités mécaniques	19
I.3.1 Les caoutchoucs vulcanisés, chargés.....	19
I.3.2 Domaines vitreux et caoutchoutiques	21
I.3.3 Viscoélasticité.....	23
I.3.4 Non linéarités	25
I.4 Approches couplées	27
I.4.1 Décomposition du frottement	28
I.4.2 Contribution adhésive du frottement	29
I.4.3 Contribution dissipative du frottement	31
I.5 Conclusion	31
Références bibliographiques I	33
II Matériaux et méthodes utiles au "grip"	36
II.1 Biomécanique.....	37
II.1.1 Semelle de pression.....	37
II.1.2 Analyse vidéo.....	37

II.1.3 Notation du grip	37
II.2 Matériaux	38
II.2.1 Étude comparative	38
II.2.2 Spectroscopie infrarouge	39
II.2.3 Microscopie	39
II.3 Mécanique.....	40
II.3.1 Dureté.....	40
II.3.2 Analyse mécanique dynamique	40
II.3.3 Traction uniaxiale	42
II.4 Surface et tribologie.....	43
II.4.1 Rugosité.....	43
II.4.2 Adhésion : test de « pull-off »	44
II.4.3 Frottement	45
II.5 Simulation numérique par éléments finis	47
II.5.1 Logiciel.....	48
II.5.2 Démarche	49
II.5.2.1 Module « part ».....	49
II.5.2.2 Module « property »	49
II.5.2.3 Module « assembly»	51
II.5.2.4 Module « step ».....	51
II.5.2.5 Module « interaction».....	52
II.5.2.6 Module « load ».....	53
II.5.2.7 Module « mesh ».....	53
II.5.2.8 Modules « Job» et « visualisation»	54
Références bibliographiques II	55
III Caractérisation du "grip" par tests tribologiques	56
III.1 Précautions nécessaires pour des tests représentatifs.....	57
III.1.1 Protection contre le vieillissement.....	57
III.1.2 Elimination de la couche surfacique	59
III.1.2.1 En conditions réelles	59
III.1.2.2 Préparation en laboratoire.....	61
III.1.3 Frottement et couche de cire.....	64

III.2 Maintien	66
III.2.1 Cinématique de lubrification.....	67
III.2.2 Frottement statique et glissement commençant.....	70
III.3 Progressivité	72
III.3.1 Apport des tribomètres dynamiques	73
III.3.1.1 Tribomètre normé EN NF ISO 13287	73
III.3.1.2 Tribomètre plan-plan rotatif CEMEF	75
III.3.2 Spécificité structurale.....	78
III.4 Propulsion.....	79
III.4.1 Effort à transmettre pour la mobilité.....	80
III.4.2 Transition statique/dynamique.....	81
III.5 Conclusion	84
Références bibliographiques III	86
IV Caractérisation du "grip" par l'analyse mécanique ou surfacique.....	88
IV.1 Rappel sur les mécanismes du grip	89
IV.1.1 Conditions standards de sollicitations	89
IV.1.2 Prédominance d'un mécanisme.....	91
IV.2 Description mécanique	92
IV.2.1 Viscoélasticité.....	92
IV.2.2 Équivalence temps-température	95
IV.2.2.1 Première représentation: loi WLF	97
IV.2.2.2 Seconde représentation : par segments	100
IV.2.3 Définition d'un critère pertinent.....	101
IV.2.3.1 Impossibilité de transposer le critère de l'industrie pneumatique.....	101
IV.2.3.2 Modifications pour un critère pertinent	102
IV.2.4 Discussion sur la relation mécanique-tribologie	104
IV.3 Approche surfacique	104
IV.3.1 Dissimilitude test-application.....	105
IV.3.2 Dépendance fréquence-température	106
IV.4 Conclusion	108
Références bibliographiques IV.....	110

V Prédiction du "grip" par simulation numérique	112
V.1 Etat de l'art : modélisation des chaussures	113
V.1.1 Modélisation de la structure	113
V.1.2 Modélisation biomécanique	114
V.1.3 Modélisation tribologique.....	116
V.1.3.1 Sols meubles ou visqueux	116
V.1.3.2 Approche par la lubrification critique : régime mixte	117
V.1.3.2 Modèle microscopique : décomposition adhésion-hystérèse	118
V.2 Mise en place d'une méthodologie EF	119
V.2.1 Lois de comportement	120
V.2.1.1 Comportement réel	121
V.2.1.2 Loi hyperélastique	124
V.2.1.3 Loi viscohyperélastique	126
V.2.2 Lois de contact	128
V.2.2.1 Mécanisme réel sur tribomètre plan-plan	129
V.2.2.2 Lois représentatives	130
V.2.3 Simulation du test tribologique	131
V.2.3.1 Effet d'une loi de frottement à coefficient constant	132
V.2.3.2 Hyperélasticité et frottement constant	134
V.2.3.3 Viscohyperélasticité et frottement constant	136
V.2.3.4 Frottement décroissant.....	139
V.2.4 Simulation d'un crampon en forme de chevron	140
V.2.4.1 Comportement global	142
V.2.4.2 Mise en glissement.....	143
V.3 Conclusions	145
Références bibliographiques V.....	147
Conclusion	149
Annexe A	152
Annexe B.....	155

Introduction

Les équipements font partie intégrante des divers sports et loisirs. Ils conditionnent même la manière dont nous les pratiquons. Les chaussures ne dérogent pas à cette règle de sorte que les équipementiers conçoivent et développent des chaussures en fonction des évolutions des pratiques. Cette démarche est très présente au sein de l'entreprise Salomon du groupe Amersports. Pour faire émerger de nouvelles pratiques et tendances ou y répondre dans les plus brefs délais, l'entreprise Salomon se base sur une très forte collaboration avec des athlètes de haut niveau. Par exemple, le modèle S-LAB X ALP CARBON GTX® a été conçu pour « courir plus vite en terrain montagneux, de la vallée jusqu'aux sommets » répondant ainsi à l'émergence d'un nouveau mode de pratique : « l'alpinrunning ». A la frontière entre l'alpinisme et le « trail running », cette pratique nécessite des équipements de très haute qualité compte tenu de la dangerosité de l'environnement. En étant moins spectaculaires, la randonnée et le « trail » sont des pratiques de plein air qui nécessitent aussi un matériel adéquat. Les fabricants de chaussures doivent donc satisfaire à la diversité des utilisations. Dans tous les cas, l'adhérence est une problématique récurrente afin d'assurer la mobilité du marcheur ou du coureur. Dans ce projet, nous nous focalisons sur les semelles externes et sur l'adhérence qu'elles procurent aux chaussures.

Ce projet est issu de la collaboration entre l'entreprise Salomon du groupe Amersports et le laboratoire CEMEF (centre de mise en forme des matériaux) de l'école des Mines Paristech. Il a été soutenu par l'ANRT (Association Nationale Recherche Technologie) à l'aide du dispositif CIFRE (Conventions Industrielles de Formation par la Recherche). Ce dispositif favorise le développement de recherche partenariale publique-privée et trouve tout son sens dans la problématique d'adhérence des semelles de chaussures de sports pratiqués en plein air.

La maîtrise de l'adhérence ou « grip » d'une paire de chaussures est un élément primordial de la conception-fabrication de nouveaux modèles. Industriellement, le « grip » est majoritairement caractérisé sur des produits finis à l'aide de tests *in vivo* réalisés sur le terrain d'usage du modèle. Cette méthode est onéreuse et lente en cas de rectification nécessaire. Quelles méthodes prédictives peuvent aider à raccourcir la phase de conception-fabrication en limitant les rectifications et les rebuts ? Avec pour objectif de prédire *a priori* la performance d'un matériau d'une semelle -en l'occurrence le caoutchouc- nous avons envisagé deux méthodologies expérimentales (tribologique et mécanique) et une méthodologie numérique (la simulation par éléments finis). Les méthodes sont basées sur les comportements physiques des matériaux caoutchoutiques.

Pour réaliser les expériences, nous optons pour trois formulations de caoutchoucs utilisées par l'entreprise Salomon. Avant de commencer la description des différents chapitres, nous attirons l'attention du lecteur concernant la structure du manuscrit de thèse car elle est inhabituelle. D'abord de manière assez classique, nous décrivons l'état de l'art dans le premier chapitre et les matériaux et méthodes utilisés dans le second. Le manuscrit est par la suite structuré autour de trois tentatives présentées respectivement dans les chapitres III, IV et V :

- Affiner les tests tribologiques et en particulier leur préparation pour rendre compte des multiples critères nécessaires au « grip » dans des conditions représentatives de la randonnée et du « trail »
- Discuter une prédiction du comportement tribologique en se basant sur une analyse mécanique dynamique (DMA) comme l'industrie pneumatique l'a réalisée
- Mettre en place les simulations par éléments finis pour prédire le « grip ».

Dans ce contexte, les mesures sur tribomètre reviennent à deux reprises sous des points de vue différents : dans le chapitre III, il s'agit de discuter la pertinence et les limitations d'un test de résistance au glissement (norme NF EN ISO 13287) alors que dans le chapitre V il s'agit de fournir des données pour la simulation numérique en se focalisant sur la transition statique-dynamique du frottement. Les essais mécaniques reviennent aussi à deux reprises. Dans le chapitre IV, les essais DMA sont utilisés pour estimer le « grip » alors que dans le chapitre V, la traction en grande déformation fournit les données nécessaires à la simulation. Cette structure possède l'inconvénient de ne pas regrouper les essais par types en revanche elle permet de rendre chaque chapitre plus autonome par rapport à la problématique que nous tentons de résoudre.

Le premier chapitre fait l'état de l'art. A partir d'une approche biomécanique, nous détaillons pour les pratiques le risque inhérent des chutes par glissade. La résistance au glissement est un sujet commun à la biomécanique et à l'ergonomie qui fait intervenir la mécanique et la tribologie des caoutchoucs dont nous décrivons quelques aspects et singularités nécessaires pour la suite de l'étude.

Le second chapitre regroupe l'ensemble des méthodes expérimentales et numériques utilisées dans notre démarche exploratoire. Si nous avons cherché à mettre en relation les différentes méthodes, elles sont décrites séparément dans cette partie : biomécanique, matériaux, mécanique, tribologie et simulation numérique par éléments finis.

Le troisième chapitre propose la caractérisation du « grip » grâce aux tests tribologiques. Après avoir spécifié les précautions nécessaires à prendre pour obtenir des résultats représentatifs

de l'usage réel, nous décrivons les tests à mener pour décrire les trois composantes du « grip » identifiées lors du premier chapitre : le maintien, la progressivité et la propulsion.

Le quatrième chapitre présente les caractérisations du « grip » par les analyses mécanique et surfacique. Il s'agit d'estimer la performance d'adhérence en se basant sur les théories du frottement des solides adhésifs et viscoélastiques sur sols mouillés.

Le cinquième et dernier chapitre propose l'établissement d'une approche numérique par éléments finis pour tenter de prédire le « grip ». Après avoir spécifié l'état de l'art de la modélisation des chaussures, nous décrivons la mise en place de notre méthodologie afin de mener nos premières études à l'échelle d'une forme géométrique simple pour une situation similaire aux tests tribologiques du chapitre IV ou à l'échelle d'un crampon.

Chapitre I : Etat de l'art

I.0 Subtilité de langage	5
I.1 Approche biomécanique de la problématique.....	5
I.1.1 Marche et randonnée.....	5
I.1.2 « Trail » et course à pied	7
I.1.3 Le contact sol-chaussure	9
I.1.4 Le risque de chute	11
I.2 Résistance au glissement des chaussures	12
I.2.1 Approche classique d'Amontons et Coulomb	12
I.2.2 Pléthore de tribomètres.....	13
I.2.3 Des tests lubrifiés	15
I.2.4 Limites de l'approche : nécessité de couplage.....	18
I.3 Nécessités mécaniques	19
I.3.1 Les caoutchoucs vulcanisés, chargés.....	19
I.3.2 Domaines vitreux et caoutchoutiques	21
I.3.3 Viscoélasticité.....	23
I.3.4 Non linéarités	25
I.4 Approches couplées	27
I.4.1 Décomposition du frottement	28
I.4.2 Contribution adhésive du frottement	29
I.4.3 Contribution dissipative du frottement	31
I.5 Conclusion	31
Références bibliographiques I	33

I.0 Subtilité de langage

Avant de pouvoir s'attaquer scientifiquement à notre problématique, il est indispensable de préciser une subtilité de langage concernant le mot « grip ». Nous utiliserons cet anglicisme à maintes reprises. Il est l'essence même de notre problématique industrielle. Une chaussure possède-t-elle un bon « grip » ? D'un point de vue physique, le « grip » regroupe l'adhérence, l'adhésion, la glissance, le frottement. Nous détaillerons les phénomènes et mécanismes par la suite. Cependant la notion de « grip » fait surtout référence au ressenti de l'utilisateur. Ainsi nous pouvons évoquer le « grip » des pneus de voiture ou de bicyclette, celui du manche d'une raquette et enfin celui d'une paire de chaussures. La performance de « grip » peut s'évaluer de manière empirique. Les classements par notation sont répandus¹. En ce qui concerne les chaussures, l'utilisateur averti est capable de différencier trois composantes du « grip » :

- Le maintien : l'aptitude à éviter le décrochage
- La progressivité : la capacité de contrôler le mouvement en cas de décrochage
- La propulsion : la faculté de se mouvoir vers l'avant, synonyme de traction.

Cette subtilité précisée, établissons l'état de l'art qui aidera à la compréhension des phénomènes mis en jeu pour la performance « grip » en vue de sa prédiction.

I.1 Approche biomécanique de la problématique

Les loisirs de plein air (randonnée, « trail running ») sont largement répandus. Ce sont des pratiques physiques et sportives qui consistent à parcourir des distances à pied. Ils requièrent un équipement polyvalent pour endurer les diverses conditions rencontrées tout en étant spécifique à chaque pratique. La variabilité de l'environnement est même un des objectifs de ces activités. C'est pourquoi le matériel et en particulier les chaussures doivent être polyvalentes pour répondre aux besoins du sportif plus variés que sur un stade d'athlétisme. Dans cet environnement variable, évoquons dès à présent le risque récurrent des chutes et des glissades que nous devons diminuer au maximum pour garantir une pratique sûre et agréable. Décrivons grâce à l'approche biomécanique les activités qui sont au cœur de notre problématique d'adhérence des semelles de chaussures.

I.1.1 Marche et randonnée

Les randonnées s'effectuent sur des chemins (rocaillieux, herbeux, terreux, sablonneux), empruntent des portions de route (asphalte, pavés) et rencontrent donc des éléments très divers (bois, rocher, plaque en fonte, neige, glace). Les randonnées peuvent être longues de plusieurs heures ce qui représente un enchainement de dizaine de milliers de pas en marchant.

La marche est une manière de se mouvoir. C'est l'alternance d'une phase de maintien de la posture et d'une autre de balancement. Généralement nous pouvons diviser l'appui du pied sur le sol en trois étapes. D'abord la phase de freinage. Elle commence quand le pied rentre en contact avec le sol par l'intermédiaire du talon et se poursuit tout au long de la décélération du pied pour établir l'adhérence sol-chaussure. Quand le pied est à plat, le contact avec le sol est maximal. Pendant cette étape, le pied est macroscopiquement fixe par rapport au sol et le corps du marcheur est transféré vers l'avant grâce à la flexion plantaire (rotation autour de la cheville). Enfin le contact au sol se termine avec la phase de propulsion. L'appui s'effectue alors uniquement sur l'avant du pied via les métatarses et les orteils permettant d'amorcer le balancement. La phase de balancement (pied en l'air) nous intéresse *a priori* moins pour notre problématique de contact entre le sol et la chaussure sauf par le temps de relaxation qu'elle pourrait présenter. Quoi qu'il en soit, la fin du cycle de balancement nous renseigne sur la cinématique de l'approche du pied sur le sol. A chaque instant de la marche, au moins un des pieds est en contact avec le sol car les cycles de maintien de la posture et du balancement de chaque pied se superposent. L'**annexe A** présente des clichés photographiques décomposant le mouvement des jambes lors de la marche sur un tapis roulant. D'autres subdivisions de la marche sont présentes dans la littérature de la biomécanique² mais nous n'en avons pas besoin pour notre sujet.

Lors de la marche, chaque pied entre en contact avec le sol environ une fois toutes les secondes. Cela varie légèrement en fonction du marcheur et de sa vitesse de déplacement. Dans la littérature, les fréquences communes de prise de contact sont comprises dans l'intervalle [0,8 Hz; 1,2 Hz] pour une vitesse de déplacement aux alentours de 5 km/h.

Quand on s'intéresse au contact sol-chaussure, les efforts présents à cette interface sont primordiaux. Si l'étude *in situ* lors de la randonnée est difficile compte tenu de la variabilité et de l'accessibilité du terrain, les efforts à l'interface pour la marche sur tapis ou sur sol lisse sont estimés grâce aux plateformes de force et aux semelles de pressions. Ces dispositifs donnent accès à la force de réaction du sol (GRF pour « Ground Reaction Force ») avec plus ou moins de précision. Il est nécessaire de remarquer que les semelles de pression sont situées à l'intérieur des chaussures et qu'elles n'enregistrent que les efforts normaux par rapport aux capteurs de la semelle. Par conséquent, des erreurs de projection peuvent subvenir. La composante normale de la force de réaction du sol rend compte de l'effort appliqué au système musculo-squelettique. C'est donc la composante la plus étudiée. La force de réaction du sol est la résultante des forces qui s'appliquent sur le sol par l'intermédiaire du pied. Le point d'application est appelé centre de pression. La force résultante dépend de la corpulence du marcheur donc est exprimée proportionnellement à son poids. Cette approche globale nous donne l'ordre de grandeur des sollicitations. Ainsi la **figure I.1**

donne un exemple de l'évolution de la force de réaction du sol pour la phase de maintien lors de la marche. La force est de l'ordre du poids du corps. Deux maximums sont atteints lors du freinage puis lors de la propulsion. Ici, la force est donnée en fonction du temps de contact. On trouve couramment la représentation du temps comme un pourcentage de la phase du maintien de la posture.

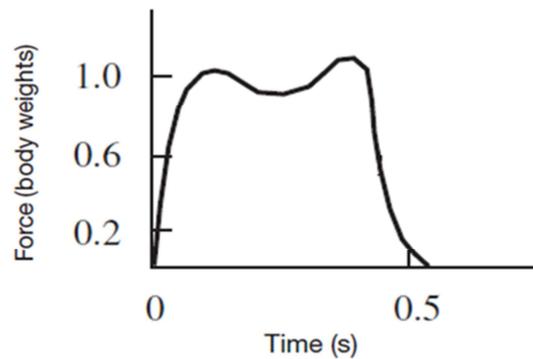


Figure I.1 : Composante normale de la force de réaction du sol - exprimée par rapport au poids du corps du sujet - pour le contact d'un pied durant la marche².

La marche est donc l'enchaînement de mouvements répétés qui sont bien décrits dans la littérature. Par la suite nous utiliserons des données biomécaniques issues de la littérature ou mesurées lors d'expériences pour établir les conditions aux limites et les sollicitations de nos expériences sur les matériaux.

Pour les randonnées, le « grip » des chaussures est primordial pour transmettre au sol les efforts nécessaires à la mobilité. Ainsi pour effectuer ce loisir sur terrain escarpé en toute sécurité, le niveau d'adhérence des chaussures doit être élevé. La plupart du temps, le marcheur ne se préoccupe pas de l'adhérence : le mouvement est un automatisme. Lors de certains passages dangereux ou techniques, le marcheur se concentre sur ses pas. Il modifie sa démarche pour tenter de maximiser son accroche et diminuer les risques de glissades et de chutes. Dans tous les cas, les chaussures doivent procurer du « grip ». L'utilisateur doit ressentir la sécurité fournie par son matériel.

I.1.2 « Trail » et course à pied

La pratique du « trail running » s'effectue sur les mêmes terrains diversifiés que les randonnées. Le rythme est dicté par le parcours. Ainsi la course est majoritaire mais des périodes de marche sont courantes notamment en montée et dans les zones très sinueuses.

Trois démarches de course à pied sont identifiées. La course dont tout l'appui s'effectue sur l'avant du pied (FFS pour « forefoot strike » en anglais), celle dont l'attaque au sol s'effectue au milieu du pied puis la propulsion au niveau de l'avant du pied (MDS pour « midfoot strike » en anglais) et celle dont l'attaque au sol est réalisée avec le talon avant de transférer le poids sur l'avant du pied pour enfin réaliser la propulsion (RFS pour « rearfoot strike » en anglais). L'analyse biomécanique est très poussée et les connaissances à ce sujet bien décrites comme dans l'article revue de Novacheck T.F.³. L'**annexe A** propose des clichés de décomposition des courses RFS et FFS. Nous ne différencions pas les courses MDS et FFS quand nous analysons la résultante des forces. Les coureurs RFS peuvent à leur tour être scindés en trois catégories selon leur foulée. Quel que soit le type de foulée, l'attaque du talon sur le sol se fait légèrement sur les extérieurs des pieds. C'est la zone d'appui à hauteur des métatarses (phase de propulsion) qui diffère. Un coureur pronateur aura tendance à appuyer sur l'intérieur des pieds, un coureur universel s'appuiera au centre du pied alors qu'un coureur supinateur s'appuiera sur l'extérieur. Du point de vue du biomécanicien, ces catégories sont très voire trop simplistes et d'autres démarches peuvent être plus détaillées. Pour notre approche de prédiction d'adhérence, ces descriptions sont suffisantes.

De la même manière que pour la marche, les forces de réactions du sol sont étudiées⁴. Nous remarquons sur la **figure 1.2** l'existence d'un pic très prononcé sur la courbe (a) qui est caractéristique de la course RFS. Ce pic correspond au choc du talon sur le sol. Ce pic a une durée de 10 à 20 ms. Des précautions concernant l'acquisition de ces données sont donc requises. La courbe (b) est plus progressive au début du contact. L'amplitude de la force normale de la réaction du sol est de l'ordre de deux à trois fois le poids du corps.

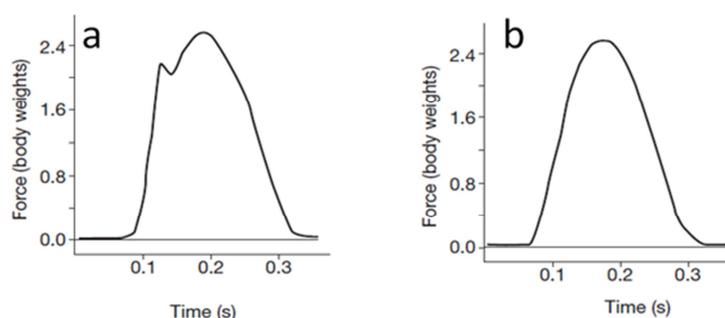


Figure 1.2 : Composante normale de la force de réaction du sol pour le contact d'un pied durant la course. (a) : coureur RFS ; (b) : coureur FFS ou MDS. D'après ⁵.

Les coureurs qui utilisent l'appui sur le talon sont majoritaires depuis l'introduction dans les années 1970 de chaussures fortement amortissantes. Cependant les foulées sur l'avant du pied sont de plus en plus répandues depuis une dizaine d'années. Les fabricants de chaussures proposent désormais des modèles adaptés à chaque type de foulée.

En course à pied, la fréquence de la foulée a été mesurée plusieurs fois pour la course sur route ou sur tapis roulant⁵. Pour des vitesses allant de 9,7 à 19,8 km/h, la fréquence varie de 1,38 à 1,59 Hz. Pour la pratique du « trail running » en raison de la variation du terrain : plat, en descente, en montée, accidenté ou régulier, cet intervalle est plus large.

Etant donné la diversité des conditions d'utilisations pour les activités de randonnée et de « trail running », pour étudier et caractériser la performance du « grip », il va aussi falloir regrouper les facteurs environnementaux et les conditions de sollicitation qui s'appliquent sur les chaussures.

I.1.3 Le contact sol-chaussure

Au-delà de la description des pratiques, ce qui nous intéresse plus particulièrement est la manière dont le contact va s'établir entre le sol et la chaussure et comment il va évoluer. Concernant la cinématique du mouvement, les foulées que nous avons présentées se regroupent selon l'angle formé entre le sol et le pied. La **figure I.3** décrit les trois attaques au sol possibles. Dans le premier cas, l'appui se fait d'abord sur le talon. L'angle pied-sol est supérieur à 8° . C'est le cas de la marche et de la course RFS. Dans le second cas, l'appui se fait avec le pied à plat : l'angle est compris entre $-1,6^\circ$ et 8° comme lors de la course MDS. Dans le dernier cas, l'appui se fait sur l'avant du pied. L'angle est inférieur à $-1,6^\circ$ comme lors de la course FFS ou lors de la marche en montée. Le contact sol-semelle est donc soumis à des cinématiques qui diffèrent en fonction de la foulée.

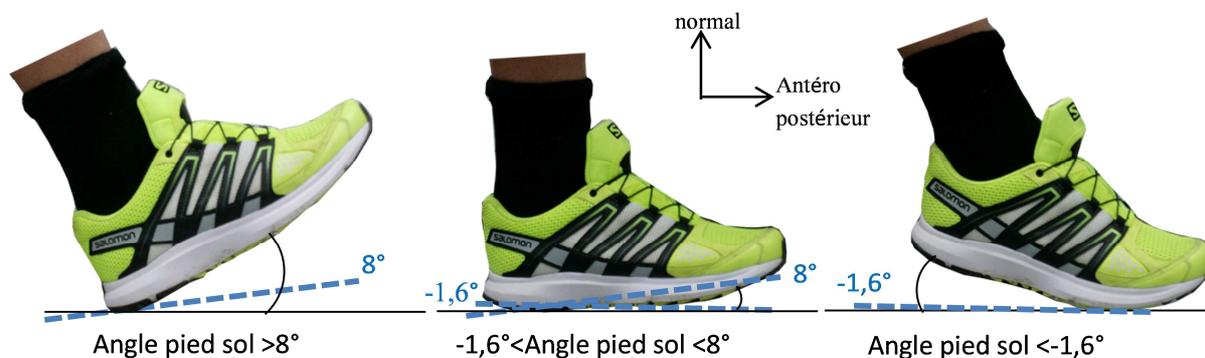


Figure I.3 : Angle formé entre le pied et le sol lors des trois types d'attaques au sol.

Il est intéressant de reprendre pour le cas de l'attaque talon lors de la marche la résultante des forces. Cette fois-ci c'est la projection sur l'axe antéro-postérieur qui est la plus pertinente : **figure I.4**. En effet on remarque trois zones en fonction du moment du pas. Dans deux de ces zones les forces sont négatives. Cela signifie que cette résultante est orientée à l'opposé du sens de déplacement. De 0 à 5 % du contact, le talon lors de sa phase ultime d'approche du sol a tendance à revenir sous le centre de gravité du marcheur alors que le balancement de la jambe l'avait projeté vers l'avant. De l'ordre de 5 ms, cette phase est imperceptible pour le marcheur. De 5 à 50 %, il s'agit

de la phase de freinage. La force résultante est orientée dans le sens du déplacement. Il s'agit du cisaillement transmis au sol par frottement lié au déplacement du poids du corps vers l'avant. Enfin de 50 à 100 %, la résultante est de nouveau orientée en sens opposé au mouvement car le pied exerce la propulsion pour quitter le sol. Le cisaillement de la chaussure sur le sol peut donc s'orienter vers l'avant ou vers l'arrière. Ainsi nous avons décrit l'attaque au sol la plus commune.

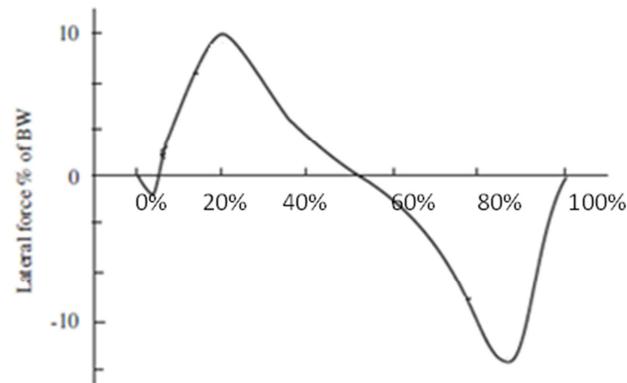


Figure I.4 : Composante tangentielle de la force de réaction du sol pour le contact d'un pied durant la marche : inversion du sens pendant l'attaque talon (0-10 %), puis freinage (10-50 %) vers l'avant et propulsion vers l'arrière (50-100 %). En abscisse, le pourcentage de la phase de contact.²

Le déroulé du pied est la seconde caractéristique d'un pas. Toujours dans le cas de la marche, l'analyse à l'aide d'un podoscope permet d'observer les zones d'une semelle en contact avec un sol transparent. C'est l'aire apparente de contact qui résulte de cette mesure macroscopique. La **figure I.5** représente le déroulé du pied en vue de dessous pour une chaussure de randonnée standard. A partir de clichés photographiques, nous décomposons le contact. Le premier cliché correspond à l'attaque talon. Le second correspond à la phase de freinage. Le troisième témoigne du pied à plat. Les deux derniers correspondent à la phase de propulsion. L'aire de contact apparente est de l'ordre de quelques centimètres carrés.



Figure I.5 : Le contact semelle-sol lors de la marche quantifié avec un podoscope.

I.1.4 Le risque de chute

Les descriptions précédentes traitent le cas de la mobilité lorsqu'aucune perturbation n'intervient. Dans de nombreuses situations, les glissades et les chutes qui en découlent peuvent subvenir. Le « grip » d'une paire de chaussure s'apprécie notamment grâce à la capacité d'éviter les glissades.

Les glissades peuvent provoquer des blessures. Des nombreuses statistiques publiées qui sont déjà résumées dans la revue de Leclercq S.⁶, citons que 59 % des accidents par glissades surviennent lors de la marche (Strandberg L. et Lanshammar H.⁷) et que dans 80 % des cas, le sol est contaminé (Manning D.P. *et al.*,⁸; Gronqvist R. et Roine J.⁹). En ce sens, les glissades ont été très étudiées dans le domaine de la prévention des risques.

Les surfaces glissantes étudiées sont des surfaces rigides par rapport aux semelles des chaussures. Elles peuvent être de glace, mouillée ou lubrifiée et sont comparées à un équivalent sec. L'analyse de marqueurs positionnés sur la chaussure permet de détecter la vitesse et donc d'établir s'il y a glissement ou non. La **figure I.6** présente un graphique de Redfern M.S. *et al.*¹⁰. Ils comparent la vitesse du talon lors du contact au sol selon le type de sol (sec ou huilé) pour trois circonstances. Sur sol sec, le talon adhère. La courbe en trait plein tend vers 0 m/s dès le début du contact. Une oscillation d'amplitude inférieure à 0,1 m/s est observée durant les premières 50 ms. Il se passe seulement quelques micro-glissements de l'ordre du centimètre, le marcheur ne ressent pas le glissement : sa chaussure lui procure suffisamment de « grip ». Sur sol huilé, la glissade peut être rattrapée ou non. Lorsque la glissade est rattrapée, la vitesse de glissement reste généralement inférieure à 0,5 m/s. De plus une décélération se produit et dès 200 ms, la glissade est terminée et l'adhérence est retrouvée. La glissade suivie d'une chute implique des vitesses de glissement supérieures atteignant environ 1 m/s. Notons que, au cours des 300 ms d'acquisition la vitesse oscille autour de 0 m/s en étant majoritairement dans le sens du glissement. Le cas du sol huilé permet de se rendre compte qu'au début du contact avec glissement, la vitesse enregistrée du talon est de 0,5 m/s. La décélération est plus faible que lors du contact sur sol sec. Puis on observe un comportement que l'on peut rapprocher des résultats de la **figure I.4** : la vitesse du talon est « négative ». Cela signifie que le talon se déplace dans le sens opposé à la direction de la marche. Le fondement de ce déplacement vers l'arrière n'est pas complètement décrit. Il pourrait résulter d'une particularité de certains individus à « griffer » le sol ou bien du transfert de charge lorsque le corps se déplace vers l'avant. Dans tous les cas, les oscillations de la vitesse peuvent être la cause de pertes d'équilibre et de la chute.

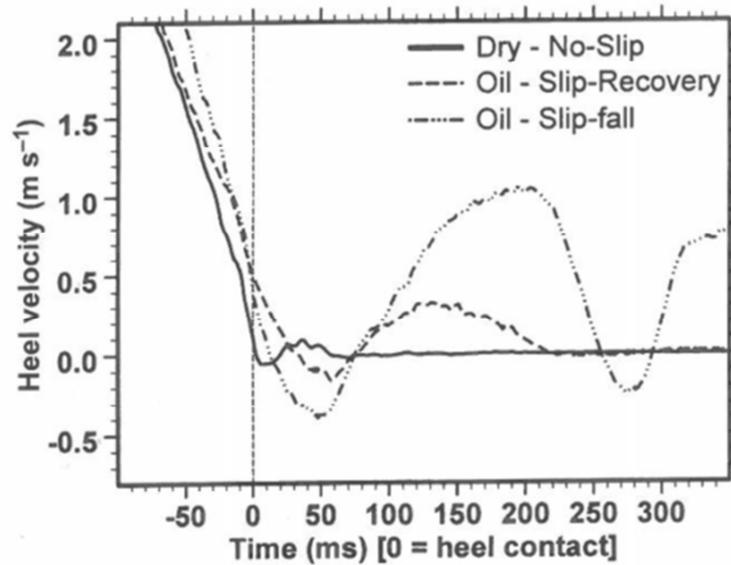


Figure 1.6 : Profil de vitesse du talon (positif dans la direction du mouvement) lors du contact sec (adhérence), et lubrifié (glissant avec ou sans chute).¹⁰

Plusieurs auteurs ont permis de catégoriser les glissades en fonction de leur dangerosité. Ainsi des micro-glissements et petits glissements sont recensés. Inférieurs à 5-10 cm pour une vitesse ne dépassant pas 0,56 m/s, ils ne perturbent pas la mobilité. En revanche les vitesses de glissement de l'ordre de 1 m/s¹¹ ou une distance glissée supérieures à 10 cm⁷ semblent précéder les chutes.

Nous comprenons ainsi comment l'utilisateur va apprécier le « grip ». Dans le cas idéal, la décélération est suffisante et conduit au contact intime entre le sol et la chaussure. Le glissement macroscopique est nul. Dans le cas où le glissement se produit, la qualité de « grip » perçue dépendra de la faculté à limiter les accélérations en vue de ne pas perdre l'équilibre pour rétablir l'adhérence de la chaussure sur le sol.

I.2 Résistance au glissement des chaussures

I.2.1 Approche classique d'Amontons et Coulomb

Dans le cas le plus commun du contact frottant entre deux solides rigides, Amontons et Coulomb ont défini les lois de frottement :

1^{ère} loi : la force de frottement est indépendante de la surface apparente de contact

2^{ème} loi : la force de frottement est proportionnelle au poids du corps déplacé sur un plan horizontal

3^{ème} loi : le coefficient de frottement est indépendant de la vitesse de glissement.

De la seconde loi, découle la notion de coefficient de frottement μ souvent constant pour deux solides considérés. Le frottement est schématisé par la **figure 1.7** avec F_N le poids, F_T l'effort tangentiel appliqué au solide un pour le mettre en mouvement par rapport au solide deux et μ le

coefficient de frottement caractérisant cette interaction. Pour ce cas, on a généralisé le poids évoqué dans la seconde loi par l'effort normal, représentatif du contact entre les deux solides. On a aussi l'équation [I.1] qui en découle :

$$\mu = \frac{\text{Effort Tangentiel}}{\text{Effort Normal}} = \frac{F_T}{F_N} \quad [I.1]$$

Si ces trois lois furent observées pour bon nombre de matériaux classiques¹², des divergences notables apparaissent dès lors que le frottement met en jeu des solides élastiques, viscoélastiques dont les contacts peuvent être rugueux et/ou adhésifs et quand le contact est lubrifié par un fluide ou contaminé par un troisième corps. Toutes ces situations peuvent se retrouver dès lors que l'un des corps en contact est un élastomère chargé, réticulé. Nous reviendrons plus en détail sur ces limites lors du paragraphe I.2.4.

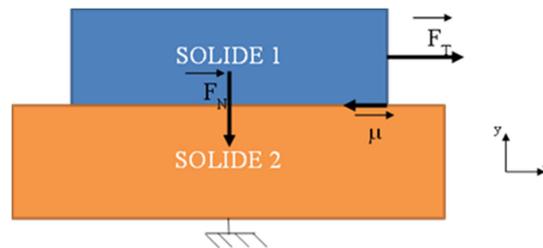


Figure I.7 : Schématisation basique du frottement entre deux solides.

La troisième loi peut aussi être remise en cause dès que l'on compare la mise en mouvement d'un solide par rapport à un autre. Ainsi, dans la configuration de la **figure I.7**, l'effort tangential nécessaire pour la mise en mouvement peut être supérieur à l'effort tangential nécessaire pour assurer le mouvement une fois qu'il est établi¹³. Ainsi nous utilisons les notions de frottement statique (μ_s) et dynamique (μ_d)¹⁴. Le frottement statique est celui qui existe pour une vitesse apparente nulle entre les 2 solides en contact.

I.2.2 Pléthore de tribomètres

Depuis l'étude de VAMAS en 1987 où la reproductibilité inter-laboratoires d'un même test fût mise à mal, l'importance du dispositif de mesure est reconnue dès que l'on considère des tests de frottement. En effet, malgré des conditions de chargement supposées similaires, la dynamique du mouvement peut différer aboutissant à des mesures de coefficients de frottement différentes. Ces différences avaient été observées dans le cas de tribomètres pion-plan. Dès lors que nous utiliserons des tribomètres dont la géométrie sera plus complexe de type plan-plan avec parfois un contact global chaussure-sol lisse, la dépendance au système de mesure doit être prise en compte. En ce qui concerne l'industrie de la chaussure et plus précisément les chaussures de sécurité, plusieurs

systèmes de mesures ont été conçus pour mesurer différents critères. Tous les mécanismes mesurés visent à prévenir des chutes. Ainsi nous obtenons des critères caractérisant la résistance au glissement des semelles de chaussures. Tous les auteurs ^{7, 10, 11, 15, 16} ne s'accordent pas concernant un critère prédominant - s'il existe - à mesurer pour caractériser la performance d'adhérence des semelles de chaussures.

Au demeurant pour prévenir des chutes, plusieurs mesures de frottement sont disponibles¹⁷. Deux catégories apparaissent: les mesures sur le terrain ou les mesures de laboratoires. Sur le terrain, les dispositifs peuvent mesurer le frottement statique (« horizontal pull slipmeter » de la norme américaine ASTM F609-96 2001), l'énergie dissipée lors du balancement d'un pendule (« British Portable Skid Tester » de la norme française NF P 90-106), le régime de frottement transitoire (« Portable Inclineable Articulated Strut Tribometer » de la norme ASTM F1677-96 2001) ou le régime de frottement dynamique stabilisé (« Tortus device »). Ces méthodes sont bien adaptées pour les sols d'intérieurs ou toute autre surface possédant une bonne planéité (asphalte routier par exemple). En laboratoire, les dispositifs permettent aussi de mesurer le frottement statique, le frottement dynamique en régime stabilisé, ou le glissement d'un ensemble chaussure-sol. Généralement, même en laboratoire, les tests sont réalisés sur une chaussure complète. Les conditions de chargement (effort normal, vitesse tangentielle) sont transmises via un faux pied. L'effort normal est appliqué via des masses mortes ou des vérins. Strandberg L. et Lanshammar H.⁷ recommandent un effort normal de 60 % du poids du corps correspondant à la charge au début de l'appui talon. La vitesse de glissement est souvent de l'ordre de 0,5 m/s même si certains auteurs ont mesuré des vitesses de glissement plus élevées lors de glissades e.g. Beschorner K.E. *et al.*¹⁵ mentionnent 2,03 m/s et Lockhart T.E. et Kim S.¹⁸ 1 m/s. La chaussure est positionnée à plat sur l'antagoniste rigide ou avec un angle de 7 ° afin reproduire l'attaque talon.

Il existe donc de nombreux dispositifs. La **figure I.8** représente le montage recommandé par la norme NF EN ISO 13287¹⁹ qui propose comme critère de résistance au glissement le coefficient de frottement dynamique en régime stabilisé. Cette norme propose trois configurations : pied incliné (de 7 ° par rapport au sol), pied plat vers l'avant et pied plat vers l'arrière. L'effort normal est de 400 ou 500 N en fonction de la pointure de la chaussure, la vitesse de glissement est de 0,3 m/s. Le sol est constitué d'un carreau de carrelage (céramique eurotile 2) et le contact va être immergé dans une solution de glycérol (de viscosité 0,2 Pa.s). Cet appareil est largement utilisé. En effet le coefficient de frottement dynamique mesuré de cette manière a été positivement corrélé au sentiment de sécurité du marcheur lors des travaux de Tisserand M.⁶.

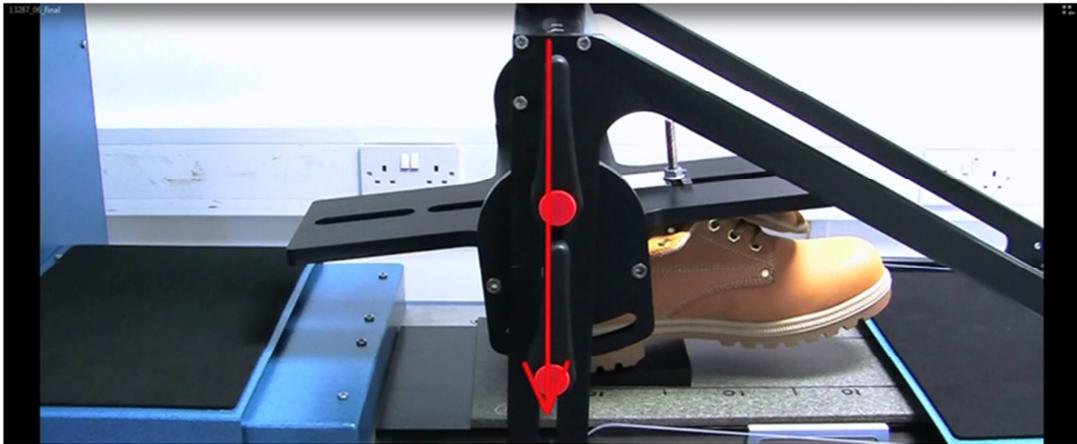


Figure 1.8 : Montage de mesure du glissement sol-chaussure selon la norme NF EN ISO 13287²⁰.

En définitive si la norme NF EN ISO 13287 tente d'homogénéiser les tests pour la résistance au glissement et s'impose dans l'industrie, de nombreux critères peuvent être pertinents et donc étudiés. Les recherches sont encore nombreuses pour déterminer les critères prédictifs de la performance d'adhérence d'une paire de chaussure pour les applications comme la randonnée et la course à pied^{16,21} et par conséquent de nombreux tribomètres sont utilisés pour les études.

1.2.3 Des tests lubrifiés

Parmi les tests laboratoires cités précédemment, le cas de glissement le plus sévère est observé lorsque le contact antagoniste rigide lisse-chaussure est immergé dans un liquide. Ce test est représentatif du cas critique du passage sur un rocher lisse mouillé pendant une randonnée. Selon les conditions d'essais, la mécanique des fluides régira le comportement entre les deux solides et le liquide en contact. Les tests laboratoires seront donc dépendants de nombreux paramètres.

Ces conditions de tests nécessitent la description des régimes de lubrification. Entre les deux solides qui vont être mis en contact, il existe un film de liquide. Le devenir de ce film va dépendre du chargement, des propriétés mécaniques des solides mais aussi de leur rugosité. En effet les surfaces ne sont jamais parfaitement lisses et le contact se fait par l'intermédiaire d'aspérités²² comme sur la **figure 1.9 a**. Dès lors nous devons discriminer l'aire apparente de contact A_a de l'aire réelle de contact A_r . Cette dernière peut être très réduite : de l'ordre du pourcent de l'aire apparente. Pour traiter le frottement il est donc nécessaire de connaître les rugosités des solides en contact. Les rugosimètres (optiques ou mécaniques) permettent de cartographier les surfaces et d'obtenir des profils 2D ou 3D. A partir de ces profils, la rugosité moyenne de la surface est définie. C'est la rugosité moyenne quadratique R_q qui est la plus utilisée. Elle représente les écarts de hauteur mesurés par rapport à la ligne moyenne (**figure 1.9 b**), c'est-à-dire l'éloignement entre les points hauts des pics et les points bas des vallées, mathématiquement :

$$R_q = \sqrt{\left(\frac{1}{L} \int_0^L y^2 dl\right)} \quad [I.2]$$

avec L (mm) la longueur du profil étudié et y (μm) l'écart entre les points du profil et la ligne moyenne. La ligne moyenne est obtenue par filtrage gaussien du profil après en avoir retiré la variation de forme (par redressement par exemple). C'est l'approximation au sens des moindres carrés qui produit cette ligne moyenne à partir du profil réel. L'aire de matière située au-dessus de cette ligne est égale à l'aire de vide située en dessous.

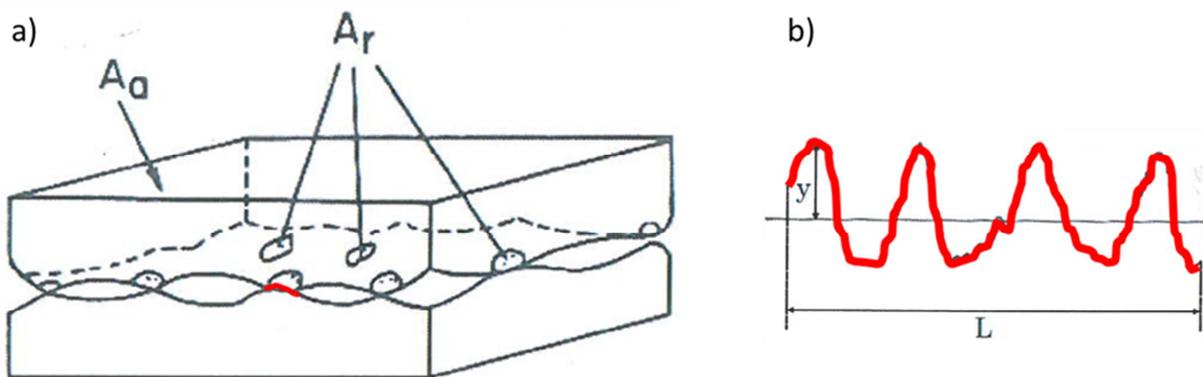


Figure I.9 : a) Contact entre deux solides rugueux. Aire apparente et réelle de contact. b) profil de rugosité de longueur L du solide inférieur aux environs d'une zone de contact. D'après Schey, J.A.²³.

La présence de lubrifiant entre deux solides est largement décrite pour les applications comme les paliers lisses. De ces études ont été décrits les différents régimes de lubrification contribuant à des variations de frottement. Ainsi la forme typique de la courbe de Stribeck est représentée en **figure I.10**. Ici le coefficient de frottement est donné en fonction du paramètre Λ (appelé « épaisseur réduite » ou paramètre de Tallian)²⁴ qui compare l'épaisseur du film de lubrifiant à une rugosité composite des deux solides en contact :

$$\Lambda = \frac{h_{min}}{R_{q,composite}} \quad [I.3]$$

avec h_{min} l'épaisseur minimal du film de lubrifiant et $R_{q,composite}$ la rugosité composite entre les deux surfaces en contact :

$$R_{q,composite} = \sqrt{R_{q,1}^2 + R_{q,2}^2} \quad [I.4]$$

Quels que soient les solides en contact, l'ajout d'un lubrifiant liquide diminuera l'effort de frottement par rapport au contact sec. Cependant l'épaisseur du lubrifiant entrainera un régime plus ou moins éloigné par rapport au contact sec. Ainsi pour $\Lambda < 1$, le régime de lubrification est dit limite. La charge

appliquée est supportée par les aspérités en contact, le lubrifiant remplit le fond des vallées. L'effort transmis par cisaillement du fluide est inexistant ou négligeable. L'effort de frottement est proche du frottement à sec. Pour $1 < \Lambda < 5$, le régime est dit mixte. Le fluide commence à séparer les surfaces. L'effort de frottement diminue beaucoup lors de ce régime transitoire. Certaines zones sont en contact et d'autres sont séparées en fonction de la variabilité de la rugosité des surfaces antagonistes. Le dernier régime, obtenu pour $\Lambda > 5$ est dit hydrodynamique. Quand $\Lambda < 10$, le film de fluide est qualifié de mince, c'est le régime pour lequel le frottement est le plus faible. Quand l'épaisseur du film augmente, le frottement visqueux du fluide augmente et le frottement total augmente de nouveau en étant tout de même inférieur à celui des autres régimes. Nous remarquons que les ordres de grandeurs des coefficients de frottement diffèrent d'une décade entre le frottement sec et le régime limite, que le régime mixte est une transition couvrant plus d'une décade de baisse pour aboutir au régime hydrodynamique où le coefficient de frottement est de l'ordre de quelques millièmes au centième de la valeur en frottement sec.

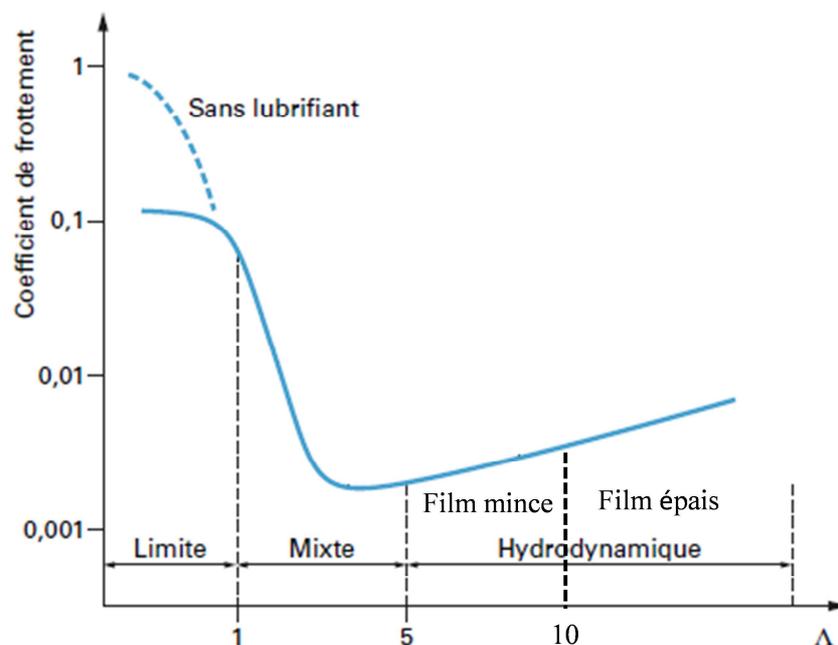


Figure I.10 : Courbe de Stribeck en fonction du paramètre de Tallian et régimes de lubrification associés. Frottement de système type paliers lisses. Guay, P.²⁴

Dans l'industrie de la chaussure, le régime de lubrification est étudié pour s'assurer que le régime étudié en laboratoire avec un tribomètre est représentatif des mécanismes qui se produisent en situations réelles. En ce sens les travaux de Strobel C.M. *et al.*²⁵ sont primordiaux. Cette équipe suggère que le contact chaussure-sol-lubrifiant s'effectue en régime limite. De plus Berschorner K.E. *et al.*¹⁵ ont démontré que pour des chaussures avec des semelles structurées, c'est-à-dire des géométries avec des arêtes, la pression du fluide lubrifiant reste basse (1,1 kPa) donc aucun effet

hydrodynamique ne peut intervenir contrairement à une semelle lisse non structurée pour lesquelles la pression augmente fortement (124 kPa).

Un aspect est cependant délaissé dans la littérature récente des tests représentatifs pour l'industrie de la chaussure alors qu'il avait été abordé dans le domaine de la sécurité²⁶ : il s'agit de la configuration cinématique de la lubrification. En effet, il existe deux configurations différentes : « squeeze-film » et glissement tangentiel. Le « squeeze-film » correspond à un rapprochement des deux solides dans la direction normale qui provoque une modification de l'épaisseur du film si le fluide peut s'évacuer aux limites du contact. Le glissement correspond, lui, au déplacement tangentiel d'un solide par rapport à l'autre. Le fluide est cisailé dans la direction du glissement. Ces deux configurations dépendent des systèmes mis en contact. Dans le cas du pied sur le sol, la cinématique de lubrification va résulter du déroulé du pied. Nous reviendrons sur cet aspect lorsque nous aborderons le maintien (Chapitre III.2.1). Notons dès à présent que lors de cette analyse, nous pourrions nous baser sur la mécanique des fluides qui aboutit à des résultats différents selon la cinématique mise en jeu.

De plus pour notre application, le lubrifiant est souvent de l'eau. Comme la viscosité de ce fluide est faible, il est fort probable que le régime de lubrification soit limite. Il devient donc intéressant de considérer l'influence de l'eau comme Persson B.N.J. le décrit pour les surfaces rugueuses²⁷. Considérons un élastomère mis en contact avec un solide antagoniste rigide immergé dans l'eau. L'eau forme des « poches fermées » dans les vallées de la rugosité closes par la pression et les déformations des aspérités qu'elle engendre (transition de percolation). C'est comme si la surface antagoniste rigide apparaissait moins rugueuse pour l'élastomère. Cependant ces zones plus lisses ne sont pas des zones de contact élastomère-solide donc la présence de ces « piscines » s'apparente aussi à une diminution de l'aire réelle de contact.

I.2.4 Limites de l'approche : nécessité de couplage

L'approche classique du frottement a comme intérêt de distinguer le frottement statique et le frottement dynamique entre deux solides. Pour un tribomètre donné, des comparaisons de valeur de coefficients de frottement sont possibles. A condition que le tribomètre reproduise la dynamique du cas simulé, les expériences peuvent aider à caractériser des systèmes comme les semelles de chaussures. Cependant, le frottement statique dépend du temps de contact avant l'application de l'effort tangentiel, le frottement dynamique dépend de la vitesse de glissement et le frottement dépend toujours de l'aire réelle de contact.

Dès lors que l'on utilise des caoutchoucs ou plus généralement un matériau viscoélastique, mou et adhésif, des divergences notables peuvent apparaître concernant le frottement. L'approche

classique n'est donc plus suffisante pour la compréhension des mécanismes mis en jeu. Les théories du frottement peinent encore à expliquer la totalité des mécanismes car ils ne sont pas toujours vérifiés au niveau macroscopique.

C'est pourquoi une approche multidisciplinaire est nécessaire pour décrire au mieux le mécanisme que l'on étudie. En ce qui concerne l'adhérence des semelles de chaussures, trois approches seront nécessaires. Les semelles sont réalisées en caoutchoucs chargés, réticulés et sont donc viscoélastiques. Il faudra connaître la mécanique de déformation de cette matière. Les surfaces antagonistes considérées sont rigides et possèdent une certaine rugosité qui influencera le régime de lubrification lorsque le contact sera mouillé. L'analyse des surfaces sera donc nécessaire pour enfin décrire la tribologie du système grâce à une approche couplée.

I.3 Nécessités mécaniques

Tant que le sabot et la semelle en cuir étaient de mise, le chaussant avait pour principal objectif la protection du pied en négligeant entre autres le « grip ». Depuis 1940 les tissus et les matériaux polymères pour améliorer le chaussant en termes de confort, de protection, de durabilité et d'adhérence ont fait leur apparition. Une très grande variété de matières sont utilisées pour procurer un comportement élastomère à température ambiante (réticulés ou thermoplastiques). Nous limitons notre étude à des mélanges de caoutchoucs vulcanisés et chargés. Par empirisme ces caoutchoucs se sont imposés pour la fabrication des semelles. En revanche l'étude de leur adhérence n'a commencé qu'à partir des années 1970 avec des tribomètres développés spécifiquement. Depuis les premiers tests de frottement statiques²⁸, la caractérisation et la compréhension des phénomènes mis en jeu à largement augmenté tant en ce qui concerne la biomécanique que le frottement. L'approche couplée évoquée précédemment requiert toutefois la description du comportement mécanique des caoutchoucs.

I.3.1 Les caoutchoucs vulcanisés, chargés

Qu'ils soient naturels (NR) ou synthétiques, l'industrie offre une palette de caoutchoucs vulcanisés assez grande¹². La vulcanisation est la réticulation des caoutchoucs par le soufre. Il s'agit d'introduire des ponts soufre entre les chaînes polymères en s'appuyant sur les doubles liaisons résiduelles des monomères généralement diéniques. Le réseau formé est généralement élastomère à température ambiante avec des températures de transition vitreuse plus au moins basses. En parallèle le taux et les caractéristiques de réticulation contrôlent pour partie modules, dureté, résistance à la rupture et hystérèse (**figure I.11**). La formulation est le second moyen de contrôler les propriétés ou plus précisément le jeu de propriétés.

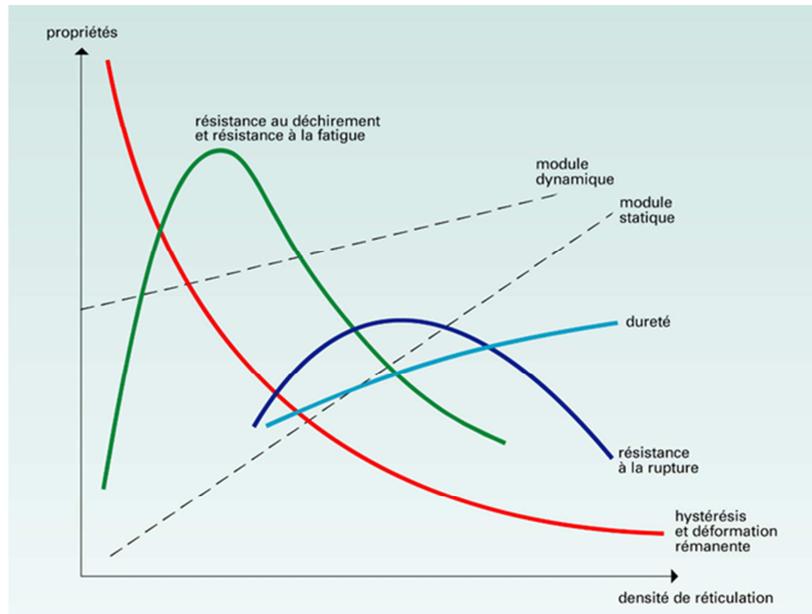


Figure I.11 : Propriétés mécaniques en fonction de la densité de réticulation. *Encyclopaedia Universalis*²⁹.

Dans notre cas, les charges renforçantes sont principalement le noir de carbone et la silice. Sans donner de plus amples détails, signalons que la silice fut introduite dans l'industrie pneumatique car elle permet une diminution de la résistance au roulement par rapport à la charge noir de carbone³⁰. Pour le pneumatique chargé en silice, une amélioration des performances d'adhérence sur route mouillée ou enneigée a aussi été démontrée³¹. Par suite, la charge silice a été utilisée aussi comme renforcement des formulations des semelles de chaussures. La silice est plus difficile à incorporer au mélange et nécessite une fonctionnalisation (agent de couplage³² ou agent de recouvrement). Au contraire, le noir de carbone possède directement une bonne affinité avec la matrice élastomère. Les quantités d'éléments dans la formulation sont souvent exprimées en pour cent d'élastomère (pce). Tout comme la vulcanisation, la quantité de charge va influencer les propriétés finales du caoutchouc³³ comme le démontre la **figure I.12**. D'un point de vue mécanique, la charge augmente la dureté du mélange. L'élongation (NF EN 12803), l'aptitude à la mise en forme et la résistance au déchirement (NF ISO 34-1) sont améliorées jusqu'à une certaine quantité (respectivement 80, 60 et 70 pce) avant d'être diminuées par la charge. Profitons aussi des données de la **figure I.12** pour faire une digression concernant les propriétés tribologiques. Plus la quantité de noir de carbone augmente (de 45 à 100 pce) et plus la résistance au glissement sur sol mouillé est élevée³³. Nous ne disposons pas de données pour des quantités de charges qui seraient plus importantes.

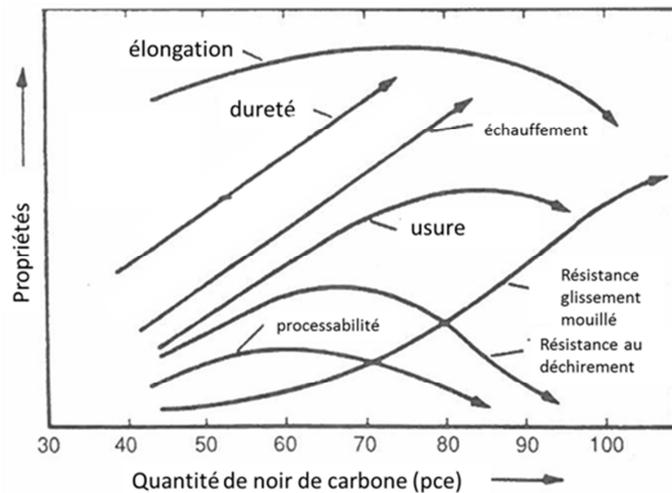


Figure I.12 : Propriétés en fonction de la quantité de charge de noir de carbone.³³

Les élastomères vulcanisés, chargés peuvent donc avoir des propriétés très variables. La formulation est un compromis à trouver pour chaque application en fonction des conditions d'utilisation. Nous avons détaillé la dépendance à la réticulation et à la charge renforçante à titre d'exemple de la complexité de la formulation. Nous aurions pu nous attarder aussi sur l'influence de l'extension aux huiles qui permettent de modifier le comportement viscoélastique du caoutchouc en augmentant la contribution visqueuse de la réponse du matériau à une sollicitation mécanique.^{33,34}

I.3.2 Domaines vitreux et caoutchoutiques

Si les élastomères sont très connus pour leur hyperélasticité à température ambiante, ce sont tout de même des polymères amorphes classiques qui possèdent des domaines vitreux, viscoélastique et élastique. Attachons-nous donc à décrire le comportement usuel des élastomères chargés, réticulés. La spécificité des polymères lors d'une sollicitation mécanique est leur dépendance à la température et à la fréquence. Si nous fixons la fréquence de sollicitation, nous pouvons décrire l'état de l'élastomère selon son module en fonction de la température comme sur la **figure I.13**. La zone vitreuse est celle obtenue aux plus basses températures. Le polymère ne peut réaliser que des mouvements locaux, il ne se produit que des changements locaux de conformation et l'élasticité est d'origine enthalpique. Pour les élastomères, le module typique atteint environ 3 GPa. D'un point de vue mécanique, ils sont alors fragiles. La zone viscoélastique est la zone de transition. Usuellement nous l'appelons transition vitreuse (T_g). Avec la hausse de la température, les changements de conformations sont de plus en plus faciles à réaliser pour le polymère. Mécaniquement cela correspond à la relaxation α et le comportement est vitreux ductile. Par conséquent nous pouvons établir T_α qui est liée à T_g . Enfin pour les températures élevées, un plateau caoutchoutique (ou élastique) est présent. Le module pour les élastomères chargés réticulés

est de l'ordre de 10 MPa. Si l'élastomère est réticulé, le plateau est prolongé vers les hautes températures alors que dans le cas contraire, le polymère fond et un écoulement se produira. Les vitesses de changement de conformations sont comparables à celles de la sollicitation. Les déformations sont réversibles et un chargement provoquera l'allongement des chaînes moléculaires qui ont une grande liberté de mouvement sans que le désenchevêtrement soit possible grâce aux nœuds formés lors de la réticulation. L'élasticité est alors d'origine entropique.

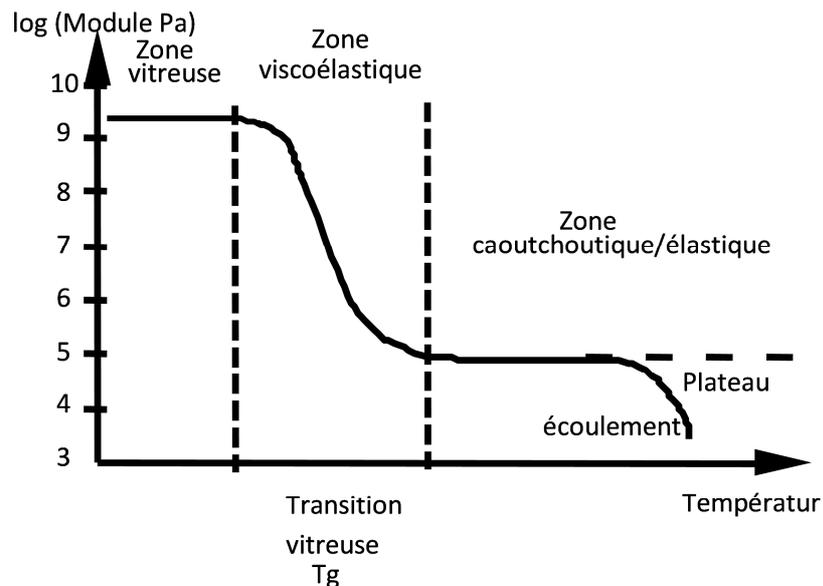


Figure I.13 : Zones usuelles des élastomères et leur transition vitreuse.

Généralement, les élastomères chargés réticulés sont utilisés dans leur zone caoutchoutique car cette dernière présente une hyperélasticité peu commune aux autres matériaux. En effet les caoutchoucs sollicités en traction peuvent atteindre des allongements de 500 à 1000 % de leur longueur initiale. Cette hyperélasticité est représentée avec la **figure I.14** issue de *l'Encyclopaedia Universalis*²⁹. Un caoutchouc de butadiène styrène (SBR) est renforcé avec du noir de carbone (15,20,30,50 ou 75 pce). La résistance à la rupture et l'allongement maximal s'en trouvent modifiés. Jusqu'à 30 pce, la charge augmente la résistance à la rupture et l'allongement (respectivement de 500 % à 700 % et de 2 MPa à 20 MPa). Cette très forte capacité à se déformer va rentrer en jeu quand les élastomères seront mis en contact et que des efforts de frottement interviendront.

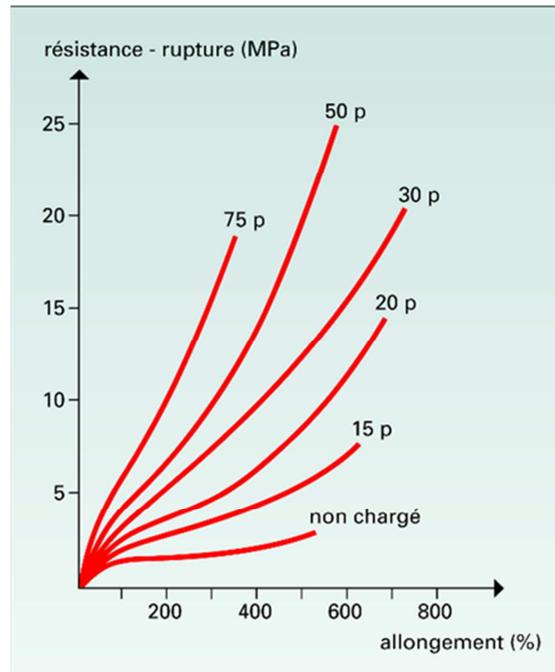


Figure I.14 : Propriétés de rupture d'un élastomère SBR chargé noir de carbone ($p=pce$). *Encyclopaedia Universalis*²⁹.

I.3.3 Viscoélasticité

Précédemment, nous avons évoqué l'existence d'une zone viscoélastique sans toutefois la décrire plus amplement (**figure I.13**). Pour notre application d'adhérence, il s'avère que les élastomères chargés réticulés vont être sollicités dans le début de leur zone caoutchoutique voire dans la zone viscoélastique. Décrivons donc ce comportement spécifique. Il est commode d'aborder la viscoélasticité d'un point de vue énergétique et de découpler les contributions élastiques et visqueuses lors d'une sollicitation mécanique. La part élastique représente l'énergie restituée au cours du déchargement suivant une sollicitation alors que la part visqueuse représente l'énergie dissipée irréversiblement. Thermodynamiquement, cela signifie que l'équilibre n'est atteint qu'après un temps de relaxation lié à la mobilité des molécules, c'est-à-dire à la fréquence et à la température. La définition simpliste du Module d'Young par $\sigma = E \cdot \epsilon$ avec σ la contrainte, E le module d'Young et ϵ la déformation n'est donc plus utilisable car il existe une dépendance au temps des variables (via la fréquence ou la vitesse de sollicitation).

Pour la réponse du matériau à une sollicitation dynamique, Martinon P.³⁵ décrit avec le **figure I.15** la déformation totale composée d'une part élastique en phase avec la contrainte lors d'une sollicitation alternée et d'une part visqueuse en quadrature de retard. L'angle de phase δ correspond au retard de la déformation totale par rapport à la contrainte appliquée.

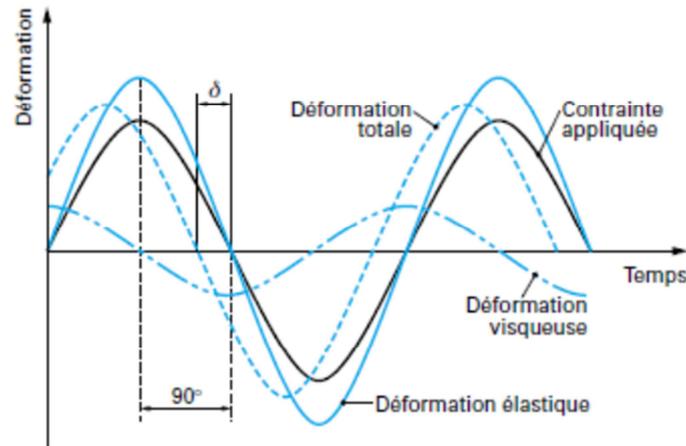


Figure I.15 : Composantes d'une déformation dynamique en régime sinusoïdale. Martinon, P.³⁵.

Dans ce contexte nous pouvons définir le module complexe, noté E^* , du matériau viscoélastique et le facteur de perte $\tan \delta$:

$$E^* = E' + i \cdot E'' \quad [I.5]$$

avec E' le module élastique et E'' le module visqueux.

$$\tan \delta = \frac{E''}{E'} \quad [I.6]$$

Le facteur de perte est représentatif des pertes assimilées quelquefois au « frottement interne » au sein du matériau viscoélastique. Ainsi nous pouvons définir la viscoélasticité linéaire des matériaux. Ces phénomènes se retrouvent aussi lors de sollicitations en grande déformation³⁶ par exemple comme le montre la **figure I.16** lors d'un chargement-déchargement en traction. La boucle effectuée à température et vitesse de traction ordinaires met en évidence un phénomène d'hystérèse. En effet le chemin de chargement diffère de celui de déchargement. Cela signifie bien qu'une dissipation s'est produite. Sur cette **figure I.16**, la boucle est complète. Après déchargement, le taux d'extension (synonyme d'allongement) est égal à 1 : le matériau qui décrit cette courbe est donc un solide viscoélastique. Pour une même température, le chemin de déchargement est différent si la vitesse appliquée pour la déformation varie. Nous retrouvons la dépendance à la fréquence qui n'est pas représentée ici. Cependant des non linéarités vont apparaître pour les élastomères chargés et réticulés qui vont complexifier le comportement viscoélastique réel.

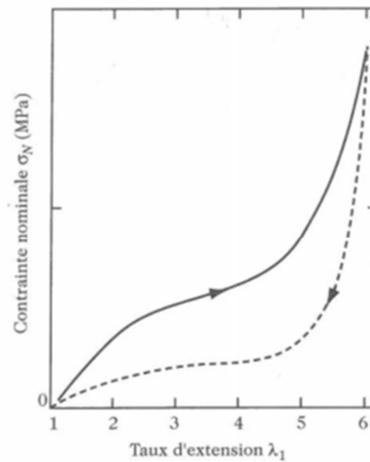


Figure I.16 : Courbe d'extension d'un caoutchouc : chargement et déchargement. Halary J.L. *et al.*³⁶.

I.3.4 Non linéarités

Les élastomères chargés et réticulés possèdent des comportements anélastiques qui s'ajoutent à la viscoélasticité. Cela peut provenir des interactions entre la matrice élastomère et la charge renforçante. Ainsi deux effets ont été décrits : l'effet Mullins et l'effet Payne.

L'effet Mullins ou « adoucissement de la contrainte » (« stress softening » en anglais) se produit lorsqu'un élastomère chargé et réticulé subit ses premières sollicitations. Les premières charges et plus particulièrement la première provoquent une perte de rigidité et une déformation rémanente³⁷. La **figure I.17** représente les premiers cycles de déformation en extension, caractéristiques de l'adoucissement de la contrainte. En trait pointillé, le premier cycle et les cycles suivants pour lesquels on distingue très nettement l'adoucissement de l'ordre de 0,5 MPa. Pour ce cas, la déformation rémanente est d'environ 0,2. Le cycle stabilisé, lui, est représenté par un trait gras. La déformation maximale est de 2 comme la contrainte nominale (exprimée en MPa), à comparer à la contrainte de 2,8 MPa atteinte lors de la première sollicitation.

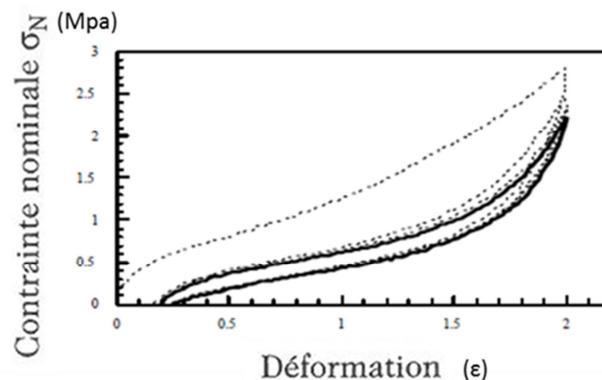


Figure I.17 : Cycles de déformations caractéristiques de l'effet Mullins. Pointillés : premières sollicitations ; trait plein : cycle stabilisé.³⁸

Dans ces conditions de sollicitations, nous pouvons analyser l'hystérèse géométriquement par les aires sous la courbe. Ainsi F. Clément définit l'hystérèse totale, l'hystérèse Mullins et l'hystérèse répétable (**figure I.18**)³⁸. Pour l'étude de l'adhérence et le couplage des approches, il sera nécessaire de quantifier la bonne hystérèse. En l'occurrence les cycles de déformation des semelles peuvent s'apparenter aux cycles d'hystérèse répétable en conditions d'utilisation normales (par exemple un randonneur avec une fréquence de pas de 1 Hz, dans un environnement à 20 °C). Notons aussi que le processus aboutissant à l'hystérèse Mullins est recouvrable pour des temps très long (de l'ordre de plusieurs jours)³⁹. L'histoire vécue par les semelles pourrait donc avoir un léger effet que nous négligerons car il ne s'appliquerait que sur la première dizaine de pas à chaque activité.

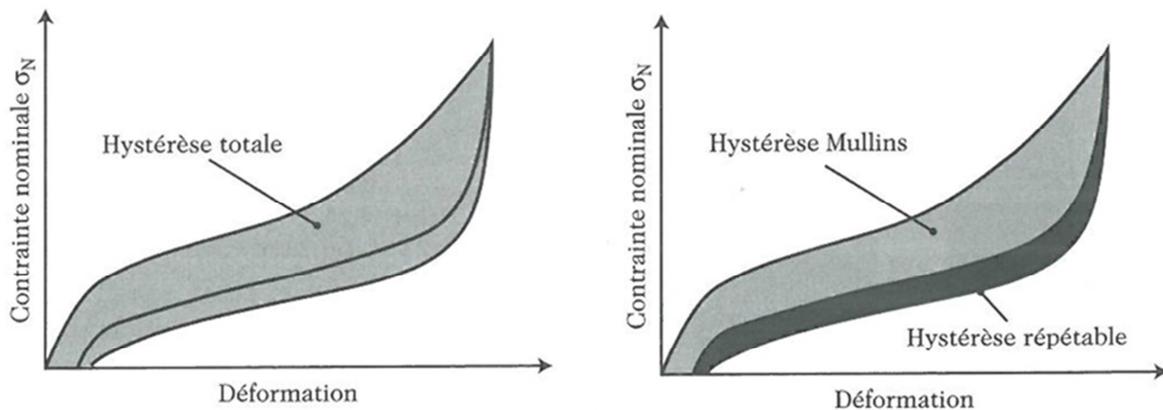


Figure I.18 : Définition des hystérèses Mullins et répétable.³⁸

Aussi nous ne décrivons pas les nombreuses tentatives d'explication théorique de ce phénomène qui sont toujours controversées. Initialement Mullins propose que l'effet pourrait provenir de ruptures au niveau des agrégats des charges ou dans les chaînes des particules de charge ou de l'adsorption de la charge dans la matrice polymère³⁷. Blanchard A.F. et Parkinson D. évoquent une rupture des liaisons carbone-polymère⁴⁰. Houwink R. considère plutôt un glissement des chaînes moléculaires⁴¹. Hanson D.E. *et al* expliqueraient le phénomène comme un désenchevêtrement⁴². Plus récemment, Fukahori Y. établit un modèle d'interface proposant une nouvelle explication⁴³. En ce qui nous concerne, l'intérêt de cette non-linéarité réside dans le couplage des approches. Ainsi il faudra s'assurer que les sollicitations des matériaux sont équivalentes pour les différents tests effectués (par exemple en extension et en frottement si nous tentons de rapprocher l'hystérèse répétable issue du frottement interne).

La seconde non-linéarité est dénommée effet Payne⁴⁴. Elle peut s'observer sur un test d'extension comme précédemment représenté (**Figures I.14, 16 ou 18**). Cet effet s'observe sur les élastomères chargés et réticulés en comparaison aux matrices élastomères seules. La présence de charge provoque à l'état caoutchoutique un adoucissement du module au fur et à mesure qu'il est

soumis à de grandes sollicitations. La **figure I.19** représente cette variation pour un caoutchouc polydiméthylsiloxane (PDMS) chargé avec de la silice⁴⁵. Pour une forte charge, 60 pce, le module élastique mesuré en cisaillement passe de 8 à 1 MPa pour une déformation comprise entre 10^{-3} et 1. Pour des taux de charge plus faibles, le renforcement est moins prononcé par rapport à la matrice élastomère seule et par conséquent l'adoucissement est lui aussi plus faible. Un comportement identique se retrouve avec des élastomères synthétiques et naturels chargés : par exemple pour le caoutchouc styrène-butadiène renforcé silice⁴⁶ ou pour des élastomères chargés noir de carbone⁴⁷.

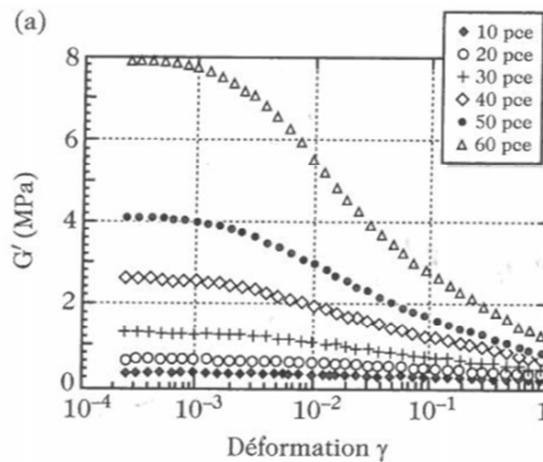


Figure I.19 : Variation de G' (MPa) en fonction de la déformation γ pour des teneurs en noir de carbone de 10 à 60 pce. Clément F. *et al.*⁴⁵

Ainsi l'adoucissement du module pour de grandes déformations lié au renforcement est démontré. Il existe pour les élastomères chargés et réticulés une viscoélasticité linéaire ou non en fonction de l'amplitude des déformations. Pour les sollicitations dynamiques, il faudra encore une fois s'assurer que les études couplées sont bien comparables.

I.4 Approches couplées

Pour la randonnée et le « trail », les chaussures entrent en contact avec des sols très variés. Nous limitons notre étude aux cas les plus critiques. Il s'agit des sols rigides, lisses et mouillés comme des plaques, des dalles ou des rochers lisses. Le sol antagoniste est donc un solide rugueux, rigide et mouillé. Même en se limitant à ce cas, nous aurons une variabilité de surfaces antagonistes en raison des différences chimiques et de la rugosité. Il est donc nécessaire de coupler les méthodes de caractérisation pour comprendre les phénomènes mécaniques, surfaciques et tribologiques aboutissant à un « grip » performant pour une chaussure.

I.4.1 Décomposition du frottement

Le frottement est un mécanisme qui dépend de nombreux paramètres. Dès les prémices de la tribologie, une tentative de décomposition a été effectuée. Ainsi Coulomb évoque des propriétés surfaciques et volumiques des corps en contact comme contributeurs de l'effort de frottement¹². Dans l'analyse classique, chaque contributeur est découplé des autres. Pour un bloc de caoutchouc en contact avec un sol rigide, mouillé, macro et microrugueux, Ignatyev P. *et al.*⁴⁸ proposent de décomposer l'effort de frottement (F_{FR}) lorsque le contact est établi selon une pression et une vitesse de glissement (notées respectivement p et v). Illustré avec la **figure I.20**, l'effort de frottement comprend quatre contributeurs :

- i : F_H l'effort d'hystérèse ou de frottement interne.
- ii : F_A l'effort d'adhésion
- iii : F_V l'effort visqueux ou l'effort du lubrifiant (eau par exemple)
- iv : F_I l'effort d'ancrage mécanique.

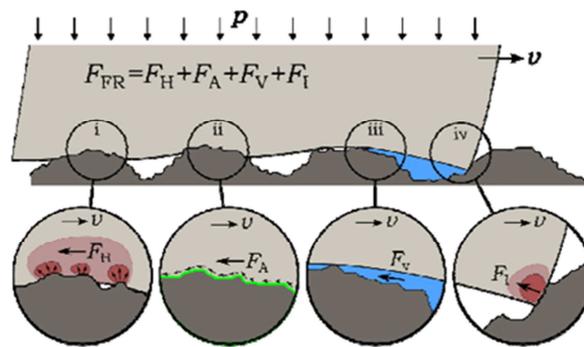


Figure I.20 : Décomposition des efforts de frottement entre un bloc de caoutchouc et le sol⁴⁸.

En fonction des conditions de contact, il existe un voire des contributeurs majoritaires. Etablissons une simplification pour les cas critiques représentatifs des chutes et des glissades dangereuses. Dans ces cas, la macrorugosité du sol est faible (inférieure à 1 mm). Par conséquent la composante d'ancrage mécanique est négligée⁴⁹. Comme évoqué au paragraphe I.2.3 lors de la présentation des tribomètres, la contribution du lubrifiant est négligeable aussi. D'une part l'eau n'est pas assez visqueuse pour porter le bloc de caoutchouc en créant un film de lubrifiant. D'autre part, le régime de lubrification sera limite et donc principalement assuré par les deux dernières composantes, quand le contact est suffisamment intime. Pour s'assurer du régime de lubrification, la microrugosité est à comparer à l'épaisseur du liquide présente sur le sol²⁴. Enfin si cela n'affecte pas le caractère négligeable de certaines contributions, il ne faudrait pas exclure la possibilité de singularités. Cela pourrait aider pour la compréhension des mécanismes. Par exemple, à l'échelle grossière iii de la **figure I.20**, il pourrait se produire des phénomènes de lubrification micro-

hydrodynamique²² qui diminueraient localement l'effort de frottement. Nous négligeons donc les efforts d'ancrages et visqueux.

Il reste donc les composantes d'adhésion et d'hystérèse. Pour les sols rugueux tels les revêtements routiers qui ont été les plus étudiés, le frottement interne est décrit comme étant majoritaire dans de nombreuses situations^{50,51}. Cependant pour des surfaces suffisamment propres comme nous pouvons en retrouver sur les tribomètres normés¹⁹, la contribution par adhésion peut avoir une grande importance surtout si le contact est sec⁵². C'est pourquoi nous allons détailler l'origine de ces deux contributions et nous écrivons la décomposition du frottement suivante :

$$\mu = \mu_a + \mu_h \quad [I.7]$$

I.4.2 Contribution adhésive du frottement

L'adhésion désigne « tout phénomène d'attraction entre deux corps, qui ne met en jeu que les interactions électromagnétiques »⁵³. C'est un phénomène physico-chimique. Parmi ces interactions, citons les liaisons de faible énergie de type Van der Waals qui produisent des liaisons intermoléculaires. En fonction de l'affinité entre les molécules des matériaux solides mis en contact, des liaisons vont se produire contribuant ainsi à l'adhésion des solides. L'analyse de l'adhésion est complexe car c'est un phénomène multi-échelle. Ce qui nous intéresse est sa contribution au frottement des élastomères.

Il est nécessaire de présenter dans quelle mesure l'adhésion modifie l'aire réelle de contact A_r entre les solides. Pour cela, nous pouvons comparer le contact entre solides élastiques selon la théorie de Hertz et la théorie JKR (pour Johnson K.L., Kendall K., Roberts A.D.)⁵⁴. Pour deux solides convexes élastiques de rayon R_1 et R_2 en contact sous la charge P_0 , la **figure I.21** représente en pointillé le contact sans force surfacique alors que les traits pleins sont représentatifs de l'augmentation de la zone de contact liée à l'attraction surfacique.

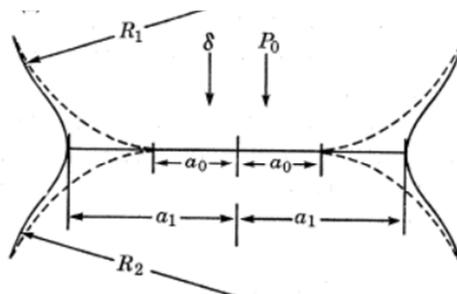


Figure I.21 : Contact entre deux solides convexes de rayons R_1 et R_2 sous le chargement P_0 , de déplacement élastique δ , en présence (rayon de contact a_1) et en absence (rayon de contact a_0) de forces surfaciques.⁵⁴

Dans cette configuration, le contact est circulaire : a_0 représente le contact selon Hertz et a_1 le contact selon JKR. Mathématiquement, nous avons :

$$a_0^3 = \frac{RP_0}{K} \quad [I.8]$$

$$a_1^3 = \frac{R}{K} \left(P_0 + 3\gamma\pi R + \sqrt{6\gamma\pi RP_0 + (3\gamma\pi R)^2} \right) \quad [I.9]$$

avec R le rayon équivalent $R = R_1R_2/(R_1 + R_2)$, K facteur d'élasticité $K = 4/3\pi(k_1 + k_2)$, $k_i = (1 - \nu_i)/(\pi E_i)$, P_0 la charge et γ l'énergie superficielle

Ici les solides sont purement élastiques donc l'approche avec le module d'Young et le coefficient de Poisson est satisfaisante. Cette simplification permet de rendre compte de l'influence de l'adhésion. Dans la situation réelle et pour les solides viscoélastiques, une relaxation sera aussi présente donc le rayon de contact a_1 aura une dépendance au temps. La théorie JKR ajoute une contribution surfacique au contact. Pour des fortes charges, elles seront négligeables. D'autres théories de contact adhésif existent en fonction de l'élasticité, de la pression de contact et des forces adhésives mais elles sont moins pertinentes pour rendre compte du comportement des élastomères chargés et réticulés⁵⁵.

Jusqu'ici nous avons considéré des surfaces parfaitement lisses. Or dans la réalité, même une surface apparemment lisse possède une rugosité. Le contact s'effectue donc via certaines aspérités. La contribution adhésive nécessite un contact intime. Pour une forte rugosité, les pics et les vallées seront plus espacés et le contact ne sera que ponctuel. Ainsi les liaisons intermoléculaires ne pourront pas s'établir et l'effet de l'adhésion sera plus faible. Nous comprenons avec ces descriptions que les contributions surfaciques sont tout de même très liées aux propriétés volumiques des matériaux en contact. La viscoélasticité des élastomères chargés et réticulés sera primordiale pour aboutir à la surface de contact réelle. Ainsi le découplage de l'équation [I.7] pourrait sembler trop réducteur. Mis à part les interrogations de Moore D.F.⁵⁶, aucune autre approche de frottement n'est proposée pour rendre compte du mécanisme global tout en assurant la continuité entre les propriétés surfaciques et volumiques³⁹.

Pour une approche plus globale du frottement, la part adhésive μ_a peut s'interpréter comme le cisaillement des molécules présentes en surface de l'élastomère contre l'antagoniste rigide⁵¹. Etant donné le caractère microscopique de ces liaisons, il est commode d'estimer la contribution adhésive par rapport à l'aire de contact. Ainsi nous pouvons définir :

$$\mu_a = \frac{F_a}{F_N} = \frac{\sigma_s \cdot A_r}{\sigma_0 \cdot A_a} \quad [I.10]$$

avec σ_s la contrainte de cisaillement vraie à l'interface, A_r l'aire réelle de contact, A_a l'aire apparente de contact et σ_0 la contrainte apparente normale.

I.4.3 Contribution dissipative du frottement

Cette contribution provient de la déformation volumique locale de la matière viscoélastique. Il s'agit d'une dissipation d'énergie liée à une répétition de déformations. Elle peut prendre naissance depuis les aspérités rigides (en l'occurrence contre le sol) ou depuis le contact avec un fluide sous pression (en l'occurrence l'eau). Qu'il soit sec ou lubrifié, plus le sol rigide est rugueux et plus cette contribution est importante⁵⁷.

Plusieurs approches existent pour quantifier cette contribution. Dans tous les cas, elles sont basées sur une estimation de l'aire réelle de contact et une estimation des fréquences de sollicitation du matériau viscoélastique. La longueur caractéristique λ de la rugosité est le paramètre clé. Il s'agit de la distance entre les aspérités. Klüppel M. et Heinrich G.⁵⁸ proposent une approche modifiée de la théorie Greenwood-Williamson qui rend compte du contact multi-aspérités. Persson B.N.J.⁵⁹ propose quant à lui une approche multi-échelle de la rugosité. La surface est abordée de manière fractale. Ces approches théoriques concordent avec les mesures expérimentales⁴⁸. La longueur caractéristique permet d'estimer les fréquences de sollicitation $\omega=v/\lambda$ avec v la vitesse de glissement. Considérer une densité de longueurs caractéristiques revient à établir une étendue de fréquence de sollicitation.

A partir de ces approches, pour certaines surfaces rugueuses et moyennant quelques hypothèses, la contribution adhésive peut être négligée quand le contact est lubrifié. Ainsi la comparaison du frottement sec et du frottement lubrifié aboutit à la décomposition possible des composantes dissipative et adhésive. Soit :

$$\mu_{sec} = \mu_{mouillé} + \mu_a \quad [I. 11]$$

Les limites de ces théories se rencontreront lorsque l'aire réelle de contact est proche de l'aire apparente de contact. C'est le cas pour des surfaces lisses ou peu rugueuses. Dans cette situation, si l'hystérèse est toujours très présente⁴⁹, il n'est pas impossible que le démouillage⁶⁰ et l'adhésion possède un rôle non négligeable dans le frottement⁶¹.

I.5 Conclusion

En définitive ce chapitre bibliographique nous a permis d'aborder la problématique de la mobilité lors de la randonnée et de la course à pied avec le risque récurrent de chute et de glissade. L'analyse biomécanique des démarches et des glissades renseignent précisément au sujet des risques encourus.

Pour que l'utilisateur soit en confiance, il doit ressentir le « grip » de ses chaussures. C'est plus précisément une performance d'adhérence qui est recherchée par les fabricants de chaussures. De très nombreux tests empiriques ont été développés pour prédire la performance des semelles fabriquées. Parmi eux le test normé NF EN ISO 13287 s'impose dans l'industrie en qualifiant la résistance au glissement d'une chaussure. Cet essai tribologique est corrélé au ressenti de sécurité de l'utilisateur sans toutefois rendre compte de toutes les sensations perçues par un utilisateur affirmé qui peut distinguer le maintien, la progressivité et la propulsion de ses chaussures.

Dans la littérature, les mécanismes de frottement et de lubrification réellement mis en jeu pour la mobilité lors de la marche et la course à pied n'ont été que peu décrits surtout pour les activités de plein air. Dès lors, une étude conjointe des surfaces en contact et de leurs mécanismes de frottement doit être envisagée tout en rendant compte des conditions de sollicitation établies par l'analyse biomécanique. Pour le cas des semelles en caoutchoucs, l'analyse mécanique est incontournable. Nous devons prendre en compte et étudier les non linéarités et les propriétés de dissipation et de restitution d'énergie spécifique à ces matériaux viscoélastiques.

En réalisant conjointement des analyses mécaniques et tribologiques, nous pourrons caractériser le « grip » par rapport aux mécanismes physiques mis en jeu. Ainsi nous pourrons même envisager une démarche prédictive par simulation numérique que nous n'avons pas abordée dans ce chapitre bibliographique.

Avant d'examiner les résultats dans les chapitres III à V, il convient de décrire les matériaux et méthodes utilisés au cours de notre étude avec le second chapitre.

Références bibliographiques I

1. Takino, H.; Nakayama, R.; Yamada, Y.; Kohjiya, S.; Matsuo, T., Viscoelastic properties of elastomers and tire wet skid resistance. *Rubber Chemistry and Technology* **1997**, *70* (4), 584-594.
2. Racic, V.; Pavic, A.; Brownjohn, J. M. W., Experimental identification and analytical modelling of human walking forces: Literature review. *Journal of Sound and Vibration* **2009**, *326* (1-2), 1-49.
3. Novacheck, T. F., The biomechanics of running. *Gait & Posture* **1998**, *7* (1), 77-95.
4. Lieberman, D. E.; Venkadesan, M.; Werbel, W. A.; Daoud, A. I.; D'Andrea, S.; Davis, I. S.; Mang'Eni, R. O.; Pitsiladis, Y., Foot strike patterns and collision forces in habitually barefoot versus shod runners. *Nature* **2010**, *463* (7280), 531-U149.
5. Verdejo, R.; Mills, N. J., Simulating the effects of long distance running on shoe midsole foam. *Polymer Testing* **2004**, *23* (5), 567-574.
6. Leclercq, S., The prevention of slipping accidents: a review and discussion of work related to the methodology of measuring slip resistance. *Safety Science* **1999**, *31* (2), 95-125.
7. Strandberg, L.; Lanshammar, H., The dynamics of slipping accidents. *Journal of Occupational Accidents* **1981**, *3* (3), 153-162.
8. Manning, D. P.; Jones, C., The effect of roughness, floor polish, water, oil and ice on underfoot friction: current safety footwear solings are less slip resistant than microcellular polyurethane. *Applied Ergonomics* **2001**, *32* (2), 185-196.
9. Gronqvist, R.; Roine, J., Serious occupational accidents caused by slipping. *Advances in Industrial Ergonomics and Safety V* **1993**, 515-519.
10. Redfern, M. S.; Cham, R.; Gielo-Perczak, K.; Gronqvist, R.; Hirvonen, M.; Lanshammar, H.; Marpet, M.; Pai, C. Y. C.; Powers, C., Biomechanics of slips. *Ergonomics* **2001**, *44* (13), 1138-1166.
11. Moyer, B. E.; Chambers, A. J.; Redfern, M. S.; Cham, R., Gait parameters as predictors of slip severity in younger and older adults. *Ergonomics* **2006**, *49* (4), 329-343.
12. Petitet, G.; Barquins, M., *Matériaux caoutchouteux*. **2008**.
13. Carré, M. J.; Clarke, J. D.; Damm, L.; Dixon, S. J., Friction at the Tennis Shoe-court Interface: How Biomechanically Informed Lab-based Testing can Enhance Understanding. *Procedia Engineering* **2014**, *72*, 883-888.
14. Deleau, F. Comportement tribologique et vibro acoustique d'un contact elastomere/verre. Thèse, Ecole Centrale de Lyon, **2009**.
15. Beschorner, K. E.; Albert, D. L.; Chambers, A. J.; Redfern, M. S., Fluid pressures at the shoe–floor–contaminant interface during slips: Effects of tread & implications on slip severity. *Journal of Biomechanics* **2014**, *47* (2), 458-463.
16. Moriyasu, K.; Nishiwaki, T., Basic study on grip generation mechanism based on quantitative contact area measurement. *Footwear Science* **2015**, *7* (sup1), S89-S91.
17. Chang, W. R.; Gronqvist, R.; Leclercq, S.; Brungraber, R. J.; Mattke, U.; Strandberg, L.; Thorpe, S. C.; Myung, R.; Makkonen, L.; Courtney, T. K., The role of friction in the measurement of slipperiness, Part 2: Survey of friction measurement devices. *Ergonomics* **2001**, *44* (13), 1233-1261.
18. Lockhart, T. E.; Kim, S., Relationship between hamstring activation rate and heel contact velocity: Factors influencing age-related slip-induced falls. *Gait & Posture* **2006**, *24* (1), 23-34.
19. Afnor, NF EN ISO 13287. In *Equipement de protection individuelle. Chaussures*, **2012**.
20. Afnor vidéo NF EN ISO 13287
<http://isotc.iso.org/livelink/livelink?func=ll&objId=14786664&objAction=browse&viewType=1>.
21. Morio, C. Y.-M.; Sissler, L.; Guéguen, N., Static vs. dynamic friction coefficients, which one to use in sports footwear research? *Footwear Science* **2015**, *7* (sup1), S63-S64.
22. Carretta, Y. Modélisation des conditions d'apparition du micro-hydrodynamisme via la méthode des éléments finis dans la perspective d'intégrer ce phénomène dans un modèle numérique de laminage à froid. Thèse, Université de Liège, Liège, Belgique, **2014**.
23. Schey, J. A., *Tribology in metalworking: Friction, Lubrication, and wear*. American Society for Metals: **1983**.

24. Guay, P., Principes de base de la lubrification. *Techniques de l'ingénieur Lubrification* **2014**, base documentaire : TIB465DUO (ref. article : tri1500).
25. Strobel, C. M.; Menezes, P. L.; Lovell, M. R.; Beschorner, K. E., Analysis of the Contribution of Adhesion and Hysteresis to Shoe-Floor Lubricated Friction in the Boundary Lubrication Regime. *Tribology Letters* **2012**, *47* (3), 341-347.
26. Leclercq, S.; Tisserand, M.; Saulnier, H., Tribological concepts involved in slipping accident analysis. *Ergonomics* **1995**, *38* (2), 197-208.
27. Persson, B. N. J.; Tartaglino, U.; Albohr, O.; Tosatti, E., Sealing is at the origin of rubber slipping on wet roads. *Nature Materials* **2004**, *3* (12), 882-885.
28. Ekkebus, C. F.; Killely, W., Measurement of safe walkway surfaces. *Soap Cosmetics Chemical Specialties* **1973**, *49* (2), 40-45.
29. Huetz de lemps, C.; Katzanevas, F., Elastomères. *Encyclopædia Universalis* [en ligne], consulté le **27 janvier 2014**.
30. <http://toutsurlepneu.michelin.com/le-pneu-cet-inconnu-les-materiaux>.
31. Pan, X. D., Contribution of fine filler particles to energy dissipation during wet sliding of elastomer compounds on a rough surface. *Journal of Physics D-Applied Physics* **2007**, *40* (15), 4657-4667.
32. Hashim, A. S.; Azahari, B.; Ikeda, Y.; Kohjiya, S., The effect of bis(3-triethoxysilylpropyl)tetrasulfide on silica reinforcement of styrene-butadiene rubber. *Rubber Chemistry and Technology* **1998**, *71* (2), 289-299.
33. James, E. M.; Erman, B.; Roland, C. M., The Science and Technology of Rubber Fourth Edition. In *The Science and Technology of Rubber (Fourth Edition)*, Mark, J. E.; Erman, B.; Roland, C. M., Eds. Academic Press: Boston, **2013**.
34. Liu, Q.-X.; Ding, X.-B.; Zhang, H.-P.; Yan, X., Preparation of high-performance damping materials based on carboxylated nitrile rubber: Combination of organic hybridization and fiber reinforcement. *Journal of Applied Polymer Science* **2009**, *114* (5), 2655-2661.
35. Martinon, P., Caractéristiques des élastomères. *Techniques de l'ingénieur Bases de données : polymères* **1998**, base documentaire : TIB603DUO (ref. article : k380).
36. Halary, J. L.; Laupêtre, F.; Monnerie, L., *Mécanique des matériaux polymères*. **2008**.
37. Mullins, L., Effect of Stretching on the Properties of Rubber. *Rubber Chemistry and Technology* **1948**, *21* (2), 281-300.
38. Clément, F.; Bokobza, L.; Monnerie, L., On the Mullins Effect in Silica-Filled Polydimethylsiloxane Networks. *Rubber Chemistry and Technology* **2001**, *74* (5), 847-870.
39. Thomine, M. Relations viscoélasticité/tribologie des élastomères chargés. Application aux joints d'étanchéité dans les roulements à billes. Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, **2004**.
40. Blanchard, A. F.; Parkinson, D., Breakage of carbon-rubber networks by applied stress. *Industrial and Engineering Chemistry* **1952**, *44* (4), 799-812.
41. Houwink, R., Slipping of Molecules during the Deformation of Reinforced Rubber. *Rubber Chemistry and Technology* **1956**, *29* (3), 888-893.
42. Hanson, D. E.; Hawley, M.; Houlton, R.; Chitanvis, K.; Rae, P.; Orler, E. B.; Wroblewski, D. A., Stress softening experiments in silica-filled polydimethylsiloxane provide insight into a mechanism for the Mullins effect. *Polymer* **2005**, *46* (24), 10989-10995.
43. Fukahori, Y., New progress in the theory and model of carbon black reinforcement of elastomers. *Journal of Applied Polymer Science* **2005**, *95* (1), 60-67.
44. Payne, A. R., The dynamic properties of carbon black-loaded natural rubber vulcanizates. Part I. *Journal of Applied Polymer Science* **1962**, *6* (19), 57-63.
45. Clément, F.; Bokobza, L.; Monnerie, L., Investigation of the Payne Effect and its Temperature Dependence on Silica-Filled Polydimethylsiloxane Networks. Part I: Experimental Results. *Rubber Chemistry and Technology* **2005**, *78* (2), 211-231.

46. Ramier, J.; Gauthier, C.; Chazeau, L.; Stelandre, L.; Guy, L., Payne effect in silica-filled styrene-butadiene rubber: Influence of surface treatment. *Journal of Polymer Science Part B-Polymer Physics* **2007**, *45* (3), 286-298.
47. Maier, P. G.; Goritz, D., Molecular interpretation of the Payne effect. *Kautschuk Gummi Kunststoffe* **1996**, *49* (1), 18-21.
48. Ignatyev, P.; Mueller, N.; Ripka, S.; Torbruegge, S.; Wies, B., Friction of filled elastomers on rough surfaces: a combined experimental and theoretical study. In *11th fall rubber colloquium*, Hannover, **28 Novembre 2014**.
49. Mofidi, M.; Prakash, B.; Persson, B. N. J.; Albohr, O., Rubber friction on (apparently) smooth lubricated surfaces. *Journal of Physics-Condensed Matter* **2008**, *20* (8), 8.
50. Persson, B. N. J., On the theory of rubber friction. *Surface Science* **1998**, *401* (3), 445-454.
51. Le Gal, A.; Yang, X.; Kluppel, M., Evaluation of sliding friction and contact mechanics of elastomers based on dynamic-mechanical analysis. *Journal of Chemical Physics* **2005**, *123* (1).
52. Charleux, D., Frottement sec des gommes sur surfaces rugueuses: étude de la contribution adhésive. In *JIFT*, Mines, p. d., Ed. Aix en Provence, **2012**; pp 99-107.
53. Darque-Ceretti, E.; Felder, E., *Adhésion et adhérence*. CNRS Editions: 2003; p 388.
54. Johnson, K. L.; Kendall, K.; Roberts, A. D., Surface Energy and the Contact of Elastic Solids. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences* **1971**, *324* (1558), 301-313.
55. Johnson, K. L.; Greenwood, J. A., An Adhesion Map for the Contact of Elastic Spheres. *Journal of Colloid and Interface Science* **1997**, *192* (2), 326-333.
56. Moore, D. F., Friction and wear in rubbers and tyres. *Wear* **1980**, *61* (2), 273-282.
57. Cowap, M.; Beschorner, K.; Asme, The effects of floor roughness on shoe-floor friction adhesion and hysteresis. *Proceedings of the Asme/Stle International Joint Tribology Conference, Ijtc 2012* **2013**, 111-113.
58. Klüppel, M.; Heinrich, G., Rubber Friction on Self-Affine Road Tracks. *Rubber Chemistry and Technology* **2000**, *73* (4), 578-606.
59. Persson, B. N. J.; Albohr, O.; Creton, C.; Peveri, V., Contact area between a viscoelastic solid and a hard, randomly rough, substrate. *Journal of Chemical Physics* **2004**, *120* (18), 8779-8793.
60. Brochard-Wyart, F.; De Gennes, P. G., Dewetting of a water film between a solid and a rubber. *Journal of Physics-Condensed Matter* **1994**, *6*, A9-A12.
61. Pinnington, R. J., Rubber friction on rough and smooth surfaces. *Wear* **2009**, *267* (9-10), 1653-1664.

Chapitre II : Matériaux et méthodes utiles au « grip »

II.1 Biomécanique.....	37
II.1.1 Semelle de pression.....	37
II.1.2 Analyse vidéo.....	37
II.1.3 Notation du grip	37
II.2 Matériaux	38
II.2.1 Étude comparative	38
II.2.2 Spectroscopie infrarouge	39
II.2.3 Microscopie	39
II.3 Mécanique.....	40
II.3.1 Dureté.....	40
II.3.2 Analyse mécanique dynamique	40
II.3.3 Traction uniaxiale	42
II.4 Surface et tribologie	43
II.4.1 Rugosité.....	43
II.4.2 Adhésion : test de « pull-off »	44
II.4.3 Frottement	45
II.5 Simulation numérique par éléments finis	47
II.5.1 Logiciel.....	48
II.5.2 Démarche	49
II.5.2.1 Module « part ».....	49
II.5.2.2 Module « property »	49
II.5.2.3 Module « assembly»	51
II.5.2.4 Module « step ».....	51
II.5.2.5 Module « interaction».....	52
II.5.2.6 Module « load ».....	53
II.5.2.7 Module « mesh ».....	53
II.5.2.8 Modules « Job» et « visualisation»	54
Références bibliographiques II	55

II.1 Biomécanique

II.1.1 Semelle de pression

Les semelles de pression de la marque Pedar sont un dispositif à introduire dans les chaussures à la place de la semelle de propreté. Elles permettent de mesurer la pression entre le pied et la chaussure. La semelle est constituée de 99 capteurs piézoélectriques capables de mesurer une pression de 30 à 1200 kPa avec une résolution de 5 kPa. Ce dispositif est portable et permet donc l'analyse sur différents terrains. Le logiciel d'exploitation permet la visualisation des pas. Il faut remarquer que les capteurs renseignent sur la force perpendiculaire à leurs surfaces. Par conséquent, en fonction de la forme de la semelle et de sa déformation (par exemple la flexion lors du déroulé du pied), nous ne mesurons pas exactement la pression verticale entre le marcheur et le sol.

II.1.2 Analyse vidéo

La caméra rapide que nous utilisons pour capturer la cinétique de la pose du pied possède une fréquence d'acquisition de 200 à 1000 Hz

La marche, la course sur le talon et la course sur l'avant du pied sont filmées sur un tapis de course (Precor) à 5 et 12 km/h. Cela permet la décomposition de la cinétique du déroulé du pied ainsi que l'analyse des données issues des mesures sur les semelles de pression.

La caméra permet aussi de mesurer la vitesse de glissement de la chaussure moyennant l'utilisation de marqueurs et un logiciel d'exploitation d'images. L'expérience est réalisée sur un plan incliné à 20° en marbre qui est mouillé. Les vitesses ont été mesurées sur un pas en montée, en descente et pour de petits glissements. Avec une seule caméra, il faut s'assurer que le champ de mesure est parallèle à la glissade. Cette expérience a été réalisée sur un seul sujet pour estimer les ordres de grandeur des vitesses en conditions de laboratoire.

II.1.3 Notation du grip

Il existe plusieurs procédures internes à l'entreprise Salomon pour obtenir des notations du « grip » aboutissant à des classements comparatifs. Il s'agit de tests réalisés en laboratoire comme le plan incliné et de tests réalisés sur le terrain. Le système de notation comporte plusieurs critères évalués avec une échelle à sept niveaux. Au moins cinq utilisateurs sont interrogés à chaque test pour obtenir des résultats statistiquement représentatifs. Les tests de terrain prennent en compte la variabilité des sols et sont réalisés pour chaque pratique en spécifiant le ressenti sur les critères différenciables par les utilisateurs. Citons par exemple que le « grip » sera caractérisé par l'accroche pour les montées, les descentes et les dévers ou encore la progressivité du décrochage.

La **figure II.1** représente un test en montée sur le plan incliné à 15 °. Le plan incliné répond à des normes internes à l'entreprise. Le sol est en marbre. Des barrières non visibles sur la photographie assurent la sécurité du testeur. Le marbre est mouillé avec de l'eau courante qui s'écoule depuis le haut du plan incliné. Un système de réservoir permet d'avoir un film d'eau homogène sur l'ensemble de la surface. Le plan incliné fait 1,5 m de long, ce qui permet d'enchaîner deux pas de marche. Le décrochage est ressenti en montée, en descente ou en provoquant de petits glissements. Ce dispositif permet de comparer aisément des conditions en chaussant des modèles différents aux deux pieds.



Figure II.1: Test de caractérisation du « grip » en montée sur le plan incliné mouillé.

II.2 Matériaux

II.2.1 Étude comparative

L'entreprise a mis à disposition plusieurs formulations de caoutchoucs utilisées industriellement pour réaliser des semelles de chaussures. Il s'agit de mélanges de caoutchoucs chargés majoritairement en silice et réticulés au soufre. Les mélanges sont désignés selon la nomenclature suivante : 70A SO ST NM, 75A 40 SO HTR et 70A 80 SO HT. Le premier nombre représente la dureté Shore A, le second nombre l'abrasion DIN en mm³. Et nous avons les acronymes anglais suivant : ST pour Sticky, HTR pour High Tear, HT pour HighTRaction, SO pour SOLid et NM pour Non Marking. Par la suite, nous utiliserons les abréviations ST, HT et HTR.

Les trois formulations ont été sélectionnées car elles procurent des grips très différenciables par les utilisateurs. ST avait été développé pour l'escalade. L'adhérence est très forte lorsqu'il s'agit de la marche. Cette formulation n'est pas utilisée pour les chaussures de randonnée pour des raisons de durabilité. HT est une formulation classique largement répandue et polyvalente pour la

randonnée et le « trail ». HTR est une formulation visant à maximiser la résistance à l'usure. Elle est moins adaptée au « trail ». Globalement, si, pour une paire de chaussures, nous ne changeons que la formulation de la semelle extérieure, nous retrouvons la classification qualitative suivante : ST a un meilleur grip que HT qui a un meilleur grip que HTR.

Sur la base de ces comparaisons, nous tenterons de comprendre, caractériser et prédire les mécanismes actifs pour la performance de grip d'une semelle de chaussure.

L'entreprise possède un ensemble de tests pour contrôler la qualité de la matière produite. Le lot de matière fourni pour l'étude a été soumis avec succès à ces tests avant et après vieillissement accéléré. Le vieillissement est réalisé dans une étuve à 70 °C et 95 % d'humidité relative. Afin de limiter le vieillissement réel pendant le déroulement de la thèse, les matériaux ont été ensachés et stockés à température et hygrométrie contrôlées (23 °C et 60 % HR).

II.2.2 Spectroscopie infrarouge

Le spectromètre infrarouge (IR) utilisé est un Nicolet P510 qui possède un mode RTA (pour réflexion totale atténuée). Le traitement se fait avec le logiciel Omnic. Comme pour tout spectromètre, le but est d'identifier la composition d'un échantillon. Le principe consiste à exciter la matière à l'aide d'un rayonnement infrarouge de nombres d'ondes compris entre 4000 et 600 cm^{-1} . Le mode IR-RTA permet l'analyse d'un matériau sur une profondeur de l'ordre de quelques micromètres. Nous utilisons des conditions d'expérimentation classiques : un prisme de Germanium, un angle de radiation infrarouge de 45 °, une résolution de 4 cm^{-1} et une mesure moyenne effectuée sur 32 scans. Pour éviter tout transfert sur le prisme, l'acquisition du spectre à vide est réalisée avant celle de l'échantillon. Pour étudier le cœur du caoutchouc, une coupe est réalisée avec une lame de rasoir nettoyée à l'éthanol.

II.2.3 Microscopie

L'observation des crampons et des plaques représentatives s'effectue avec différents outils de visualisation. Du plus grossier au plus précis, nous utiliserons la loupe binoculaire, le microscope optique en réflexion et le microscope électronique à balayage (MEB).

La loupe binoculaire SZH10 est utilisée avec le système d'éclairage highlight 3001 pour observer à des grossissements compris entre 7 et 70. L'appareil photo Sony, CCD-IRIS noir et blanc et le logiciel d'acquisition Visilog 6.7 permettent l'enregistrement d'images. Ce dispositif permet de contrôler la préparation des échantillons pour d'autres essais. La loupe binoculaire permet également, avant toute observation avec des microscopes de plus grande résolution, de sélectionner les zones d'observation à analyser plus précisément.

Le microscope optique Leica DM RX s'utilise avec la caméra Leica DFC420C. Le mode réflexion permet d'observer la surface opaque de nos caoutchoucs (grossissement de 50 à 400). Comme pour la loupe binoculaire il est utilisé surtout pour le contrôle des échantillons préparés pour l'analyse plus précise avec le MEB dont la procédure de préparation est plus lourde.

Nous réalisons deux types d'imagerie de la surface de nos caoutchoucs avec le MEB. Avec l'analyse des électrons secondaires, nous obtenons des images sensibles au contraste topographique. Avec l'analyse des électrons rétrodiffusés, nous obtenons des images dont le contraste est basé sur la masse atomique des éléments présents en surface. Nous utilisons un microscope à canon à émission de champ (MEB-FEG) : le modèle Supra 40 de la marque Zeiss. Il permet de forts grossissements et la réalisation de cartographies élémentaires grâce à la spectrométrie EDS (« Energy dispersive X-ray Spectroscopy »). L'analyse topographique est réalisée avec une tension d'accélération de 3 kV et une pression contrôlée de 10^{-2} mbar est utilisée. L'analyse EDS s'effectue avec la même pression contrôlée et une tension d'accélération de 10 kV. Comme les caoutchoucs sont isolants, une couche de platine de 7 nm est déposée à la surface des matériaux pour prévenir l'accumulation de charges électrostatiques. De même, un pont conducteur est réalisé avec du noir de carbone, toujours pour éviter ce phénomène sur nos échantillons épais de 2 ou 4 mm.

II.3 Mécanique

II.3.1 Dureté

La dureté des caoutchoucs est mesurée avec un duromètre par pénétration selon l'échelle Shore A¹. Un ressort applique un effort sur un indenteur conique tronqué. La dureté est inversement proportionnelle à la pénétration. Les caoutchoucs étant viscoélastiques, nous pouvons mesurer la dureté initiale ou après un temps de relaxation. Nous choisissons la mesure après quinze secondes quand la dureté est stabilisée. Les échantillons mesurés ont une épaisseur de 4 mm.

II.3.2 Analyse mécanique dynamique

L'analyse mécanique dynamique (DMA) est une technique de spectrométrie mécanique particulièrement bien adaptée pour l'étude des polymères solides. En effet elle permet de caractériser la rigidité et l'amortissement d'un matériau pour plusieurs types de sollicitation (traction, compression, cisaillement, flexion simple) en fonction de la température ou du temps, de la fréquence et de l'amplitude de la déformation. En d'autres termes, il s'agit de la caractérisation de la viscoélasticité avec E' , E'' et $\tan \delta$ (chapitre I, section I.3.3). La machine utilisée s'appelle la DMA 8500 de la marque Bohlin Instrument.

Pour continuer avec des aspects plus techniques, décrivons les conditions expérimentales. Le mode de déformation utilisé est la traction. Ce mode est moins représentatif des conditions d'utilisation d'une semelle de chaussure plutôt soumis à des chargements complexes composés de compression et de cisaillement. Cependant la traction est le mode le plus commode et répétable pour étudier les matériaux sur un large domaine vitreux et viscoélastique. De plus les caractérisations en cisaillement et en traction décrivent les mêmes tendances et les valeurs obtenues sont corrélées linéairement en petite déformation².

Même si ce mode de déformation est plus commode, il n'est pas exempt de toute précaution. Premièrement, il faut appliquer une pré-tension statique à l'éprouvette. Sans cela, l'amplitude sinusoïdale appliquée provoquerait une alternance entre traction et compression qui pourrait provoquer le flambement de l'éprouvette. Deuxièmement il faut s'assurer que la déformation totale soit suffisamment petite pour que l'on se situe dans le domaine viscoélastique linéaire du caoutchouc lorsque nous souhaitons étudier l'influence de la température et de la fréquence.

Les éprouvettes utilisées sont découpées au cutter dans les plaques en caoutchouc de 2 mm d'épaisseur « en forme d'allumettes ». Leurs dimensions sont contrôlées en trois points à l'aide d'un pied à coulisse. Même si ce n'est pas le facteur de forme d'éprouvette optimal, nous utilisons des éprouvettes à base presque carrée avec une épaisseur autour de 2 mm et une largeur d'environ 2,3 mm. Ce choix est issu des possibilités machine (force maximale de 10 N), des échantillons industriels disponibles et de la technique de découpe. La distance entre les mors d'extension est de l'ordre de 5,5 mm. Pour faciliter la mise en place, la longueur de l'éprouvette est d'une vingtaine de millimètres. En résumé, l'éprouvette mesure environ $20 \times 2,3 \times 2 \text{ mm}^3$. Pour chaque expérience, les dimensions des éprouvettes sont données au centième de millimètre. Nous avons estimé une erreur de mesure de 0,03 mm avec le pied à coulisse sur le caoutchouc. Pour cette technique expérimentale, cela induit une erreur relative sur la mesure des modules de 3 %. Cette précision est satisfaisante pour notre étude, il n'a donc pas été jugé nécessaire de mettre en place un protocole de découpe moins manuel (découpe jet d'eau ou à l'emporte-pièce).

Différents protocoles sont utilisés. La plupart sont réalisés avec une amplitude de déplacement de 5 μm afin de rester dans le domaine linéaire. Ensuite des rampes ou des paliers de températures sont effectués sur l'intervalle $[-120 \text{ }^\circ\text{C}; 100 \text{ }^\circ\text{C}]$. Les températures supérieures à l'ambiante sont obtenues avec le four intégré dans la chambre thermo-régulée de la machine Bohlin Instrument. Pour les températures inférieures à l'ambiante, il faut connecter à la chambre thermo-régulée un système de refroidissement par azote liquide. Nous avons utilisé un vase Dewar de 20

litres mis sous pression avec de l'azote gazeux du réseau du laboratoire. Les rampes ont une vitesse de chauffe de 1 ou 2 °C/minute. Avant le début d'une expérience ou avant le début d'un palier, un maintien en température de 10 minutes est effectué pour que la température soit homogène à l'intérieur de l'échantillon. La fréquence la plus utilisée est 1 Hz mais des mesures pour des fréquences 0,1 à 100 Hz ont été également réalisées. Pour les analyses multi fréquences, trois à cinq points de mesures par décade avec une répartition logarithmique étaient nécessaires pour réaliser des superpositions fréquence-température.

II.3.3 Traction uniaxiale

Pour rendre compte de déformations de plus grande amplitude qu'avec la DMA, une campagne d'essai a été réalisée sur une machine de traction électromécanique Erichsen 470. Cette machine est équipée d'une étuve avec système de régulation de température [-50 °C; 150 °C]. Le refroidissement s'effectue par azote liquide. La machine est équipée d'un capteur Instron de 2 kN avec des mors à rouleaux. Les essais de traction uniaxiale sont réalisés sur des éprouvette haltères de type un (longueur utile de 33 mm, largeur 6 mm, épaisseur 2 mm) décrites dans la norme NF EN ISO 12803³. Les déformations locales sont mesurées grâce à la corrélation d'images avec deux caméras 5 MPx de la marque Vision Technologies. Le logiciel d'exploitation est VIC3D. Pour effectuer le suivi optique des déformations, un mouchetis blanc est peint sur les éprouvettes noires.

Des essais cyclés sont réalisés pour étudier la viscoélasticité tout en tenant compte des non-linéarités existantes. La machine est asservie en vitesse de traverse à 5 mm/s pendant 20 s. Cinq cycles sont enchainés. Les capteurs renseignent sur les valeurs des efforts et de déplacement.

L'analyse des données se fait de manière locale grâce au logiciel VIC3D. Les images sont enregistrées avec le module VICSNAP toutes les 0,125 s ou quand la variation de force dépasse 5 N par rapport au cliché précédent. Concernant le dépouillement des images, une zone d'intérêt sur l'éprouvette est délimitée. C'est la surface sur laquelle le logiciel va tenter d'effectuer la corrélation d'image. Pour chaque zone, nous définissons la taille de la fenêtre de corrélation (« subset » en anglais) et le pas de calcul en pixel (« step » en anglais). Le « subset » correspond à la taille du carré sur laquelle le logiciel va moyennner la couleur des pixels afin du suivre le déplacement des dits pixels. Le pas définit le recouvrement entre deux incréments d'analyse. Généralement nous avons utilisé un « subset » de trente-et-un et un pas de trois.

Ainsi nous obtenons le champ de déplacement et l'effort nécessaire pour le produire. A partir de cela nous décrivons la déformation de manière infinitésimale (équation [II.1]).

$$d\varepsilon = \frac{dL}{L} \quad [II.1]$$

Pour un essai de traction sur une éprouvette qui possède une zone d'intérêt uniforme de longueur initiale L_0 selon l'axe x , de largeur initiale l_0 selon l'axe y et d'épaisseur h_0 selon l'axe z d'un repère orthonormé (x,y,z) , nous obtenons la déformation vraie (ou déformation de Hencky) par intégration de l'équation [II.1] et nous obtenons [II.2]:

$$\varepsilon_x = \int_{L_0}^L d\varepsilon_x = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \quad [II.2]$$

Avec ε_x la déformation locale selon la direction de l'extension. Un calcul similaire est applicable pour les directions transverses. Afin de calculer la contrainte vraie, nous appliquons l'hypothèse d'isotropie transverse c'est-à-dire que le comportement est supposé identique selon les deux plans perpendiculaires à la direction de l'extension, $\varepsilon_y = \varepsilon_z$. Nous aboutissons d'après [II.2] à la section S de l'éprouvette :

$$S_{isotrope\ transverse} = l \cdot h = l_0 \cdot h_0 \cdot e^{2\varepsilon_y} \quad [II.3]$$

Ainsi nous pouvons analyser nos matériaux selon la variation de la contrainte vraie ($\sigma = \frac{F}{S}$) en fonction de la déformation vraie ε_x .

Dans l'industrie, c'est plutôt la déformation nominale (notée e) ou ingénieur qui est de mise définie par :

$$e = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_0}{L_0} \quad [II.4]$$

Si nécessaire, nous avons donc la relation suivante entre les déformations ingénieur et Hencky :

$$\varepsilon_x = \ln(1 + e) \quad [II.5]$$

II.4 Surface et tribologie

II.4.1 Rugosité

La rugosité des pistes en acier inoxydable et en céramique Eurotile 2 (surface normée NF EN ISO 13287) est caractérisée à l'aide de rugosimètres mécaniques. Nous possédons un rugosimètre 3D développé en interne avec un capteur TKL 100 (d'une résolution verticale de 0,04 μm avec une amplitude maximale de 200 μm) et un rugosimètre 2D portable. Nous utilisons les paramètres classiques de rugosité comme la rugosité R_a , R_z , λ_c la longueur caractéristique entre deux pics⁴.

II.4.2 Adhésion : test de « pull-off »

Le dispositif conçu à l'institut Charles Sadron que nous avons utilisé pour réaliser des tests de « pull-off » a été spécifiquement développé pour étudier les propriétés mécaniques des matières souples en conditions dynamiques⁵. Nous n'avons pas mené le test « JKR dynamique » qui permet l'investigation de la réponse dynamique au contact de l'échantillon avec un hémisphère transparent car nous n'avons pas eu de résultats probants lors de la campagne de faisabilité de l'expérience quant à une visualisation in-situ suffisante de l'aire vraie de contact. Nous avons donc opté pour des tests de « pull-off » qui consistent à enregistrer la force de décollement pour le contact entre un hémisphère en PDMS (Module élastique 2 MPa) de rayon 12,5 mm et l'échantillon constitué d'une plaque de caoutchouc lisse de 2 mm d'épaisseur. Ces essais permettent en effet de qualifier l'adhésion lors d'un contact entre ces matériaux grâce à la mesure de la force de décollement sans nécessiter la mesure de l'aire de contact.

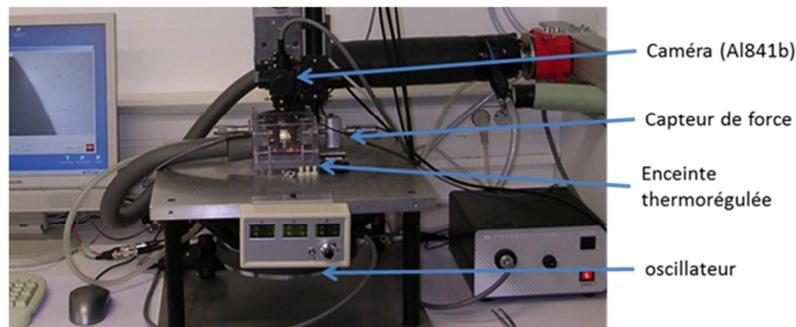


Figure II.2 : Dispositif « JKR dynamique » de l'institut Charles Sadron pour réaliser des tests de « pull-off ».

En ce qui concerne la machine dont une photographie est disponible en **figure II.2**, l'hémisphère est fixé contre un capteur de force qui enregistre des efforts normaux compris entre 0 et 10 N. Une plaque solidaire de l'échantillon est fixée sur un oscillateur mécanique dont on maîtrise l'amplitude et la fréquence [0 Hz; 30 Hz]. Le contact est situé dans une enceinte régulée en température [-30 °C; 100 °C] et l'humidité peut être contrôlée. Nous réalisons tous les essais avec une atmosphère d'air sec. Nous ajustons la position de l'oscillateur manuellement afin d'obtenir l'effort de contact désiré.

Nous recherchons une dépendance à la vitesse de décollement (i.e. à la fréquence d'essai) et à la température pour les 3 formulations de caoutchoucs références lors de ce test surfacique. La force est appliquée selon une sinusoïde. Nous effectuons des mesures pour des fréquences de 0,05 ; 0,1 ; 0,5 ; 2 et 5 Hz et pour trois températures : -20 °C ; 20 °C soit l'ambiante du laboratoire et 60 °C. Pour chaque couple de fréquence/température, nous mesurons 10 valeurs de « pull-off » (voir **figure II.3**) qui sont ensuite moyennées. Pour cet exemple du caoutchouc ST réalisé à -20 °C et à 0,5 Hz, la force de « pull-off » est de $-0,111 \pm 0,003$ N.

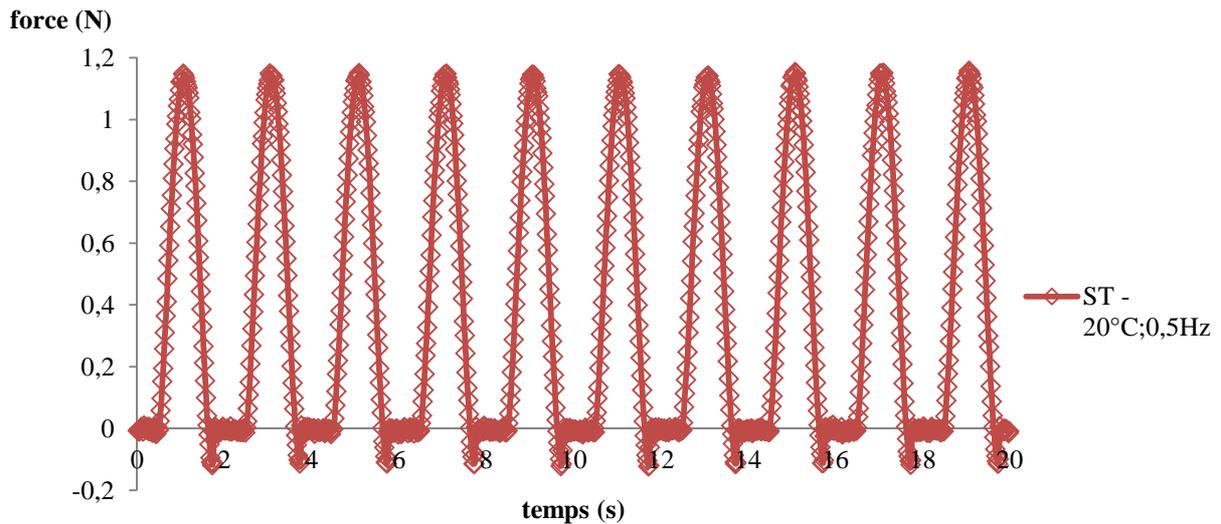


Figure II.3 : Enregistrement de la force lors d'un essai de « pull-off » PDMS/caoutchouc ST. Fréquence de 0,5 Hz, température de -20 °C, Pic de force de la sinusoïde : 1,2 N.

II.4.3 Frottement

Plusieurs tribomètres ont été utilisés au cours de la thèse, soit pour pouvoir tester une chaussure entière et caractériser sa résistance au glissement (test normé NF EN ISO 13287), soit sur des plaques de caoutchouc lisse afin de tester le comportement d'une matière (tribomètre plan-plan rotatif développé par le CEMEF).

La plupart des essais sont réalisés sur le tribomètre rotatif plan-plan développé pour des études précédentes⁶ et adapté pour notre étude. La photographie de la **figure II.4** montre la conception du tribomètre. Mécaniquement la machine est conçue pour mettre en contact deux pistes parallèles et les mettre en mouvement l'une par rapport à l'autre.

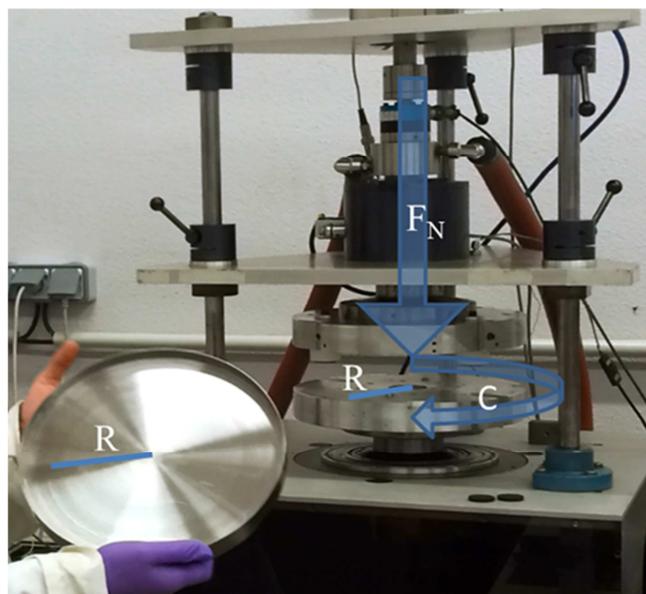


Figure II.4 : Tribomètre rotatif plan-plan et la piste antagoniste en acier inoxydable.

L'antagoniste (plateau inférieur) est un disque de diamètre 300 mm qui possède un rebord pour pouvoir contenir un liquide dans lequel le contact sera immergé. Le plan en caoutchouc est constitué par trois disques (ou plots) de caoutchoucs de diamètre 30 mm répartis à 120 ° sur un anneau de diamètre 220 mm. Ce montage est isostatique. Nous utilisons comme antagonistes de l'acier inoxydable usiné ou une plaque de céramique (carreau de carrelage Eurotile 2 découpé).

Un vérin pneumatique permet d'appliquer le contact avec un effort normal (F_N) pouvant atteindre 2500 N. C'est la piste supérieure qui est chargée. Un moteur rotatif asservi en vitesse (de 0 à 150 tr/min) ou en couple noté C (de 0 à 100 N.m) permet de mettre en rotation la piste inférieure et ainsi d'étudier différentes conditions de frottement. L'effort tangentiel s'obtient grâce au bras de levier (R) : $F_T = C/R$.

Les essais nécessitent une préparation des échantillons et un nettoyage de la piste afin d'éviter ou de minimiser les contaminations. En effet, comme le tribomètre est rotatif, on repasse systématiquement sur la même trace annulaire de rayon interne 95 mm et de rayon externe 125 mm, ce qui n'est pas similaire à l'utilisation réelle des chaussures. Le contrôle de l'usure des cylindres de caoutchouc sera donc nécessaire. Les échantillons peuvent être abrasés à l'aide de papier carborundum de silicium (P400 ou P60 de la marque Presi). Ils sont rincés à l'éthanol ou avec le solvant Swift clean 9695 (HB Fuller) puis à l'eau. Les pistes sont nettoyées par immersion dans le toluène puis frottées avec une brosse douce. Nous laissons la piste sécher sous sorbonne à température ambiante. Une fois ce liquide évaporé, la piste est rincée à l'eau.

Assurer un parallélisme suffisant entre les deux solides mis en contact est un enjeu important pour notre mesure. Nous étudions le contact entre un solide souple (le caoutchouc) et un antagoniste rigide. Par conséquent, le caoutchouc va se déformer et annuler dans une certaine mesure les défauts. A l'aide d'un comparateur à aiguille Roch, nous mesurons sur la piste inférieure l'écart entre le point haut et le point bas des pistes. Pour la piste en acier inoxydable, l'écart est de 0,10 mm. Pour la piste en céramique Eurotile 2, l'écart est de 0,18 mm. Le tribomètre dispose d'un capteur de déplacement de la piste supérieure. Le déplacement vertical des disques qui frottent est donc mesuré. L'écart par rapport à la mesure moyenne est représenté sur la **figure II.5** en conditions standards de frottement. Cet exemple du caoutchouc HTR immergé dans l'eau sous une charge normale de 500 N à une vitesse de glissement de 0,3 m/s permet de quantifier les déplacements verticaux de l'ensemble des plots en caoutchouc sur la piste inférieure. Nous représentons les déplacements uniquement pour une partie du régime de frottement stabilisé. Durant les dix secondes représentées (de la 40^{ème} à la 50^{ème} seconde d'enregistrement), quatre rotations sont effectuées. Nous remarquons bien la périodicité des déplacements verticaux. Sur l'acier inoxydable,

le point bas est à -0,02 mm et le point haut à 0,01 mm. Sur l'Eurotile 2, le point bas est à -0,04 mm et le point haut à 0,06 mm. La variation est inférieure à 0,04mm sur l'acier et inférieure à 0,12 mm pour l'Eurotile 2. Nous avons bien une accommodation des plots sur la surface antagoniste.

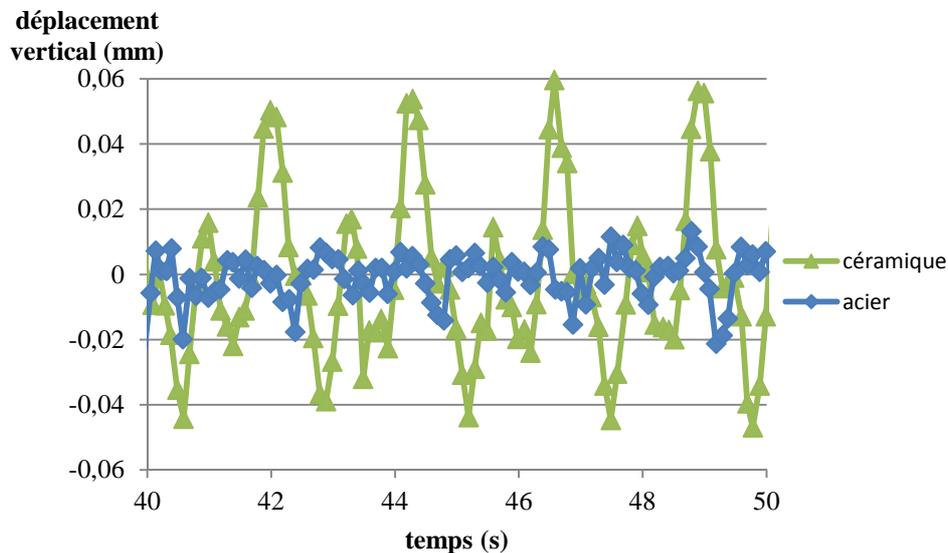


Figure II.5 : Déplacements verticaux des plots en caoutchouc sur la piste inférieure (céramique ou acier) lors d'une mesure du frottement dynamique (quatre rotations de piste inférieure entre 40 et 50 secondes).

Pour le frottement dynamique, le défaut de parallélisme est compensé en moyennant les résultats sur une rotation complète du plateau inférieur. Pour le frottement statique et la mesure du décrochage, ce défaut pourrait être plus problématique concernant la mesure des couples car une seule rotation est effectuée. Nous avons minimisé le défaut en repérant sur la piste inférieure le point bas et en s'assurant que tous les essais de décrochage ont été effectués sur la même portion de piste.

Le frottement dynamique en régime stabilisé s'obtient pour différents efforts normaux et une vitesse de rotation constante. La méthode peut être répétée pour obtenir le frottement pour plusieurs vitesses de glissement.

Le glissement commençant pour différents efforts normaux s'étudie à l'aide de l'asservissement en couple du moteur rotatif. Ainsi le frottement statique est déterminable à condition de minimiser le défaut de parallélisme.

II.5 Simulation numérique par éléments finis

La simulation numérique par éléments finis permet de prédire numériquement le résultat d'un problème physique décrit par des équations aux dérivées partielles (EDP). Il s'agit d'une approximation. Une modélisation par éléments finis se construit par discrétisation du problème écrit

sous forme faible intégrale. La discrétisation fait intervenir un maillage composé d'éléments réguliers partageant des nœuds et des arêtes. Les champs fondamentaux sont décrits par des polynômes simples des coordonnées réduites sur chaque élément, ce qui permet de calculer les termes de l'équation sous forme faible par intégration de Gauss, l'assemblage des efforts internes et externes se fait par sommation sur chaque élément. En fonction des différentes contributions, les champs fondamentaux (déplacement ou vitesse, température, pression...) sont résolus globalement sous forme d'un vecteur de valeurs nodales qui permettent ensuite de ré-interpoler les champs sur tout le domaine. Outre les interactions avec l'extérieur, le comportement de l'objet modélisé devra être défini par des lois, de volume et de surface. Ces lois constitutives ou macroscopiques sont déterminées selon le but de la modélisation et en fonction de la précision nécessaire. La pertinence d'une simulation par éléments finis dépendra donc du triptyque constitué par le matériau, la géométrie et les conditions aux limites imposées.

II.5.1 Logiciel

Le logiciel utilisé pour l'étude par éléments finis est Abaqus dans les versions 6.12-3 et 6.14-1. Dans notre démarche exploratoire, nous avons utilisé le solveur standard (implicite). La résolution avec un solveur explicite serait aussi envisageable pour aborder notre problématique. Pour rendre compte des conditions de la marche, une étude quasi statique est envisageable et nous nous limitons à cela dans le cadre de ces travaux. Dans le futur, la course à pied aussi sera étudiée et nécessitera la considération d'effets dynamiques.

Il est important de remarquer que lors de la mise en données, nous ne spécifions pas les unités des valeurs que nous utilisons. Il faut donc être cohérent avec le système international. Nous utiliserons comme référence le millimètre. Ainsi nous avons le **tableau II.1** suivant issu de la documentation Abaqus⁷:

Quantité	SI (mm)
Longueur	mm
Force	N
Masse	tonne (10^3 kg)
Temps	s
Contrainte	MPa (N/mm^2)
Energie	mJ (10^{-3} J)
Densité	tonne/ mm^3

Tableau II.1 : Unités cohérentes selon le système international avec le millimètre comme unité de longueur référence⁷.

II.5.2 Démarche

La mise en données et l'implémentation des cas se font à l'aide d'Abaqus/CAE et des différents modules du logiciel. Seul le module d'optimisation n'a pas été utilisé lors de notre étude. Nous avons utilisé la démarche classique décrite dans le manuel « Getting started with Abaqus : Interactive Edition »⁸. Par la suite, nous allons décrire notre démarche module par module. Ainsi nous aurons décrit les spécificités que nous retrouverons dans les résultats du chapitre V.

II.5.2.1 Module « part »

Ce module nous a permis de concevoir des objets de formes géométriques simples ou d'en importer de plus complexes comme un crampon en forme de chevron depuis les logiciels de CAO (conception assistée par ordinateur) comme Solidworks. Nous avons conçu des objets en deux et trois dimensions grâce aux croquis (« sketch ») et aux extrusions. Nous définissons alors son type : déformable ou rigide discret. Le sol modélisé et fixe peut être rigide. Les autres objets sont déformables, qu'il s'agisse de la semelle dont on étudie le comportement ou d'une pièce utilisée pour appliquer les conditions aux limites du problème (mise en mouvement de la semelle).

Une attention particulière a été portée au partitionnement des objets en sous-domaines afin d'améliorer la qualité du maillage.

II.5.2.2 Module « property »

Ce module permet la création de sections qui sont assignées ensuite aux objets ou parties d'objets. Chaque section est définie par un comportement du matériau régi par une loi de comportement. Nous n'utilisons que l'analyse mécanique pour notre problématique.

Concernant les objets rigides, ils ont été définis comme non déformables. Nous leur avons donc assigné un module d'Young élevé. En utilisant les valeurs $E=3.10^8$ MPa et $\nu=0,3$, les déformations seront négligeables de l'ordre de 10^{-9} .

Concernant maintenant la modélisation du comportement des matériaux élastomères, nous avons utilisé deux lois matériaux :

- une loi hyperélastique réversible de type Yeoh⁹;
- une loi viscohyperélastique définie par le modèle de Bergström - Boyce¹⁰.

La loi de comportement hyperélastique sera identifiée à partir des données issues d'essais de traction réalisés selon II.2.3 à une vitesse de déformation $\dot{\epsilon} = 0,2 \text{ s}^{-1}$. Il existe plusieurs modèles hyperélastiques utilisables dans Abaqus. Ils sont tous définis par une énergie de déformation (fonction notée W) décomposable en une partie déviatorique et une partie volumétrique. En se

basant sur les principes de base de la thermodynamique et de la mécanique des milieux continus, nous pouvons décrire l'élasticité non linéaire de manière phénoménologique. Dans le cadre de cette étude, nous avons décidé d'utiliser le modèle hyperélastique de Yeoh d'ordre trois, compressible, qui a la particularité de ne dépendre que du premier invariant de déformation⁹. En effet ce modèle néglige la dépendance au second invariant de déformation car sa dépendance est difficile à mesurer. Yeoh O.H. préconise de négliger cette contribution plutôt que d'en avoir une mauvaise estimation⁹. Ce modèle est caractérisé par quatre paramètres matériau qui peuvent être identifiés sur un test de traction uniaxiale. L'avantage du modèle de Yeoh est qu'il présente une stabilité importante lorsque nous avons une description limitée des modes de déformation. Avec uniquement un essai de traction nous obtenons une description stable et précise du comportement en charge du caoutchouc considéré¹¹. L'équation [II.6] régissant l'hyperélasticité selon Yeoh est :

$$W = \sum_{i=1}^3 C_{i0} (\bar{I}_1 - 3)^i + \frac{1}{D_1} (J - 1)^2 \quad [II.6]$$

Avec W l'énergie de déformation, C_{i0} et D_1 les constantes du matériau, \bar{I}_1 le premier invariant de déformation et J le déterminant (jacobien) du tenseur gradient (noté F) qui définit localement la transformation. J représente le rapport entre volumes massiques courant et initial.

Pour faciliter la convergence des simulations, nous postulons pour tous nos caoutchoucs que $\nu=0,475$ ¹². Ce compromis d'un matériau presque incompressible permet d'éviter les distorsions excessives des éléments et dans une certaine mesure d'éviter les divergences de calcul. A partir des valeurs des contraintes et déformations nominales d'un test de traction, le logiciel Abaqus évalue par méthode des moindres carrés les paramètres des matériaux (C_{10} , C_{20} et C_{30}). D_1 est quant à lui obtenu à partir des modules initiaux de compression hydrostatique et de cisaillement notés respectivement K_0 et μ_0 .

D'autres lois de comportement permettent quant à elles de prendre en compte la dépendance du matériau à la vitesse de déformation ou le comportement irréversible de ce dernier lors d'une décharge. Nous avons choisi ici d'utiliser le modèle de Bergström J.S. et Boyce M.C.¹⁰ qui est dénommé hystérèse sous Abaqus. Selon les auteurs, ce modèle phénoménologique rend mieux compte de la physique des caoutchoucs car les mécanismes de relaxation qu'ils considèrent sont représentatifs des mouvements de reptation. C'est un modèle hyperélasto-viscoplastique à cinq paramètres en sus des paramètres de la loi hyperélastique choisie. Pour notre étude il se schématise selon la **figure II.6**.

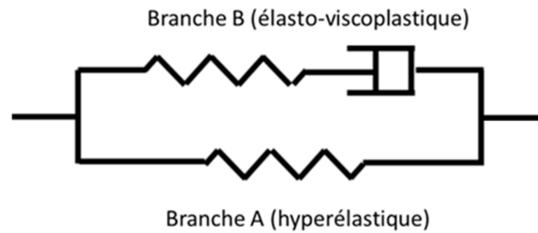


Figure II.6 : Schématisation du modèle hyperélastique avec hystérèse comportant deux branches.

La branche A (hyperélastique réversible) est définie selon un modèle de Yeoh. La branche B (hyperélasto-viscoplastique ou d'hystérèse) est définie par un ressort hyperélastique (modèle de Yeoh) en série avec un amortisseur décrivant l'évolution de la déformation inélastique ici dénommée déformation vraie de relaxation ($\varepsilon_B^{relaxation}$) selon l'équation [II.7] :

$$\varepsilon_B^{relaxation} = A[\lambda_B^{relaxation} - 1 + E]^C (\sigma_B)^m \quad [II.7]$$

avec A une constante positive nécessaire pour l'homogénéité, E une constante régularisant la vitesse de relaxation, $C \in [-1 ; 0]$ un exposant qui caractérise la dépendance à la relaxation dans la branche B, m un exposant qui caractérise la dépendance à la contrainte dans la branche B. $\lambda_B^{relaxation} - 1$ traduit la déformation nominale en relaxation et σ_B la contrainte vraie dans la branche B. Le modèle de Bergstrom-Boyce a été identifié sur des essais de traction en charge-décharge via un outil d'analyse inverse (Moopi) développé au Cemef¹³ et qui est basé sur un algorithme EGO (Efficient Global Optimisation¹⁴).

II.5.2.3 Module « assembly »

Ce module nous permet d'assembler des objets créés précédemment. Nous décidons de rendre les objets indépendants. Cela signifie que le maillage que nous détaillerons par la suite est attribué à une géométrie au sein de cette étape de la simulation. C'est aussi lors de cette étape que nous avons positionné les objets les uns par rapport aux autres avant de définir les conditions aux limites.

II.5.2.4 Module « step »

Ce module définit la chronologie de la simulation. Il est important de bien décomposer les étapes avec les conditions limites et les interactions qui se succèdent. Généralement, nous avons défini une étape de compression puis une étape de glissement.

L'édition des étapes (« steps ») est primordiale pour la convergence des calculs car nous définissons le type de procédure utilisée (« general, static »), l'existence de non-linéarités liées aux lois matériaux (« Nlgeom »), l'incrémentation pour optimiser le temps de calcul et l'algorithme de résolution. Le solveur que nous choisissons possède une méthode directe d'inversion de systèmes

linéaires avec une matrice de stockage asymétrique recommandée pour les problèmes ayant des contacts avec des coefficients de frottement supérieurs à 0,2. Enfin la technique de linéarisation est la méthode de Newton-Raphson.

Comme nous avons un problème de glissement et que nous utilisons des éléments finis linéaires, il est important qu'un nœud du maillage ne se déplace pas d'une longueur supérieure à la demi-longueur de la face en contact de l'élément. Ainsi nous aurons un incrément maximum qui dépendra du raffinement du maillage.

Ce module permet aussi de définir les variables que l'on souhaite étudier. Par défaut, tous les aspects qui nous intéressent pour étudier les contraintes, les déformations et le contact étaient présents.

II.5.2.5 Module « interaction »

Ce module permet la définition des interactions et leur assignement aux surfaces des objets de l'assemblage. Nous utiliserons uniquement des interactions de type mécanique définissant le comportement normal et tangentiel des surfaces en contact. Certaines interactions auraient pu être réalisées avec des contraintes de liaison par exemple pour créer un objet rigide mais nous avons utilisé d'autres méthodes.

Nous utilisons des interactions entre les surfaces (appelée « surface to surface » sous Abaqus) entre une surface maîtresse et une surface esclave. La surface maîtresse est assignée à l'objet qui se déforme le moins ou à l'objet rigide. Le maillage de la surface maîtresse est plus grossier que celui de la surface esclave.

Le contact bilatéral est utilisé entre le « mobile » qui applique la cinématique de manière homogène sur le plot ou sur le crampon de caoutchouc. Cela permet d'éviter le décollement entre ces deux surfaces immobiles entre elles.

Le comportement tangentiel définit le frottement entre les surfaces. Deux cas par pénalisation sont utilisés:

- Le premier cas est dénommé « penalty » dans Abaqus. Il permet de définir un coefficient de frottement seuil en deçà duquel le glissement se propage. Nous utiliserons un frottement isotrope et nous pourrons définir un coefficient de frottement dépendant de la vitesse de glissement. Les évolutions entre les valeurs spécifiées du coefficient de frottement se font linéairement.
- Le second cas possède toujours une valeur seuil. Cette interaction mécanique pour le comportement tangentiel est appelée « static- kinetic exponential decay ». Le coefficient de

frottement dépend de la vitesse de glissement avec une décroissance exponentielle entre le frottement statique et le frottement dynamique, définie soit par des coefficients, soit par des points expérimentaux.

II.5.2.6 Module « load »

Ce module regroupe la définition des forces externes et des conditions limites. Nous utilisons l'encastrement pour fixer les objets comme le sol et imposons un mouvement à l'aide d'un déplacement ou d'une vitesse. Quant au chargement, nous appliquons une pression ou des forces ponctuelles « concentrated force ».

Les mouvements et les chargements s'appliquent de différentes manières avec la fonction « amplitude ». Par défaut l'application du mouvement ou de chargement varie linéairement (« ramp ») au court du « step ». Pour maîtriser l'application, il est aussi possible de spécifier des valeurs « tabulées » en fonction du temps. La liaison entre les valeurs est linéaire.

II.5.2.7 Module « mesh »

Dans ce module, les géométries importées à partir de fichier de CAO (Conception Assistée par Ordinateur) *.igs sont retouchées afin d'assurer que les arêtes et les points d'intersection sont définis correctement pour le maillage. Cette étape se réalise grâce à la fonction «Virtual topology» qui combine et fusionne les entités redondantes. Les paramètres par défaut ont convenu pour créer un « chevron » de la sculpture de la semelle adéquat.

Pour les études en deux dimensions, les maillages sont réalisés avec des éléments quadrilatéraux linéaires à quatre nœuds, intégration réduite et contrôle de morphologie « hourglass control ». Nous utilisons des éléments de la famille « plane strain ». Ces éléments sont dénommés CPE4R.

Pour les simulations en trois dimensions, les maillages des pièces volumiques sont réalisés avec des éléments hexaèdres linéaires à huit nœuds, formulation hybride, intégration réduite et contrôle de morphologie « hourglass control ». Nous utilisons des éléments de la famille « 3D stress » caractéristique des solides continus. Ces éléments sont dénommés C3D8RH. Nous devons remarquer que la formulation hybride utile pour des matériaux modélisés de manière quasi incompressible ne peut pas s'utiliser lorsque la sous-option « hystérèse » est ajoutée une loi hyperélastique compressible (même si $\nu=0,475$). Le cas échéant, nous avons supprimé la formulation hybride (éléments C3D8R). Pour le sol, défini comme une surface rigide, nous utilisons des éléments à quatre nœuds rigides bilinéaires. Ils sont dénommés R3D4.

Pour les simulations numériques similaires au test du tribomètre rotatif plan/plan du Cemef (V.2.3) et pour le test sur un chevron (V.2.4), nous avons effectué un raffinement du maillage réalisé lors d'une étude de sensibilité. Pour la simulation similaire au tribomètre, le plot en caoutchouc est un rectangle de dimensions 30 mm*2,5 mm. Les éléments sont d'environ 0,3 mm de sorte que nous obtenons un empilement de huit éléments sur la hauteur du plot pour cent éléments sur la longueur. Nous avons donc 800 éléments pour réaliser le maillage du plot, généré par une technique de maillage libre. Pour la simulation du chevron, les éléments sont majoritairement de taille 0,6 mm avec un grossissement jusqu'à 1,2 mm au niveau de l'arête convexe pour obtenir un maillage satisfaisant. Le chevron et le fond de la semelle sont donc maillés avec 6477 éléments générés avec la technique « sweep » et l'algorithme « advancing front » d'Abaqus.

II.5.2.8 Modules « Job » et « visualisation »

Le module « Job » permet de réaliser les calculs pour un cas défini avec les étapes précédentes. Nous avons réalisé des analyses complètes pour tous les cas et nous avons laissé tous les paramètres par défaut.

Le module « visualisation » a été utilisé pour exploiter les résultats. Nous avons étudié les données avec les outils communs du logiciel.

Références bibliographiques II

1. Afnor, NF EN ISO 868. In *Détermination de la dureté par pénétration au moyen d'un duromètre (dureté Shore)*, **2003**.
2. Konecny, P.; Cerny, M.; Voldanova, J.; Malac, J.; Simonik, J., Dynamic mechanical properties of filled styrene butadiene rubber compounds: comparison of tensile and shear data. *Polymers for Advanced Technologies* **2007**, *18* (2), 122-127.
3. Afnor, NF EN 12803. In *Chaussures. Méthodes d'essai applicables aux semelles d'usure*, **2000**.
4. Persson, B. N. J., On the theory of rubber friction. *Surface Science* **1998**, *401* (3), 445-454.
5. Charrault, E.; Gauthier, C.; Marie, P.; Schirrer, R., Experimental and Theoretical Analysis of a Dynamic JKR Contact. *Langmuir* **2009**, *25* (10), 5847-5854.
6. Vanel, L. Le contact stator-rotor dans un moteur piézoélectrique: modélisation mécanique et étude du frottement métal-polymère en vue de l'optimisation du choix de la couche de frottement. Thèse, Ecole des Mines de Paris, **1996**.
7. Abaqus/CAE User's Guide.
8. Abaqus 6-14 HTML documentation. **2015**.
9. Yeoh, O. H., Some forms of the strain-energy function for rubber. *Rubber Chemistry and Technology* **1993**, *66* (5), 754-771.
10. Bergström, J. S.; Boyce, M. C., Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **1998**, *46* (5), 931-954.
11. Abaqus Theory Guide. In *4.6.1 Hyperelastic material behavior*.
12. 22.5.1 Hyperelastic behavior of rubberlike material. In *Abaqus Analysis User's manual*.
13. Roux, E. Assemblage mécanique: stratégie d'optimisation des procédés d'identification des comportements mécaniques des matériaux. Thèse, Ecole des Mines de Paris, **2011**.
14. Jones, D. R.; Schonlau, M.; Welch, W. J., Efficient global optimization of expensive black-box functions. *Journal of Global Optimization* **1998**, *13* (4), 455-492.

Chapitre III : Caractérisation du « grip » par tests tribologiques

III.1 Précautions nécessaires pour des tests représentatifs.....	57
III.1.1 Protection contre le vieillissement.....	57
III.1.2 Elimination de la couche surfacique	59
III.1.2.1 En conditions réelles	59
III.1.2.2 Préparation en laboratoire.....	61
III.1.3 Frottement et couche de cire.....	64
III.2 Maintien	66
III.2.1 Cinématique de lubrification.....	67
III.2.2 Frottement statique et glissement commençant.....	70
III.3 Progressivité	72
III.3.1 Apport des tribomètres dynamiques	73
III.3.1.1 Tribomètre normé EN NF ISO 13287	73
III.3.1.2 Tribomètre plan-plan rotatif CEMEF	75
III.3.2 Spécificité structurale.....	78
III.4 Propulsion.....	79
III.4.1 Effort à transmettre pour la mobilité.....	80
III.4.2 Transition statique/dynamique.....	81
III.5 Conclusion	84
Références bibliographiques III	86

Ce chapitre regroupe les approches basées principalement sur la tribologie classique. Il s'agit de réaliser en laboratoire les caractérisations suffisantes pour rendre compte de l'usage réel. La compréhension biomécanique de la marche et de la course sont primordiales afin de déterminer les conditions de sollicitations des semelles. Nous réduisons le cadre de l'étude aux propriétés de la semelle extérieure. Cette limitation est importante : la tige (partie supérieure de la chaussure en tissu) et la semelle intermédiaire (mousse amortissante expansée) participent à la transmission du contact entre le pied et le sol. Ainsi le ressenti de l'utilisateur pourrait être aussi conditionné par elles. Dans cette première approche nous nous concentrons donc sur le mécanisme « principal » mis en jeu : l'adhérence de la semelle et le contact entre le sol et la semelle externe. Toutefois, cette dernière possède une structure (crampons) et est réalisée dans un matériau (mélanges de caoutchoucs). Ce couple géométrie-matériau est caractéristique de la performance du grip. Nous nous attacherons d'abord au matériau puis envisagerons la structure dans un second temps. Concernant le matériau, les trois composantes du « grip » présentées précédemment sont : le maintien, la progressivité et la propulsion. Avant cela, assurons-nous que les conditions d'essai sont représentatives de la réalité.

III.1 Précautions nécessaires pour des tests représentatifs

III.1.1 Protection contre le vieillissement

Les chaussures de « trail » et de randonnée ont une durée de vie d'environ 600 à 1000 km. En fonction de l'assiduité du pratiquant cela représente de trois mois à trois années d'utilisation. Le caoutchouc des semelles est donc soumis à des processus de dégradations. Ces vieillissements peuvent être provoqués par l'oxydation, l'ozonolyse, la dégradation thermique ou la photodégradation. Ce sont des réactions en chaîne complexes et concurrentes entre elles.

L'oxydation radicalaire en chaîne semble être la dégradation la plus sévère pour les caoutchoucs diéniques¹. L'usage de stabilisants est donc nécessaire pour lutter contre ce phénomène qui peut être activé thermiquement, mécaniquement ou par rayonnement². Dans ce rôle, les antioxydants phénoliques (BHT ou BKF) captent les radicaux pour les transformer en espèces inactives.

En ce qui concerne la protection contre l'ozonolyse, l'usage classique est d'ajouter des cires (paraffine ou microcristalline) au mélange. De plus faibles masses moléculaires que les polymères de la matrice, les cires migrent en surface et forment une couche superficielle protectrice surtout en conditions statiques, c'est-à-dire pendant les périodes de stockage. C'est ce que recommande toujours la quatrième édition (parue en 2013) de l'ouvrage *The Science and Technology of Rubber*

alors que d'autres auteurs affirment (dès 1994) que la dégradation par l'ozone est négligeable par rapport à l'oxydation pour les usages en plein air des caoutchoucs diéniques³. Industriellement, cet usage est toujours répandu car l'ozone est toujours considéré comme une agression principale. En outre les cires facilitent aussi la fabrication des semelles : la mise en forme car le mélange est moins visqueux, le démoulage car la migration en surface réduit l'adhésion au moule⁴.

A la surface des chaussures neuves et des plaques d'études représentatives; nous pouvons ainsi observer une couche superficielle. L'image topographique réalisée au MEB (**figure III.1**) présente une couche qui est craquelée dont l'épaisseur est de l'ordre du micromètre.

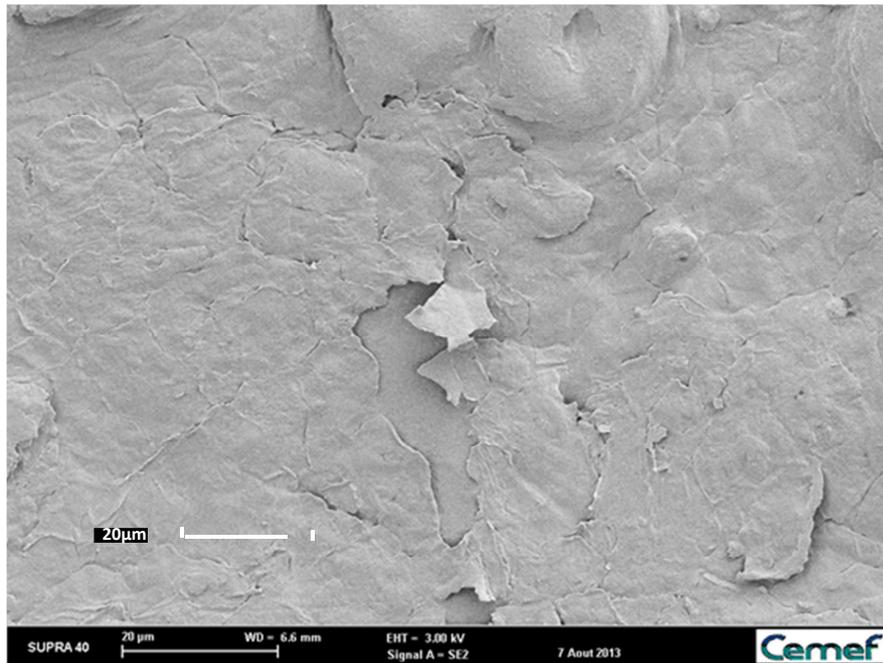


Figure III.1 : Image topographique de la surface brute du caoutchouc après fabrication.

La couche superficielle n'est pas composée uniquement de la cire. En effet toutes les espèces de faibles masses moléculaires peuvent migrer en surface lors de la mise en forme, en l'occurrence, les résidus de la vulcanisation. La cartographie élémentaire (**figure III.2a**) réalisée avec le MEB permet de localiser les espèces présentes sur la surface brute. Nous remarquons sur la **figure III.2** les zones concentrées en carbone (b), silicium (c) et zinc (d). Une forte concentration en silicium provient de la silice (SiO_2) qui est la charge renforçante. Nous pouvons donc considérer que ces zones sont représentatives de la matrice chargée. Les zones de surconcentration en carbone, peuvent s'assimiler à la couche de cire. Enfin il existe des concentrations de zinc, regroupées en forme d'îlots. Certains auteurs affirment qu'il s'agit de stéarate de zinc^{5,6}. Une étude plus poussée couplant spectroscopie infra-rouge et Raman aurait pu nous renseigner plus précisément sur la nature de ce dérivé composé de zinc mais cette démarche expérimentale n'aurait eu qu'un intérêt limité pour notre problématique.

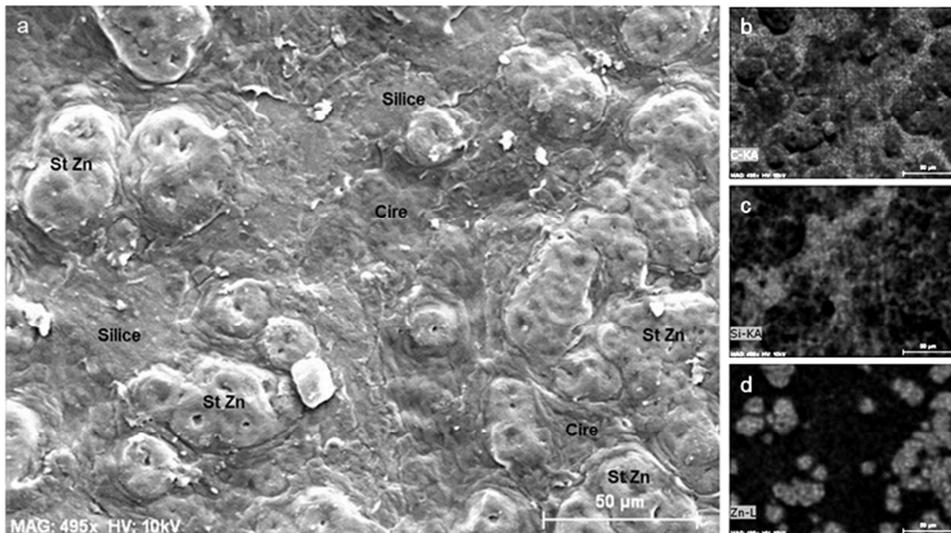


Figure III.2 : a) Cartographie élémentaire de la surface brute du caoutchouc après fabrication : b) localisation du carbone (C), c) du silicium (Si), d) du zinc (Zn).

Considérons donc que nous possédons des caoutchoucs avec une couche superficielle composée de molécules légères dont des cires et potentiellement des lubrifiants ou des plastifiants⁷. Nous n'aborderons pas plus la protection contre le vieillissement mais soulignons que l'utilité des cires paraffine ou microcristalline n'est plus avérée. En revanche pour les essais tribologiques, il est évident que cette couche pourra influencer les résultats et compliquer la tâche de caractérisation en laboratoire. Il apparaît alors primordial d'étudier le devenir de cette couche surfacique en conditions réelles et de mettre en place un protocole d'élimination représentatif de la réalité.

III.1.2 Elimination de la couche surfacique

III.1.2.1 En conditions réelles

L'étude spectroscopique IR-RTA est un moyen efficace et rapide pour déterminer qualitativement les liaisons moléculaires présentes en surface d'un matériau. Nous avons d'abord validé que cette méthode permet de déterminer la présence de la couche superficielle. Pour cela nous avons comparé la surface brute du caoutchouc et son cœur (obtenu par découpe). Les spectres d'absorbance respectifs sont présentés sur la **figure III.3**. D'après la littérature⁴, chaque pic d'absorbance peut être relié à une rotation ou une vibration d'une liaison moléculaire : élongation, ciseau, « rocking »... Notons trois différences majeures entre le cœur et la surface qui pourront par la suite servir pour rendre compte d'une élimination de la couche surfacique:

- en surface (spectre bleu) les élongations C-H₂ qui se produisent pour des nombres d'ondes de 2848 et 2916, sont plus pointues et plus marquées qu'à cœur. Leur amplitude est aussi légèrement plus importante.
- en surface brute, une élongation C-O se produit à 1538 cm⁻¹.

- enfin l'élongation caractéristique de la liaison Si-O est prédominante à cœur à 1100 cm^{-1} . Ceci est cohérent avec le fait qu'à cœur, la charge de la matrice est plus visible.

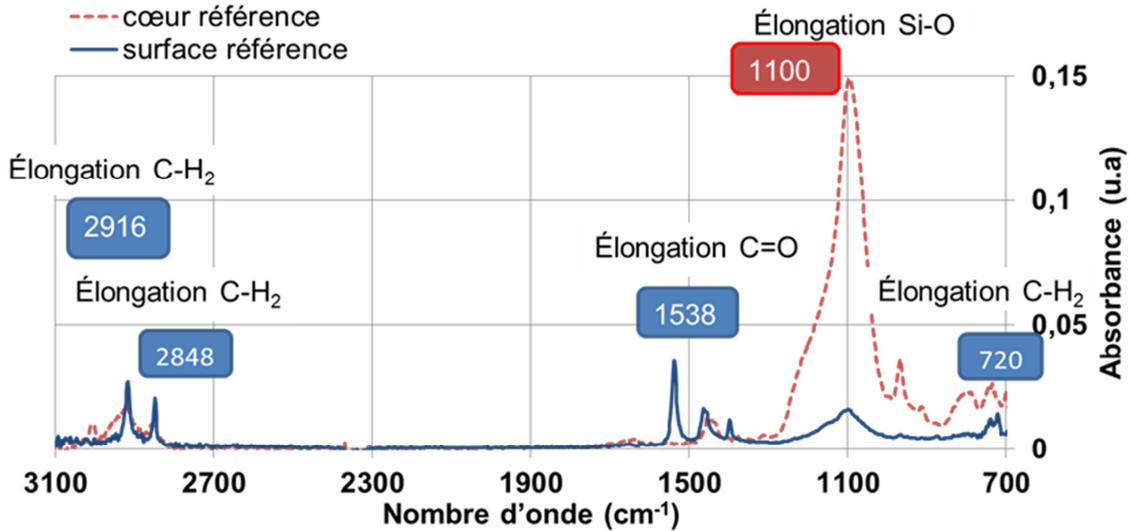


Figure III.3 : Comparaison des spectres infra-rouge entre le cœur et la surface du caoutchouc.

A partir de ces observations, le devenir de la couche surfacique peut se juger qualitativement en comparant un spectre brut et un autre modifié par usure réelle ou préparation en laboratoire. Deux études furent réalisées sur les semelles elles-mêmes lors d'un usage réel (footing sur route, d'une chaussure neuve (0 km), jusqu'à 30 km par tranche de 5 km). Les crampons furent prélevés un à un en fonction de la distance parcourue avec les chaussures puis analysés. Les comparaisons se font comme sur la **figure III.4** sur les élongations des liaisons C-H₂, C-O et Si-O pour les différentes distances courues. Si les deux premières élongations sont très marquées à l'état neuf (courbe bleue), elles disparaissent progressivement pour laisser l'absorbance de la liaison Si-O devenir majoritaire (les trois autres courbes). Ceci est interprété comme la disparition de la couche majoritairement composée de cire dont le but est la protection statique contre l'ozone. Logiquement quand les semelles sont mises en contact avec le sol pendant la course à pied, une abrasion ou un raclage se produit et la couche surfacique disparaît. Les analyses menées sur différents coureurs nous amènent à conclure que la couche est éliminée complètement de la surface des crampons des semelles dès 10km de course à pied. Au-delà de cette distance nous avons vérifié que, entre deux usages quotidiens, hebdomadaires ou même mensuels, aucune migration significative ne se produit pour reformer cette couche protectrice.

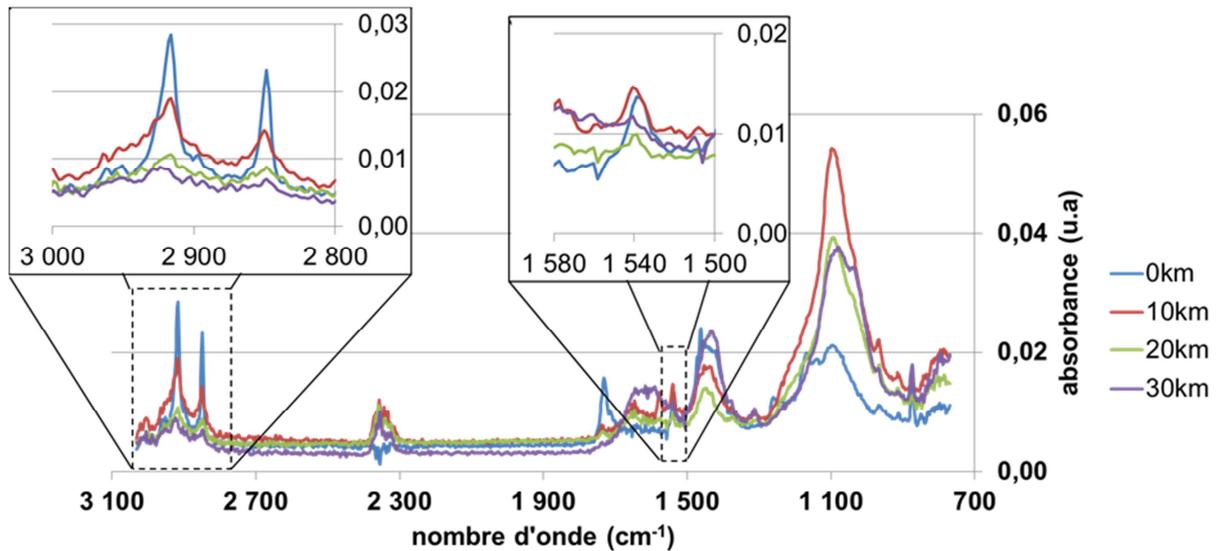


Figure III.4 : Spectres infra-rouge des surfaces des crampons en fonction de la distance courue.

En définitive, en conditions réelles d'utilisation, cette couche superficielle est éliminée très rapidement au regard de la durée de vie d'une paire de chaussures et sera toutefois présente le jour de l'achat. Industriellement son utilité ne peut être justifiée uniquement pour la protection au vieillissement à l'ozone. Si la cire n'avait pas aussi un rôle concernant la mise en forme du caoutchouc (en diminuant la viscosité du mélange) alors elle pourrait être supprimée.

III.1.2.2 Préparation en laboratoire

Nous avons vu l'existence d'une couche créée à la suite de la mise en forme des semelles. Si elle modifie peu l'usage, elle pourrait engendrer des contaminations lors des expériences réalisées en laboratoire. C'est pourquoi une préparation minutieuse des surfaces est nécessaire pour assurer des tests pertinents caractérisant l'adhérence d'une paire de chaussures. Cette préparation est d'autant plus difficile à mener que les plaques de caoutchouc brutes et les semelles possèdent de légères différences d'état de surface en fonction du moule dans lequel elles ont été fabriquées. Par exemple les plaques de test du lot principal utilisé pour ces travaux de thèse n'ont pas le même état de surface des deux côtés des plaques. Cela provient de la différence probable des surfaces du moule. L'une pourrait être sablée et l'autre brute après usinage ? Comme la **figure III.5** le démontre pour une plaque lisse de caoutchouc HT, sur une des faces, la surface est plutôt granuleuse (**figure III.5 a**) alors que sur l'autre face de petites stries sont présentes (**figure III.5 b**). Les stries sont espacées d'environ 0,3 mm. Sur le cliché b) elles sont majoritairement obliques. Afin d'éviter toute perturbation des tests liée à cette différence nous veillerons par la suite à toujours étudier la surface initialement granuleuse (figure III.5.a). Cette face était reconnaissable à l'œil nu.

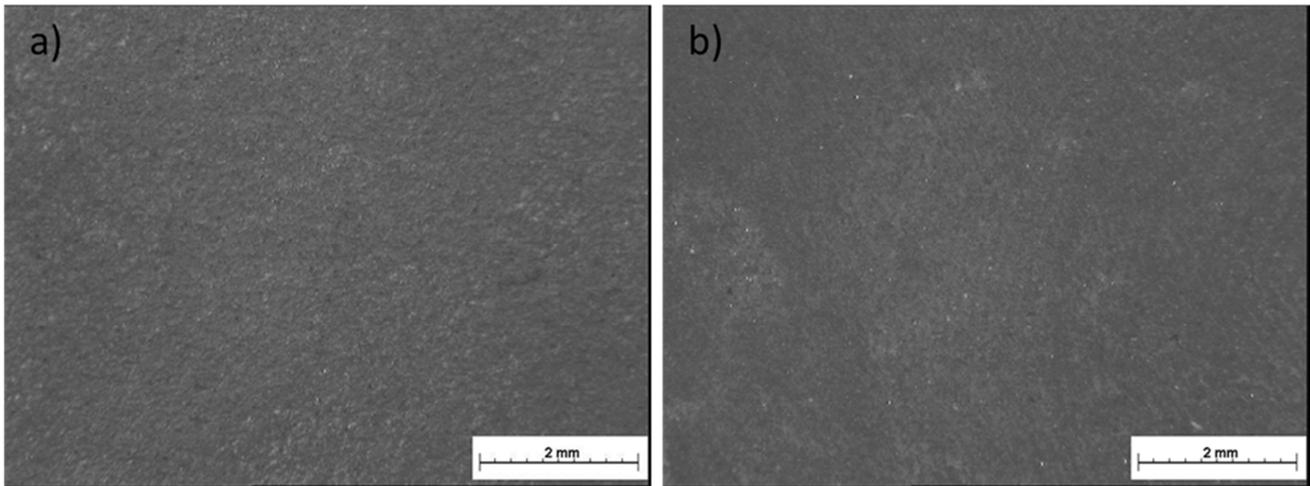


Figure III.5 : Surfaces brutes du caoutchouc HT d'une même plaque. a) un côté granuleux ; b) un côté strié.

De nombreuses recommandations existent notamment dans le domaine de la tribologie. Au début de l'étude nous avons cherché à reproduire la préparation surfacique en vigueur dans le domaine de la chaussure. C'est la préparation du test normé de résistance au glissement (NF EN ISO 13287) qui semblait la plus complète. La norme recommande de réaliser une abrasion légère des semelles à l'aide de papier abrasif fin : papier au carbure de silicium (SiC) grain P400. Pour modifier au minimum l'état de surface la norme préconise de limiter la pression avec laquelle le papier abrasif est appliqué contre le caoutchouc. Le papier abrasif est « monté sur un bloc rigide ayant une face plate 100 mm x 7 mm et une masse de 1200 g ». Ensuite le bloc est frotté sur les zones de contact des semelles uniquement sous son propre poids. Puis les semelles sont rincées à l'eau distillée.

Pour notre étude, cette préparation s'est avérée insatisfaisante en particulier sur les plots en forme de disque. En effet, nos caoutchoucs possèdent des duretés variant de 65 Shore A à 75 Shore A qui se comportent différemment lors de l'abrasion. Les observations réalisées à la loupe binoculaire (**figure III.6**) montrent les surfaces de certains d'entre eux après préparation (**a ; b ; c**) qu'il faut comparer à la surface référence lisse et granuleuse (**figure III.5.a**). Sur chaque cliché, un flèche indique la direction de l'abrasion.

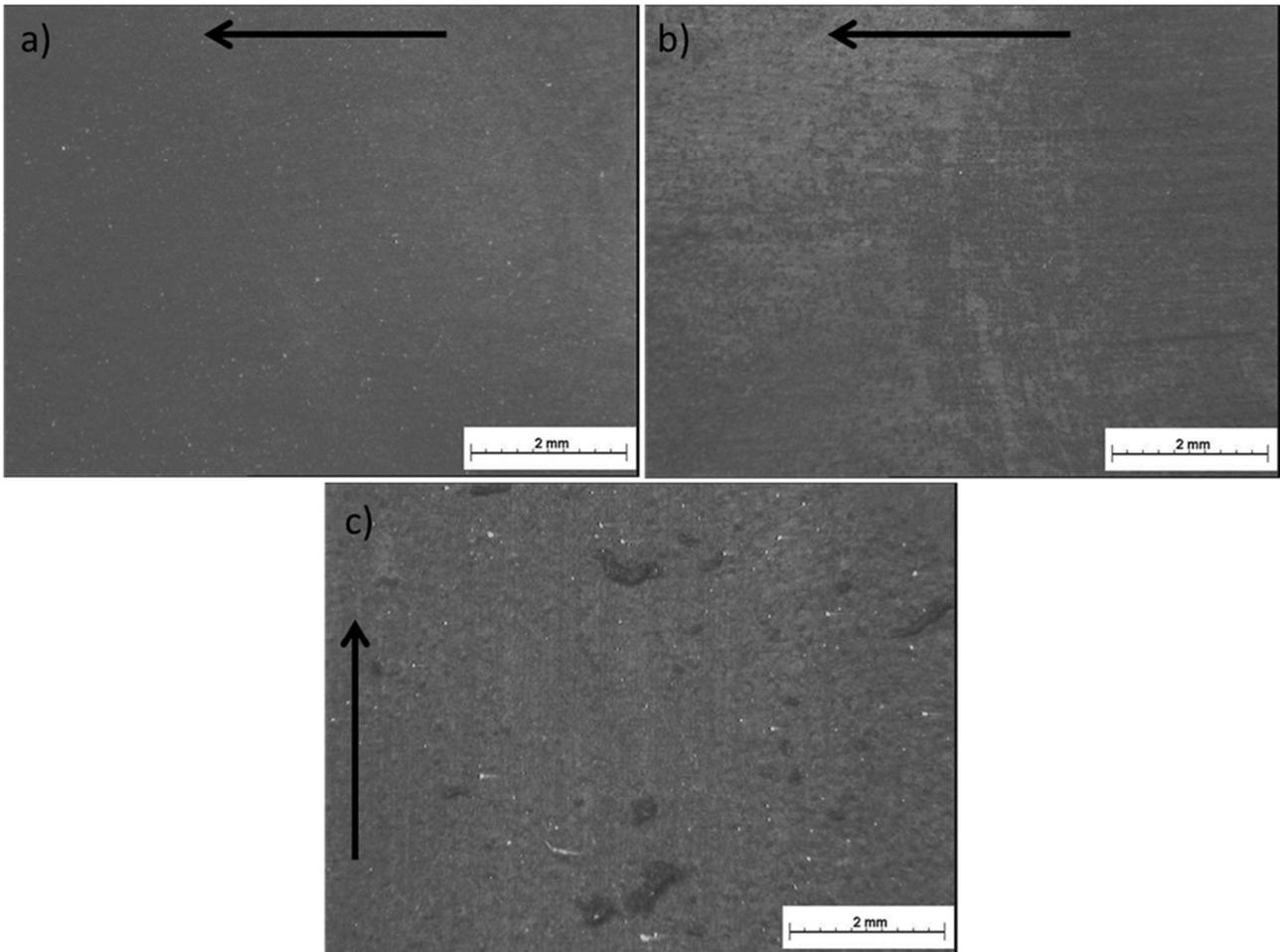


Figure III.6 : Etat de surface des caoutchoucs préparés selon la norme EN 13287 observés à la loupe binoculaire. La flèche indique la direction de l’abrasion. a) faible effet sur HTR ; b) irrégularité de l’abrasion de HT ; c) Auto cohésion et inclusions sur ST.

Le caoutchouc HTR (**figure III.6 a**) est à peine rainuré alors que les caoutchoucs ST et HT sont déjà abrasés (**figure III.6 b et c**). Quelques points brillants micrométriques sont visibles sur les figures a et c : cela pourrait correspondre à des inclusions de grains abrasifs même si la surface brute (**figure III.5.b**) possède aussi quelques taches brillantes. Dans ce cas il s’agirait plutôt de contaminations extérieures. Le papier abrasif utilisé, P400, possède des grains d’un diamètre de l’ordre de 35 μm . Il est donc possible que les points brillants soient des inclusions surtout que le caoutchouc ST qui est le plus tendre est celui qui possède le plus de ces points brillants sur les clichés. S’il s’agit réellement d’inclusions de grains abrasifs, la contrainte de cisaillement lors d’un test de frottement sera perturbée.

Dans le cas du caoutchouc HT (**figure III.6 b**), l’abrasion n’est pas homogène. Nous observons une zone mate et une zone brillante. Il pourrait s’agir d’un étalement de la couche superficielle de cire. Dans le cas du caoutchouc ST (**figure III.6 c**), l’abrasion est prononcée. Des particules de matière sont arrachées puis se recollent à la surface : c’est le phénomène d’auto-cohésion lié à la forte

pégosité de cette formulation. La surface obtenue est très inhomogène visuellement et un enlèvement de matière s'est produit. Si la préparation modifie peu HTR par rapport à la surface brute (**figure III.5 a**), ce n'est donc pas le cas pour les deux autres formulations.

Une autre méthode de préparation est donc nécessaire. Parmi les traitements chimiques, mécaniques ou thermiques que nous avons testés, l'abrasion avec un papier carbure de silicium prodigue les meilleurs résultats à condition d'évacuer les débris au fur et à mesure de l'abrasion avec de l'eau. La méthode est donc très similaire à ce que recommande la norme. Le bloc décrit dans la norme est utilisé pour mettre le caoutchouc en pression sur le papier abrasif mais est collé sur le tour d'une polisseuse. Pour les caoutchoucs les plus durs, une pression supplémentaire est appliquée sur le bloc afin d'abraser la surface. La **figure III.7** présente deux caoutchoucs abrasés avec cette méthode. Les deux surfaces sont homogènes et équivalentes quel que soit le caoutchouc. Ici nous présentons uniquement les clichés pour HTR et ST (respectivement **figure III.7a et b**). Quelques rares inclusions sont présentes et l'abrasion est orientée. Il existe des stries, des rayures. Pour les essais de tribologie, il faudra s'assurer de toujours effectuer l'abrasion dans la même direction afin d'orienter les stries perpendiculairement à la direction de glissement.

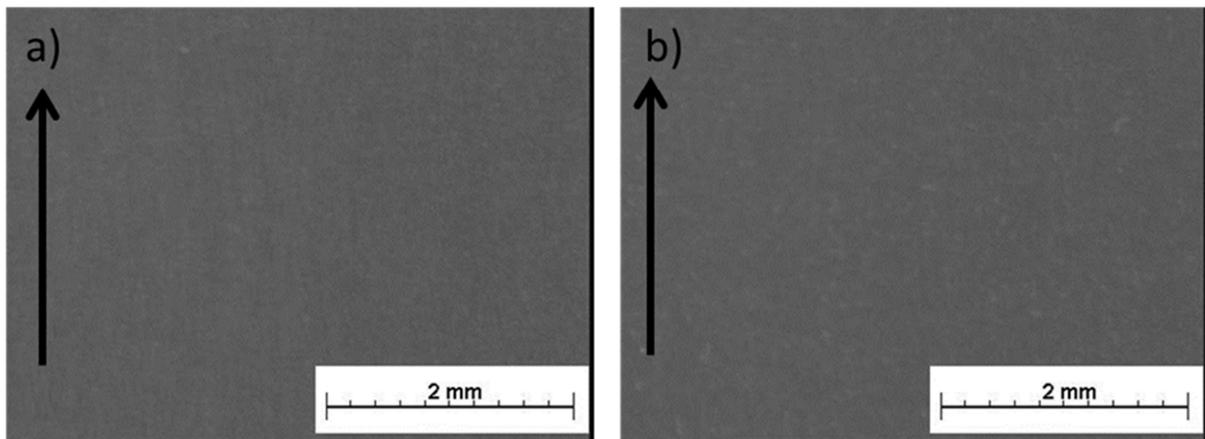


Figure III.7 : Photographie des caoutchoucs abrasés avec évacuation de débris à l'eau. a) HTR ; b) ST.

III.1.3 Frottement et couche de cire

Pour conclure sur les travaux réalisés autour de la couche de cire qui ne sont qu'un prérequis pour prédire par la suite la performance du grip, mettons en évidence l'influence qu'elle peut avoir sur les mesures de frottement.

Pour cette étude, nous étudions sur le tribomètre plan-plan rotatif le contact entre le caoutchouc HT et l'acier inoxydable. Le contact est sec ou immergé dans l'eau, à température ambiante. L'effort normal est de 150 N (pression moyenne 0,07 MPa), la vitesse de rotation de 1tr/min (vitesse de glissement de 0,012 m/s). Nous mesurons le couple. Entre chaque essai, la piste

en acier est nettoyée avec du toluène et rincée à l'éthanol puis à l'eau. Rappelons que le tribomètre possède un défaut de parallélisme de 0,10mm entre le plateau supérieur porte échantillon et le plateau inférieur rotatif. Ce défaut implique des variations périodiques de la mesure du couple, donc du coefficient de frottement dynamique. Cependant, il est possible de moyenniser la mesure ce qui permet de calculer le coefficient de frottement dynamique sur une rotation complète et de suivre son évolution. Un essai est réalisé sur deux tours du tribomètre pour quantifier une éventuelle évolution du frottement dynamique. Ici, nous étudions uniquement le coefficient de frottement dynamique (noté μ_d).

Trois conditions de préparation sont testées. Le caoutchouc brut, le caoutchouc abrasé avec le papier SiC, et le caoutchouc nettoyé à la méthyl-éthyle-cétone (MEC). La MEC et l'abrasion permettent l'élimination de la couche superficielle. La MEC permet en outre de ne pas changer la rugosité du caoutchouc. Cependant l'usage du solvant chimique n'est pas à privilégier car il peut aussi agir sur les molécules de l'élastomère et modifier le comportement du matériau formulé.

La **figure III.8** présente le frottement (μ_d) pour six conditions (deux environnements et trois préparations surfaciques). Ce graphique est très riche et permet d'établir plusieurs conclusions : d'abord sur le caoutchouc brut, ensuite sur la préparation de surface, enfin sur l'influence de la couche superficielle en conditions sèches et mouillées.

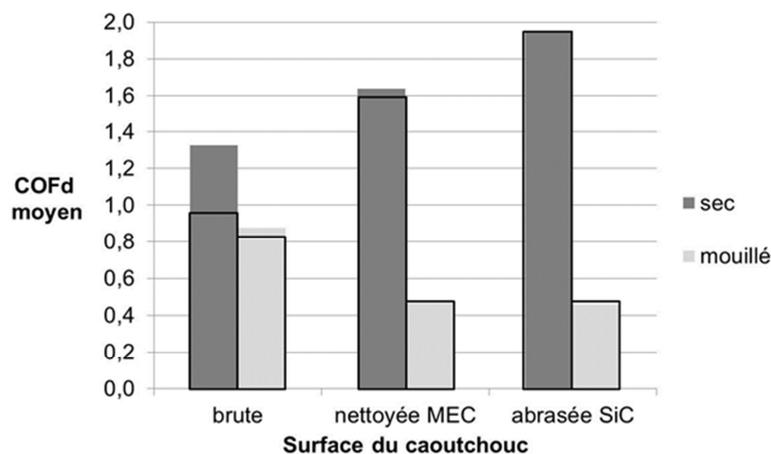


Figure III.8 : μ_d moyenné sur 1 tour, calculé pour le 1^{er} tour (■) et le 2nd (■) pour différentes préparations surfaciques du caoutchouc.

D'abord étudions les premier et second tours pour le caoutchouc brut. Seul l'essai sur surface sèche présente une évolution significative du frottement : μ_d de 0,9 à 1,3. Ce changement s'explique par le transfert - observable visuellement - de la cire sur le sillon de la piste antagoniste. Le frottement est stabilisé lors du second tour. Si nous comparons l'environnement sec et mouillé pour ce cas brut, nous observons une légère baisse du frottement lorsque le contact est immergé dans

l'eau : de 0,9 à 0,8. Cette diminution est très faible : nous pouvons donc conclure que la couche superficielle prévaut sur l'environnement. Le contact n'est pas lubrifié par l'eau quand il est immergé mais il est lubrifié par la couche surfacique. Probablement par les cires qui sont hydrophobes.

Ensuite comparons le nettoyage MEC et l'abrasion SiC. La même tendance est observée. Il semblerait que l'abrasion soit plus efficace pour éliminer la couche de cire. En effet une faible stabilisation apparaît pour le frottement à sec après le nettoyage à la MEC (la moyenne du premier tour est supérieure d'environ 0,05 à celle du second). Comme les résultats sur surface mouillée sont identiques pour les deux préparations, nous pouvons considérer que les variations ne proviennent pas de la variation de la rugosité des caoutchoucs que l'abrasion aurait pu induire mais bien de la disparition de la couche surfacique⁸. Nous remarquons dès lors que l'environnement prévaut sur la mesure du frottement (μ_d).

Enfin nous pouvons étudier l'influence de la couche superficielle. Nous pouvons considérer qu'elle lubrifie le contact sec (μ_d mesuré à 1,3 en sa présence contre 1,6 ou 1,9 hors de sa présence). En revanche, nous observons l'effet inverse lorsque le contact est immergé dans l'eau (μ_d mesuré à 0,8 en sa présence contre 0,45 hors de sa présence). Ce comportement peut être lié au caractère hydrophobe de la cire. Ainsi cette couche aiderait le caoutchouc à briser le film d'eau et établir un contact partiellement sec, puisque le frottement reste inférieur à celui du contact sec.

En définitive dans le cas du frottement immergé dans l'eau qui est le cas critique pour notre application, l'eau joue le rôle de lubrifiant ou anti-adhésif. La présence d'une couche superficielle (en l'occurrence grasse et composée de cire) peut modifier très significativement la mesure du frottement (μ_d) et ainsi empêcher l'étude comparative de différentes formulations de caoutchoucs. C'est pourquoi par la suite tous les échantillons seront méticuleusement abrasés selon la procédure décrite précédemment (I.1.2.2).

III.2 Maintien

Le maintien représente l'aptitude à éviter le décrochage : macroscopiquement, le contact doit adhérer et non glisser. Pour la marche et la course RFS, le moment critique le plus évident correspond à l'attaque talon. Il s'agit d'établir l'adhérence. Pour cela la cinématique de la pose du pied sur le sol va être primordiale. A partir de cette analyse, nous pourrions étudier les cinématiques de lubrification qui peuvent intervenir et les mécanismes possibles comme le frottement statique et le glissement commençant.

III.2.1 Cinématique de lubrification

Pour que le maintien puisse s'effectuer, il faut pouvoir établir le contact entre le sol et la chaussure. Dans le cas d'un sol rigide, la présence d'un liquide (eau, huile ou boue) pourra empêcher l'établissement d'un contact intime entre la semelle et le sol. Les points de contact seront alors gouvernés par la géométrie de la semelle, la rugosité des surfaces et l'épaisseur du film de liquide. En termes de liquides nous choisissons l'eau car c'est probablement le fluide le plus fréquent pour nos applications. Cela correspond au rocher mouillé rencontré lors d'une randonnée. Nous avons laissé de côté la boue (liquide visqueux) car elle est présente sur des sols terreux non rigides sur lesquels l'ancrage mécanique serait à considérer. C'est donc un autre mécanisme que le cas critique précédemment évoqué.

Pour bien décrire le mouvement entre la chaussure et le sol et la cinématique de lubrification qui en résulte, il faut approfondir les points abordés au premier chapitre sur les risques de chute et le contact sol-chaussure (I.1.3 et I.1.4). En fonction de la démarche et de la chaussure utilisée, le contact va différer. Décrivons uniquement un exemple représentatif de la marche et de la course RFS : nous utilisons le modèle de chaussure « XT Wings 3 » (chaussure classique utilisée en « trail running »). Dans les deux cas, malgré les variabilités entre les personnes, l'attaque talon s'effectue lorsque l'angle entre le pied et le sol est d'environ 12° . La photographie (**figure III.8**) présente la position de la chaussure lors de l'attaque talon. Ce contact entre la semelle et le sol lisse est dicté par le galbe de la semelle. Ainsi la courbure de la semelle rouge de la **figure III.9** permet de compenser l'angle d'inclinaison du pied pour établir un contact quasi plan-plan. Ce galbe de semelle est conçu pour des raisons biomécaniques afin de prodiguer un déroulé du pied agréable pour l'utilisateur.

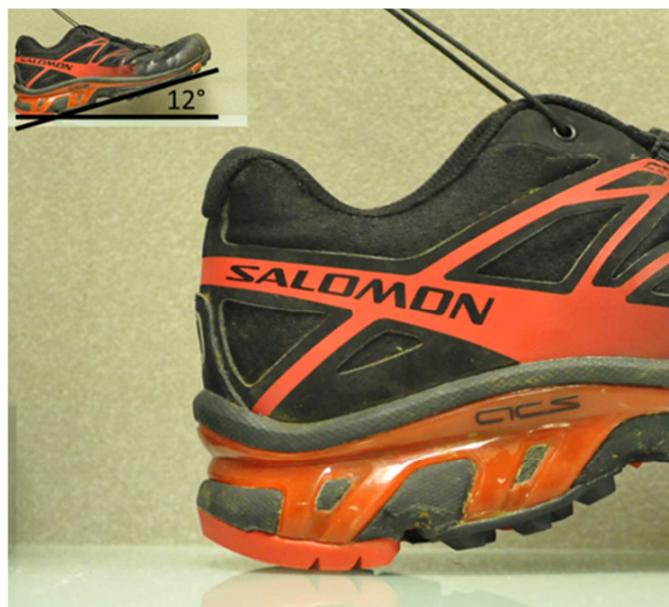


Figure III.9 : Angle de contact entre le sol et la chaussure lors de l'attaque talon.

Ajoutons à cela l'analyse de la vitesse du talon (**figure I.6**) dans le sens du déplacement (direction antéro-postérieure) en situation normale (sans glissade) : la vitesse diminue avec une décélération presque constante. Cela signifie que le corps humain adapte sa démarche pour que le pied décélère et entre en contact avec le sol « en se posant verticalement ». Dès lors, la cinématique de lubrification sera proche du « squeeze-film ». Il faudra briser le film d'eau à partir du mouvement vertical pour aboutir au contact sec et fournir l'adhérence nécessaire.

Poursuivons l'étude de la biomécanique pour établir les conditions agissant sur le système sol-semelle. L'analyse de la locomotion peut se baser sur la première loi de Newton et sur la modélisation du corps humain comme segments massiques (tronc, pieds, bras, avant-bras...)⁹. Le suivi cinématique des mouvements donne les accélérations des segments de corps et ainsi la force de réaction du sol (GRF) peut être modélisée (elle est aussi mesurée). La comparaison avec les données des plateformes de forces permet de bien comprendre la résultante globale des forces qui s'appliquent lors du contact¹⁰ comme sur la **figure III.10** (exemple créé par l'entreprise C-motion). Sur cette figure, nous suivons l'évolution des marqueurs représentant les mouvements du corps humain dans les trois dimensions lors de l'attaque talon. L'humain segmenté pour cet enregistrement pèse 65 kg et mesure 1,60 m. Le marqueur rouge est celui du talon gauche. Les trois clichés sont respectivement capturés à partir de l'impact, puis après 6,25 ms et 56,25 ms.

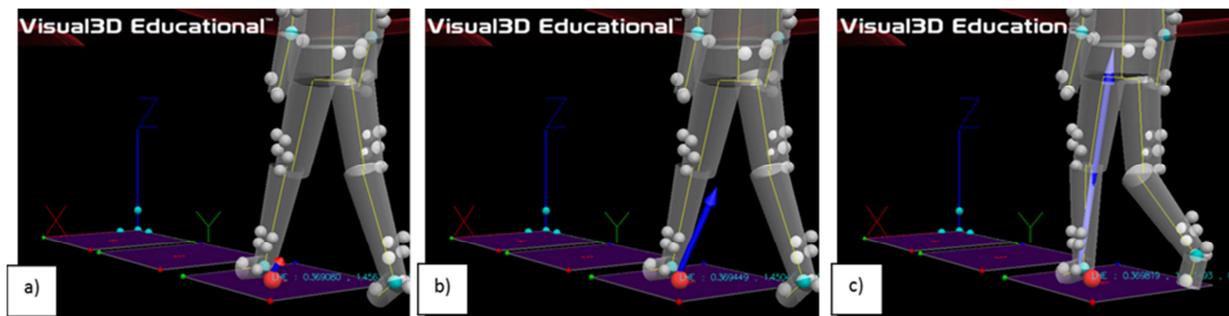


Figure III.10 : Analyse de l'attaque talon: segmentation du corps humain et force de réaction du sol (GRF : vecteur bleu). a) t=0 ms ;b) t=6,25 ms ;c) t=56,25 ms.

56,25 ms correspondent à la durée classique d'une attaque talon. Durant cette période le vecteur force de la réaction du sol sera légèrement orienté vers l'arrière, puis verticalement : pour ce cas (**figure III.10**), la norme du vecteur moyennée sur les 56,25 ms est d'environ 250 N pour une norme maximum de 355 N atteinte plus tard, lorsque le pied sera à plat. Cette valeur est basse par rapport aux autres données qui font référence dans la littérature¹¹. En effet, le plus souvent, la marche provoque une force de réaction du sol de l'ordre du poids du corps (ici, 640 N pour notre sujet de 65 kg). Si la norme de la force est à prendre avec précaution pour ces données fournies par le concepteur du logiciel, la tendance globale de l'évolution de la force est standard. Lors de la marche à 4,5 km/h, il est commun d'avoir une force de réaction du sol lors de l'attaque talon de

l'ordre de 70 % de la force de réaction du sol maximale. Nous expliquons ce phénomène par des effets d'inertie négligeables pour la marche et le fait que 30 % du poids du corps est encore supporté par l'autre jambe en appui sur le sol (en phase de propulsion).

Ainsi nous avons décrit précisément la cinématique et l'application des efforts de l'attaque talon entre une chaussure et le sol. Il apparaît que le maintien sera possible sur une surface mouillée si le film d'eau est brisé lors des premières 50 ms après le contact macroscopique. En d'autres termes, cela signifie qu'il faut empêcher l'établissement du régime hydrodynamique de la lubrification en configuration « squeeze-film » en 50 ms. Résoudre ce problème en trois dimensions, en tenant compte de la viscoélasticité du caoutchouc, la rugosité des surfaces, la cinématique du déroulé du pied et la structure de la semelle n'entre pas dans le cadre de ce travail. Cependant pour avoir une idée de la situation dans laquelle peut se produire une lubrification persistante sous un crampon lors de l'attaque talon, tentons l'extrême simplification suivante : le « squeeze-film » entre deux plans (**figure III.11**) rigides.

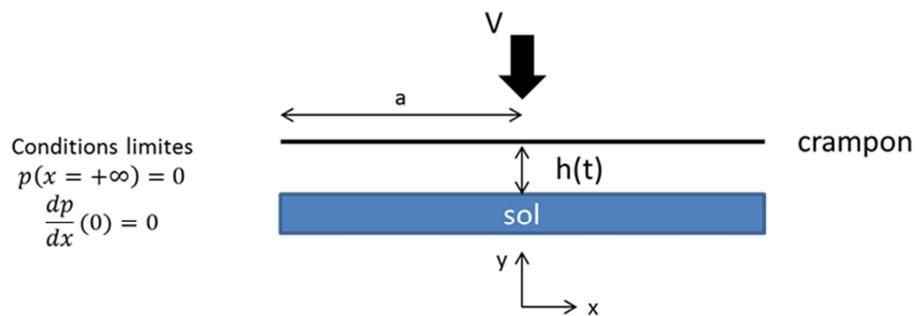


Figure III.11 : Schématisation du « squeeze-film » représentatif pour le contact sol-chaussure.

En se basant sur la mécanique des fluides, à partir de l'équation de Navier-Stokes, nous négligeons l'inertie puis nous appliquons les « Hypothèses de la Lubrification Hydrodynamique » (HLH) pour obtenir l'équation de Reynolds. Le cas est un problème plan. Nous obtenons donc une équation différentielle ordinaire dans le cas quasi statique, sans variation de masse volumique et sans vitesse tangentielle :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{h^3}{12\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \right) = -V \quad [III.1]$$

avec h l'épaisseur du film, p et V la pression et la vitesse normale agissant sur le plan « crampon » et η la viscosité du fluide. Considérons pour notre cas, que la force qui s'applique sur le crampon est constante. Nous obtenons d'après [III.1] :

$$\frac{h(t)}{h_0} = \left(1 + \frac{F \cdot h_0^2}{4\eta a^3} \cdot t \right)^{-1/2} \quad [III.2]$$

avec h_0 l'épaisseur initiale du film, a la demi longueur du plan « crampon », t le temps, F l'effort normal et η la viscosité. Par conséquent, nous pouvons estimer la taille maximale d'un crampon pour éviter que la lubrification persiste après 50 ms lors de l'attaque talon. Nous considérons que le film d'eau est trop mince pour lubrifier le contact lorsqu'il a une épaisseur d'un micromètre. Si nous avons un film d'eau ($\eta = 10^{-3}$ Pa.s) d'épaisseur h_0 d'un millimètre, pour un effort normal $F=500$ N, le calcul nous donne $a \approx 20$ mm. Cet ordre de grandeur semble cohérent avec le comportement observé *in situ* par Beschorner *et al.*¹². Pour que les chaussures prodiguent du maintien, la structure de la semelle aura un rôle primordial afin de briser le film d'eau. En première approximation, un crampon situé sous le talon ne devrait pas dépasser 1600 mm². Rappelons que nous avons tout de même négligé des paramètres forts comme la rugosité et la viscoélasticité de la semelle. La rugosité du sol aidera à briser le film d'eau. Au contraire, la faiblesse du module des caoutchoucs pourrait aboutir à la déformation de la semelle et donc provoquer un cas de lubrification élasto-hydrodynamique.

Ainsi il semblerait que dans le cas critique d'un rocher lisse mouillé (mais nous pourrions appliquer notre raisonnement à d'autres situations critiques), le maintien d'une semelle pourrait dépendre de la capacité à briser le film d'eau. Aucune norme n'est établie à l'heure actuelle pour tester ce paramètre en respectant le principe de similitude.

III.2.2 Frottement statique et glissement commençant

Pour assurer le maintien, il faut éviter le glissement macroscopique. C'est pourquoi le frottement statique et le glissement commençant semblent être des paramètres primordiaux. Il s'agit de quantifier la contrainte transmissible par cisaillement au sol sans que le bloc de caoutchouc ne se déplace ou lors des premiers centimètres de glissement qui peuvent ne pas être ressentis par le marcheur¹³. La revue de Redfern M.S. *et al.*¹³ indique plusieurs valeurs : 1 cm selon Perkins (1978), ou Cham et Redfern (2001c), 1,2 cm pour Strandberg(1983) et jusqu'à 3 cm pour Leamon et 1990).

Nous cherchons sur un tribomètre rotatif plan-plan des données qui pourraient renseigner sur les mécanismes de l'adhérence des caoutchoucs lors de la marche et de la course. Par conséquent le principe de similitude recommandé en tribologie n'est pas optimisé car le déroulé du pied sur le sol possède une cinématique plus compliquée que celle disponible avec la machine plan-plan. Dans ces conditions la valeur d'un coefficient de frottement ou d'un pic de frottement statique n'est pas significative car de très nombreuses valeurs peuvent s'obtenir. Le but de notre démarche réside plus dans la comparaison de matières connues pour établir s'il existe différents mécanismes et

si des tests laboratoires simplifiés peuvent rendre compte du mécanisme réel. La piste antagoniste est un acier inoxydable immergée dans l'eau.

Pour étudier le frottement statique, nous appliquons un effort normal de 500N et nous appliquons une rampe en couple de de 0 à 50 N.m en 100 s pour les trois caoutchoucs références. Nous avons donc accès à l'effort tangentiel transmis jusqu'au décrochage. Quand le décrochage commence à se produire, la machine augmente la vitesse de rotation pour tenter de compenser la chute du couple. Bien entendu, cet asservissement aboutit à une augmentation brutale de la vitesse de rotation et à un décrochage brusque. L'arrêt de l'expérience se fait grâce à une limite de rotation de 360°.

Les essais ont été répétés six fois et nous présentons sur la **figure III.12** uniquement un essai représentatif pour chaque formulation pour plus de clarté et le **tableau III.1** présente l'ensemble des résultats par l'intermédiaire des valeurs moyennes et des écarts-types des efforts tangentiels maximaux et de la distance glissée. Tous les essais du caoutchouc ST provoquent du stick-slip, uniquement la moitié pour HT et HTR. La courbe rouge de ST représente très clairement le mécanisme du stick-slip. Il est cependant difficile de conclure concernant l'occurrence de ce mécanisme en conditions réelles car la rigidité et les conditions limites du tribomètre utilisé sont trop éloignées des conditions réelles. Ce graphe donne toutefois des valeurs intéressantes sur le début du glissement. Aussi nous représentons les valeurs de l'essai entier pour montrer la variation globale. En valeur moyenne, F_T diminue au cours du glissement. Le mécanisme de frottement est classique : le frottement statique est supérieur au frottement dynamique.

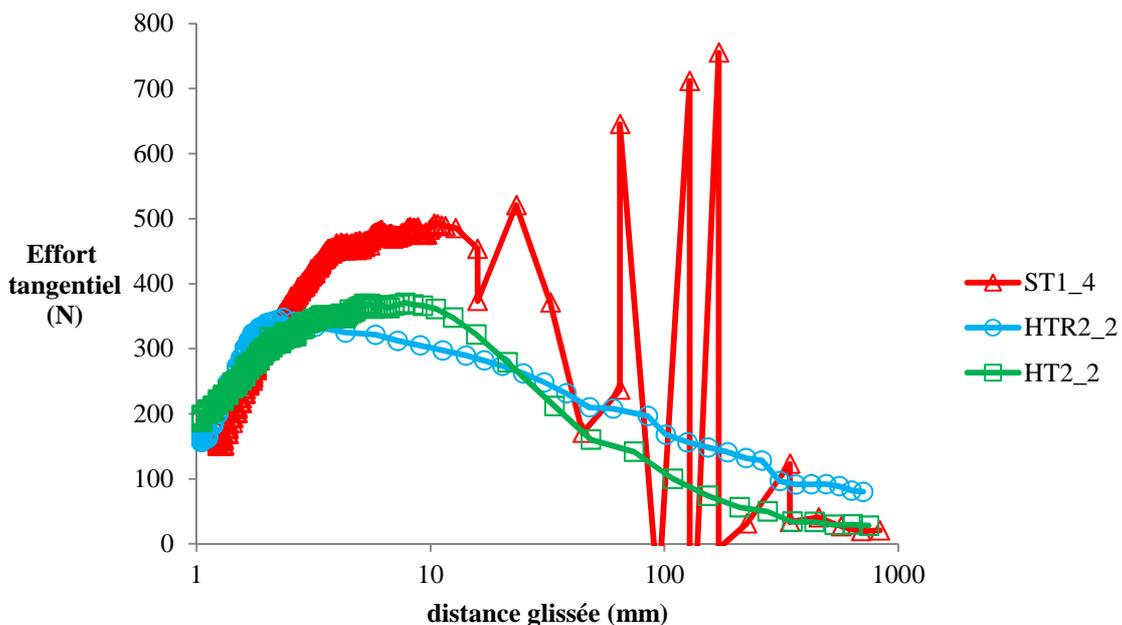


Figure III.12 : Glissement commençant : effort tangentiel par rapport à la distance glissée. Présence de « stick slip ».

Caoutchouc	Moyenne et écart-type de F_T (N)	Moyenne et écart-type de la longueur glissée pour F_{Tmax} (mm)
ST	466 (34)	9 (6)
HT	395 (23)	9 (3)
HTR	345 (3)	5 (4)

Tableau III.1 : Effort tangentiel maximum et longueur glissée correspondante : moyennes et écart-types.

Nous avons évoqué l'écart entre notre test tribologique et l'usage réel mais les résultats obtenus ont le mérite de renseigner sur le glissement commençant entre 1 et 10 mm et l'effort tangentiel peut être comparé pour nos trois formulations. La supériorité du caoutchouc ST de 35 % par rapport à HTR et de 18 % par rapport à HT est en accord avec les résultats du test *in vivo* du « plan incliné mouillé » réalisé par l'entreprise Salomon. Ce test consiste à comparer le point de décrochage (maintien maximum) des chaussures sur un plan en marbre mouillé incliné à 15 °.

Par rapport aux données biomécaniques, nous aurions voulu analyser les petits glissements compris entre 10 et 30 mm qui peuvent ne pas être perçus en conditions réelles. Cependant dans les essais (**figure III.12**), le glissement commençant est gouverné par l'augmentation de la vitesse de rotation de l'arbre moteur quand le couple diminue et s'écarte de la rampe imposée (soit à partir de 9 ou 5 mm de longueur glissée). A partir de ce point, l'accélération subie est différente pour chaque caoutchouc : respectivement 1,2 ; 0,9 et 0,5 m/s² pour ST, HT et HTR. Nous ne sommes pas en mesure d'établir s'il s'agit d'un effet lié à la matière testée ou à l'asservissement de la machine. Ainsi nous ne pouvons pas conclure sur le mécanisme du glissement commençant dont nous avons pourtant la description grâce à l'enregistrement des valeurs de F_T entre 10 et 30 mm de glissement.

Une mesure de glissement commençant sur un tribomètre plan-plan et en particulier la valeur maximum de l'effort tangentiel peut donc nous renseigner *a priori* sur une matière en ce qui concerne la future performance de la composante de maintien du grip d'une semelle. Cependant cette prédiction a été vérifiée uniquement jusqu'à 10 mm de glissement quand l'analyse biomécanique préconise de s'intéresser à des valeurs atteignant 30 mm.

III.3 Progressivité

Au niveau de la mobilité, la progressivité représente la capacité à contrôler le mouvement en cas de décrochage. La perte d'adhérence se passe d'abord au niveau d'un pied. Un glissement global de ce pied en résulte. En fonction du moment où se passe cette perturbation, l'autre pied peut encore adhérer au sol (phase de propulsion) ou se trouver en l'air. Dans tous les cas, le marcheur ou le coureur se retrouve dans une situation de déséquilibre pouvant aboutir à une chute. Tous les auteurs ne s'accordent pas concernant les conditions des glissades aboutissant à des chutes.

Cependant certains critères sont tout de même récurrents. Le glissement se passe au minimum sur une distance de l'ordre de 10 cm. Comme nous l'avons déjà mentionné, la vitesse de glissement est assez élevée et variable. Nous avons mesuré en laboratoire sur le plan incliné en marbre mouillé, des vitesses aux alentours de 0,3 m/s et la littérature propose jusqu'à 2 m/s¹⁴. Théoriquement, la vitesse de 5 m/s pourrait être atteinte étant donné qu'il s'agit de la vitesse globale qu'un coureur peut avoir lors d'une descente par exemple. Enfin le chargement normal variera entre 60 % du poids du corps (si la glissade se passe lors de l'attaque talon) jusqu'à 200 à 300 % du poids du corps durant le reste de la phase de contact au sol. En ajoutant à ces conditions différentes cinématiques en fonction de la pose du pied au sol (RFS ou FFS) nous obtenons l'ensemble des facteurs qui vont gouverner le frottement dynamique de la chaussure sur le sol lors d'une glissade. Nous constatons aussi que cette démarche peut aboutir à la validation de structures spécifiques particulièrement intéressantes pour la conception des chaussures.

III.3.1 Apport des tribomètres dynamiques

Dans le domaine de la sécurité, les chaussures - en tant qu'équipement individuel de protection – visent à éviter les chutes par glissades. En ce sens, la norme référence en Europe s'intitule Résistance au glissement. Le critère n'est autre que la valeur du coefficient de frottement dynamique entre la chaussure et le sol. Ainsi des chaussures sont comparées. Les chaussures varient aussi bien en ce qui concerne la matière que la géométrie de la semelle. En fixant une des deux variables, la seconde est analysée. Devant la variabilité de la gamme des chaussures et celle des matières de semelles, notre étude n'avait pas pour but de réaliser une batterie de test exhaustive puis de trouver la meilleure combinaison entre une matière et une géométrie. Nous étions plutôt dans une démarche de compréhension des paramètres de test et de la pertinence du test pour l'appliquer au domaine des chaussures de randonnée et de course à pied. Cette compréhension s'est basée sur l'analyse du tribomètre normé EN NF ISO 13287 et sur des expériences réalisées sur le tribomètre plan-plan rotatif du CEMEF.

III.3.1.1 Tribomètre normé EN NF ISO 13287

La norme EN NF ISO 13287 a déjà fait l'objet de nombreuses recherches et les résultats sont bien corrélés à la sensation d'adhérence de l'utilisateur. Cependant certaines mesures peuvent aboutir à l'incompréhension si tous les facteurs qui influencent le frottement du caoutchouc ne sont pas strictement maîtrisés lorsque nous réalisons des tests comparatifs. Ainsi chaque chaussure possède un couple géométrie-matière optimal dont les contributions ne sont pas évidentes et sont par conséquent difficilement transférables à un autre modèle. Les conclusions que nous pouvons tirer de ce test doivent donc être établies avec beaucoup de précautions.

Pour une même matière, Blanchette M.G. et Powers C.M.¹⁵ font varier la structure de la semelle : orientation (oblique, parallèle ou perpendiculaire), largeur et profondeur des rainures. Nous tirons de leur publication la photographie des structures de semelles suivante (**figure III.13**).



Figure III.13 : Exemple de semelles de l'étude de Blanchette M.G. et Powers C.M.¹⁵ De gauche à droite : les rainures parallèles, obliques et perpendiculaires.

Des tests normés (ASTM F2913) sont réalisés sur la machine Satra STM 603. L'analyse statistique de la variance (ANOVA) des résultats aboutit à la dominance de l'orientation. La forme de la semelle est donc prépondérante au moins dans les conditions du test normé. La résistance au glissement sera plus élevée lorsque les rainures seront obliques ($\mu=0,27$) plutôt que perpendiculaires ($\mu=0,21$) à la direction du glissement. Au contraire, des rainures parallèles à la direction du glissement procurent une faible résistance au glissement ($\mu=0,11$). Les rainures parallèles à la direction de glissement possèdent une longueur d'arête effective moins importante que les rainures perpendiculaires ou obliques. Nous pouvons être étonnés d'une si forte différence liée à l'orientation des rainures rapportée par ces auteurs. Si comme cela est supposé, c'est la lubrification qui diminue le frottement lors du test normé alors les rainures parallèles sont délétères bien qu'elles devraient faciliter l'évacuation du liquide du contact par « squeeze » dans la direction latérale. D'autres auteurs¹⁶ ont également noté la faible performance des rainures orientées parallèlement à la direction du glissement en étudiant le frottement de blocs en caoutchouc, sans toutefois voir de différence entre les rainures obliques et perpendiculaires. Cette variabilité pourrait provenir de la difficulté de réaliser ces structures obliques et parallèles tout en maintenant le même nombre de rainures, la même surface de contact et la même longueur d'arête. Ainsi la structure modifie la lubrification mais des incertitudes demeurent sur l'aire de contact réelle et la longueur d'arête; cela nous empêche de certifier qu'il s'agit uniquement d'un effet de structure. Pour statuer sur les raisons

de la forte influence de l'orientation des rainures, il faudrait mener une analyse poussée d'élasto-hydrodynamique.

Notons aussi l'importance de la variabilité sur les mesures de coefficient de frottement dynamique lors de l'étude sur les chaussures¹⁵ : de 0,08 à 0,34, la valeur de 0,20 étant un seuil de sécurité¹⁷. Dans le même sens, des essais effectués sur la gamme des produits Salomon démontrent qu'un grand écart sur le test normé peut exister sans que cette différence ne soit ressentie par un utilisateur lors d'un test in vivo comme le test critique du plan incliné. Notre test s'est effectué uniquement avec une paire de chaussures et deux testeurs expérimentés. Nous n'avons donc pas de résultats statistiques mais uniquement le ressenti de deux individus pour une paire de chaussures. Pour cette paire de chaussures, le CTC groupe (laboratoire physico-chimique, Lyon) a mesuré dans les conditions de la norme NF EN ISO 13287 (pied plat et attaque talon avec lubrifiant NALS) un coefficient de frottement de $0,30 \pm 0,02$ pour la chaussure gauche et de $0,38 \pm 0,02$ pour la chaussure droite. Selon le protocole du plan incliné, nos deux testeurs n'ont dénoté aucune différence significative entre les deux pieds. Cela peut s'expliquer de plusieurs manières opposées. Soit l'utilisateur est incapable de ressentir des différences mesurables sur le test normé, soit le test normé est trop discriminant pour certains types de structures à cause de la cinématique du tribomètre qui s'éloigne du déroulé du pied. Ou encore ce n'est pas le frottement dynamique qui est fondamental pour la sensation de l'utilisateur. Rappelons ici que si le plan incliné est très discriminant pour ressentir le décrochage de la chaussure, il est aussi efficace pour dénoter la progressivité du frottement. Même s'il a déjà été traité de nombreuses fois¹⁸, le débat concernant la pertinence d'un critère statique ou dynamique pour la mobilité en fonction des différentes pratiques n'est pas clos¹⁹.

En définitive le test normé de résistance au glissement par la mesure du frottement dynamique (μ_d) semble pertinent pour caractériser une des composantes du « grip » des chaussures. Cependant, il devra être couplé à d'autres techniques car sa corrélation au ressenti de l'utilisateur n'est pas toujours vérifiée.

III.3.1.2 Tribomètre plan-plan rotatif CEMEF

Ayant remarqué la variabilité des résultats sur le tribomètre normé, nous avons voulu simplifier le test en enlevant la variable structurale du test de frottement en réalisant un test plan-plan. Pour chaque matière comparée, le contact plan est établi via trois cylindres (diamètre 30 mm, épaisseur 4 mm). L'aire apparente de contact est 2121 mm^2 et la longueur d'arête active de 141 mm (demi-cercle avant de la base du cylindre).

Il est nécessaire de rappeler que les caoutchoucs ne respectent généralement pas la relation linéaire $F_T = \mu \cdot F_N$ [I.1] mais suivent plutôt une relation du type affine $F_T = \alpha + \mu \cdot F_N$ [I.7]. Etant donné que, pour la situation correspondant à la progressivité, la charge normale varie de 60 % à 300 % du poids du corps, il semblerait plus prudent d'effectuer une mesure pour plusieurs chargements normaux de la plage d'utilisation. La **figure III.14** compare les efforts tangentiels en régime stabilisé pour les trois caoutchoucs références frottant sur la céramique Eurotile 2 mouillée avec de l'eau. La vitesse de glissement est de 0,3 m/s dans tous les cas.

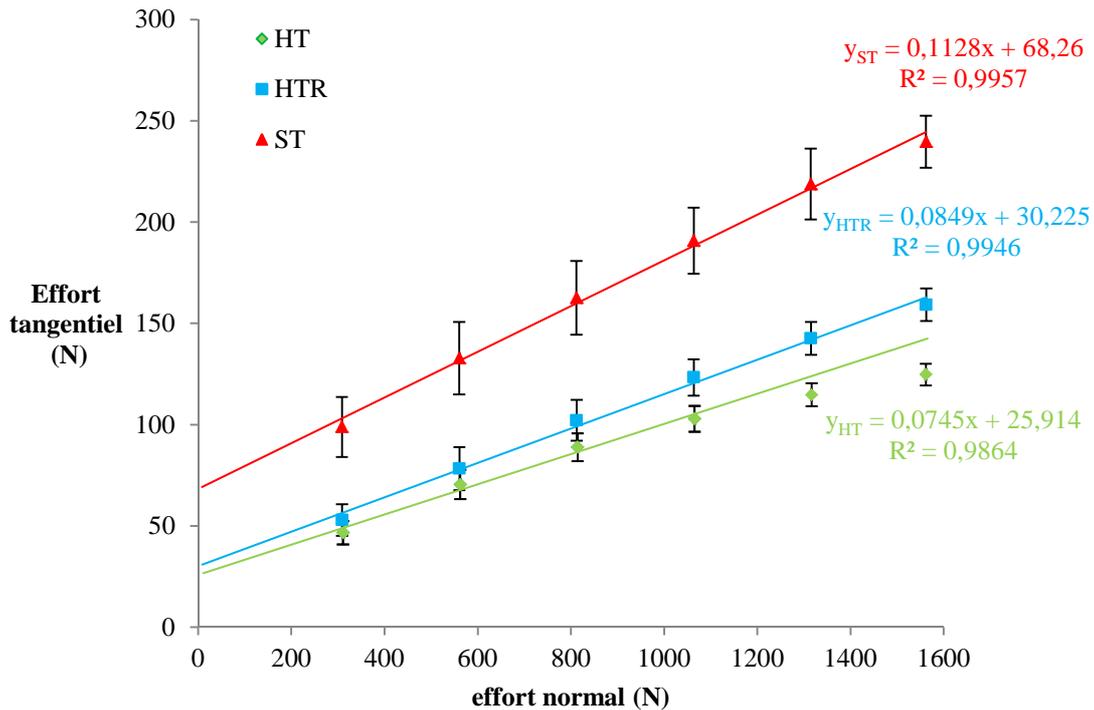


Figure III.14 : Effort tangentiel en régime stabilisé pour un glissement à 0,3 m/s.

Dans ces conditions de frottement, le caoutchouc ST prodigue un cisaillement particulièrement élevé par rapport aux autres caoutchoucs. La loi de frottement affine est respectée pour autant que l'absence de points en dessous de 300 N permette de le voir (particularité du système de chargement du tribomètre). Notons que pour le caoutchouc HT, la loi est moins bien respectée en raison d'un seuil qui tend à apparaître pour un effort normal supérieur à 1250 N. Cet effet est observé dans une moindre mesure pour les autres formulations (HTR et ST). Comme le coefficient de corrélation de la loi affine est de 0,995, nous avons considéré tous les points pour ces deux courbes. Nous excluons uniquement les deux derniers points dans le cas du caoutchouc HT pour l'établissement de la loi affine représentative avec un coefficient de corrélation de 0,987. Nous observons aussi qu'avec notre tribomètre, la différenciation entre les caoutchoucs HT et HTR est assez floue.

La comparaison des caoutchoucs HT et HTR démontre que pour deux formulations aux propriétés de frottement similaires, l'étude en fonction du chargement normal est plus discriminante et renseigne mieux sur le mécanisme de frottement sur l'ensemble de la plage d'utilisation. Dans la démarche normée comparative, nous pouvons aisément imaginer l'existence de caoutchoucs dont les propriétés aboutiraient à des lois affines qui s'entrecroisent sur la plage d'utilisation considérée. L'effort normal auquel serait alors fait le test tribologique pourrait aboutir à un classement erroné pour l'ensemble des situations de risques de glissades.

Nous avons cherché des conditions similaires aux recommandations normées aboutissant à un contre-exemple concernant le classement. Nous avons trouvé un cas représentatif en changeant la surface antagoniste. Nous remplaçons la céramique eurotile 2 par de l'acier inox, nous obtenons la **figure III.15**. Ainsi nous nous rendons compte qu'en considérant le frottement de type coulombien et en n'effectuant l'essai qu'à un seul chargement normal, la norme NF EN ISO 13287 pourrait occulter des différences existant entre les formulations de semelles de chaussures. Pour nuancer notre propos, remarquons qu'il est aussi vrai que les caoutchoucs HT et HTR sont assez proches si l'on compare leur comportement par rapport au caoutchouc ST qui, lui, est très différent. C'est pourquoi les tests tribologiques sur ces matières peuvent aussi être proches.

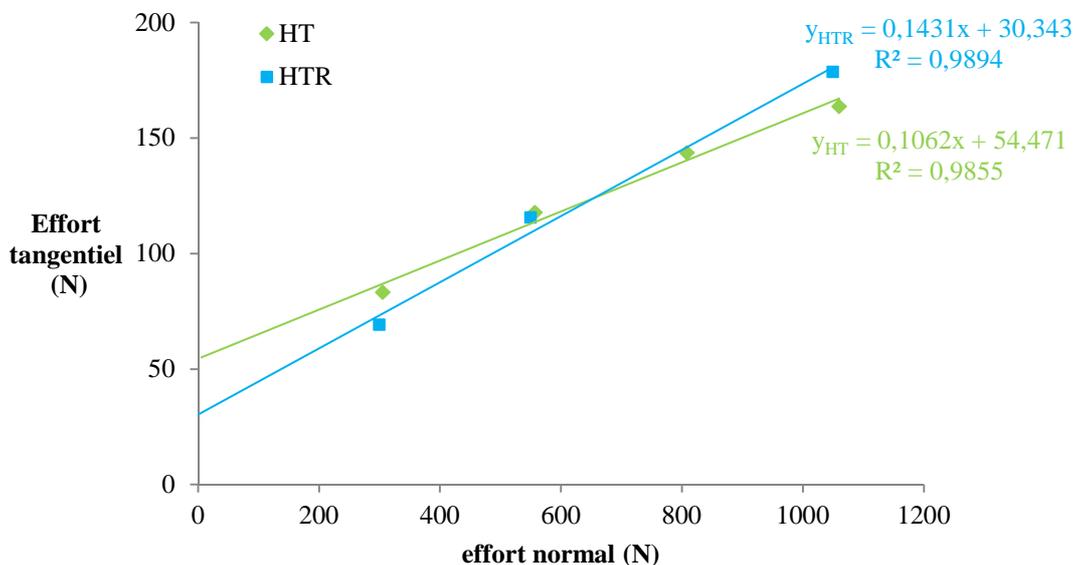


Figure III.15 : Effort tangentiel en régime stabilisé. Glissement à 0,3 m/s. Antagoniste en acier inox mouillé.

Nous remarquons en outre l'importance du matériau antagoniste pour les essais de frottement. Dès lors, pour rendre compte de la randonnée qui se pratique sur des terrains très variés, l'extrapolation à partir du test réalisé sur un carreau de céramique eurotile 2 s'avère insuffisante. Ainsi nous comprenons mieux la démarche de caractérisation industrielle s'effectuant directement sur le terrain avec des tests *in vivo* très coûteux. Pour permettre une caractérisation en

laboratoire de la progressivité du frottement d'une matière ou d'une chaussure, il semble possible d'adapter la norme NF EN ISO 13287 destinée aux équipements de protection individuels moyennant une mesure du frottement pour plusieurs efforts normaux aboutissant à la détermination de la fonction affine du coefficient de frottement - force normale. Changer la nature de la piste antagoniste caractéristique des milieux industriels (carrelage eurotile 2 ou acier) par des surfaces plus représentatives des activités d'extérieurs (rochers, dalles) est une perspective que nous n'avons pas abordée.

III.3.2 Spécificité structurale

L'étude du frottement en fonction de la rugosité des surfaces en contact pour l'application des semelles de chaussures a été abordée par Yamaguchi T. *et al.*⁸. Leur approche consiste à optimiser la structure pour limiter la variation entre les frottements statique et dynamique. Sur un même crampon, une forte rugosité ($R_a=30.4 \mu\text{m}$) et une surface lisse ($R_a=1 \mu\text{m}$) sont combinées : deux zones lisses encadrent la zone rugueuse dans la direction du glissement comme le représente le schéma de la **figure III.16** issue de leur travaux. Latéralement la zone rugueuse est débouchante pour permettre l'évacuation du liquide. Ainsi un compromis est réalisé pour procurer un frottement le plus homogène possible entre des conditions statiques et dynamiques. Les auteurs ont étudié la variabilité du frottement en fonction des longueurs a et b . Pour la fabrication de semelles, ils préconisent un ratio de la zone rugueuse de 50 %. Les mêmes auteurs ont ensuite vérifié leur approche sur une chaussure complète et il semblerait que cette structure augmente le maintien et la progressivité en conditions glissantes, comme le montrent des résultats obtenus par mesures sur des tribomètres et *in vivo*²⁰.

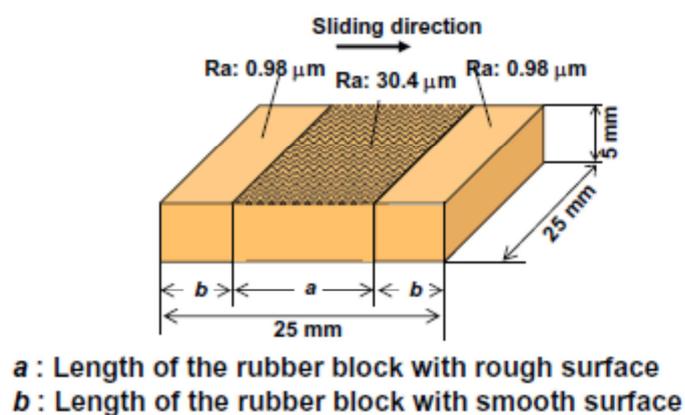


Figure III.16 : Schématisation de la structure développée par Yamaguchi T. *et al.* pour rapprocher les frottements statique et dynamique des semelles de chaussures. (D'après⁸).

Pour l'évacuation du lubrifiant du contact entre la semelle et le sol, nous avons vu l'importance de la structure. L'orientation des rainures possède un rôle déterminant, du moins pour

le test normé NF EN ISO 13287. Nous pouvons ajouter à cela que l'augmentation de la surface de contact augmentera la force de frottement et que la longueur d'arête effective aidera à briser le film d'eau en plusieurs points de la zone de contact. Tous ces paramètres sont donc à prendre en considération lors de la réalisation d'une structure de semelle dont le but est de prodiguer la meilleure progressivité, c'est-à-dire maintenir une contrainte de cisaillement à l'interface sol/chaussure élevée par l'évacuation du lubrifiant de la zone de contact.

III.4 Propulsion

La propulsion représente la dernière phase du contact entre le pied et le sol. A partir de la position pied à plat (jusqu'à 50 % du temps de contact), la chaussure bascule vers l'avant et le talon se décolle du sol progressivement. Le contact se limite à l'avant du pied comme la **figure III.17** le montre avec les deux clichés respectifs superposés. Le cliché correspondant à la propulsion représente le contact à environ 80 % du temps de contact global. La chaussure est mise en flexion à la suite du décollement du talon et du maintien de la tête des métatarsiens au sol. Notons aussi que la flexion dépend de la rigidité globale de la chaussure. Dans cette situation, le risque est un glissement vers l'arrière. Avec une cinématique différente de celle évoquée lors de la description de l'attaque talon sur un sol pollué, il s'agit aussi d'une problématique de maintien. Le glissement peut se produire si le cisaillement tangentiel de la chaussure sur le sol est insuffisant pour permettre l'avancement du corps. Pour maîtriser la propulsion, il est donc pertinent de connaître l'effort de cisaillement nécessaire pour la mobilité et d'étudier la transition statique-dynamique du frottement entre la semelle et le sol.



Figure III.17 : Basculement de la chaussure pendant la propulsion.

III.4.1 Effort à transmettre pour la mobilité

Dans la littérature de la prévention des risques, quelques notions sont utilisées pour rendre compte de cette phase de l'appui du pied au sol. Dans l'approche du frottement nécessaire pour se mouvoir, les auteurs définissent en anglais le « traction coefficient » que nous traduirons par coefficient de propulsion. Il se mesure grâce à l'analyse sur une plate-forme de force. C'est le rapport entre la composante antéro-postérieure et la composante normale de la force de réaction du sol lors du déplacement si la composante médio-latérale est négligée.

$$\Phi = \left| \frac{\sqrt{(F_{\text{médio-lat}}^2 + F_{\text{antéro-post}}^2)}}{F_{\text{verticale}}} \right| \quad [III.3]$$

Par exemple, en condition normale de course à vitesse de confort sur tapis et sans glissade pouvant provoquer une chute, nous mesurons et moyennons les données d'environ 200 pas représentés sur la **figure III.18**. Les forces verticales et antéro-postérieures sont classiques. En ce qui concerne le coefficient de propulsion, il faut souligner qu'il est obtenu à partir d'une résultante des forces. L'orientation du vecteur antéro postérieure s'inverse : négatif et donc globalement orienté vers l'avant par rapport au mouvement pendant la première moitié du contact et positif et orienté vers l'arrière pendant le reste. Vers la moitié de la phase du contact, la résultante des forces est nulle. Cependant cela n'interdit pas l'existence d'un champ de contrainte tangentielle avec un point neutre, c'est-à-dire une partie vers l'avant et une vers l'arrière qui annule la résultante. Il faut donc manier avec précaution les comparaisons entre le frottement nécessaire à la mobilité et les mesures réalisées en laboratoire.

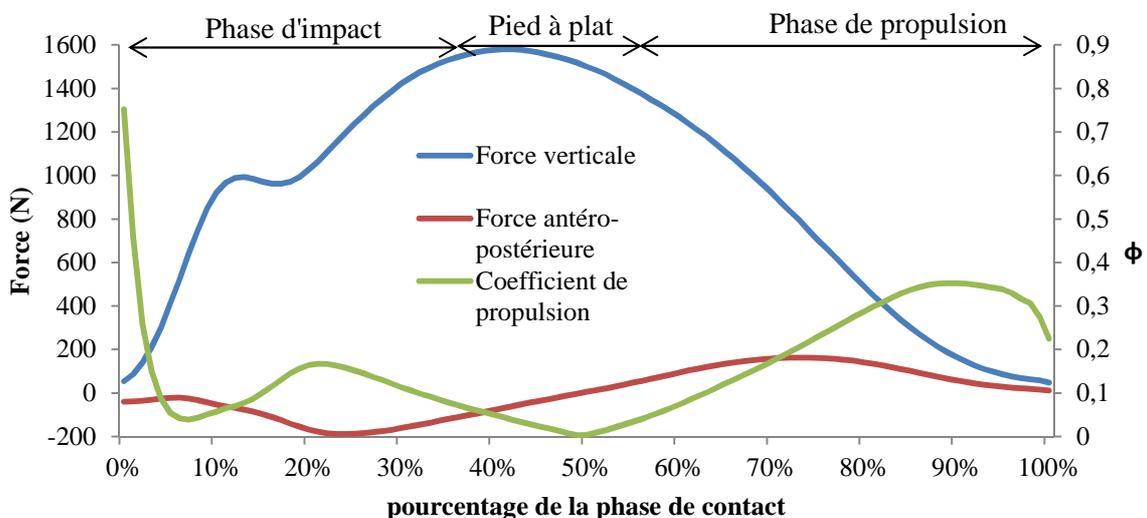


Figure III.18 : Force de réaction du sol verticale, composante antéro-postérieure et coefficient de propulsion lors de la course sur tapis.

Les auteurs^{13 21} affirment que tant que le coefficient de propulsion est inférieur au coefficient de frottement entre la chaussure et le sol, l'adhérence est assurée. Cette approche semble très pertinente et assez simple à mettre en œuvre. Cependant les variabilités des mesures du frottement démontrées précédemment soulignent que pour être valable, cette comparaison devra se faire en maîtrisant : la surface antagoniste, la lubrification, le chargement normal et la vitesse de glissement pour toutes les situations à risque. D'ailleurs en écrivant leurs articles, les auteurs soulignent les incertitudes concernant la mesure du coefficient de frottement à réaliser pour utiliser leur approche. Sans recommander d'appareil particulier ni en donnant la préférence à une mesure statique ou dynamique, ils évoquent la « biofidélité » nécessaire du tribomètre utilisé. Une quinzaine d'années plus tard, aucun appareillage « biofidèle » ne fait référence dans le domaine.

Par rapport aux ordres de grandeurs mis en jeu, nous comprenons le seuil de sécurité des semelles de chaussures établi comme un coefficient de frottement de 0,2. Cette approche permet aussi de caractériser les sols qui seront dangereux.

Il est intéressant de remarquer sur la **figure III.18** que lors de la fin de la phase de contact, la force verticale diminue plus rapidement que la force antéro-postérieure, donc le coefficient de propulsion augmente. A 70 % de la phase de contact, on enregistre le maximum de la force antéro-postérieure aux alentours de 200 N. A partir du moment où la semelle est capable de transmettre au minimum ce cisaillement au sol, alors le déplacement pourra se faire sans encombres. Plus récemment, cette approche a été complétée en utilisant la corrélation d'images sur une plate-forme de force transparente pour obtenir la contrainte de cisaillement moyenne nécessaire à la mobilité²². En définitive, la phase de propulsion nécessite un cisaillement pour se déplacer sans que la sensation de glissade soit ressentie par le coureur ou le marcheur. Il s'agit encore une fois d'un maintien macroscopiquement statique. Le glissement commençant et la transition vers le régime dynamique sont donc à étudier selon les conditions de sollicitations.

III.4.2 Transition statique/dynamique

Comme nous l'avons déjà évoqué lors du paragraphe à propos du maintien, la transition entre un frottement macroscopique statique et un glissement dynamique est un mécanisme clé pour le « grip » d'une chaussure. A l'aide d'un marqueur positionné sur la chaussure et d'une caméra rapide, nous sommes en capacité de mesurer et d'analyser le début d'une glissade. Pour faciliter l'analyse, cet enregistrement est réalisé sur le plan incliné en marbre mouillé représentatif des situations les plus défavorables rencontrées dans la nature. La **figure III.19** représente le glissement lors de la phase de propulsion. Le marcheur se déplace de la droite vers la gauche sur les clichés. Le début de la propulsion se passe sans encombre (clichés 1 à 5) en 1,4 s. Cependant, le cisaillement

transmis au sol n'est pas suffisant pour que le marcheur se propulse vers l'avant. Il s'ensuit un glissement du pied vers l'arrière (clichés 6 à 10) de 0,125 s. Lors de cet enregistrement, le marcheur évite la chute car il sait que le sol est très glissant et il est capable de retrouver une certaine adhérence (cliché 10). Nous avons donc enregistré un petit glissement. Cependant, hors laboratoire, cette glissade vers l'arrière entrainerait probablement une chute.



Figure III.19 : Glissade lors de la propulsion en montée. Temps variable entre les clichés : 1-3 : 0,5 s ; 3-5 : 0,2 s ; 5-10 : 0,025 s pour un temps total de 1,525 s.

Nous n'avons utilisé qu'un seul marqueur sur la chaussure, placé au niveau de la malléole et le référentiel est la surface du sol. Nous effectuons la mesure selon une seule dimension. La **figure III.20** représente le premier et le dernier cliché déjà présentés avec la figure précédente. Nous rajoutons par superposition sur le cliché 10 la position du marqueur de la chaussure. Plusieurs points (les cinq premiers) se superposent presque avec un léger déplacement vers l'avant. Puis, brutalement la chaussure glisse vers l'arrière (points 6 à 9) avant de retrouver de l'adhérence sur le dernier cliché présenté (point 10). Dans le repère du sol, nous arrivons à mesurer le déplacement linéaire donc nous pouvons calculer la vitesse et l'accélération du début du glissement. Cette mesure est une approximation et la vitesse réelle de glissement est sous-estimée en raison de la cinématique complexe des membres inférieurs du corps humain par rapport à notre mesure linéaire.



Figure III.20 : Déplacement du repère de la chaussure lors du glissement.

La **figure III.21** présente la vitesse et l'accélération lors du début du glissement. La vitesse maximale atteinte dans la direction opposée au mouvement global est de 0,50 m/s. La vitesse en forme de cloche après le décrochage brusque est caractéristique d'une glissade qui a été maîtrisée. L'accélération est d'environ 4 à 8 m/s² et la décélération d'environ 4 à 11 m/s². Lors des 125 ms de glissade, les conditions de glissement ont été très variables mais nous notons la rapidité du mécanisme qui pourra aboutir à la chute ou du moins à la perturbation de la mobilité.

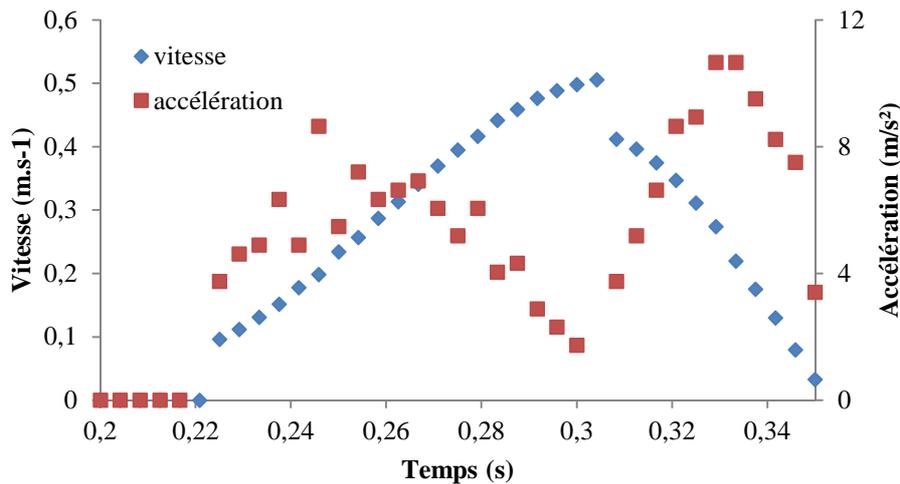


Figure III.21 : Vitesse et accélération de la chaussure lors du début d'une glissade vers l'arrière sur le plan incliné.

Nous avons tenté de réaliser différents asservissements plus ou moins brusques sur le tribomètre plan-plan rotatif pour atteindre le bon ordre de grandeur des sollicitations et ainsi mesurer le cisaillement lors des mécanismes de décrochages. Malheureusement nous n'avons pas réussi à atteindre des sollicitations aussi brutales que dans la réalité. La **figure III.22** propose le cas le plus sévère que nous possédons sans que le frottement ne soit de type « stick-slip ». Pour le caoutchouc ST utilisé pour cette expérience sur un antagoniste en céramique mouillée (Eurotile 2), la vitesse passe de 0 à 0,5 m/s en environ une seconde. Nous mesurons une accélération de 0,5 m/s². L'effort tangentiel est divisé par deux entre les vitesses de glissement de 0 et 0,4 m/s quand la pression est constante. La perte importante de l'effort tangentiel est due à la lubrification par film d'eau. Nous n'avons pas observé d'effet matériau lors de ces essais. Mais dans tous les cas, pour la variation de vitesse qui nous intéresse de 0 à 0,5 m/s, le cisaillement était toujours diminué de moitié. Il est probable que la géométrie des crampons soit plus discriminante que la matière pour ce type d'essai dans le sens où le test plan-plan possède une longueur d'arête active limitée et faible par rapport aux semelles de chaussures réellement utilisées. Il serait donc pertinent de poursuivre l'étude sur la capacité de propulsion d'une semelle à l'aide d'un tribomètre dont l'accélération et la vitesse de glissement serait de l'ordre des mesures réalisées sur le marbre.

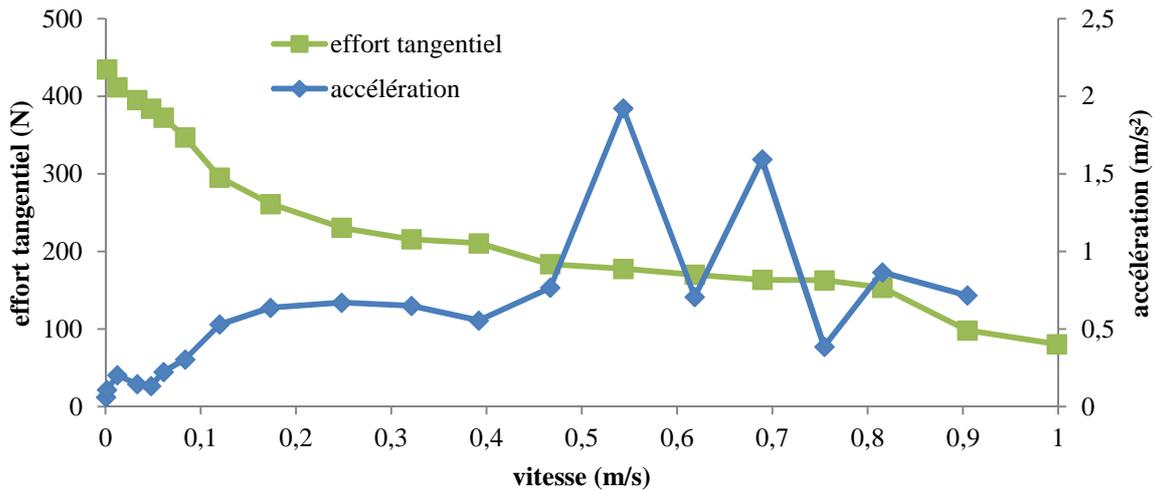


Figure III.22 : Limite de précision du tribomètre plan-plan rotatif. Mesures lors d'un décrochage de 2 s.

Cette approche concernant la propulsion souligne aussi la validité de l'utilisation de la norme EN NF ISO 13287 pour l'usage industriel des chaussures de sport. En effet il est pertinent de tester les chaussures finies (ou du moins les semelles) pour quantifier le comportement d'une semelle sur un antagoniste propice à la lubrification du contact. Nous ne testons pas strictement le décrochage possible lors de la phase de la propulsion, mais il semble difficile de concevoir un tribomètre capable de réaliser ce test sur une semelle complète (ou même sur une structure de crampons) tout en évitant les effets inertiels introduits par les fortes accélérations mises en jeu.

III.5 Conclusion

Ce troisième chapitre se base sur la tribologie et sur l'analyse des pratiques de marche et de course à pied pour confronter la norme NF EN ISO 13287 aux besoins de l'industrie des équipements sportifs. En raison des formulations utilisées d'élastomères synthétiques et naturels réticulés au soufre, une préparation très minutieuse des surfaces doit être réalisée afin d'assurer une certaine reproductibilité des résultats et d'éviter des interprétations erronées. En effet nous avons vu que la couche superficielle de cire pouvait inverser la tendance du frottement selon que l'antagoniste soit sec ou mouillé. Le rodage des produits finis pourrait même s'avérer plus fiable qu'une abrasion avec évacuation des débris. Selon notre étude sur les trois caoutchoucs références, l'abrasion mise en place est reproductible et représentative d'une semelle usée lorsqu'elle est chaussée.

Les études de frottement statique et dynamique sur des sols mouillés basées sur sollicitations biomécaniques effectives lors des glissades et des démarches sans encombres nous permettent de classer les situations à risque et déterminantes pour la qualité perçue du « grip » d'une chaussure selon trois catégories : le maintien, la progressivité et la propulsion. La progressivité est assez bien décrite grâce à la norme initialement écrite pour des chaussures de sécurité même si

l'utilisation d'une définition affine de la loi de frottement semble nécessaire pour améliorer les comparaisons de « résistance au glissement ». En revanche le glissement commençant et le décrochage semblent avoir moins été pris en compte aussi bien en ce qui concerne le maintien que la propulsion. Ceci peut être dû aux difficultés de réaliser des tribomètres respectant suffisamment le principe de similitude pour des mécanismes aussi complexes que la démarche. En définitive, les tests tribologiques réalisés nous ont renseigné sur les mécanismes mis en jeu pour le « grip » d'une paire de chaussures. A l'heure actuelle, la prédiction industrielle de la performance du « grip » ne semble être possible que sur des chaussures finies. En ce qui concerne le processus de développement de nouvelles matières, les tests tribologiques sur des plots sont pertinents à condition d'utiliser des sollicitations représentatives de l'application visée. Dans le prochain chapitre, nous nous attellerons à l'établissement de démarches laboratoires prédictives du « grip » plus en amont de la phase de conception-fabrication. Ainsi nous étudierons les caractéristiques mécaniques des caoutchoucs des semelles de chaussures. Nous verrons dans quelle mesure les propriétés superficielles et viscoélastiques des caoutchoucs peuvent influencer la performance d'adhérence d'une semelle.

Références bibliographiques III

1. Lacoste, J.; Therias, S., Vieillissement des matériaux polymères et des composites. *L'actualité chimique* **2015**, 395 (avril 2015), 38-43.
2. Scott, G., Initiation processes in polymer degradation. *Polymer Degradation and Stability* **1995**, 48 (3), 315-324.
3. Lacoste, J.; Adam, C.; Siampiringue, N.; Lemaire, J., Ozonization, a minor route for elastomer weathering. *European Polymer Journal* **1994**, 30 (4), 433-441.
4. Torregrosa-Coque, R.; Alvarez-Garcia, S.; Miguel Martin-Martinez, J., Migration of Paraffin Wax to Sulfur Vulcanized Styrene-Butadiene Rubber (SBR) Surface: Effect of Temperature. *Journal of Adhesion Science and Technology* **2012**, 26 (6), 813-826.
5. Torregrosa-Coque, R.; Alvarez-Garcia, S.; Miguel Martin-Martinez, J., Migration of low molecular weight moiety at rubber-polyurethane interface: An ATR-IR spectroscopy study. *International Journal of Adhesion and Adhesives* **2011**, 31 (6), 389-397.
6. Bielinski, D., The surface layer and friction of elastomers. *Polimery* **2001**, 46 (10), 684-691.
7. Bielinski, D., Tribological consequences of rubber composition and structure – case studies. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* **2007**, 7 (4), 15-26.
8. Yamaguchi, T.; Umetsu, T.; Ishizuka, Y.; Kasuga, K.; Ito, T.; Ishizawa, S.; Hokkirigawa, K., Development of new footwear sole surface pattern for prevention of slip-related falls. *Safety Science* **2012**, 50 (4), 986-994.
9. Bobbert, M. F.; Schamhardt, H. C.; Nigg, B. M., Calculation of vertical ground reaction force estimates during running from positional data. *Journal of Biomechanics* **1991**, 24 (12), 1095-1105.
10. Racic, V.; Pavic, A.; Brownjohn, J. M. W., Experimental identification and analytical modelling of human walking forces: Literature review. *Journal of Sound and Vibration* **2009**, 326 (1-2), 1-49.
11. Novacheck, T. F., The biomechanics of running. *Gait & Posture* **1998**, 7 (1), 77-95.
12. Beschorner, K. E.; Albert, D. L.; Chambers, A. J.; Redfern, M. S., Fluid pressures at the shoe–floor–contaminant interface during slips: Effects of tread & implications on slip severity. *Journal of Biomechanics* **2014**, 47 (2), 458-463.
13. Redfern, M. S.; Cham, R.; Gielo-Perczak, K.; Gronqvist, R.; Hirvonen, M.; Lanshammar, H.; Marpet, M.; Pai, C. Y. C.; Powers, C., Biomechanics of slips. *Ergonomics* **2001**, 44 (13), 1138-1166.
14. Strandberg, L.; Lanshammar, H., The dynamics of slipping accidents. *Journal of Occupational Accidents* **1981**, 3 (3), 153-162.
15. Blanchette, M. G.; Powers, C. M., The influence of footwear tread groove parameters on available friction. *Applied Ergonomics* **2015**, 50, 237-241.
16. Li, K. W.; Chen, C. J., Effects of tread groove orientation and width of the footwear pads on measured friction coefficients. *Safety Science* **2005**, 43 (7), 391-405.
17. Gronqvist, R., Mechanisms of friction and assessment of slip resistance of new and used footwear soles on contaminated floors. *Ergonomics* **1995**, 38 (2), 224-241.
18. Leclercq, S., The prevention of slipping accidents: a review and discussion of work related to the methodology of measuring slip resistance. *Safety Science* **1999**, 31 (2), 95-125.
19. Morio, C. Y.-M.; Sissler, L.; Guéguen, N., Static vs. dynamic friction coefficients, which one to use in sports footwear research? *Footwear Science* **2015**, 7 (sup1), S63-S64.
20. Yamaguchi, T.; Hokkirigawa, K., Development of a High Slip-resistant Footwear Outsole Using a Hybrid Rubber Surface Pattern. *Industrial Health* **2014**, 52 (5), 414-423.
21. Moriyasu, K.; Nishiwaki, T., Basic study on grip generation mechanism based on quantitative contact area measurement. *Footwear Science* **2015**, 7 (sup1), S89-S91.

22. Moriyasu, K.; Nishiwaki, T.; Yamaguchi, T.; Hokkirigawa, K., Experimental Analysis of the distribution of traction coefficient in the shoe-ground contact area during running. *tribology Online* **2012**, 7 (4), 267-273.

Chapitre IV : Caractérisation du «grip» par l'analyse mécanique ou surfacique

IV.1 Rappel sur les mécanismes du grip	89
IV.1.1 Conditions standards de sollicitations	89
IV.1.2 Prédominance d'un mécanisme.....	91
IV.2 Description mécanique	92
IV.2.1 Viscoélasticité.....	92
IV.2.2 Équivalence temps-température	95
IV.2.2.1 Première représentation: loi WLF	97
IV.2.2.2 Seconde représentation : par segments	100
IV.2.3 Définition d'un critère pertinent.....	101
IV.2.3.1 Impossibilité de transposer le critère de l'industrie pneumatique.....	101
IV.2.3.2 Modifications pour un critère pertinent	102
IV.2.4 Discussion sur la relation mécanique-tribologie	104
IV.3 Approche surfacique	104
IV.3.1 Dissimilitude test-application.....	105
IV.3.2 Dépendance fréquence-température	106
IV.4 Conclusion	108
Références bibliographiques IV.....	110

Ce chapitre présente notre approche physique des matériaux qui vont être en contact avec le sol. Nous pouvons étudier les mécanismes ou les propriétés physiques qui déterminent ou influencent le frottement à l'échelle du laboratoire. Par extrapolation, corrélation ou déduction, nous utilisons les paramètres identifiés censés contribuer à l'adhérence de la chaussure pour la plus large utilisation possible. Il s'agit donc de rechercher et caractériser le/les mécanismes spécifiques qui domineraient le comportement global. L'intérêt de cette approche est double : scientifiquement il s'agit de poursuivre l'investigation sur les relations entre les propriétés mécaniques et tribologiques et industriellement il s'agit de développer les méthodes de caractérisation « matériaux » les plus pertinentes en optimisant les contraintes de coût et de facilité d'exécution.

IV.1 Rappel sur les mécanismes du grip

Nous avons déjà évoqué les conditions critiques dans lesquelles les pertes d'adhérence peuvent être dangereuses ou néfastes pour l'utilisateur. Le marcheur averti sera particulièrement prudent au moment d'aborder un rocher lisse et mouillé. Le film d'eau empêche le contact intime entre le sol et la semelle. Ainsi le phénomène d'adhésion est restreint voire supprimé. Quant à l'indentation de la semelle sur le sol, elle sera gouvernée par la rugosité de la surface rigide. Ainsi si la surface est lisse, l'indentation sera faible. Le caractère multi-échelle du mécanisme d'adhérence est ici très marqué. En parallèle, la déformabilité du matériau et les phénomènes d'hystérèses associés à sa déformation semblent prépondérants. Ils sont liés au caractère viscoélastique des caoutchoucs utilisés pour les semelles. Ainsi la fréquence de sollicitation et la température du matériau et de son antagoniste seront des facteurs déterminants du comportement de nos semelles.

IV.1.1 Conditions standards de sollicitations

Les chaussures de randonnée et de « trail » sont développées selon un paradoxe : elles doivent être à la fois spécifiques et polyvalentes. En effet les chaussures sont développées spécifiquement pour une activité mais doivent s'adapter à un grand nombre d'environnements. C'est particulièrement vrai pour le grip. Les conditions environnementales des activités de catégorie « outdoor » sont très variées. L'intervalle large des températures est [-20 °C; 60 °C]. Si la température de -20 °C sera réservée à quelques pays spécifiques et à la pratique de l'alpinisme, une température de 0 °C se rencontre bien plus régulièrement. Pour un pays comme la France, la majeure partie du temps, la température sera comprise entre 10 et 25 °C. Cependant, des températures atteignant 60 °C sont envisageables en périodes estivales ou régulièrement dans les régions équatoriales, en particulier sur les sols en asphalte.

Pour autant, pour les pratiques de la marche et de la course, nos mesures ne mettent pas en évidence d'auto échauffement de la semelle. La température de cette dernière est généralement contrôlée par celle du sol plus que par celle de l'air.

La marche et la course sont des cycles. Le pied entre en contact avec le sol à une fréquence de l'ordre d'un Hertz. La mise en compression sous le pied se fait, elle, en moins de 0,1 s. Le taux de chargement est donc de l'ordre de 10 Hz. En ce qui concerne le frottement sur les sols mouillés qui nous intéresse particulièrement, la littérature de l'industrie pneumatique soutient qu'il s'agit d'une sollicitation à haute fréquence du caoutchouc. La fréquence de sollicitation est liée à la vitesse de glissement et à la distance entre les aspérités du sol. Lors du glissement ou du micro-glissement du caoutchouc sur le sol, la semelle va être excitée par les aspérités et les irrégularités du sol. En ce qui concerne les revêtements routiers, l'ordre de grandeur du dixième de millimètre au millimètre est avancé.¹ Pour notre application, les sols sont parfois très lisses en raison de l'érosion naturelle des sols. Nous n'avons pas cherché à caractériser l'ensemble des sols qui peuvent se rencontrer comme sur les dalles de rocher érodées. Nous nous sommes limités à l'analyse des surfaces proposées par la norme NF EN ISO 13287 qui sont des cas très critiques et lisses. Pour l'acier inox et le carreau de carrelage en céramique Eurotile 2, les profils de rugosité montrent que les périodes des micro-aspérités sont du même ordre de grandeur : le millimètre. Nous n'avons pas accès aux vitesses des micro-glissements, cependant l'analyse biomécanique que nous avons déjà détaillée permet d'estimer entre 0,1 et 1 m/s les vitesses de glissement de la chaussure sur le sol lors d'une situation dangereuse. Nous avons donc un intervalle de fréquence de sollicitation du frottement compris entre 10^3 et 10^4 Hz. Cependant les incertitudes sont grandes avec cette approche. De plus nous pourrions nous trouver sur des surfaces planes et très lisses où la distance entre les aspérités serait grandement réduite. Pour ce type de surface, Mofidi *et al.* proposent une sollicitation de l'ordre de 10^6 Hz pour une vitesse de glissement de 0,1 m/s². D'autre part, notre problème d'adhérence macroscopique est relatif à la mise en glissement. L'approche que nous venons de décrire semble difficilement applicable à ce régime limite. Quelle serait alors la fréquence de sollicitation la plus basse qui contribuerait au frottement ? Au vu de cette approche dont la vérification expérimentale serait ardue, il est difficile de définir un intervalle précis. Nous considérerons pour la suite de l'approche que les fréquences de sollicitations en frottement sont majoritairement de l'ordre de 10^2 à 10^6 Hz. Dans l'industrie pneumatique, en situation de freinage avec un système d'ABS « Anti-Blocked System », des fréquences de sollicitations encore plus élevées : 10^6 à 10^9 Hz, sont évoquées.³

Pour reprendre les conditions que nous venons d'évoquer pour la suite de l'étude, nous garderons à l'esprit qu'en ce qui concerne l'adhérence, les semelles de chaussures sont

principalement sollicitées pour des températures de l'intervalle [-20 °C ; 40 °C] à des hautes fréquences de l'ordre de 10^2 à 10^6 Hertz.

IV.1.2 Prédominance d'un mécanisme

Comme nous l'avons abordé lors du premier chapitre, le frottement des caoutchoucs peut être décrit par décomposition en plusieurs contributions. Deux composantes sont généralement considérées sur les sols rigides. La première découle des effets d'adhésion. Ce phénomène surfacique agit à l'échelle moléculaire. Il nécessite un contact intime entre le caoutchouc et le sol. En présence de contaminant liquide ou solide à l'interface ce phénomène sera limité. La contribution adhésive du frottement est donc reliée à l'aire réelle de contact. La seconde composante provient de la viscoélasticité du caoutchouc. C'est un phénomène volumique qui découle de la déformation de la matière. Ce phénomène est dissipatif. Il se définit avec un vocabulaire multiple. Nous choisissons d'utiliser principalement le terme hystérèse pour être en accord avec l'usage en vigueur dans l'approche tribologique. Ainsi pour la décomposition du frottement nous avons une composante d'hystérèse. Elle représente les effets anélastiques de la matière. Cette absorption d'énergie correspond à la transformation d'énergie mécanique en chaleur⁴.

Les travaux sur la description de la mécanique du contact entre les caoutchoucs et les sols rigides sont très nombreux et parfois contradictoires. Dans la lignée des travaux de Grosch K.A.⁵, Persson B.N.J.⁶ a développé un modèle basé sur la viscoélasticité des caoutchoucs et sur la densité spectrale de la répartition des aspérités du sol. Ce modèle largement prédominant dans l'industrie pneumatique a donné lieu à de nombreuses publications pour des sols de type routiers avec des rugosités quadratiques de l'ordre de 0,25 mm⁶. La rugosité est aussi décrite avec une approche fractale et la dimension fractale de 2,5 est l'ordre de grandeur accepté pour les revêtements routiers. Un consensus autour de cette approche semble dominer et s'étendre à d'autres surfaces « apparemment lisses » ($R_q=0,1 \mu\text{m}$)². Avec cette approche, la prédominance de l'hystérèse est avérée⁷. Cependant d'autres approches s'opposent à cette description. En particulier les travaux de Ciavarella M., dans la lignée de l'approche de Johnson K.L. *et al.*⁸, pour les cas où le contact est proche du contact complet. L'approche consiste en un modèle de contact rugueux fractal et adhésif. Le glissement est alors traité comme la propagation d'une fissure interfaciale⁹.

Au regard de ces théories, nous tentons de répondre à notre problématique industrielle du grip des chaussures. Qu'ils soient découplés ou non, les mécanismes d'adhésion et d'hystérèse contribuent à l'adhérence et à l'interaction des semelles de chaussures sur le sol.¹⁰ Nous cherchons à les estimer à l'aide de caractérisations expérimentales surfaciques ou mécaniques. La validité de ce type de corrélation est discutable. Cependant, notre application met en jeu des surfaces de rugosité

très variables, avec une contamination possible ; nous aurons donc une multitude de cas, où les phénomènes physiques seront en compétition et où leur contribution sera variable. Par exemple, dans une analyse statistique ANOVA et en faisant des régressions, Cowap M.J.H *et al* aboutissent¹¹ à l'établissement d'un modèle basé sur l'adhésion, l'hystérèse et le fluide lubrifiant. Le paramètre concernant l'hystérèse a quatre fois plus d'influence que celui de l'adhésion. C'est pourquoi nous veillerons à bien décrire les domaines dans lesquels nous nous situons et les hypothèses que nous utiliserons pour tenter de relier des propriétés physiques des caoutchoucs à la performance ressentie par l'utilisateur.

IV.2 Description mécanique

Pour cette approche, nous supposons que l'hystérèse est le mécanisme prédominant pour l'adhérence des semelles de chaussures dans les cas critiques correspondant à la progressivité et à la propulsion. Ainsi nous allons décrire la viscoélasticité de nos mélanges de caoutchoucs. Compte tenu des étendues des conditions de sollicitation tant en température qu'en fréquence, nous mettrons à profit l'équivalence temps-température pour tenter de prédire le comportement de frottement par l'analyse mécanique dynamique (DMA).

IV.2.1 Viscoélasticité

Comme nous l'avons décrit lors du premier chapitre, nous abordons la viscoélasticité de nos caoutchoucs de manière énergétique par rapport aux cycles de déformation qu'ils subissent lors de la mise en contact de la semelle sur le sol rigide. Nous allons décrire le comportement de nos matériaux références sur l'intervalle auquel ils vont être confrontés. Nous menons la majeure partie des expériences à une fréquence de 1Hz. Ce choix provient d'une double raison. Par convention, la plupart des études sont menées à cette fréquence de sollicitation. C'est aussi l'ordre de grandeur de la fréquence de déformation liée aux pas de la marche ou de la course. A cette fréquence et pour des petites déformations dans le domaine viscoélastique linéaire, il n'y a pas non plus d'auto-échauffement¹².

La **figure IV.1** représente les modules de perte et élastiques des trois caoutchoucs références sur l'intervalle [-110 °C; +100 °C] pour une sollicitation de traction à 1 Hz de petite amplitude (environ 0,1 %). Avant de s'intéresser plus particulièrement à la composante anélastique qui est le cœur de notre problème, attardons-nous sur la composante élastique. Les caoutchoucs présentent une décroissance du module élastique supérieure à deux décades entre la zone vitreuse et la zone caoutchoutique. La transition de l'une à l'autre se fait plus ou moins progressivement en fonction des polymères de base utilisés dans la formulation. Le caoutchouc HTR présente la particularité de

posséder trois paliers de rigidité. Cela provient du fait que les polymères de base possèdent des températures de relaxation α avec des températures très éloignées. Il est intéressant de noter la variation des valeurs sur l'intervalle qui nous intéresse et pour notre application.

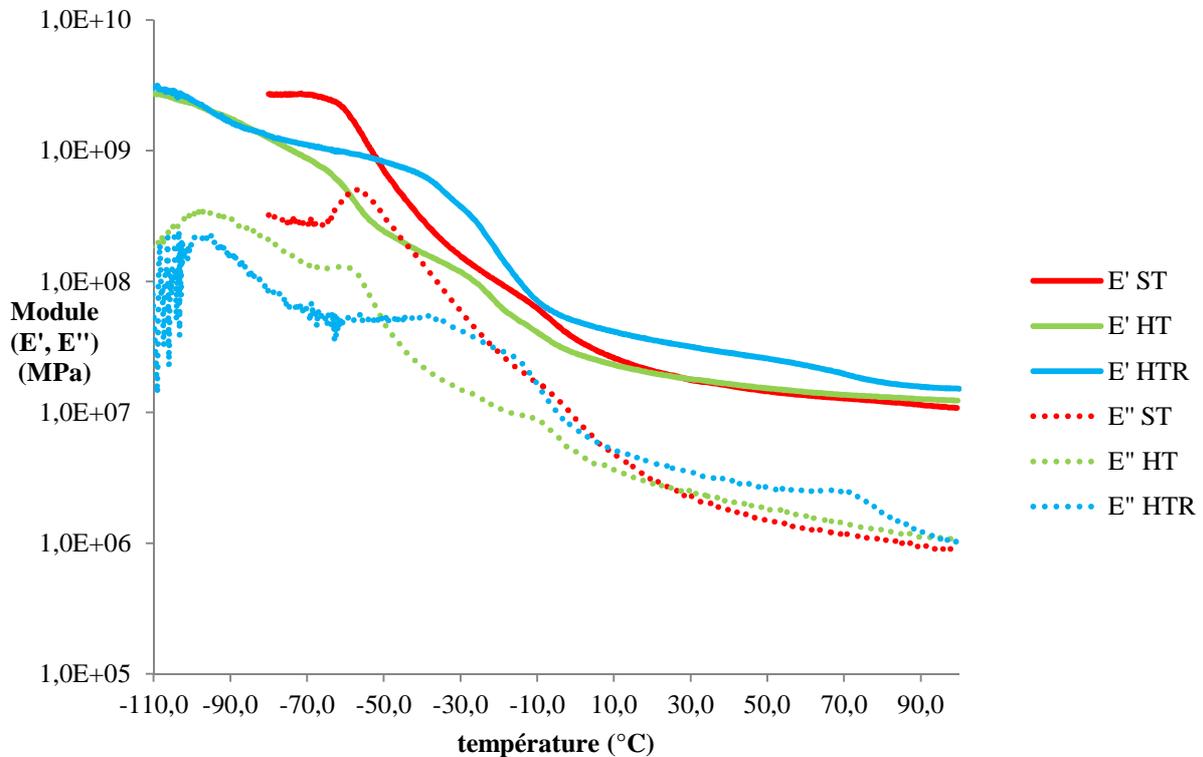


Figure IV.1 : Modules visqueux (E'' en pointillé) et élastiques (E' en trait plein) déterminés par DMA des caoutchoucs références à la fréquence de 1 Hz pour des températures de -110 à 100°C. En rouge le caoutchouc ST, en vert le HT et en bleu le HTR

Prenons la température de 20 °C comme température de référence. Regardons l'évolution du module jusqu'à -20 °C. Assez stable sur l'intervalle [10 °C; 20 °C] qui correspond au début de la zone caoutchoutique, la rigidification est plus marquée par la suite en raison de l'influence des polymères NBR ou SBR dans les formulations. A -10 °C, le module a doublé pour HT et HTR et triplé pour ST. Et pour -20 °C, le module a triplé pour HT, quadruplé pour HTR et quintuplé pour ST. Toutes ces valeurs sont résumées dans le **tableau IV.1** suivant :

	Température (°C)	-20	-10	0	10	20
E' (MPa)	HT	65	40	28	23	20
	HTR	150	70	50	40	35
	ST	97	65	35	25	20

Tableau IV.1 : Quelques valeurs de module élastique sur l'intervalle [-20 °C;20 °C] à 1 Hz.

D'après la théorie du contact de Hertz, en considérant un contact ponctuel, l'équation I.8 nous enseigne que le rayon de contact sera proportionnel à $E^{-1/3}$. Cela signifie en première approximation (E est assimilé à E' mesuré) que nous aurons une variation du contact réel sur cet

intervalle de 40 °C. Si nous prenons le module à 20 °C comme référence, nous pouvons estimer la diminution du rayon de contact avec le **tableau IV.2**. Sur cet intervalle, nous aurons une diminution de 32 à 41 %. Pour un cas plus commun aux environs de 0 °C, HT et HTR auront un rayon de contact diminué de 11 % alors que ST aura une diminution plus forte de 17 %. Cette rapide approximation est une preuve de plus que l'analyse du frottement par décomposition est compliquée en raison de la multiplicité des paramètres à prendre en compte avec les variations de l'environnement des solides en contact. Cette analyse ne remet pas en cause la prédominance établie de l'hystérèse, mais permet de garder à l'esprit que les mécanismes de frottement ne sont pas complètement expliqués. De plus, concernant le ressenti de l'utilisateur, les variations de température sont difficiles à appréhender car il n'est pas courant d'avoir un écart de température au niveau des semelles entre les deux pieds.

Température (°C)	-20	-10	0	10	20
HT	-32 %	-21 %	-11 %	-5 %	référence
HTR	-38 %	-21 %	-11 %	-4 %	référence
ST	-41 %	-32 %	-17 %	-7 %	référence

Tableau IV.2 : Diminution théorique du rayon de contact par rapport à la température référence de 20 °C.

Sur la **figure IV.1**, nous avons aussi accès aux modules de perte des caoutchoucs références caractéristiques de la dissipation au cours d'un cycle de déformation. Il est courant et peut-être plus représentatif de tracer le facteur de perte qui nous donne pour une déformation donnée le rapport entre l'énergie dissipée et l'énergie restituée. Ainsi nous observons trois comportements distincts pour nos caoutchoucs références sur la **figure IV.2**. HT et HTR possèdent des amortissements maximaux du même ordre de grandeur ($\tan \delta=0,25$) avec des pics étroits s'étalant sur environ 20 °C. Le caoutchouc ST possède un amortissement beaucoup plus important qui atteint au maximum 0,45 et dont le pic caractéristique est bien plus étendu (environ 50 °C). Ces différences devraient être corrélées avec les hystérèses.

Enfin, lors de cet essai DMA représenté sur la **figure IV.2**, nous avons observé une particularité pour le caoutchouc HTR que nous n'avons pas retrouvé systématiquement et que nous ne considérerons plus par la suite. Il possède un faible pic d'amortissement de 0,13 aux alentours de 70 °C. D'après nos connaissances des formulations des mélanges, il ne peut s'agir d'une relaxation correspondant à un caoutchouc. Il ne devrait pas non plus y avoir d'élastomères thermoplastiques dans la composition - qui, eux, peuvent posséder des relaxations α vers 70 °C. Nous pouvons donc penser qu'il s'agit d'une relaxation liée à un plastifiant ou à un autre composant du mélange, qui s'est manifestée excessivement lors de cet essai.

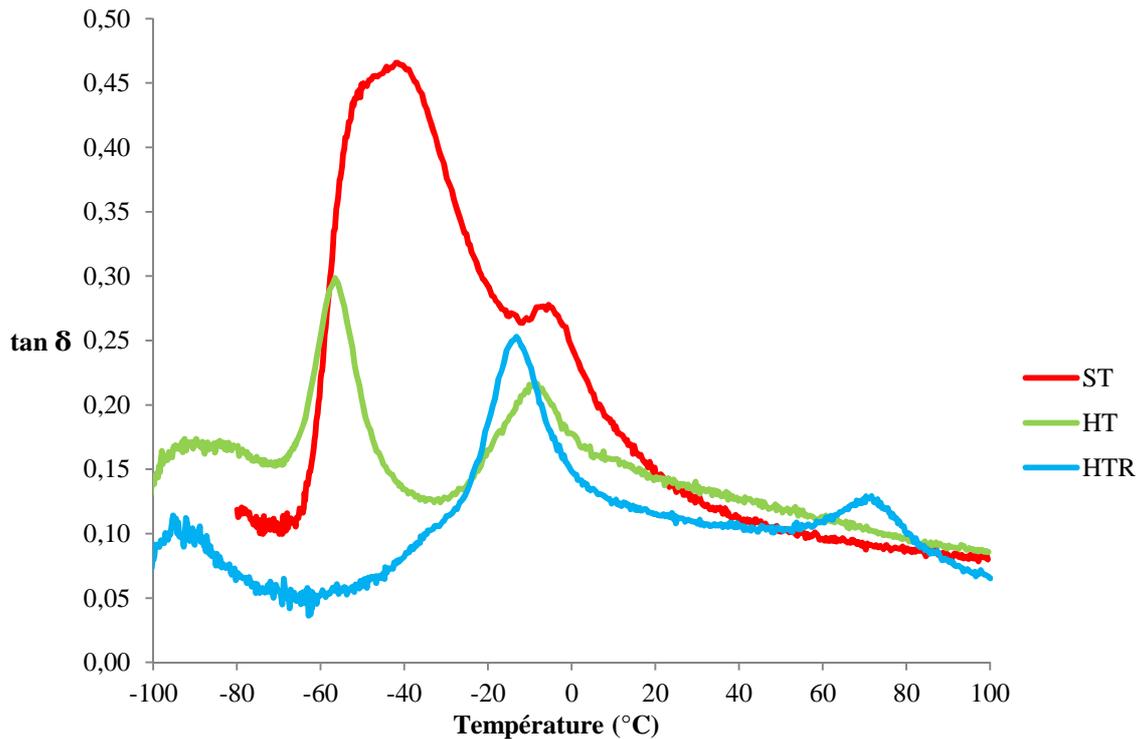


Figure IV.2 : Facteurs de perte des caoutchoucs références. Relaxations α des élastomères des mélanges.

IV.2.2 équivalence temps-température

L'équivalence temps-température ou principe de superposition est très répandue pour l'analyse des matériaux polymères. Elle permet, entre autres, d'établir une correspondance entre une évolution de température et une évolution de vitesse (fréquence) de sollicitation. Elle est commode à mettre en place avec l'analyse DMA. Toutefois, s'agissant de mélanges de polymères, la démarche reste difficile et quelque peu qualitative.

Pour chacun des mélanges, nous choisissons comme température de référence la température de transition α mesurée la plus haute sur la **figure IV.2**. Nos températures références (notées T_0) correspondent aux relaxations α de plus haute température parmi celles des élastomères des mélanges. Elles sont de -11 °C pour HT, -12 °C pour ST et -14 °C pour HTR. Notons que nous ne considérons pas la relaxation du caoutchouc HTR à 70 °C . A partir de cela, nous obtenons les courbes maitresses de la **figure IV.3**. La superposition des mesures est bonne. Pour HTR et HT, le domaine vitreux n'est pas atteint dans notre gamme. Cependant cela ne posera pas de problème pour la suite de notre analyse car c'est une zone qui ne sera pas atteinte lors de l'usage réel.

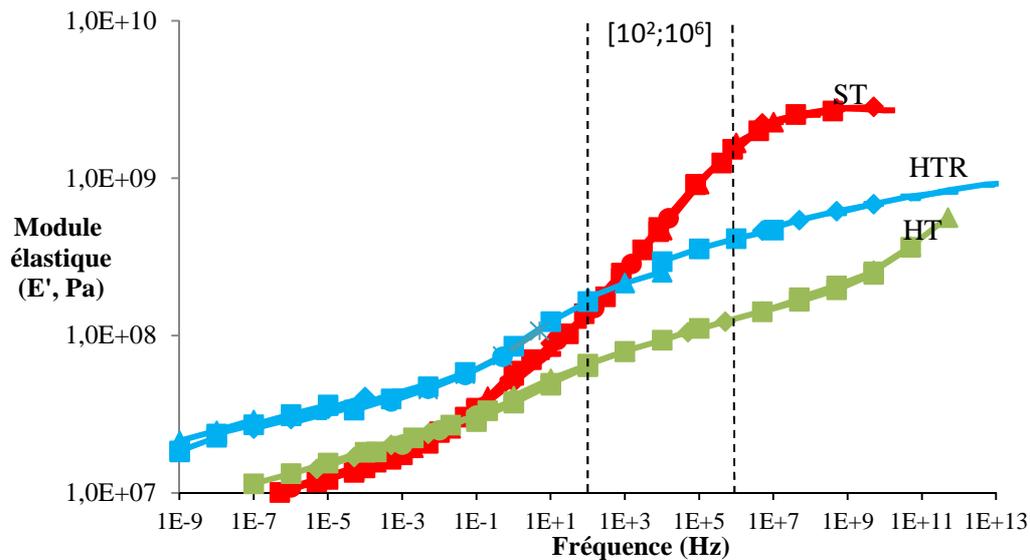


Figure IV.3 : Courbe maitresse des modules élastiques pour une température référence de -11, -12 et -14 °C pour HT, ST et HTR.

La lecture directe de la courbe (**figure IV.3**) indique que HT et HTR présentent des sensibilités à la vitesse (à la température) proches et plus faibles que celle de ST. ST est quant à lui plus proche de HT tout en étant moins rigide que HTR, sauf peut-être aux très hautes vitesses (très basses températures). Aux faibles vitesses (hautes températures), ST est le caoutchouc le moins rigide.

La même démarche permet d'obtenir les courbes maitresses pour les modules de perte en appliquant les mêmes facteurs de glissement a_T . A titre d'exemple, nous donnons **figure IV.4** la courbe maitresse du module de perte du caoutchouc ST.

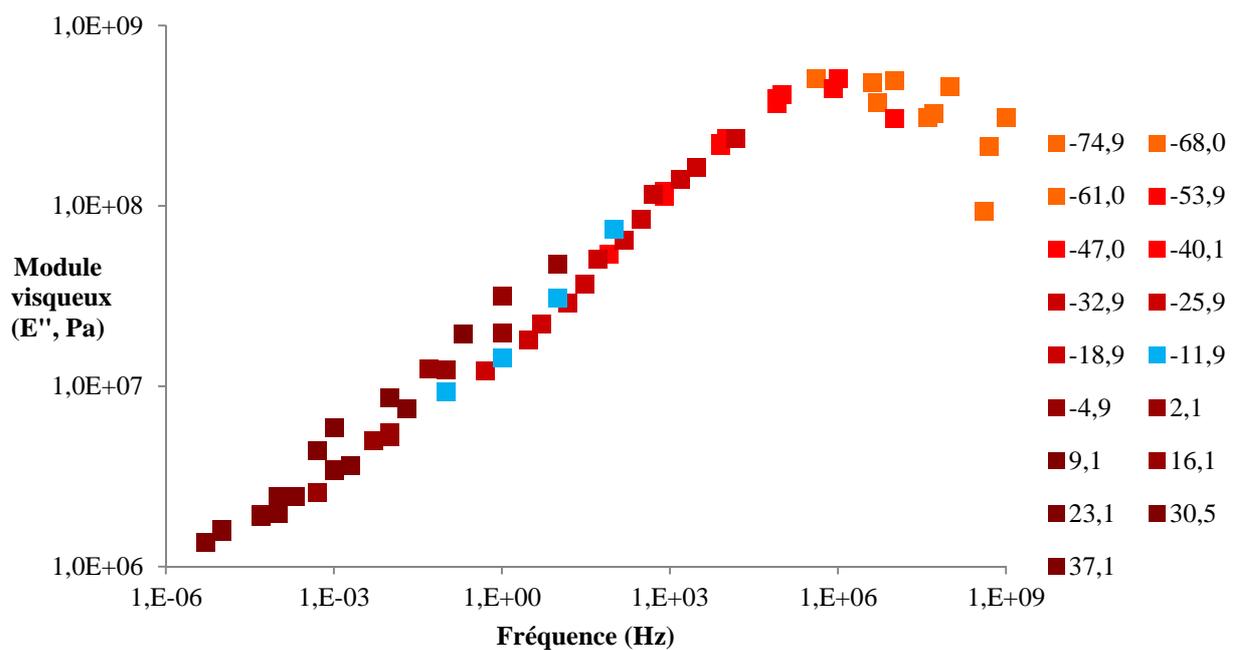


Figure IV.4 : Courbe maitresse du module élastique de ST pour $T_0 = -12$ °C.

La tendance globale est claire : le module possède un maximum pour la zone viscoélastique juste avant de passer à l'état vitreux. Ici, le maximum est de 450 MPa obtenu à une fréquence équivalente de 10^6 Hz pour une température de 19,9 °C. Par comparaison, ST présentera un amortissement (caractère viscoélastique) plus prononcé que HT et HTR et sans doute plus « continu » et étalé sur une large gamme de vitesse et de température, alors que HT et HTR resteront sensibles à leur composition avec deux amortissements distincts.

Nous allons décrire deux formalismes pour l'équivalence temps-température. Le premier selon WLF est très répandu pour les caoutchoucs mais ne nous satisfait pas totalement pour nos mélanges. Le second formalisme que nous développerons, plus quantitatif, sera basé sur une équivalence graphique par segments.

IV.2.2.1 Première représentation: loi WLF

Pour les caoutchoucs, l'équivalence temps-température est souvent régie par la loi semi-empirique WLF (Williams, Landel et Ferry)¹³. Le facteur de glissement est alors défini grâce à deux paramètres intrinsèques C_1 et C_2 de sorte que l'on obtienne l'équation [IV.1] :

$$\log a_T = \frac{-C_1(T - T_0)}{C_2 + T - T_0} \quad [IV.1]$$

Par régression linéaire et par optimisation à l'aide de la méthode des moindres carrés (uniquement pour ST et HT), nous obtenons les coefficients du **tableau IV.3** :

Caoutchoucs/ paramètres	C_1	C_2
ST	61,66	513,95
HT	8,51	52,20
HTR	12,74	58,35

Tableau IV.3 : Paramètres WLF pour les caoutchoucs références obtenus par régression linéaire. Optimisation par méthode des moindres carrés pour ST et HT.

Ces valeurs sont du même ordre de grandeur que ce que proposaient Williams, Landel et Ferry. Il ne s'agit pas de constantes universelles et comme nous avons des mélanges, il est difficile de juger le sens physique de ces mesures moyennes. Cela amène autour de la température de référence à un ordre de grandeur classique: l'augmentation d'une décade de fréquence serait équivalente à un refroidissement de 7 à 10 °C¹⁴. La validité était donnée pour une cinquantaine de degrés au-dessus de la température de relaxation α . Sur l'ensemble du domaine viscoélastique, les variations peuvent être plus importantes et un refroidissement de 10 à 20 °C peut correspondre à une augmentation d'une à deux décades de fréquences.¹⁵

C'est ce type de correspondance, quantitative, qui sera utile pour la prédiction du frottement. C'est pourquoi il est intéressant de l'illustrer pour nos mélanges de caoutchoucs. Ainsi, nos essais réalisés à 1 Hz et pour des températures allant de -60 à +60 °C au-dessous et au-dessus des températures références seraient équivalents aux mêmes essais réalisés à la température de référence mais pour des fréquences de sollicitations différentes (**figure IV.5**). Cet intervalle de plus de 100 °C correspondrait à un intervalle de fréquence plus large que l'intervalle classique de validité du principe de superposition, mais nos conclusions qualitatives resteront acceptables. Nos mesures DMA conduisent à ce que, pour ST, une amplitude de 110°C centrée sur T_0 correspond à l'intervalle de fréquence de 10^{-6} à 10^8 Hz. Pour HT, une étendue de 100°C centrée sur T_0 correspond à l'intervalle de fréquence 10^{-5} à 10^{10} Hz. Pour HTR, une étendue de 110°C centrée sur T_0 correspond à l'intervalle de fréquence 10^{-7} à 10^{15} Hz.

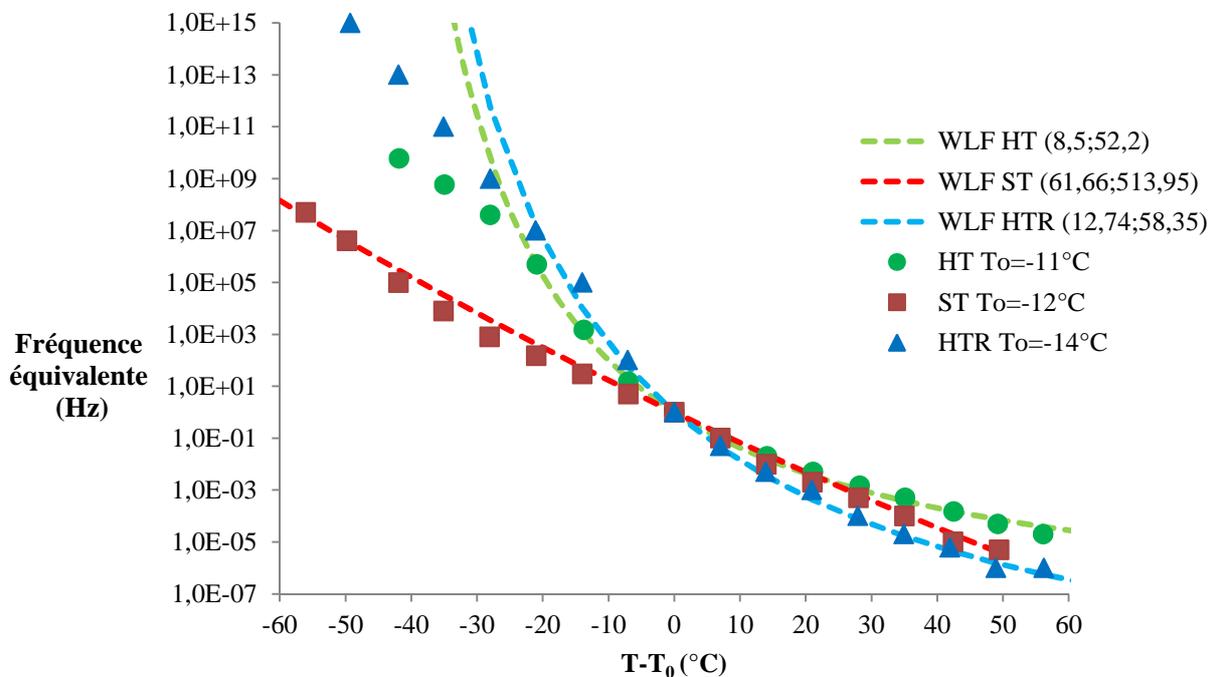


Figure IV.5 : Fréquence équivalente pour une température T par rapport à une température référence T_0 à un Hertz. Trait plein pour les valeurs mesurées par DMA et traits pointillés pour la loi WLF (C_1 ; C_2).

Toujours sur la **figure IV.5**, les courbes pointillées donnent les lois semi empiriques selon WLF. Pour ST, la correspondance est bonne sur l'ensemble de l'intervalle de température considéré mais avec des coefficients inhabituels (C_2 surtout, confère **table IV.3**). En revanche, pour HT et HTR, les correspondances sont bonnes uniquement pour l'intervalle [-20 °C; 60 °C] par rapport aux températures références avec des coefficients C_1 et C_2 proches de ceux rencontrés habituellement. Cet intervalle est proche de celui accepté comme valide par la théorie : $[T_g ; T_g+50]$, autour d'une des transitions (associables aux caoutchoucs SBR ou NBR présents dans nos mélanges). En définitive, par rapport aux températures références choisies, nous avons du mal à rendre compte pour HT et

HTR des fréquences équivalentes avec le formalisme WLF quand celles-ci sont supérieures à 10^5 Hz pour HT et 10^7 Hz pour HTR. Hors des fréquences équivalentes de l'ordre de 10^6 Hz sont primordiales pour les applications de frottement.

Une autre lecture pourrait être la sensibilité à la température. Ainsi à partir de l'équation [IV.1], si nous imaginons deux températures T_1 et T_2 telles que $a_{T_1}/a_{T_2} = 10$ (soit une vitesse équivalente à T_0 dix fois plus grande), on aboutit alors à l'équation IV.2 :

$$T_1 = \frac{C_2^2 - 2 \cdot C_2 \cdot T_0 + T_0^2 + T_2 \cdot (C_1 \cdot C_2 + C_2 - T_0)}{C_1 \cdot C_2 - C_2 + T_0 - T_2} \quad [IV.2]$$

Pour chaque température T_2 , nous sommes alors capables de déterminer T_1 correspondant à une décade supérieure de fréquence par rapport à celle de T_2 . En ramenant toutes nos courbes à une référence unique de -10 °C et pour l'intervalle de 120 °C autour de cette température, nous avons alors la variation de température correspondant à une décade représentée sur la **figure IV.6**.

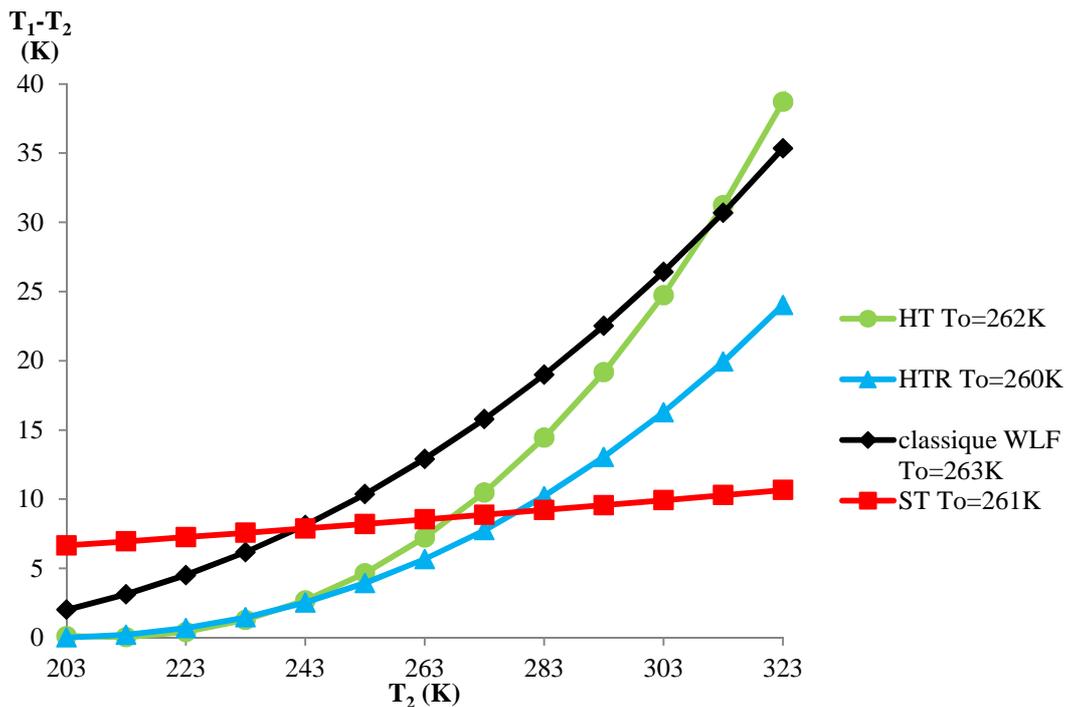


Figure IV.6 : Variation de température correspondant à un écart de fréquence d'une décade.

Les températures sont données en Kelvin d'après le calcul de l'équation [IV.2]. La variation de température équivalente à deux mesures dont la fréquence varie d'une décade est comprise entre 3 °C et 35 °C en fonction de l'éloignement de la température référence. L'intervalle est plus large que les 7 à 15 °C mentionnés dans la littérature même s'il est vrai qu'autour de la température de référence, le décalage équivalent à une décade de fréquence est de 13 °C. Nous remarquons aussi que nos trois caoutchoucs possèdent des comportements très différents donc il est inenvisageable

de tenter d'établir une corrélation frottement-viscoélasticité unique. En définitive, une loi semi-empirique de WLF unique pour nos mélanges est très appréciable dans le sens où elle autorise au moins à estimer le sens de variation des sensibilités à la température et/ou à la vitesse et donc de comparer l'évolutivité de différents caoutchoucs. L'utiliser pour une prédiction précise reste un peu dangereux.

IV.2.2.2 Seconde représentation : par segments

Pour aller plus loin nous allons utiliser un facteur de glissement défini par segments issu d'une simple résolution graphique sur la **figure IV.5**. Nous obtenons pour les trois caoutchoucs références les **tableaux IV.4 à IV.6**. Nous approchons la courbe par trois segments de droite. L'évolution respecte une droite sur un graphe semi-logarithmique. Pour chaque intervalle de température défini, nous mesurons l'augmentation de la fréquence correspondante. Ainsi nous obtenons l'équivalence par segment. Nous avons une variation de température par décade de fréquence. L'ordre de grandeur est identique pour les trois caoutchoucs : de 3 à 17 °C par décade de fréquence. L'évolution n'est pas homogène comme lors de la définition par la loi WLF. Cela peut s'expliquer par la prise en compte avec cette méthode des différentes relaxations α liées aux mélanges de plusieurs polymères de base que nous possédons pour notre étude industrielle. Il faut aussi remarquer que les températures de la **figure IV.5** sont données en fonction de $T-T_0$ comme les tables que nous venons d'écrire.

Intervalle température ($T-T_0$) °C	Augmentation de fréquence (nombre de décades)	Equivalence temps-température (°C/décade)
[-42 ; -28]	2,2	6,4
[-28 ; -7]	6,2	3,4
[-7 ; 14]	3	7
[14 ; 49]	2,6	13,5

Tableau IV.4 : Equivalence temps-température par segment pour HT, $T_0 = -11$ °C.

Intervalle température ($T-T_0$) °C	Augmentation fréquence (nombre de décades)	Equivalence temps-température (°C/décade)
[-49 ; -14]	10	3,5
[-14 ; 0]	5	2,8
[0 ; 35]	4,9	7,1
[35 ; 70]	2,1	16,7

Tableau IV.5 : Equivalence temps-température par segment pour HTR, $T_0 = -14$ °C.

Intervalle température ($T-T_0$) °C	Augmentation fréquence (nombre de décades)	Equivalence temps-température (°C/décade)
[-63 ; -56]	0,5	14
[-56 ; -35]	3,6	5,8
[-35 ; 50]	9,2	9,2

Tableau IV.6: Equivalence temps-température par segment pour ST, $T_0 = -12$ °C.

Nous pouvons résumer les données de ces tables avec la **figure IV.7** sur laquelle les paliers sont bien distincts pour chaque caoutchouc. Quand nous voudrions comparer ou prédire les comportements en glissement il faudra bien respecter pour chaque matière l'équivalence empirique qui lui est propre.

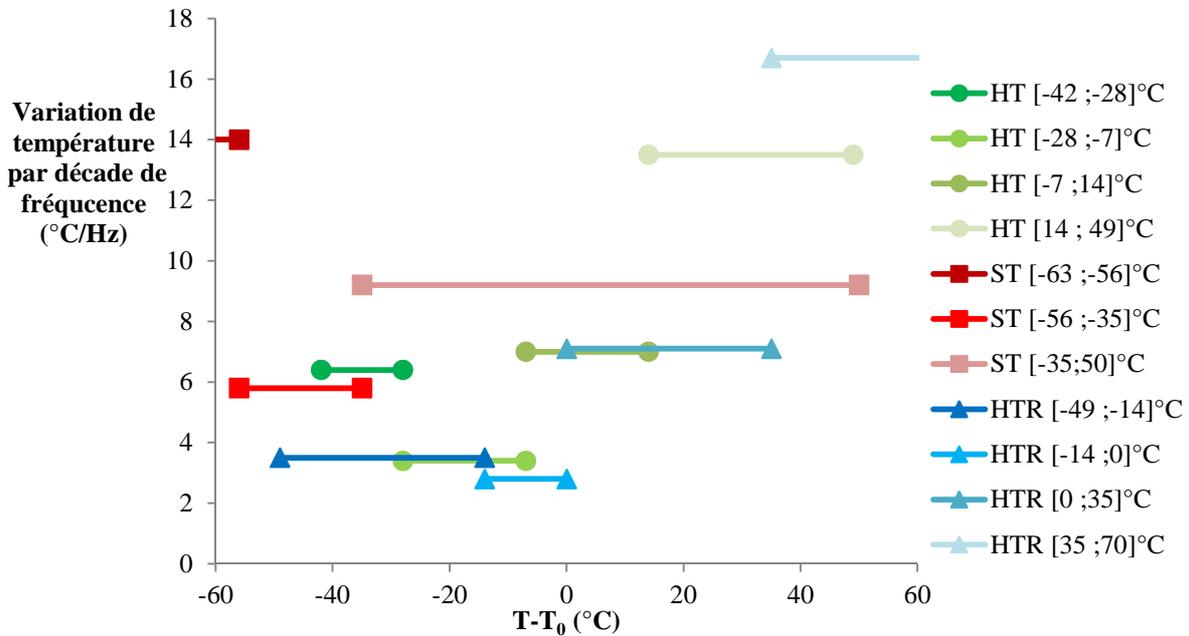


Figure IV.7: Equivalence temps-température par segment pour les caoutchoucs références et les températures références T_0 .

IV.2.3 Définition d'un critère pertinent

Dans l'industrie du pneumatique, l'estimation de l'efficacité de l'adhérence sur sol mouillé peut se réaliser grâce à l'amplitude du facteur de perte à 0 °C lorsqu'il est mesuré à 10 Hz selon les critères de Takino *H. et al.* ¹⁶.

L'objectif pour nous est de définir un critère équivalent. La simple transposition de ce critère sur le facteur de perte, toujours répandu dans l'industrie pneumatique¹⁷ malgré des critiques pertinentes¹⁸, s'est avérée infructueuse. En effet aucune corrélation claire n'apparaît entre nos coefficients de frottement et ce facteur de perte à 0 °C et 10 Hz. Ceci provient sans doute de l'usage de l'équivalence temps-température en l'absence d'auto-échauffement des semelles lors des cycles de marches (un pneumatique s'échauffe à 60 °C) ; Nous devons donc chercher un critère spécifique au « grip » des chaussures.

IV.2.3.1 Impossibilité de transposer le critère de l'industrie pneumatique

Le critère de Takino *H. et al.* ¹⁶ découle d'une analyse basée sur l'équivalence temps-température des bandes de roulement et de l'analyse du contact pneu-chaussée. C'est l'auto-échauffement de la bande de roulement qui permet d'avoir un critère aussi simple. Les vitesses de glissement d'une chaussure et d'un pneu sont similaires de l'ordre de 1 m/s. Les sols antagonistes

pour les sports de plein air sont plus variables que les revêtements routiers, en particulier pour les sols apparemment lisses résultant de l'érosion. Les fréquences de sollicitation sont assez similaires pour les deux applications. Et la température de la semelle est celle de l'environnement alors que celle du pneu est, en quelque sorte, régulée par son usage. Dès lors le frottement des pneumatiques est peut-être moins sensible à la température ambiante que celui de la semelle. Nos caoutchoucs, de sensibilité variée à la température, pourront se comporter différemment en fonction de la température. Preuve en est, **figure IV.8** les évolutions comparées de l'amortissement sur trois de nos formules. Si ST est globalement plus amortissant que les deux autres, pour HT et HTR, le caoutchouc peut être tantôt plus amortissant, tantôt moins amortissant que l'autre. Comme avec les essais tribologiques du chapitre précédent, HT et HTR sont assez similaires.

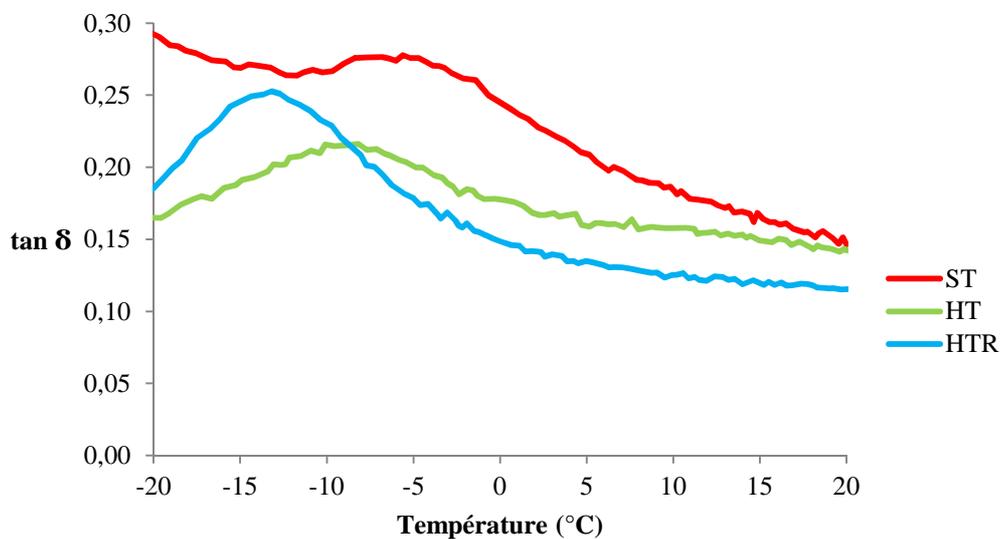


Figure IV.8: Facteurs de perte autour de 0 °C: outils de prédiction de l'adhérence sur sol mouillé ?

S'il semble pertinent d'utiliser un critère de viscoélasticité pour classer le frottement sur sol mouillé des semelles, la transposition du critère de l'industrie pneumatique ne peut donc pas se faire avec notre niveau d'incertitude sur les mécanismes mis en jeu pour notre application. Il est dès lors nécessaire d'étendre l'intervalle de caractérisation de l'hystérèse et de prendre en compte les spécificités du comportement viscoélastique de chaque matière que nous utilisons.

IV.2.3.2 Modifications pour un critère pertinent

Essayons de quantifier l'hystérèse sur une plage de température d'utilisation de la chaussure et aux fréquences correspondant au glissement. Comme la température d'une semelle est égale à la température de l'environnement, elle varie peu sur une sortie classique de randonnée ou de course à pied; mais elle peut varier d'un jour à l'autre. Ainsi nous allons pouvoir comparer l'hystérèse pour des conditions d'utilisations. Selon ce critère, nous pouvons classer des matières selon la spécificité ou la polyvalence souhaitée pour chaque pratique.

Prenons l'exemple d'un usage d'une semelle à 20 °C. Les fréquences de sollicitations en frottement sont comprises dans l'intervalle [10² Hz; 10⁶ Hz]. Pour comparer le comportement des matières, nous utilisons l'équivalence temps-température par segments, décrite précédemment. Par extrapolation, le comportement d'une semelle et sa contribution au frottement dans un environnement à 20 °C, l'intervalle [10²; 10⁶] correspond à 1 Hz à un intervalle de température dépendant du matériau:

- [-24 ; -3] °C à 1 Hz pour HT,
- [-17 ; 6] °C à 1 Hz pour HTR
- [-35 ; 1] °C à 1 Hz pour ST.

Sur la **figure IV.9**, cela correspond à des étendues plus ou moins larges sur lesquelles nous allons pouvoir comparer les amortissements et calculer l'hystérèse moyenne pour mimer le critère automobile. Ainsi, si nous comparons les facteurs de perte de nos trois caoutchoucs références à 20 °C, nous obtenons 0,18 pour HTR, 0,19 pour HT et 0,31 pour ST. L'hystérèse est significativement plus élevée pour la formulation ST. Les valeurs moyennes des facteurs de perte des caoutchoucs HT et HTR sont proches. Le facteur de perte du caoutchouc HT est plus stable que celui de HTR.

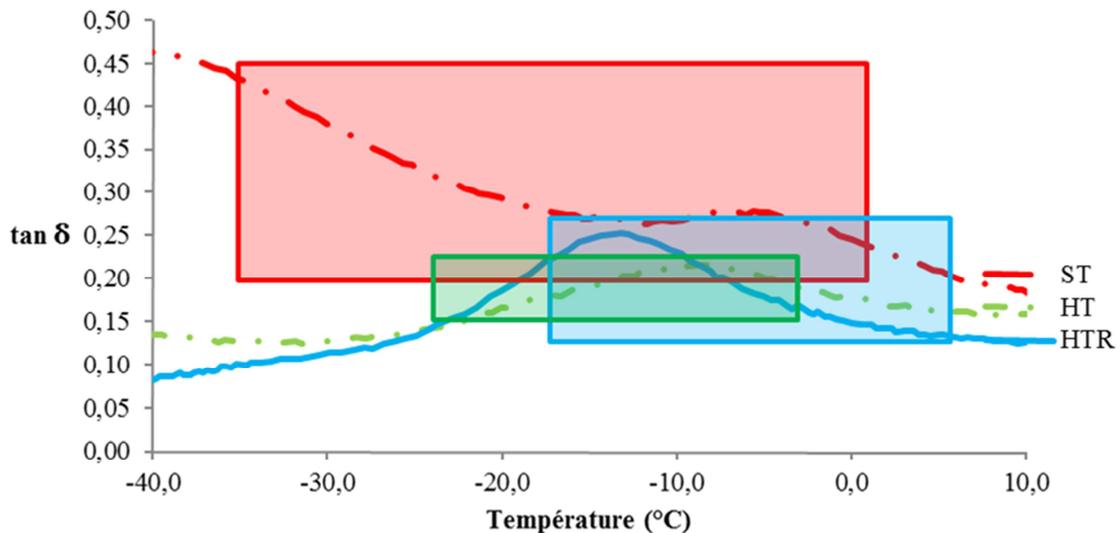


Figure IV.9: Etendue de l'hystérèse active pour le frottement d'une semelle à 20 °C.

Cette méthode peut être étendue à des plages de température d'utilisation. Nous pouvons aussi analyser les modules E' qui contrôleront l'aire de contact entre la semelle et le sol rugueux.

En résumé, si l'analyse mécanique dynamique est un moyen très commode pour caractériser la viscoélasticité et estimer les pertes par hystérèse des caoutchoucs, le fait de travailler sur diverses formulations nécessite des précautions particulières au regard de l'équivalence temps-température.

Pour notre application où il n'y a pas d'auto-échauffement et pour des frottements équivalents à des sollicitations de 10^2 à 10^6 Hz, nous avons proposé une méthode comparative permettant d'estimer *a priori* la contribution viscoélastique de chacun des caoutchoucs. Ainsi dans le cas critique des sols mouillés, nous avons par corrélation et extrapolation une estimation du « grip » si l'on émet l'hypothèse que la qualité du « grip » est proportionnelle à l'hystérèse du caoutchouc. En d'autres termes, nous utilisons l'idée d'équivalence temps-température et à partir d'un formalisme par segments linéaires, nous tentons d'adapter une équivalence pour nos mélanges de caoutchoucs.

IV.2.4 Discussion sur la relation mécanique-tribologie

Il existe de nombreuses études dont le but est de relier le comportement tribologique au comportement mécanique des caoutchoucs^{19,20}. C'est une démarche prédictive, particulièrement pertinente industriellement. C'est ce type de démarche que nous avons entrepris et décrit précédemment avec l'établissement d'un critère mécanique mesurable par DMA pour estimer *a priori* la performance d'une semelle de chaussure.

Une autre démarche judicieuse existe dans l'industrie pneumatique. Il s'agit de modéliser la composante hystérétique du frottement des caoutchoucs sur sols mouillés à partir de la caractérisation viscoélastique des caoutchoucs et de la description fractale de la rugosité des sols. En effet les sols et leurs rugosités peuvent être décrits grâce à l'approche des surfaces auto-affines. Avec la méthode du spectre de puissance de deux dimensions (« Power spectral density » en anglais), la surface est définie par trois paramètres. Ces modèles permettent d'évaluer l'aire réelle de contact, ainsi que la contribution de l'hystérèse au coefficient de frottement (μ_H). La subtilité de l'approche réside dans la considération d'une densité de fréquences de sollicitations du matériau viscoélastique dépendant des aspérités du sol. Pour des expériences de frottement stationnaire sur du granit et dans des conditions lubrifiées au détergent, Le Gal A. *et al.*¹⁹ montrent l'adéquation du modèle aux expériences pour des vitesses de glissement de 10^{-5} à 10^{-2} m/s. Selon les auteurs^{7,21}, il existe quelques variantes à la fois sur les modèles et sur les conditions expérimentales, mais globalement une bonne corrélation entre les modèles et les expériences est observée pour les applications autour du pneumatique²².

IV.3 Approche surfacique

Lorsque les surfaces sont lisses et que la surface de contact réelle s'approche de la surface de contact apparente, les effets d'adhésion peuvent être importants. Pour notre application, en raison de la variabilité des sols, il est difficile de limiter l'adhérence à un seul mécanisme. C'est pourquoi, après avoir détaillé la viscoélasticité avec la DMA qui caractérise uniquement les propriétés

volumiques des caoutchoucs, nous adoptons une approche surfacique. S'il est impossible d'isoler complètement les effets surfaciques des effets volumiques pour des raisons évidentes de continuité du milieu, il existe néanmoins des dispositifs mettant en exergue les uns ou les autres. Nous cherchons à comparer les pégosités de nos différents caoutchoucs sans pouvoir faire de mesures sur les mélanges crus. Pour cela nous avons eu recours à l'appareil de mesure du contact JKR dynamique²³ développé au sein de l'institut Charles Sadron que nous avons utilisé pour des tests en configuration « pull-off » d'un poinçon sphérique sur une surface plane à tester.

IV.3.1 Dissimilitude test-application.

Pour des raisons de commodité de réalisation et aussi pour s'assurer la reproductibilité malgré les difficultés de préparation des surfaces, nous avons choisi de privilégier la robustesse de l'expérience plutôt que sa similitude par rapport à notre application. Nous utiliserons un contact sphère PDMS / caoutchouc. C'est pour l'antagoniste que la différence est la plus notable. Nous étudions le contact sphère PDMS contre un plan en caoutchouc industriel. Le module élastique du PDMS est d'environ 2 MPa. Sur l'intervalle considéré de [-20 °C; 60 °C], les variations viscoélastiques du PDMS ($E' \in [1,8 \text{ MPa}; 2 \text{ MPa}]$ et $E'' \in [0,01 \text{ MPa}; 0,01 \text{ MPa}]$) peuvent être considérées négligeables au regard des propriétés des caoutchoucs références testés. Le facteur de perte sera compris entre 0,01 et 0,05²³ alors qu'il sera de 0,1 à 0,3 pour les caoutchoucs références. Nous justifions ce choix de l'antagoniste pour deux raisons. D'abord, la machine a été optimisée pour l'analyse des matières molles. Ensuite, nos caoutchoucs industriels présentaient un risque de contamination d'un antagoniste en verre trop élevé: d'une part le caoutchouc peut contaminer le verre si la préparation est imparfaite (couche de cire), d'autre part, le verre se contamine dans l'atmosphère du laboratoire induisant une valeur d'énergie de surface en jeu dans le contact très incertaine.

Nous n'avons réalisé que des tests de « pull off » classiques avec la seule mesure de la force nécessaire au décollement après une mise en pression des deux surfaces. En effet, les quelques observations in-situ du contact que nous avons réalisées étaient trop sporadiques pour être analysées ce qui exclut la possibilité de mener des essais de JKR statique et/ou dynamique. Cela peut provenir de l'état de surface des plaques d'étude utilisées ou de la difficulté d'analyse optique de la surface noire à travers le PDMS transparent.

L'avantage du dispositif par rapport à un test de pelage réside dans la possibilité d'étudier la pégosité avec un contact peu adhésif qui minimise donc les pertes viscoélastiques. Par ailleurs, la capacité d'étudier le décollement selon plusieurs fréquences et températures permet d'obtenir une comparaison large pour les caoutchoucs des semelles.

IV.3.2 Dépendance fréquence-température

Pour cette approche, il faut avoir en tête les résultats précédemment obtenus sur la viscoélasticité. En particulier, il est utile de se remémorer les facteurs de pertes de la **figure IV.2**. Nous travaillons avec des caoutchoucs réticulés dont la pégeosité est bien plus faible que pour des mélanges crus où la cohésion et les interactions moléculaires de type Van der Waals entraineront une relaxation voire un fluage de la matière. Le fait d'utiliser une sphère plus souple que le caoutchouc testé va impliquer une déformation plus marquée de la sphère. Par conséquent, les effets de cœur du caoutchouc sont limités, favorisant les effets de surface. Nous obtenons une dépendance de la mesure à la fréquence (tout comme Moreno-Couranjou M. *et al.*²⁴) et à la température tout comme c'était le cas pour les mesures de viscoélasticité. La **figure IV.10** regroupe les mesures de « pull-off » effectuées à trois températures pour des fréquences comprises entre 0,05 et 5 Hz. La double dépendance température-fréquence suggère que les phénomènes surfaciques d'adhésion dépendent eux aussi des effets de cœur et de la mobilité des molécules.

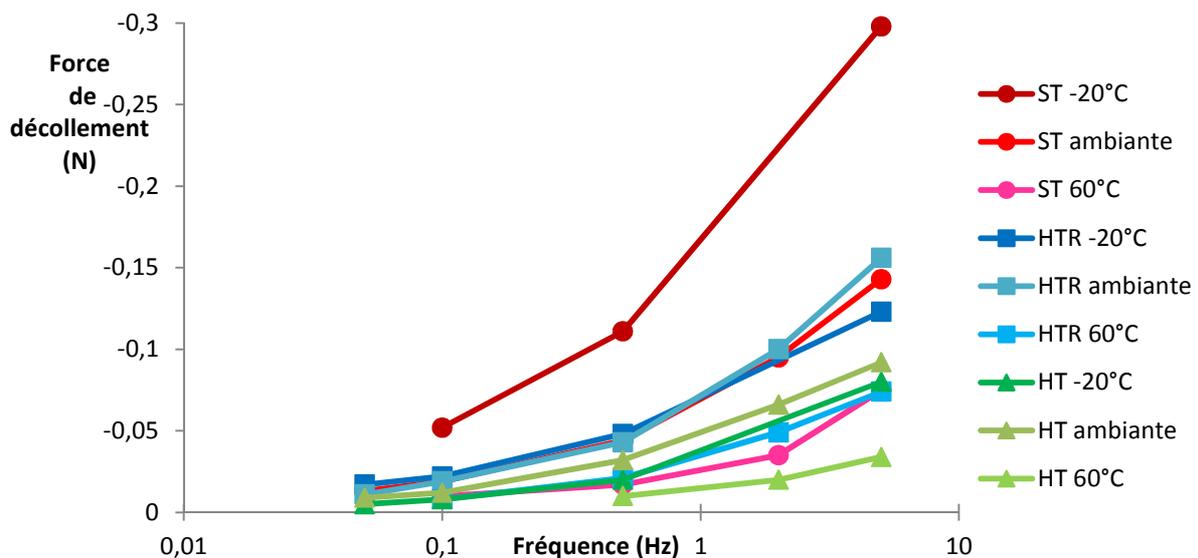


Figure IV.10: Dépendance à la fréquence et à la température de la force d'adhérence lors du décollement des caoutchoucs références.

Si nous réalisons des comparaisons entre nos caoutchoucs références, la tendance confirme la particularité de la formulation ST vis-à-vis des deux autres références HT et HTR. Si nous devions établir un classement, nous affirmerions que du plus pégeux au moins pégeux nous avons ST puis HTR et enfin HT. Pour HT et HTR, les essais à l'ambiante et à -20 °C sont très similaires.

Nous ne sommes pas capables d'extrapoler les mesures aux hautes fréquences qui vont nous intéresser particulièrement. Toutefois, les vitesses de sollicitations atteignent probablement localement des valeurs très élevées lors des tests de « pull-off » comparées à la sinusoïde imposée. La tendance est déjà nette entre 0,05 et 5 Hz : la force nécessaire au décollement augmente

largement. Pour les mécanismes surfaciques, la fréquence et donc la rugosité de l'antagoniste avec lequel le caoutchouc sera en contact sera primordiale.

Nous avons tenté de normer la force par le module pour faciliter l'interprétation en éliminant les variations de ce dernier: nous avons tracé $F(E \cdot R^2)$ en fonction de la fréquence. Les tendances sont identiques à ce qui est représenté sur la **figure IV.10**. Il faut remarquer que le module équivalent varie peu (de 2,4 à 2,6 MPa) car il est gouverné par celui du PDMS qui est moins rigide que nos caoutchoucs. Cela signifie que la force de décollement est régie par une contribution autre que l'élasticité. Cela pourrait être un effet adhésif et/ou viscoélastique.

Pour conclure sur notre démarche, nous tentons d'établir une corrélation entre les mesures mécaniques et les mesures surfaciques. Nous choisissons de comparer la force de décollement en configuration « pull-off » à 0,5 Hz et aux températures -20, 20 et 60 °C avec la mesure du facteur de perte par DMA à 1 Hz et pour les mêmes températures. La **figure IV.11** présente des régressions linéaires entre les deux critères issus d'expériences de types différents. Si aucune corrélation n'est concevable pour les caoutchoucs HTR et HT, nous remarquons une fois de plus la particularité du caoutchouc ST. Pour ce dernier, il existe une corrélation positive ($R^2=0,984$) entre la force de décollement mesurée à 0,5 Hz et le facteur de perte mesuré à 1 Hz pour trois températures comprises entre le début de son domaine viscoélastique et le début de son domaine élastique. Corrélation n'est pas preuve mais ce résultat laisse émerger l'idée que la force de décollement du caoutchouc ST est probablement essentiellement gouvernée par la viscoélasticité. Nous n'irons pas jusqu'à affirmer que deux mécanismes différents gouvernent le décollement du caoutchouc ST et celui des caoutchoucs HT et HTR, mais dans notre tentative de compréhension des mécanismes mis en jeu par l'adhérence des semelles, nous remarquons des différences notables de comportement entre le premier et les deux autres.

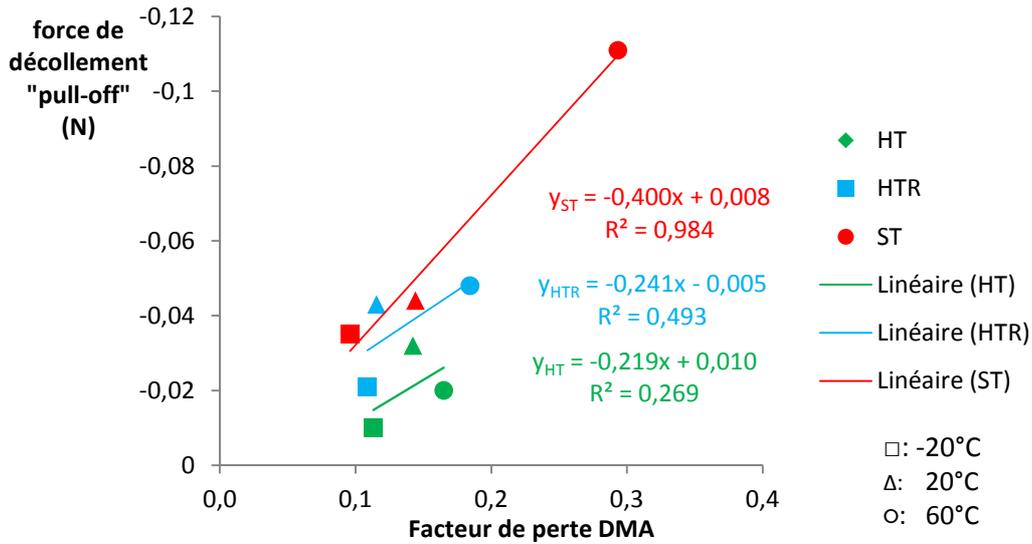


Figure IV.11 : Corrélation entre la force de décollement caoutchouc/PDMS (mesuré à 0,5Hz et pour 3 températures :-20, 20 et 60°C) en fonction du facteur de perte (mesuré par DMA à 1Hz pour les mêmes températures).

Les conclusions que nous cherchons à établir en tentant de corréler un comportement de frottement à un essai laboratoire, DMA ou décollement, semblent difficiles à établir par l'analyse unique de l'adhérence mesurée par « pull-off ». Cependant, c'est une méthode complémentaire de l'analyse DMA. Même si le mode de déformation avec ce contact vertical entre une sphère et un plan s'éloigne du mode de déformation subie pendant le frottement, il est pertinent de remarquer que dans cette situation simplifiée et sans usure, le contact et son maintien ou sa rupture auront une forte dépendance à la fréquence et à la température. Dans une certaine mesure, nous avons même corrélé les effets viscoélastiques au comportement au décollement).

IV.4 Conclusion

Pour les caoutchoucs, les mécanismes d'adhérence et de frottement sur des antagonistes rigides sont gouvernés par une multiplicité de propriétés volumiques, surfaciques ou d'interfaces. Parmi celles-ci, le fabricant de chaussures peut contrôler les propriétés de la matière de la semelle et sa texturation. Afin d'améliorer la qualité des produits, il est nécessaire d'établir les propriétés importantes ou dominantes. Le frottement d'une matière souple sur une matière rigide sera dépendante des déformations résultant de la mise en contact des solides. Les mécanismes sont multiples et leur compréhension dépend de l'approche utilisée sans être universelle. Ainsi le contact sol-chaussure est accessible par l'étude des régimes de lubrification, du contact multi aspérités, l'analyse de la locomotion humaine, la propagation de fissure interfaciale. Parmi les propriétés physiques, la viscoélasticité des caoutchoucs est importante. C'est pourquoi son étude a été abordée pour caractériser et prédire la performance générale d'une matière. Nous avons abordé la

viscoélasticité par méthode DMA et nous avons constaté son rôle dans les effets adhésifs par test de « pull off ».

La corrélation entre viscoélasticité et tribologie n'est pas entièrement établie théoriquement mais divers mécanismes sont décrits par des modèles. Sans utiliser de modèle ou en en établissant un pour notre application, nous utilisons les explications phénoménologiques proposées dans la littérature pour aboutir à une caractérisation mécanique et surfacique pertinente.

Mécaniquement nous nous sommes basés sur la DMA pour comparer les caoutchoucs références. Du fait du très large intervalle de température qui ne permet pas d'utiliser l'équation de WLF, Nous avons établi une équivalence temps-température par segment spécifique à chaque mélange. A partir de cela nous estimons l'hystérèse moyenne qui devrait intervenir quand une semelle est en contact avec une surface rugueuse macroscopiquement lisse. Nous classons les matières selon le facteur de perte moyenné pour une température d'utilisation et correspondant à une sollicitation de 10^2 à 10^6 Hz. Le ressenti des utilisateurs avec les méthodes de classement internes à l'entreprise (plan incliné et test terrain « grip ») est corrélé aux différences notables des hystérèses moyennées des matières références considérées. Une corrélation ne vaut pas preuve mais les précautions prises pour l'équivalence temps-température et la prise en compte des incertitudes liées aux variations des sols semblent suffisantes pour pouvoir comparer de nouvelles matières en utilisant une caractérisation DMA moins fastidieuse et plus robuste qu'un essai tribologique dont la préparation ou le rodage des matières est incontournable compte tenu du mode de production des caoutchoucs de semelles.

Enfin nous avons retrouvé par essai de « pull-off » à différentes températures et fréquences un comportement adhésif où la sensibilité à la viscoélasticité est avérée. Ainsi nous avons expérimentalement eu une approche mécanique et surfacique qui nous permet d'estimer a priori le comportement tribologique d'une matière non texturée utilisée pour la fabrication d'une semelle de chaussure.

Références bibliographiques IV

1. Rahalkar, R. R., Dependence of Wet Skid Resistance upon the Entanglement Density and Chain Mobility according to the Rouse Theory of Viscoelasticity. *Rubber Chemistry and Technology* **1989**, 62 (2), 246-271.
2. Mofidi, M.; Prakash, B.; Persson, B. N. J.; Albohr, O., Rubber friction on (apparently) smooth lubricated surfaces. *Journal of Physics-Condensed Matter* **2008**, 20 (8), 8.
3. Heinrich, G.; Dumler, H. B., Wet Skid Properties of Filled Rubbers and the Rubber—Glass Transition. *Rubber Chemistry and Technology* **1998**, 71 (1), 53-61.
4. Martinez-Vega, J.J.; Rivièrè, A., Mesure de frottement interne. *Techniques de l'ingénieur Analyses de surface et de matériaux* **2000**, base documentaire : TIB383DUO (ref. article : p1310).
5. Grosch, K. A., The Relation between the Friction and Visco-Elastic Properties of Rubber. *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* **1963**, 274 (1356), 21-39.
6. Persson, B. N. J.; Albohr, O.; Creton, C.; Peveri, V., Contact area between a viscoelastic solid and a hard, randomly rough, substrate. *Journal of Chemical Physics* **2004**, 120 (18), 8779-8793.
7. Klüppel, M.; Heinrich, G., Rubber Friction on Self-Affine Road Tracks. *Rubber Chemistry and Technology* **2000**, 73 (4), 578-606.
8. Johnson, K. L.; Greenwood, J. A.; Higginson, J. G., The contact of elastic regular wavy surfaces. *International Journal of Mechanical Sciences* **1985**, 27 (6), 383-396.
9. Ciavarella, M., Adhesive rough contacts near complete contact. *International Journal of Mechanical Sciences* **2015**, 104, 104-111.
10. Gent, A. N., Adhesion and Strength of Viscoelastic Solids. Is There a Relationship between Adhesion and Bulk Properties? *Langmuir* **1996**, 12 (19), 4492-4496.
11. Cowap, M. J. H.; Moghaddam, S. R. M.; Menezes, P. L.; Beschorner, K. E., Contributions of adhesion and hysteresis to coefficient of friction between shoe and floor surfaces: effects of floor roughness and sliding speed. *Tribology - Materials, Surfaces & Interfaces* **2015**, 9 (2), 77-84.
12. Le Saux, V. Fatigue et vieillissement des élastomères en environnements marin et thermique: de la caractérisation accélérée au calcul de structure. Mécanique. Thèse, Université de Bretagne Occidentale, **2010**.
13. Williams, M. L.; Landel, R. F.; Ferry, J. D., The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids. *Journal of the American Chemical Society* **1955**, 77 (14), 3701-3707.
14. Petitet, G.; Barquins, M., *Matériaux caoutchouteux*. **2008**.
15. Billon, N.; Bouvard, J. L., Propriétés et comportement mécanique des polymères thermoplastiques. *Techniques de l'ingénieur Propriétés générales des plastiques* **2015**, base documentaire : TIB152DUO (ref. article : am3115).
16. Takino, H.; Nakayama, R.; Yamada, Y.; Kohjiya, S.; Matsuo, T., Viscoelastic Properties of Elastomers and Tire Wet Skid Resistance. *Rubber Chemistry and Technology* **1997**, 70 (4), 584-594.
17. Dilman, T.; Jain, A.; Ludwig, M.; Giese, U.; Hasse, A.; Schwaiger, B.; Linster, T.; Marsat, J.-N., Innovative polymer filler systems with optimized damping and energy dissipation for the application in truck tires. In *11 Kautschuk Herbst Kolloquium*, Hannover, Germany, **2014**.
18. Ngai, K. L.; Capaccioli, S.; Plazek, D. J., Chapter 5 The viscoelastic behavior of rubber and dynamics of blends. In *The Science and Technology of Rubber (Fourth Edition)*, Academic Press ed.; Mark, J. E.; Erman, B.; Roland, C. M., Eds. Academic Press: Boston, **2013**; pp 196-284.
19. Le Gal, A.; Yang, X.; Kluppel, M., Evaluation of sliding friction and contact mechanics of elastomers based on dynamic-mechanical analysis. *Journal of Chemical Physics* **2005**, 123 (1).
20. Thomine, M.; Degrange, J. M.; Vigier, G.; Chazeau, L.; Pelletier, J. M.; Kapsa, P.; Guèrbe, L.; Dudragne, G., Study of relations between viscoelasticity and tribological behaviour of filled elastomer for lip seal application. *Tribology International* **2007**, 40 (2), 405-411.

21. Lorenz, B.; Persson, B. N. J.; Fortunato, G.; Giustiniano, M.; Baldoni, F., Rubber friction for tire tread compound on road surfaces. *Journal of Physics-Condensed Matter* **2013**, *25* (9), 8.
22. Ignatyev, P.; Mueller, N.; Ripka, S.; Torbruegge, S.; Wies, B., Friction of filled elastomers on rough surfaces: a combined experimental and theoretical study. In *11th fall rubber colloquium*, Hannover, **28 Novembre 2014**.
23. Charrault, E.; Gauthier, C.; Marie, P.; Schirrer, R., Experimental and Theoretical Analysis of a Dynamic JKR Contact. *Langmuir* **2009**, *25* (10), 5847-5854.
24. Moreno-Couranjou, M.; Blondiaux, N.; Pugin, R.; Le Houerou, V.; Gauthier, C.; Kroner, E.; Choquet, P., Bio-Inspired Nanopatterned Polymer Adhesive: A Novel Elaboration Method and Performance Study. *Plasma Processes and Polymers* **2014**, *11* (7), 647-654.

Chapitre V : Prédiction du « grip » par simulation numérique

V.1 Etat de l'art : modélisation des chaussures	113
V.1.1 Modélisation de la structure	113
V.1.2 Modélisation biomécanique	114
V.1.3 Modélisation tribologique.....	116
V.1.3.1 Sols meubles ou visqueux	116
V.1.3.2 Approche par la lubrification critique : régime mixte.....	117
V.1.3.2 Modèle microscopique : décomposition adhésion-hystérèse	118
V.2 Mise en place d'une méthodologie EF.....	119
V.2.1 Lois de comportement	120
V.2.1.1 Comportement réel	121
V.2.1.2 Loi hyperélastique.....	124
V.2.1.3 Loi viscohyperélastique	126
V.2.2 Lois de contact	128
V.2.2.1 Mécanisme réel sur tribomètre plan-plan	129
V.2.2.2 Lois représentatives	130
V.2.3 Simulation du test tribologique	131
V.2.3.1 Effet d'une loi de frottement à coefficient constant	132
V.2.3.2 Hyperélasticité et frottement constant	134
V.2.3.3 Viscohyperélasticité et frottement constant	136
V.2.3.4 Frottement décroissant.....	139
V.2.4 Simulation d'un crampon en forme de chevron	140
V.2.4.1 Comportement global	142
V.2.4.2 Mise en glissement.....	143
V.3 Conclusions	145
Références bibliographiques V.....	147

Dans ce dernier chapitre, nous abordons la prédiction du « grip » par simulation numérique. Etant donné qu'il s'agit de l'implémentation de la méthode, nous avons décidé d'intégrer l'état de l'art au sein même de ce chapitre car il a été fondateur de notre approche. Après avoir décrit les utilisations du numérique dans le domaine des chaussures, nous présentons la mise en place de notre méthodologie avec les lois de comportement et de frottement utiles pour rendre compte du comportement réel. Pour cela, nous étudions un cas représentatif d'un tribomètre plan/plan et le cas d'un crampon en forme de chevron.

V.1 Etat de l'art : modélisation des chaussures

La conception assistée par ordinateur (CAO) et la simulation par éléments finis (EF) sont des méthodes qui commencent à être utilisées par les fabricants de chaussures. La méthode des éléments finis fut d'abord introduite comme support pour la conception de nouvelles semelles intermédiaires des chaussures. Les biomécaniciens l'ont utilisée pour étudier l'influence des chaussures et de leur structure sur le corps humain. Enfin avec une approche tribologique, il existe quelques tentatives pour appréhender l'adhérence et le frottement lors de la phase de propulsion ou pour étudier les risques de glissades. Notre problématique du « grip » est multifactorielle et difficile à définir. L'approche par EF permet d'analyser l'impact du comportement viscoélastique du caoutchouc et des caractéristiques du frottement semelle-sol lors de la perte d'adhérence.

V.1.1 Modélisation de la structure

Les premières simulations numériques par éléments finis que nous trouvons dans la littérature dans le domaine des chaussures ont pour vocation de vérifier la faisabilité de prototypes au design assez insolite ou novateur soit par l'usage de matériaux non conventionnels, soit par l'usage de structures nouvelles - et même la réunion des deux. Dans cette approche, le but de la simulation est de valider la conformité de la chaussure par rapport à des tests normalisés sans avoir à produire les chaussures ni à réaliser les tests expérimentaux.

Le choix des lois de comportement des matériaux est primordial pour cette approche. Généralement les semelles intermédiaires sont réalisées en mousse. Les matières utilisées sont l'acétate de vinyle (EVA) ou le polyuréthane (PU). A ces mousses sont ajoutées des parties en plastique rigide pour former une sorte de squelette, de stabilisateur ou de renfort. Les matières utilisées sont alors le polyuréthane thermoplastique (TPU) ou le polychlorure de vinyle (PVC)¹. Les semelles extérieures sont réalisées en mélange de caoutchouc naturel, synthétique (NR, SBR, BIIR, NBR, BR..) ou en élastomère thermoplastique. Nous retrouvons dans les simulations des modèles « hyperfoam » utilisés pour des mousses élastomériques très compressibles, des modèles

hyperélastiques, viscoélastiques et/ou élastiques² pour modéliser le comportement des élastomères.

Peu de travaux présentés sont disponibles dans la littérature scientifique concernant la chaussure de sport, pour des raisons de concurrence dans l'industrie. Les travaux de thèse de Gibbs P.J. représentent la majeure partie de ce qui est disponible². Ces travaux très complets modélisent, pour des structures de semelles de chaussures complexes, les tests d'amorti sur l'avant ou l'arrière de la semelle et les tests de flexion. Ils permettent par exemple à l'entreprise Adidas de proposer des structures non conventionnelles pour les chaussures de sport comme le modèle « springblade » par exemple dont la **figure V.1** propose une photographie³. La semelle intermédiaire réalisée habituellement en mousse est remplacée par des lames de plastique qui travaillent en flexion. Cette innovation structurale est le fruit d'un développement numérique avec une optimisation sur les matières et la géométrie : argument de vente non négligeable pour des marques de sports qui se doivent d'être techniques.



Figure V.1 : Chaussure « springblade »: la simulation par éléments finis au service du design.

V.1.2 Modélisation biomécanique

Cette approche est très certainement la plus complète et la plus diversifiée de la simulation numérique au service du développement des chaussures. Le but est de déterminer les traumatismes et les pathologies qui pourraient résulter des formes et des matières utilisées pour fabriquer des chaussures. Par conséquent, cela permet de développer des chaussures plus sûres avec un risque réduit de blessures.

Il existe donc de nombreuses approches modélisant le pied jusqu'à la cheville voire au tibia. Cheung J.T.M. *et al* proposent d'ailleurs une revue des différentes méthodes disponibles pour modéliser le pied et le chaussant afin d'optimiser la conception de la chaussure⁴. Il est alors possible d'étudier les contraintes transmises aux différents tissus biologiques et au squelette - et ce en fonction de la cinématique et des chargements issus de mesures instrumentées sur l'humain⁵. Les

modèles de pied sont obtenus par reconstruction 3D à partir d'images par résonance magnétique (IRM). Ils se composent des os, des tissus mous, des tendons et des ligaments. Les maillages et la reconstruction surfacique de la **figure V.2** montrent le détail de la structure que cherchent les biomécaniciens. A partir d'un patient, un modèle est conçu qui aura pour but la compréhension et l'étude de nombreux cas. Les analyses sont statiques ou dynamiques.

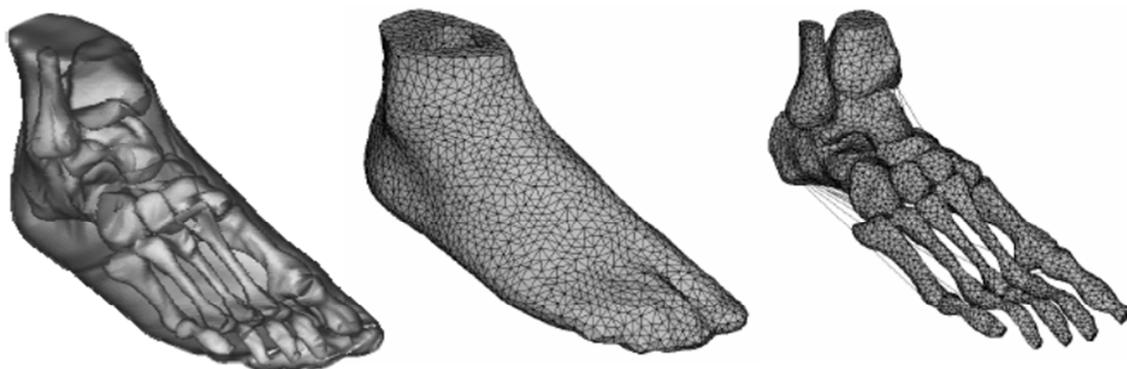


Figure V.2: Reconstruction surfacique d'après l'IRM ; maillage des tissus mous ; maillage de la structure os-ligaments. D'après Cheung J.T.M. *et al.*⁶.

La caractérisation des tissus humains et des os est compliquée car elle est issue de tests *post mortem*. Généralement, les matériaux sont définis à l'aide de lois élastiques linéaires. Ce sont les différences de rigidité entre les différents tissus qui donnent le comportement global du pied modélisé.

Au pied modélisé est ensuite adjoint la semelle viscoélastique. Le modèle est réalisé en 2D ou en 3D et sur tout ou partie du pied en fonction des données analysées. Par exemple, Goske S. *et al.*⁷ utilisent un modèle 2D du talon pour étudier quelle conception de semelle intérieure permet de diminuer la pression plantaire. Comme le montrent les schémas de la **figure V.3**, les auteurs comparent trois conditions:

- d'abord le talon nu sur un sol rigide.
- ensuite le talon sur une semelle intermédiaire de forme très simplifiée.
- enfin, le talon dans une chaussure avec une semelle intermédiaire et une semelle interne.

La forme de la semelle interne est un paramètre étudié. Elle enveloppe par exemple plus ou moins le talon. Dans ces simulations, il existe des zones en contact : pied-sol, pied-mousse, pied-semelle interne et mousse-sol. A chaque fois, le frottement est défini par un coefficient constant $\mu = 0,5$. Ainsi concernant les études biomécaniques, pour lesquelles les glissades ne sont pas encore

simulées, le frottement est un paramètre non prioritaire⁷. Pour l'instant les simulations numériques tentent de reproduire d'autres paramètres comme la pression plantaire⁸.

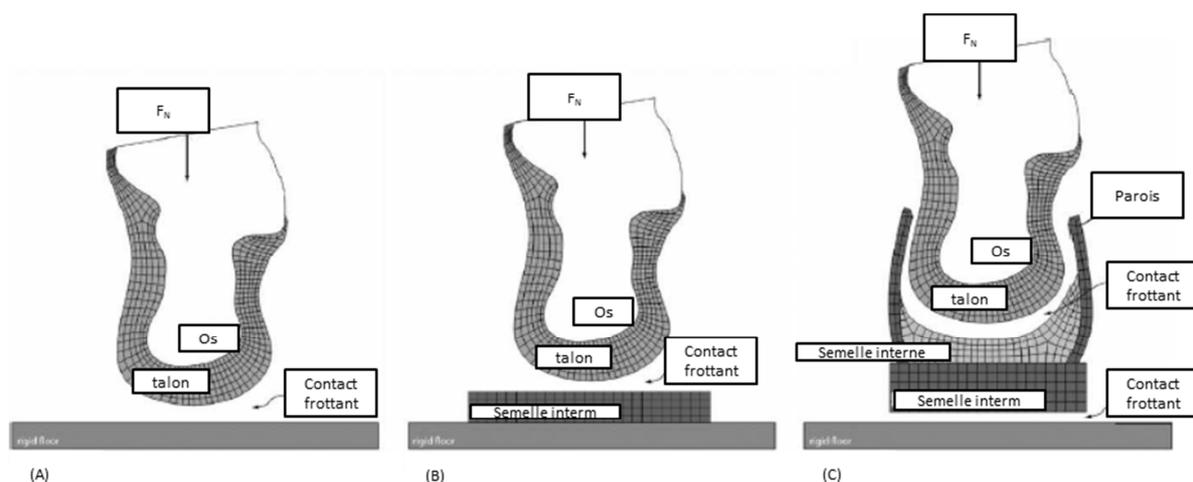


Figure V.3 : Modélisation du contact talon-sol. (A) talon nu-sol dur ; (B) semelle intermédiaire ; (C) semelle intermédiaire et semelle interne. D'après Goske S. et al.⁷.

V.1.3 Modélisation tribologique

La dernière approche de simulation numérique d'une chaussure provient de la prévention des risques de glissades et de chutes. C'est l'approche qui nous intéresse le plus car c'est elle qui met le frottement et l'adhérence au cœur de l'étude. Basons-nous sur les simulations déjà existantes afin d'établir nos simulations phénoménologiques. Les simulations étant assez peu nombreuses, nous évoquerons aussi les approches qui ne sont pas exactement dans notre champ d'investigation, comme l'adhérence sur un sol meuble.

V.1.3.1 Sols meubles ou visqueux

Le contact sol meuble-chaussure est une problématique rhéologique. Le mécanisme d'adhérence est radicalement différent de celui que nous avons étudié car c'est majoritairement le sol qui se déforme et s'écoule. La semelle s'enfonce dans le sol sous le poids du marcheur. C'est donc la géométrie globale et les crampons qui vont déterminer l'ancrage dans le sol. Nous observons ce comportement sur des sols ayant une plasticité comprise entre les limites d'Atterberg. Sun Z. et al. proposent d'étudier différentes semelles afin de déterminer si une forme de crampon permet d'améliorer la propulsion⁹. Ils ont déterminé les zones d'écoulement maximales entre les crampons. Cette approche permet de quantifier la force transmissible selon l'axe antéro-postérieur. Les comparaisons sont possibles et cela pourrait servir de base pour l'étude du débottage qui est une problématique importante du « grip » que nous n'avons pas abordée. Le débottage représente la capacité d'une semelle à évacuer les boues qui se logent entre les crampons. Pour mener à bien ce type d'étude, il faudrait déterminer les interactions entre le sol visqueux et la semelle. Ainsi le sol

meuble pourrait se coincer entre les crampons et les géométries de crampons pourraient être optimisées.

V.1.3.2 Approche par la lubrification critique : régime mixte

Les deux approches que nous allons maintenant aborder ont été réalisées par le même groupe de recherche. Il s'agit d'une approche de prévention des risques pour réduire le nombre de blessures liées aux glissades. La base des travaux se résume dans le volume 44, numéro 13 du journal *Ergonomics*. Ce numéro spécial sur la mesure de la glissance fonde l'approche biomécanique et tribologique de la prévention des glissades telles qu'elles ont été abordées lors du symposium de la LMRC (Liberty Mutual Research for Safety and Health) à Hopkinton dans le Massachusetts (Etats-Unis)¹⁰.

En premier lieu, l'analyse biomécanique des glissades a permis évaluer les conditions critiques mécaniques et cinématiques. Cette approche est basée sur la mobilité humaine. Reproduisant ces conditions, les tribomètres permettent d'effectuer des études paramétriques sur la rugosité des sols, la lubrification, les crampons et les matières des semelles. De cette manière, Beschorner K.E.¹¹ et ses collaborateurs ont étudié précisément le régime de lubrification mis en jeu dans le contact sol -chaussure contaminé par un fluide. L'étude sur des sujets humains démontre qu'une pression hydrodynamique du fluide élevée engendre des glissades sévères.¹¹ Expérimentalement, ils ont déterminé avec un tribomètre pion-plan que les régimes de lubrification limite ou mixte peuvent aboutir à des situations dangereuses pour la mobilité et que le régime hydrodynamique n'est pas complètement atteint pour une chaussure¹². Ces travaux postérieurs aux travaux de thèse de Beschorner K.E. valident tout de même la pertinence de son approche lorsqu'il avait tenté d'établir un modèle numérique pour les sols contaminés. A l'aide d'ANSYS, la démarche consiste à simuler par éléments finis avec une méthode implicite le sol, une partie de semelle sans crampons et le fluide contaminant.¹³ Le frottement entre le sol et la semelle est de 0,8. Les éléments fluides ont la capacité de séparer les surfaces solides et de leur transmettre une vitesse d'entraînement. Comme le propose la **figure V.4**, la simulation permet de modéliser les contraintes dans la semelle (**Figure V.4 .a**) et les contraintes sur le sol (**Figure V.4 .b**) dans les conditions de l'attaque talon. Avec la cinématique imposée, un glissement est observé. Cependant aucune mise en pression du fluide n'est observée à l'interface. Cette approche ne permet donc pas d'analyser si c'est la lubrification qui entrainerait la mise en mouvement des solides par effets hydrodynamiques.

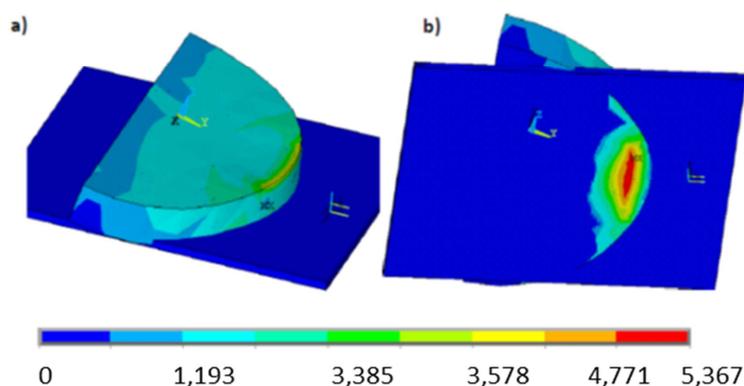


Figure V.4: Contrainte entre le sol et un modèle simplifié de semelle (unités non spécifiées par l'auteur, MPa présumés). D'après Beschorner K.E.¹³.

Toujours dans les travaux de thèse de Beschorner K.E.¹³ une méthode hybride est proposée - mais pas implémentée - pour simuler l'augmentation de la pression hydrodynamique dans le fluide. L'analyse par éléments finis permet de calculer l'effort normal supporté par les aspérités. La méthode itérative basée sur la viscosité et la rugosité permet de déterminer l'effort normal supporté par le fluide. Par itération, la somme des deux efforts normaux est ajustée à l'effort normal total déterminé expérimentalement. Il s'agit en quelque sorte d'un modèle découplé du régime mixte. Cette méthode hybride qui sépare les contributions du régime mixte n'avait pas abouti lors de ces travaux et ne semble pas avoir été poursuivie dans le cadre d'autres études.

V.1.3.2 Modèle microscopique : décomposition adhésion-hystérèse

Plus récemment, le département de bio-ingénierie de l'université de Pittsburgh et le département d'ingénierie industrielle de l'université de Milwaukee ont collaboré pour établir une modélisation microscopique du contact sol-chaussure¹⁴. A partir des conditions de lubrification que nous avons citées auparavant, ils ont utilisé la décomposition du frottement selon les composantes adhésive et hystérèse dans une nouvelle approche de simulation par éléments finis¹⁵. Dans l'approche par éléments finis, prendre en compte la rugosité est une contrainte géométrique importante car c'est une donnée géométrique qui n'est pas modifiable aisément comme peut l'être une propriété matériau par exemple. Le modèle microscopique crée donc une rugosité avec des surfaces régulières comme le présente la **figure V.5** issue des travaux de Moghaddam S.R.M. *et al*¹⁶. En bleu, le bloc maillé représente la semelle de chaussure avec une forte rugosité $R_z=51,2 \mu\text{m}$. En rouge, le sol est modérément rugueux ($R_z=24,3 \mu\text{m}$). À partir de cette structure, le contact est déterminé en fonction de la vitesse de glissement et des propriétés matériaux. Le sol est rigide et le bloc représentatif de la semelle est un matériau viscoélastique. La relaxation de la contrainte de cisaillement suit une loi de décroissance exponentielle déterminée à partir d'essais de compression.

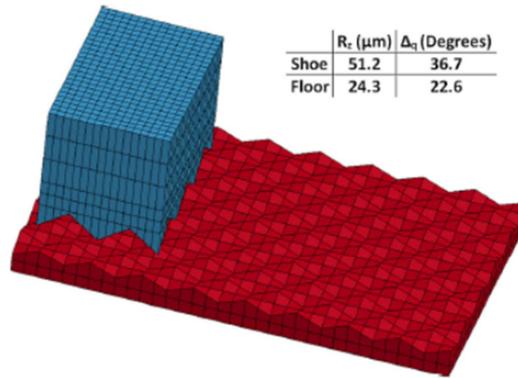


Figure V.5 : Modèle microscopique rugueux. D'après Moghaddam S.R.M. *et al.*¹⁶.

Les travaux concernant la simulation par éléments finis pour la compréhension du « grip » sont donc assez limités même si cette approche semble prometteuse. Nous allons nous atteler à décrire une méthode macroscopique décrivant de manière phénoménologique les mécanismes que nous avons observés lors des expériences. Le but est de permettre l'étude des paramètres que peut contrôler le fabricant de chaussure : module, hystérèse.

V.2 Mise en place d'une méthodologie EF

Le but de cette méthode numérique est identique à celui des méthodes expérimentales décrites précédemment: caractériser le « grip » d'une chaussure le plus en amont possible de la phase de conception-développement. Numériquement, nous ne pourrions pas simuler le ressenti de l'utilisateur. Par conséquent, nous devons établir les critères pertinents pour la caractérisation en s'assurant de rendre suffisamment compte de la réalité. Par rapport à l'importance des propriétés matériaux que nous avons observées lors des chapitres précédents, nous nous attellerons à décrire l'influence des paramètres et des différentes options qui nous sont offertes numériquement. Nous nous cantonnons à des cas géométriquement simples présentés dans la **figure V.6 a)b)c)**. L'intégration correcte des lois matériaux est d'abord vérifiée sur des calculs sur un seul élément fini volumique (**figure V.6 a**). Puis les lois de contact et de comportement sont étudiées en deux dimensions avec une géométrie simple, représentative du tribomètre plan-plan du CEMEF (**figure V.6 b**). Enfin nous étudions à l'échelle du crampon le décrochage qui se produit à l'interface sol-crampon lors de la mise en mouvement global du crampon (**figure V.6 c**). Un des enjeux de ces simulations est d'améliorer notre compréhension de l'influence sur le « grip » du comportement mécanique de l'élastomère (rigidité, mécanismes dissipatifs). La modification des paramètres de la loi de comportement matériau permettra de faire apparaître une gamme de comportement mécanique spécifique.

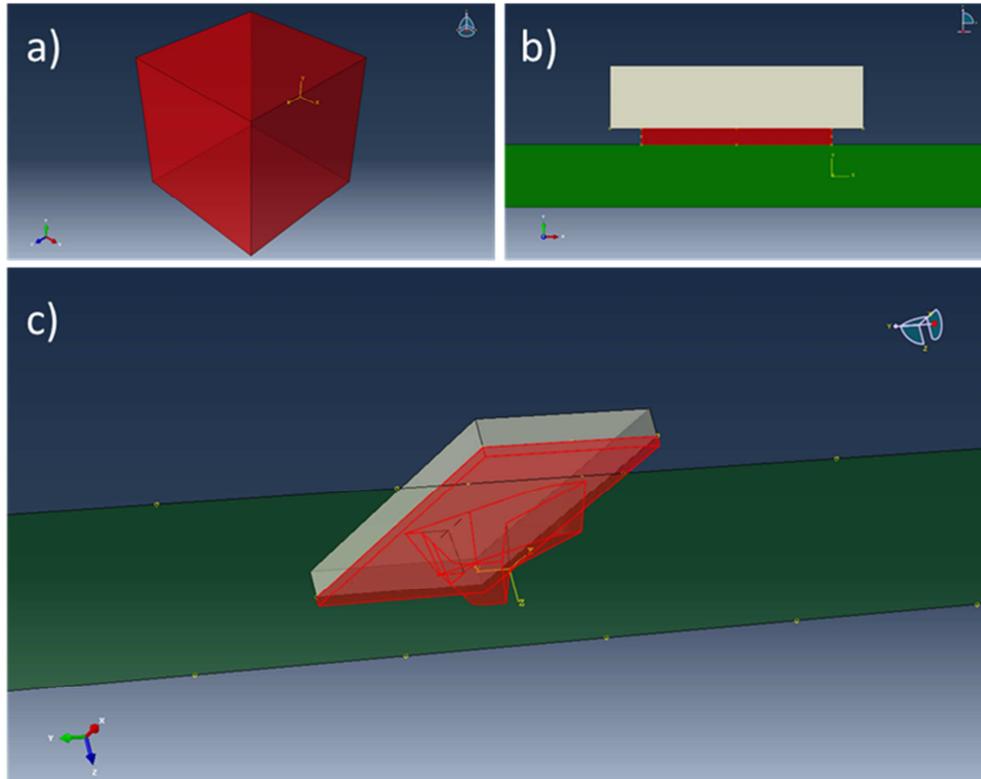


Figure V.6 : Simulations numériques développées. a) cube en caoutchouc pour étudier les lois matériaux ; b) frottement d'un plot en caoutchouc (représenté rouge) comprimé entre deux solides rigides ; c) frottement d'un crampon en forme de chevron (représenté en rouge).

V.2.1 Lois de comportement

Dans l'approche par éléments finis, les élastomères sont décrits à l'aide de lois hyperélastiques¹⁷, viscohyperélastiques non-linéaires¹⁸ ou comme des mousses s'il s'agit de matière expansée. Dans tous les cas, nous sommes en présence de non-linéarités. Les caoutchoucs exhibant un comportement complexe, nous devons choisir quels phénomènes seront privilégiés et utiliser en conséquence les modèles les plus pertinents. Ainsi nous avons caractérisé les matières références à l'aide d'essais de traction cyclés. Il est vrai que notre application correspond plutôt à des déformations en compression et en cisaillement mais la traction permet une caractérisation plus facile. Nous ne pouvons pas envisager d'essais de compressions car nos caoutchoucs n'étaient disponibles que sous forme de plaques d'au maximum 4 mm d'épaisseur. Nous aurions aussi pu envisager des essais de cisaillement plus compliqués à réaliser. Pour des mesures dynamiques en petites déformations, Konecny P. *et al.* démontrent la relation linéaire entre des essais de traction et de cisaillement¹⁹. En outre, la théorie de l'élasticité linéaire propose une proportionnalité (équation [V.1]) entre les différents modules:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad [V.1]$$

avec G le module de cisaillement, E le module d'Young et ν le coefficient de poisson. Cela a conforté le choix de n'effectuer qu'un seul type de déformation. Les essais de traction ont permis de mettre en évidence les non-linéarités et la description d'un régime stabilisé viscoélastique non-linéaire.

V.2.1.1 Comportement réel

Les essais de traction sont réalisés avec une mesure des champs de déformation locaux via la technique de corrélation d'images. L'étude des images des déformations de l'éprouvette renseigne sur le comportement en cœur d'éprouvette. Ainsi, nous avons accès aux contraintes et déformations vraies dans la zone utile de l'éprouvette. À partir de cette analyse, il est possible de valider numériquement une loi de comportement sur un élément fini représentatif de ces déformations locales.

Sur la **figure V.7**, nous représentons le test de traction réalisé sur le caoutchouc HTR. Nous traçons le premier et le cinquième cycle de charge-décharge. Le cinquième cycle est stabilisé. Entre les deux cycles, nous remarquons la différence notable concernant l'hystérèse. Lors du premier cycle, l'énergie dans la boucle d'hystérèse - effet Mullins- représente 40 % de l'énergie élastique totale en fin de charge. En revanche, l'énergie de la boucle d'hystérèse pour le cycle stabilisé diminue aux environs de 10 %. Dans le but d'identifier le comportement mécanique de l'élastomère, nous allons considérer l'hystérèse du cycle stabilisé car cela se rapproche plus de l'utilisation réelle. Comme nous l'avons évoqué dans la partie I.1.1, les pas ont une fréquence de l'ordre du Hertz, ce qui est inférieur au temps de recouvrance de nos caoutchoucs, que nous n'avons pas cherché à déterminer précisément - nous avons seulement constaté qu'une dizaine de secondes entre chaque cycle ne provoquait pas de recouvrance ni de modification du début de cycle en régime stabilisé. Nous observons aussi une déformation résiduelle à la fin du premier cycle qui n'évolue plus pour les cycles suivants, ainsi qu'une contrainte résiduelle. En revanche, la déformation résiduelle est une non-linéarité commune des élastomères chargés et réticulés. La recouvrance et l'explication physique de cet effet anélastique sont sujettes à controverse, même s'il semble provenir d'effets moléculaires à l'interface entre la charge et la matrice, comme du glissement ou du détachement²⁰. Sans approfondir cet aspect, nous nous rendons compte que modéliser le comportement du matériau sur la totalité des cycles pourrait alourdir les simulations numériques. Le comportement visé est celui du matériau stabilisé. Nous modéliserons donc le comportement du matériau au cycle 5 (stabilisé) en ne prenant pas en compte la déformation résiduelle.

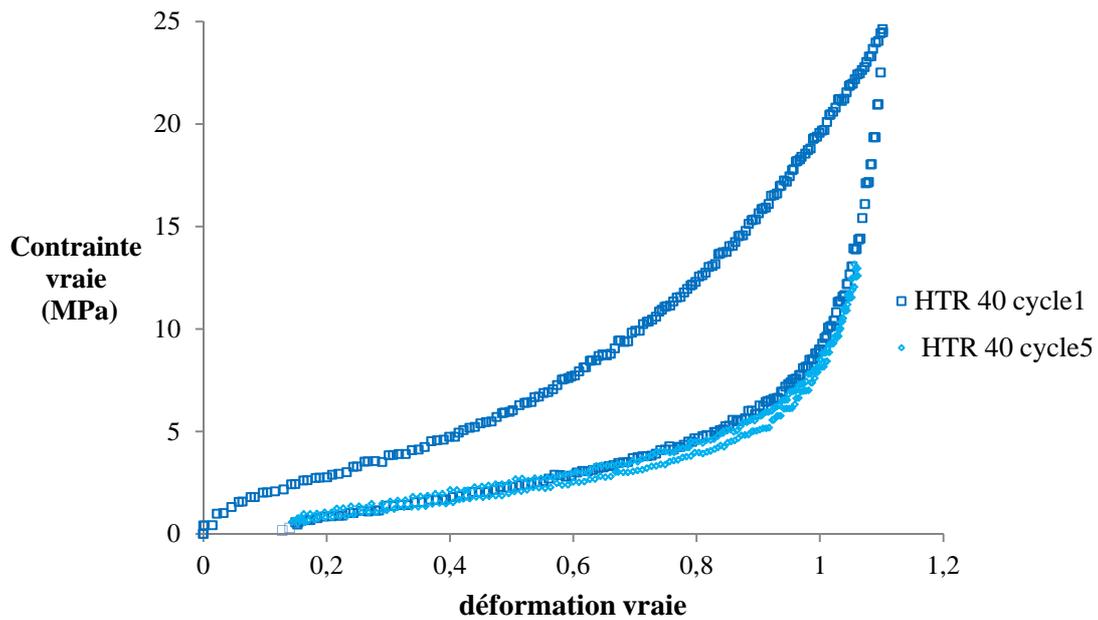


Figure V.7 : Charge-décharge du caoutchouc HTR à 40 °C: premier cycle et cinquième cycle (cycle stabilisé).

Nous obtenons, de la même manière, les cycles stabilisés pour les deux autres caoutchoucs références. La **figure V.8** montre un comportement stabilisé assez similaire pour les trois formulations. Le caoutchouc ST est cependant moins rigide et possède un durcissement à grande déformation plus brutal. Les hystérèses sont du même ordre de grandeur pour ces essais réalisés à 40°C (donc dans le domaine caoutchoutique des matériaux).

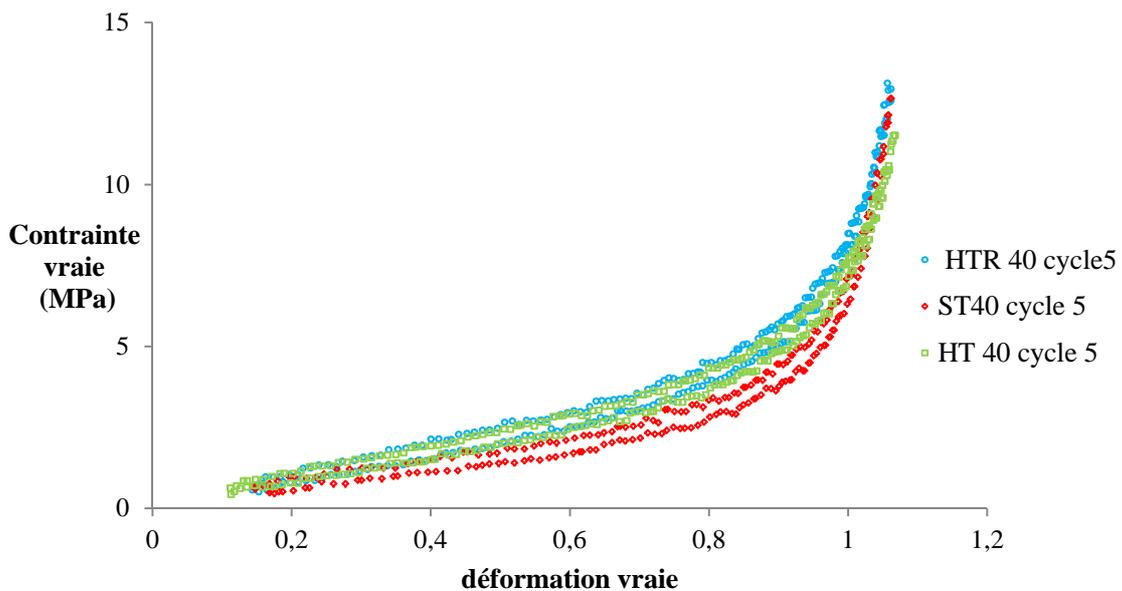


Figure V.8: Cycles stabilisés de charge-décharge des caoutchoucs références à 40°C, $\dot{\epsilon}=0,2 \text{ s}^{-1}$.

En revanche, pour un même caoutchouc, prenons par exemple HTR, le comportement à 0°C sera notablement différent de celui à 40 °C comme le montre la **figure V.9**. Les cycles stabilisés mesurés expérimentalement rendent bien compte de la rigidification liée à la diminution de la température mais l'hystérèse est plus importante à plus basse température car nous nous rapprochons de la première relaxation α du mélange ($T_{\alpha 1} = -14^\circ\text{C}$ pour HTR déterminé par DMA, **figure IV.2**). Cela se traduit par le fait semi-paradoxal que le caoutchouc est plus rigide à 0 °C en chargement mais moins rigide lors du déchargement (au sens où les contraintes sont plus basses). Graphiquement, par mesure d'aire sous la courbe, nous quantifions l'énergie dissipée dans la boucle d'hystérèse à 20 % pour le caoutchouc HTR à 0 °C et à 10 % pour le même caoutchouc à 40 °C. La déformation résiduelle est aussi supérieure à 0 °C : 0,21 par rapport à 0,17 à 40 °C.

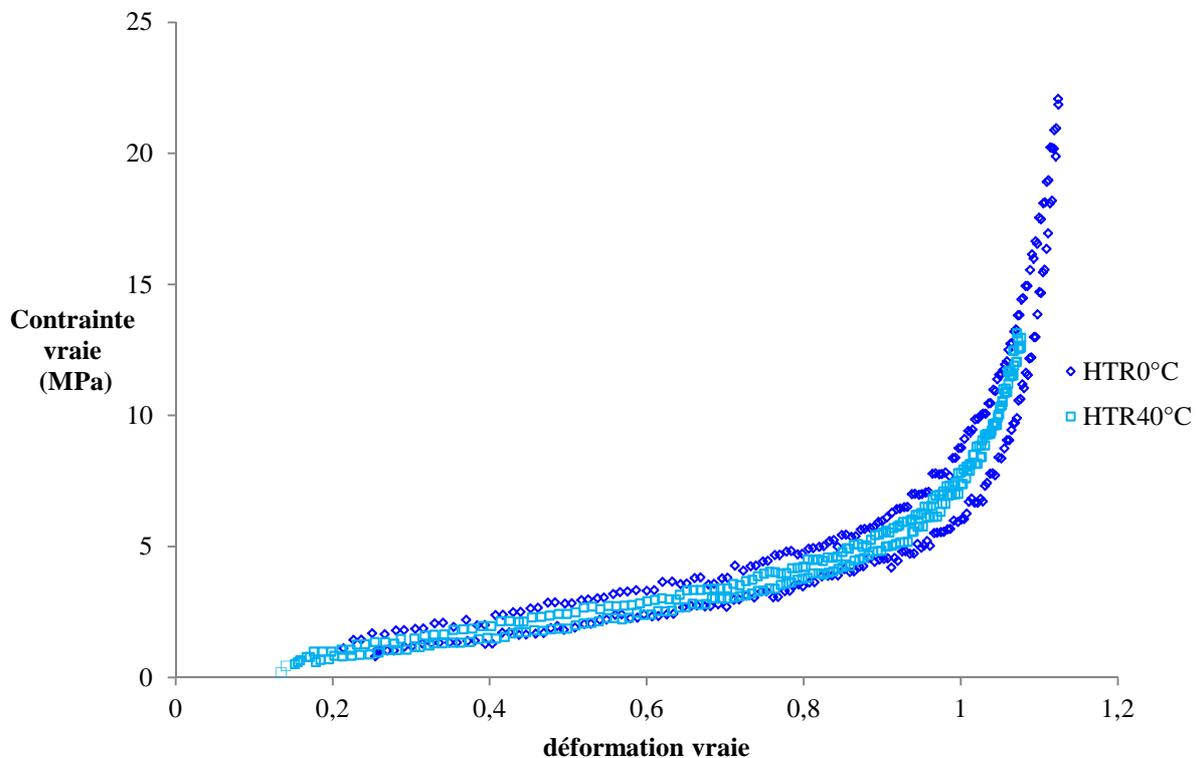


Figure V.9: Cycles stabilisés contrainte-déformation pour HTR à 0 et 40°C.

Expérimentalement, la viscoélasticité possède une plus grande variabilité en fonction de la température qu'entre les différentes matières elles-mêmes. En raison des résultats très similaires obtenus, notre but ne sera pas de caractériser les trois matériaux à 0 et 40 °C et de comparer toutes les lois entre elles. Nous étudierons l'influence de l'utilisation d'une loi hyperélastique et d'une loi viscohyperélastique (qui rend compte de l'hystérésis et de la déformation résiduelle à 0 °C) sur la mise en glissement du crampon.

V.2.1.2 Loi hyperélastique

A l'aide d'Abaqus 6.14-1, nous avons dans un premier temps identifié les coefficients du modèle hyperélastique réversible de Yeoh²¹ (présenté lors du chapitre II.5.2.2) à partir d'essais de traction uniaxiale (charge seulement): modèle polynomial d'ordre trois avec les coefficients C_{10} , C_{20} et C_{30} . Les données nécessaires pour l'identification du modèle sont les contraintes et déformations nominales. Elles sont disponibles dans l'**annexe B**. Pour tous les cas, nous fixons le coefficient de Poisson égal à 0,475, ce qui permet de déterminer le coefficient D_1 définissant ainsi un matériau quasi-incompressible. Les paramètres identifiés pour les différents caoutchoucs sont présentés **tableau V.1** :

Paramètres Yeoh	C_{10}	C_{20}	C_{30}	D_1
ST 40°C	0,7418558	-0,1201442	0,0153811	0,0673985
ST 0°C	0,8743601	-0,1156353	0,0124674	0,0571846
HT 40°C	0,8981928	-0,1204596	0,0129501	0,0566108
HT 0°C	1,0456120	-0,1526361	0,0176572	0,0486293
HTR 40°C	0,8113228	-0,0764306	0,0095168	0,0626722
HTR 0°C	1,1405797	-0,1646844	0,0221064	0,0445803

Tableau V.1 : Paramètres hyperélastiques des caoutchoucs références à 0 et 40°C.

Sur la **figure V.10**, nous montrons la fidélité du modèle hyperélastique de Yeoh par rapport au chargement en traction du cycle stabilisé. Nous prenons le cas du caoutchouc HTR à 40 °C pour exemple. Nous réalisons deux simulations : sur un élément fini (cas a) et en reproduisant la géométrie de l'éprouvette haltère de traction (cas b). Avec la loi hyperélastique de Yeoh, nous décrivons bien l'état de contrainte et des déformations dans les deux cas. Le modèle est légèrement plus rigide que l'expérience (surtout pour une déformation entre 0,6 et 1) et son durcissement est sensiblement moindre. A l'échelle d'un élément ou à l'échelle d'une éprouvette haltère, nous sommes capables d'étudier des déformations qui atteignent l'unité. Notons que la déformation maximale de l'éprouvette est plus faible que celle de l'élément. Cela est dû à la déformation qui se produit dans les têtes de l'haltère car nous avons asservi les simulations selon le même déplacement (toute proportion de dimension gardée).

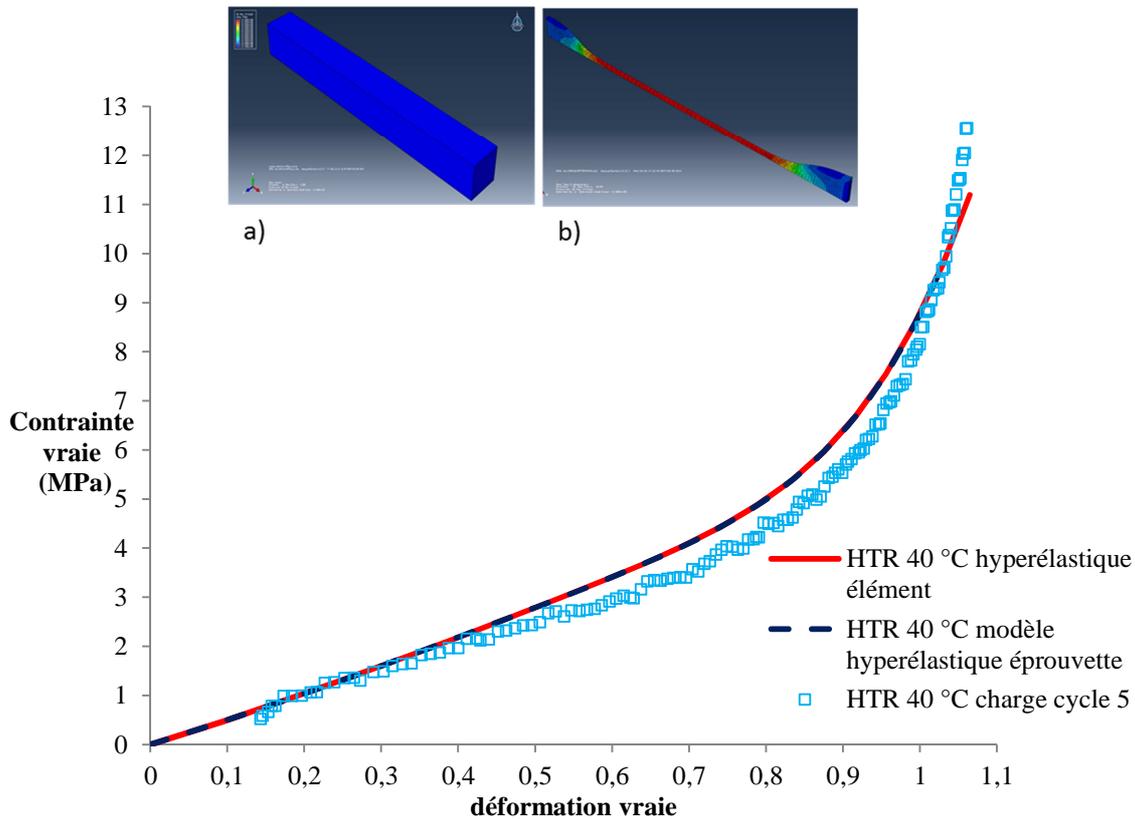


Figure V.10: Comparaison entre la mesure expérimentale et le modèle hyperélastique pour HTR à 40°C. a) loi implémentée sur un élément ; b) loi implémentée sur une éprouvette haltère et analysée dans la zone utile.

Si nous comparons les modèles de Yeoh pour les tests à 0°C, nous obtenons trois comportements assez similaires avec une tendance nette concernant la rigidification, que nous représentons sur la **figure V.11**. Du plus rigide au plus souple, nous avons les caoutchoucs HTR puis HT et enfin ST. Nous devons ajouter que le modèle de Yeoh ne modélise pas l'endommagement et ne peut simuler la rupture. Cela signifie que la rigidification et la déformation pourraient être infinies. Expérimentalement, la déformation s'arrête à 1,15 pour le cyclage en traction alors que numériquement le modèle se poursuit jusqu'à 1,25 sur la **figure V.11**. Par conséquent, il est nécessaire de rester dans une gamme de déformation inférieure à celle de la rupture. A l'ambiante, les déformations vraies à la rupture sont de l'ordre de 1,3 pour HTR et 1,7 pour ST et HT. Généralement les déformations dans nos simulations numériques seront inférieures à 0,3 donc sans risque de sortir de la gamme de validité.

En simulant un matériau quasi-incompressible en l'absence de mesure en compression, nous supposons que le comportement est le même qu'en traction (le modèle hyperélastique de Yeoh n'introduit pas de dépendance à l'état de contrainte). Sur la **figure V.11**, le test est réalisé sur un seul élément en compression libre. Remarquons que lors des tests avec contact, les zones en compression

seront confinées. Nous ajoutons sur cette figure des étiquettes qui présentent à l'aide d'une échelle de couleur arc en ciel de onze niveaux le champ de déplacement dans le cube élémentaire.

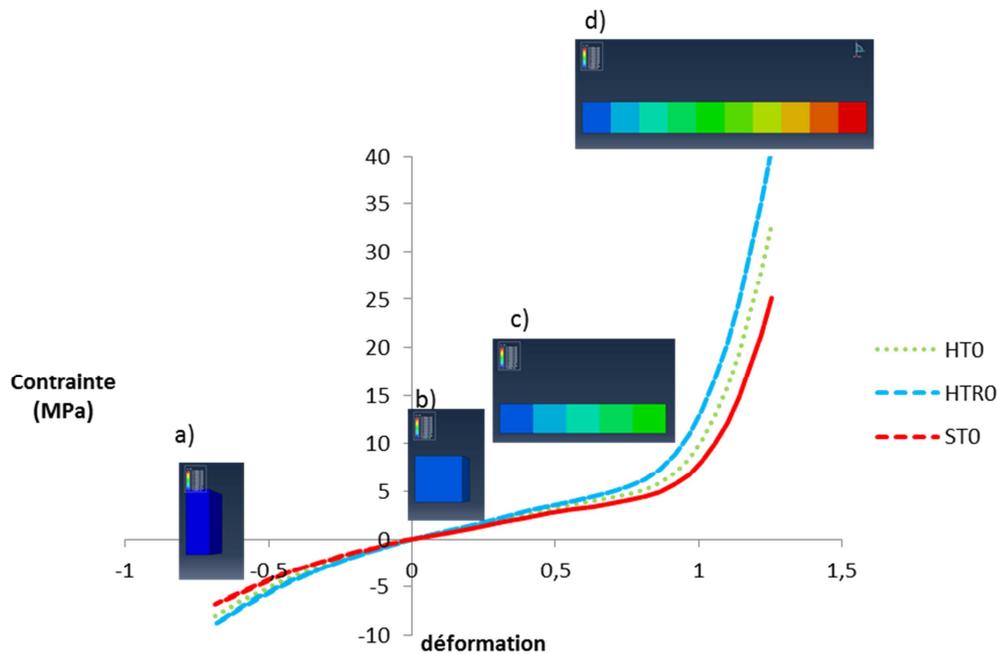


Figure V.11: Lois hyperélastiques de la forme Yeoh pour les caoutchoucs références à 0°C. Les étiquettes proposent le déplacement de l'élément fini pour la loi du caoutchouc HTR à 0°C selon une échelle à onze niveaux (couleur arc-en-ciel) : a) compression maximale ; b) état initial ; c) demi extension ; d) extension maximale.

V.2.1.3 Loi viscohyperélastique

Dans un deuxième temps, nous avons pris en compte l'effet d'hystérésis et de déformation résiduelle à basse température au travers du modèle viscohyperélastique disponible dans ABAQUS (dit modèle de Bergström-Boyce). Comme cela a été décrit au chapitre II.5.2.2, le modèle de Bergström-Boyce à neuf paramètres²² a été optimisé avec le logiciel Moopi à partir d'une charge-décharge en traction grande déformation. Les paramètres identifiés sur quelques caoutchoucs dont les essais expérimentaux étaient significativement différents (HTR 0°C, HTR 40°C et ST 40°C) sont résumés dans le **tableau V.2:**

Paramètres Yeoh	C₁₀	C₂₀	C₃₀	D₁	
Paramètres Bergström Boyce	S	A	m	C	E
ST 40°C	0,618867	-0,14735	0,0202829	0,0807928	
	0,0833909	0,0886672	3,05036	-0,001745	0,01
HTR 40°C	0,495767	-0,0506868	0,0101544	0,1008538	
	0,276884	0,303664	1,75225	-0,205084	0,01
HTR 0°C	0,983101	-0,178195	0,0226329	0,0508594	
	0,796977	0,0988235	4,88894	-0,392193	0,01

Tableau V.2 : Paramètres viscoélastiques pour 3 conditions représentatives HTR (40 et 0°C) et ST (40°C).

Nous comparons les modèles avec hystérèse aux mesures expérimentales pour le caoutchouc HTR. Les résultats pour le caoutchouc HTR à 40 °C sont représentés sur la **figure V.12**. Ceux pour le caoutchouc HTR à 0 °C sont représentés sur la **figure V.13**. Pour les deux modèles présentés, nous remarquons que le chargement commence à zéro. Cela diffère des données expérimentales du cycle stabilisé mais nous ne pouvons pas prendre en compte la déformation résiduelle. Nous avons donc choisi de «prolonger» le modèle jusqu'à déformation nulle.

Pour le caoutchouc HTR à 40 °C (**figure V.12**), le modèle viscohyperélastique est fidèle à l'expérience. On s'aperçoit toutefois qu'il prédit une déformation résiduelle plus importante que l'essai et un durcissement légèrement moindre au maximum de déformation. Pour de plus faibles déformations, le modèle est légèrement plus rigide que l'essai. À iso déformation maximale, la contrainte maximale du modèle sera moindre que celle observée expérimentalement. Par méthode graphique, l'hystérèse pour le modèle du matériau HTR à 40 °C est de 18 % quand nous l'avons déterminé expérimentalement à 10 % pour le cycle stabilisé de charge-décharge.

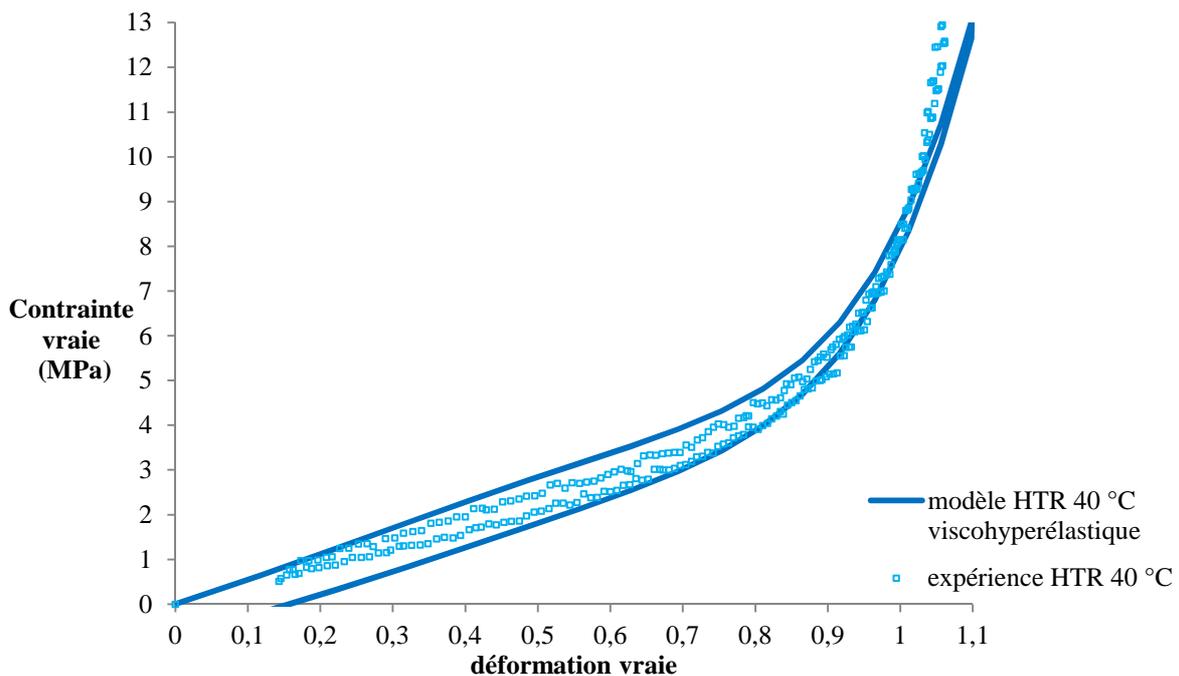


Figure V.12: Comparaison entre la mesure expérimentale et le modèle viscohyperélastique pour HTR à 40°C.

Pour le caoutchouc HTR à 0 °C (**figure V.13**), le modèle viscohyperélastique est aussi fidèle à l'expérience. Nous faisons les mêmes observations que précédemment (surestimation de l'hystérèse et durcissement moins brusque). Pour HTR 0 °C, à iso déformation maximale, la contrainte maximale du modèle est de 15,2 MPa alors qu'expérimentalement nous avons mesuré 20,9 MPa. Avec le modèle, la déformation résiduelle est la même que pour le cas HTR à 40 °C. Par méthode graphique,

l'hystérèse pour le modèle du matériau HTR à 0 °C est de 30 % quand nous l'avons déterminé expérimentalement à 20 % pour le cycle stabilisé de charge-décharge.

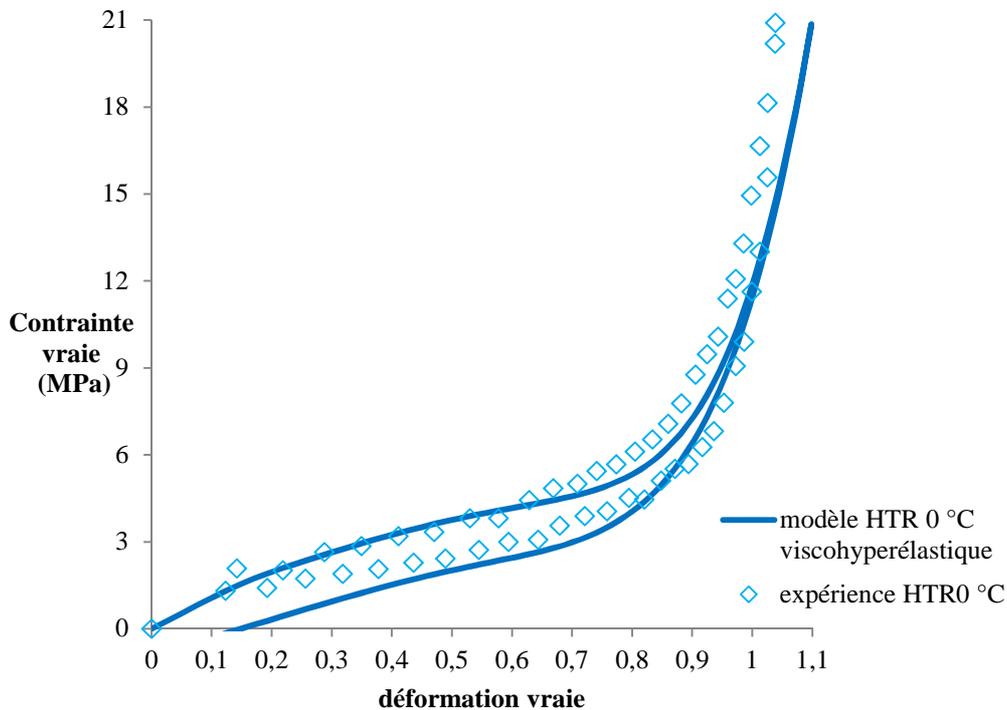


Figure V.13: Comparaison entre la mesure expérimentale et le modèle viscohyperélastique pour HTR à 0°C.

Nous pouvons remarquer les variations de l'hystérèse pour les deux températures sur le caoutchouc HTR. Nous avons une bonne description du comportement du caoutchouc grâce au modèle de Bergström-Boyce malgré la surestimation. Initialement développé pour prendre en compte la dépendance au temps et l'hystérésis du matériau, nous utilisons le modèle de Bergström-Boyce pour principalement prendre en compte le phénomène de dissipation. Lors de l'identification des paramètres du modèle, nous avons minimisé la dépendance au temps .

V.2.2 Lois de contact

Les lois définissant la mécanique du contact sont moins nombreuses que les lois régissant la déformation des matériaux. Le logiciel Abaqus propose tout de même plusieurs types de modèles de frottement. Si l'on s'en tient à un modèle Coulombien isotrope classique, le modèle peut être paramétré en fonction de la vitesse de glissement, de la pression de contact et même de la température des surfaces. Ainsi, la dépendance à la vitesse de glissement peut se faire via une description de deux paramètres - l'un statique et l'autre dynamique - dont la transition se fait par une loi décroissante exponentiellement.

V.2.2.1 Mécanisme réel sur tribomètre plan-plan

En faisant varier les états de surfaces, la lubrification ou les conditions de test, nous pouvons obtenir de nombreuses caractérisations pour chaque caoutchouc. Nous avons expérimentalement mesuré des frottements dynamiques en régime stabilisé et des frottements statiques avant décrochage brutal. Parmi ces essais, nous remarquons la forte dépendance du coefficient de frottement à la vitesse de glissement.

Nous avons réalisé sur le tribomètre un essai avec accélération et un régime stabilisé comme le montre la courbe de vitesse du plateau inférieur sur la **figure V.14**. A partir d'un coefficient de frottement statique, une zone de transition aboutit au coefficient de frottement dynamique en régime stabilisé. Ici, la transition est gouvernée par l'accélération disponible sur le tribomètre (de l'ordre de $0,02 \text{ m/s}^2$). Dans la réalité, notre application met en jeu des transitions à une accélération bien supérieure. Le caoutchouc ST qui est le plus souple et le plus péguéux glisse par saccades lors de la transition. Les caoutchoucs HT et HTR possèdent une transition brusque du coefficient de frottement depuis une valeur supérieure à un (typique du frottement sec caoutchouc-acier) jusque vers 0,2 (frottement lubrifié par l'eau). C'est la transition, la décroissance du coefficient de frottement liée à une augmentation de la vitesse de glissement que nous allons tenter de simuler numériquement.

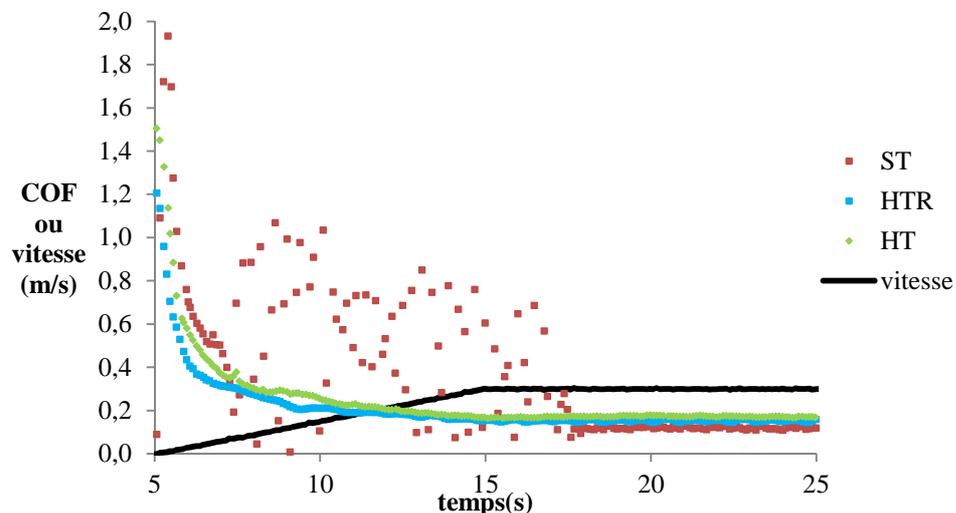


Figure V.14 : Dépendance du frottement à la vitesse de glissement.

Nous rechercherons des tendances concernant la déformation de la matière en fonction des mécanismes de frottement. Par exemple, le frottement statique ou à petite vitesse et à faible charge sur un sol lisse et mouillé est de l'ordre de l'unité pour nos caoutchoucs. Dans des conditions standards à l'entreprise Salomon (quasi-statique sur un marbre antagoniste mouillé), $\mu_{ST}=1,1$; $\mu_{HT}=0,9$ et $\mu_{HTR}=0,7$. En fonction du but de notre simulation numérique, nous aurons donc à choisir si

nous tentons de modéliser un régime de frottement stabilisé, une déformation des crampons avant glissement ou la transition statique-dynamique.

V.2.2.2 Lois représentatives

Abaqus 6.14.1 permet d'aborder le frottement selon le concept de Coulomb. La prise en compte de la dépendance à la vitesse et à la pression pour les lois de frottement permet de décrire numériquement les mécanismes de glissement. Pour la dépendance à la vitesse, l'utilisation d'une loi de frottement à décroissance exponentielle semble particulièrement adaptée au regard de la **figure V.14**. Malgré des difficultés de convergence sur lesquelles nous reviendrons plus tard, nous avons tenté d'utiliser ce type de loi qui rend compte du décrochage et de sa brutalité. La loi peut être définie de deux manières : à l'aide de 3 paramètres (μ_s , μ_d , d_c) avec une dépendance à la vitesse de glissement (v_g) exprimée en mm/s ou à l'aide de trois mesures expérimentales (μ_s ; $v_{g1} = 0$), (μ_2 ; v_{g2}), (μ_d ; v_g). Dans le premier cas, le frottement est défini par l'équation [V.2]:

$$\mu = \mu_d + (\mu_s - \mu_d) \cdot e^{-d_c \cdot v_g} \quad [V.2]$$

Dans le second cas, les trois mesures expérimentales déterminent la brutalité de la décroissance. Une mesure donne le frottement statique (vitesse nulle), une seconde mesure donne le frottement dynamique correspondant à la vitesse de glissement sur le plateau et une mesure intermédiaire (μ_2 ; v_{g2}) renseigne sur la décroissance. Pour que le modèle puisse satisfaire l'algorithme d'Abaqus, il faut que l'équation [V.3] soit satisfaite. Par conséquent, il faut choisir v_{g2} de manière adéquate.

$$\frac{(\mu_2 - \mu_d)}{(\mu_s - \mu_d)} = 0,05 \quad [V.3]$$

Le coefficient de frottement d'une loi à décroissance exponentielle est représenté sur la **figure V.15**. La décroissance varie selon le coefficient d_c .

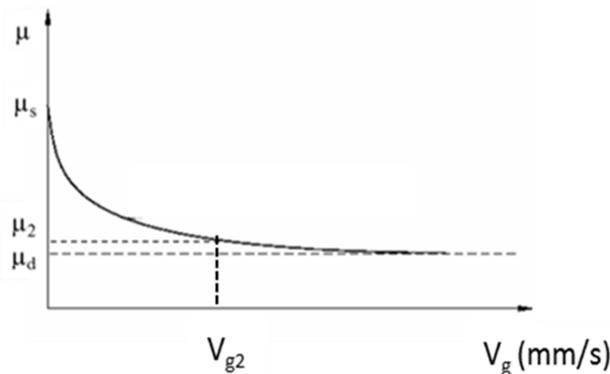


Figure V.15: Loi de frottement à décroissance exponentielle en fonction de la vitesse de glissement.

Ce que nous recherchons est la modélisation d'un cas critique dangereux pour la mobilité. L'approche du coefficient nécessaire à la mobilité est pertinente. Des micro-glissements peuvent être présents sans aboutir à des glissades de l'utilisateur. La valeur de 0,2 est critique pour une vitesse de glissement de l'ordre de 0,3 m/s. En revanche un frottement supérieur à 0,6 permettra déjà d'assurer le déplacement sans gêne. C'est pourquoi les lois de frottement choisies devront rendre compte de cet aspect par exemple en utilisant les paramètres suivants : ($\mu_s=0,6$; $\mu_d=0,2$; $d_c=20$) pour des vitesses de glissement comprises entre 0 et 1 m/s.

Nous n'avons pas utilisé de dépendance à la pression de contact pour nos lois de frottement. Cependant cela pourrait être une perspective intéressante qui permettrait de rendre compte des variations évoquées au chapitre III (**figures III.14 et 15**) et d'utiliser une description qui tient compte d'une contribution adhésive au frottement (équation [I.7]).

V.2.3 Simulation du test tribologique

Cette étape de la méthodologie numérique consiste à modéliser le contact plan-plan entre le sol fixe et un plot de caoutchouc en mouvement. Avant de modéliser un crampon voire une semelle, il est nécessaire de s'assurer, pour des conditions simplifiées, que nous pouvons rendre compte des différences expérimentalement observées. Nous nous intéressons au couple loi matériau – loi de frottement.

Les dimensions sont représentatives du test réalisé sur le tribomètre du Cemef. Le tribomètre est rotatif. Numériquement, nous modéliserons un frottement linéaire rectiligne en deux dimensions (déformation plane). Le plot mesure 2,5 mm de hauteur et 30 mm de longueur. Le sol à une longueur de 600 mm. Le glissement s'effectue sur 300 mm au maximum ou jusqu'à l'établissement du régime stabilisé. Le plot en caoutchouc est mis en contact sur le sol et en mouvement par l'intermédiaire d'un autre solide rigide que nous appelons le « mobile ». Le plot en caoutchouc est fixé sur le solide « mobile » grâce à un frottement tangentiel possédant un coefficient de 100 qui empêche le déplacement selon l'axe x et le décollement entre les deux surfaces est proscrit en utilisant le contact normal « hard » sans séparation autorisée. La **figure V.16** représente l'assemblage entre le « mobile » en gris, le plot en vert et le sol en rouge. Nous simulons un test de mise en compression puis de glissement à une vitesse imposée. Le nombre d'éléments du maillage du plot a été choisi afin d'assurer la convergence des simulations : 800 éléments nécessaires. La simulation est définie par étapes. Les étapes une à trois (temps 0 à 3 s de la simulation) correspondent à la mise en contact des solides, l'ajout des lois de frottement et la libération du plot pour qu'il puisse par la suite se déformer et glisser. La quatrième étape consiste à appliquer la

pression sur la surface supérieure du mobile. L'augmentation de la pression se fait linéairement sur une durée d'une seconde (temps 3 à 4 de la simulation). La cinquième étape est l'application au mobile d'une vitesse selon la direction de l'axe des abscisses en maintenant la pression constante. Cette étape dure 0,3s (temps 4 à 4,3 de la simulation). Généralement, l'accélération est 1 m/s^2 mais nous pourrions aussi avoir une valeur de $1,2 \text{ m/s}^2$ que nous précisons le cas échéant.

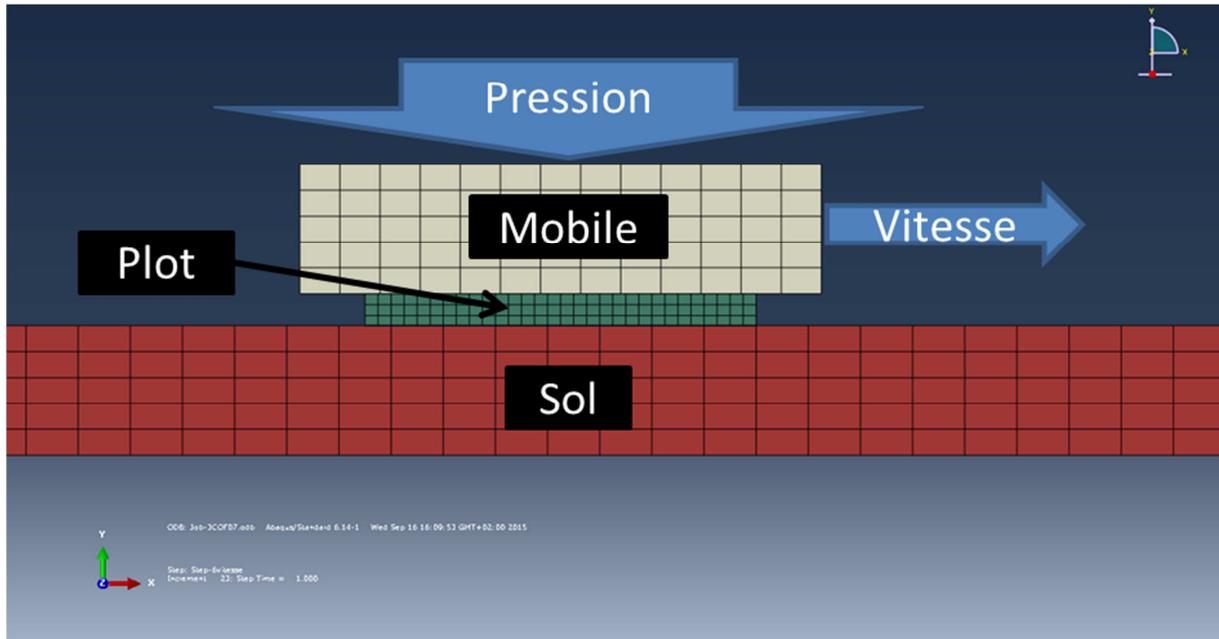


Figure V.16 : Simulation numérique du contact plan-plan.

Nous tentons de reproduire numériquement les comportements hyperélastiques et viscohyperélastiques des trois matériaux HT, ST et HTR en utilisant les lois de frottement et les lois matériaux. Pour le frottement, il sera soit constant, soit dépendant de la vitesse : loi décroissante exponentielle ou point par point. En ce qui concerne les lois de comportement, elles seront hyperélastiques selon Yeoh ou viscohyperélastique (modèle de Bergström-Boyce).

V.2.3.1 Effet d'une loi de frottement à coefficient constant

Dans la configuration décrite précédemment avec 800 éléments finis de type CPE4R pour le plot, nous fixons la loi matériau et nous faisons varier le coefficient de frottement. Prenons le caoutchouc HT à 40°C décrit par la loi hyperélastique avec les paramètres du **tableau V.1**. Le frottement est constant. Nous comparons les variations de coefficient de frottement de 0,01 jusqu'à 1,8. Dans les conditions de résolution numérique que nous avons fixées, le frottement constant $\mu = 1,8$ est le frottement maximum avant divergence du calcul pour cause de distorsion trop importante du maillage. Dans ces conditions, l'étude de la pression de contact est importante car nous remarquons qu'elle varie légèrement quand la μ évolue, alors que c'est un chargement limite qui est

fixé en théorie. La pression de contact moyenne entre le plot et le sol est représentée par la **figure V.17**. En abscisse, le temps représente les étapes de la simulation numérique. La mise en pression à 0,33 MPa se fait linéairement. Nous représentons graphiquement la fin du chargement (temps 3,95 s à 4 s). Nous remarquons que la pression de contact à la fin de l'étape 4 varie quelque peu. Elle est d'autant plus élevée que le frottement est fort. Pour $\mu > 0,6$, nous atteignons des pressions de contact comprises entre 0,33008 et 0,33017 MPa. Pour $0,01 < \mu < 0,6$, la pression de contact est comprise entre 0,3247 et 0,3297 MPa. Nous avons donc un bruit numérique négligeable car dans tous les cas, l'erreur sur la pression de contact est inférieure à 1,6 % de la consigne.

Ensuite, à partir de l'étape 5, le « mobile » est mis en glissement sous la même pression avec une vitesse horizontale. Nous remarquons cependant une variation de la pression de contact lors du glissement et du cisaillement du plot jusqu'à l'atteinte d'une valeur constante. Le glissement commence d'autant plus tard que le frottement est fort, ce qui est tout à fait logique. Le seuil de pression lors du glissement peut se situer en deçà ou au-dessus de 0,33 MPa avec une variation inférieure à 2,6 % (obtenue pour $\mu=0,8$) si l'on occulte les cas où $\mu \geq 1,3$ que nous n'étudierons pas par la suite. Nous pouvons aussi observer un pic de dépassement avant la mise en glissement pour les plus forts frottements. Ce pic sur la valeur moyenne est dû à une concentration de la pression à l'arête avant du plot. Conformément à la définition de la loi de Coulomb, la contrainte de cisaillement τ à l'interface est calculée à partir de la pression de contact locale. Nous aurons donc une précision numérique de 2,6 % sur la contrainte de frottement imposée, ce qui est suffisant pour distinguer les comportements de nos différents caoutchoucs.

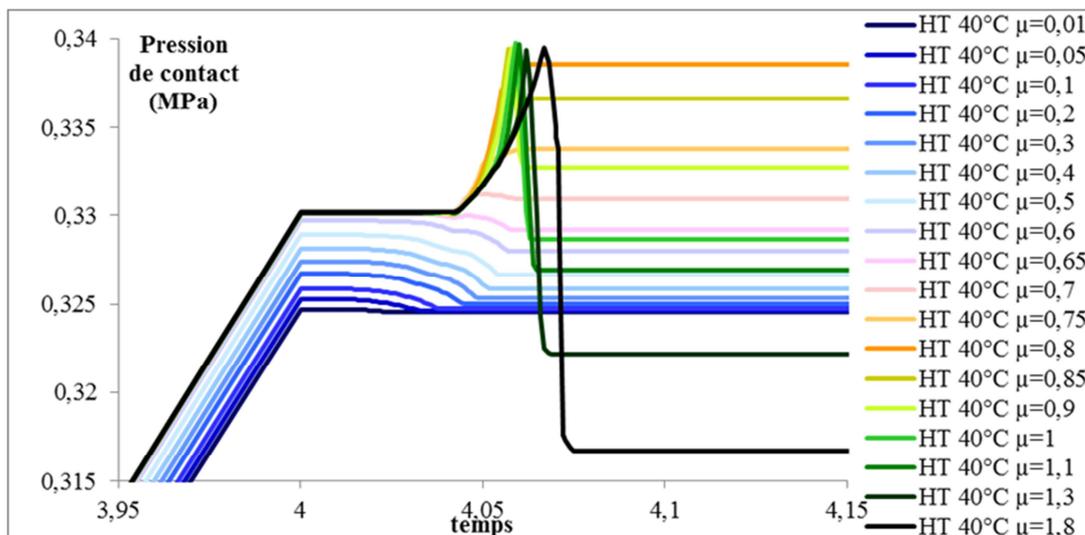


Figure V.17: Pression de contact entre le sol et le plot : influence du coefficient de frottement.

La **figure V.17** renseigne sur la mise en glissement d'un caoutchouc. En effet nous avons remarqué pour nos simulations que la pression de contact atteint un second seuil (après celui atteint à la fin de la mise en contact à 4 secondes) quand le plot est en glissement global. Nous observons que plus le coefficient de frottement est élevé plus la mise en glissement est retardée. Par exemple, le glissement global commence à partir du temps 4,023 s pour $\mu=0,01$; 4,045 s pour $\mu=0,2$; 4,057 s pour $\mu=0,6$ et 4,069 s pour $\mu=1,3$. C'est le cisaillement du plot qui retarde le glissement, il est donc pertinent de s'intéresser à l'influence des lois matériaux.

V.2.3.2 Hyperélasticité et frottement constant

Dans la même configuration que précédemment (**figure V.16**), nous étudions numériquement l'influence d'une loi hyperélastique correspondant aux trois matériaux HT, ST et HTR à 0 °C pour un coefficient de frottement constant fixé à 0,7 ($\mu_{ST} = \mu_{HT} = \mu_{HTR} = 0,7$). De cette manière nous ne faisons varier qu'un paramètre. La simulation possède toujours 800 éléments finis de type CPE4R. La vitesse de glissement imposée à 0,3 m/s est atteinte par une accélération de 1,2 m/s².

Nous représentons sur la **figure V.18** les résultats de la simulation entre le temps 3,99 s et 4,09 s. Nous pouvons donc observer la fin de la mise en contact et l'établissement du régime stabilisé de glissement (via la pression de contact et la contrainte de cisaillement).

Lors de la mise en mouvement du système, le matériau est plus ou moins cisailé avant glissement en fonction de son frottement et son module d'élasticité. Ainsi la **figure IV.18** montre que HTR commence à glisser macroscopiquement à 4,055 s, HT à 4,057 s et ST à 4,063 s alors qu'ils ont le même coefficient de frottement. La différence entre HT et HTR est négligeable et cela concorde avec les lois matériaux (**figure V.10**). En effet, dans cette configuration la déformation du plot est inférieure à 0,1 et les deux lois matériaux (0 °C) sont quasiment identiques à ce niveau de déformation. La loi du caoutchouc ST à 0 °C, elle, diffère légèrement en ayant un module moins rigide qui se traduit par un retard à la mise en glissement macroscopique. Comme nous l'avons abordé au chapitre III, retarder la mise en glissement contribue aux différentes composantes du « grip » en particulier pour le maintien et la propulsion.

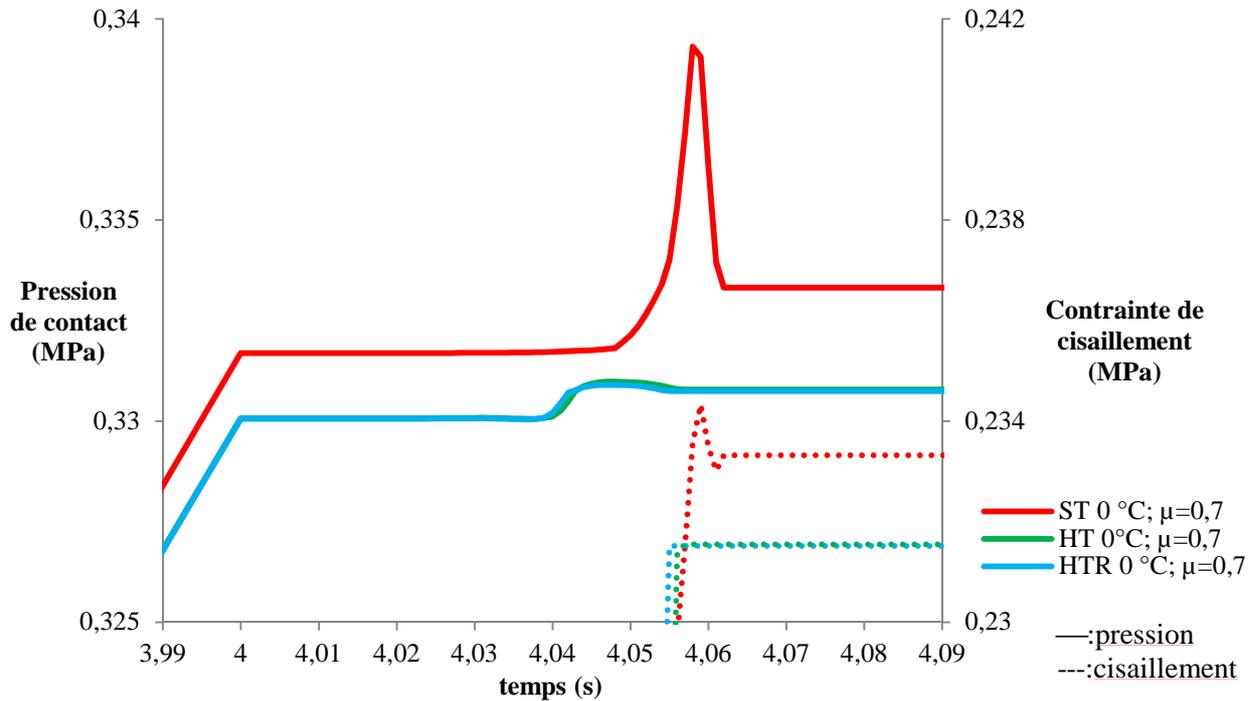


Figure V.18 Pression de contact et contrainte de cisaillement moyennes entre le sol et le plot.

En première approximation, nous pouvons mettre en relation la mise en glissement et la souplesse du caoutchouc pour un cas similaire à ce que nous avons présenté **figure V.18**. C'est-à-dire que le retardement de la mise en glissement est proportionnel au cisaillement du crampon. Le crampon se met à glisser une fois qu'il a été complètement cisailé. Ainsi nous pouvons formaliser la proportionnalité suivante [V.4] :

$$t_{\tau} \propto \frac{\mu \cdot P \cdot h_{\text{crampon}}}{G \cdot \dot{\tau}} \quad [V.4]$$

avec t_{τ} le temps de cisaillement avant glissement (s), μ le coefficient de frottement entre le sol et le crampon, P la pression de contact (MPa), et h_{crampon} la hauteur du crampon (mm) et G le module de cisaillement du caoutchouc (MPa) et $\dot{\tau}$ le taux de cisaillement (mm/s). Cette proportionnalité donne un premier renseignement concernant la conception des semelles et en particulier sur la hauteur des crampons. Pour la conception globale d'une chaussure, il faudrait considérer l'assemblage entre la mousse amortissante et la semelle en caoutchouc.

En définitive, pour un coefficient de frottement unique ($\mu=0,7$), considérer les matériaux comme hyperélastiques permet d'aborder facilement la déformation du matériau tout en ayant un premier renseignement sur la cinétique de glissement. En revanche, caractériser et simuler en utilisant des lois hyperélastiques revient à ignorer la viscoélasticité et par conséquent les

phénomènes de dissipation du matériau (hystérésis). Voyons si ajouter ce phénomène donne une prédiction plus représentative des mécanismes physiques mis en jeu pour le frottement.

V.2.3.3 Viscohyperélasticité et frottement constant

Dans cette partie, nous réaliserons une modélisation du plot dans une configuration similaire aux précédentes (**figure V.16**) pour le caoutchouc HTR à 0 °C. Nous nous plaçons dans le cas d'un frottement constant ($\mu=0,7$) et nous comparons la loi hyperélastique avec la loi viscohyperélastique. La **figure V.19** représente un cycle de charge-décharge en traction sur un élément pour les deux lois. On observe une rigidité légèrement supérieure pour le modèle viscohyperélastique pour des déformations comprises entre 0 et 0,4. Les deux modèles sont quasiment identiques entre 0,4 et 0,6 de déformation. Dans le régime de durcissement (vers une déformation de 0,7), on observe que la loi hyperélastique se rigidifie le plus rapidement. Les contraintes et déformations maximales sont identiques.

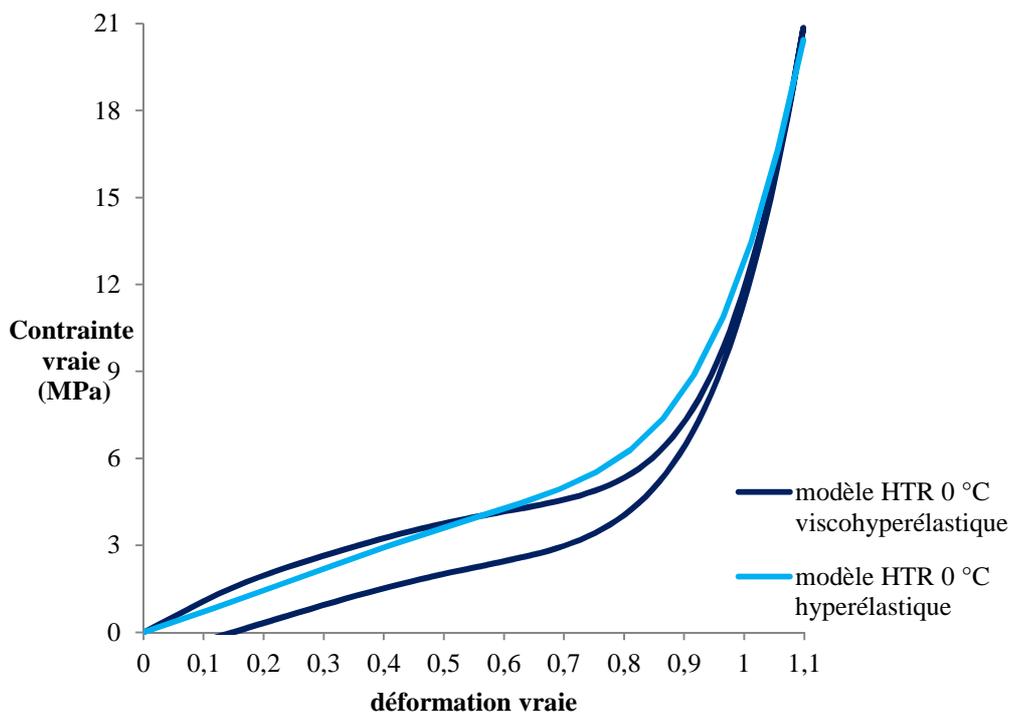


Figure V.19 : Comparaison des lois hyperélastique (Yeoh) et viscohyperélastique (Bergström-Boyce avec Yeoh) pour le caoutchouc HTR à 0 °C.

Nous cherchons à comprendre dans cette section si le modèle de type Bergström-Boyce (décrit chapitre II.5.2.2) qui rend compte d'une hystérèse peut influencer les résultats de contact en fonction des conditions de chargement. Théoriquement, ce dernier pourrait induire une relaxation lors du cisaillement pendant le glissement stabilisé.

Nous nous sommes d'abord placés dans les mêmes conditions de chargement que précédemment (0,33 MPa de pression de contact). Nous avons observé peu de différence avec l'ajout du modèle dissipatif. Pour un même frottement ($\mu=0,7$), la mise en glissement est retardée pour le modèle hyperélastique de 0,005 s. Dans ces conditions, le cisaillement est de 0,1 pour la loi hyperélastique contre 0,06 pour la loi viscohyperélastique. D'après la **figure V.19** (déformation en traction alors que nous considérons maintenant du cisaillement), nous pouvons craindre que la variation provienne de la rigidité et non pas de l'hystérèse.

Nous avons donc appliqué une pression de contact plus importante (1,32 MPa) afin d'amplifier le cisaillement du plot. Le cisaillement lors du glissement stabilisé (temps 4,11 s de la simulation) est représenté par la **figure V.20** pour les deux lois matériaux. Le premier cas est celui du caoutchouc modélisé de manière hyperélastique. Le cisaillement (variable LE 12 sous Abaqus) est toujours bien plus marqué dans le cas hyperélastique avec une déformation du plot comprise entre 0,3 et 0,7. Dans le second cas (modèle viscohyperélastique), la déformation est comprise entre 0,2 et 0,4. De plus, à l'arrière du crampon, cinq nœuds sont décollés avec la loi viscohyperélastique et un de plus avec la loi hyperélastique. Nous n'observons pas de différences locales de relaxation de contrainte entre les deux modèles au niveau du décollement. Enfin dans les deux cas, il existe un gradient de cisaillement entre l'avant et l'arrière du plot. Le cisaillement est plus important vers l'arrière du crampon lors du glissement stabilisé. C'est une conséquence de la répartition de la pression. Nous nous sommes assurés que le mobile ne bascule pas et ne provoque pas de moment. Ce gradient peu intuitif pourrait être une conséquence de la rigidité globale du système.

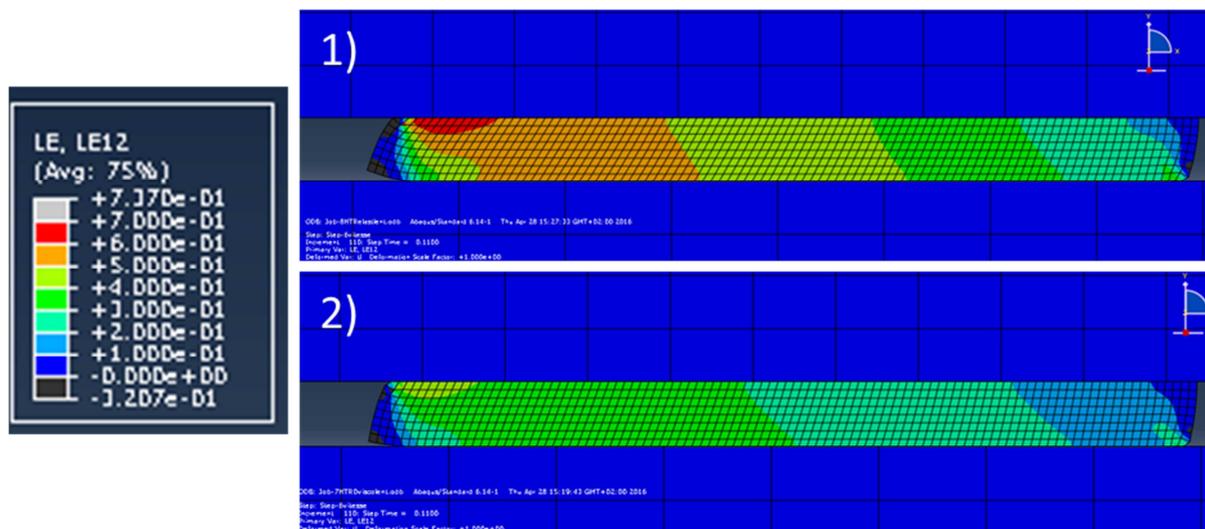


Figure V.20 : Cisaillement interne des plots pour HTR 0 °C et $\mu=0,7$ et une pression de contact moyenne de 1,32 MPa. 1) loi hyperélastique ; 2) loi viscohyperélastique. Concentration en tête de crampon et décollement à l'arrière.

Nous approfondissons l'analyse en représentant sur la **figure V.21** les contraintes moyennes de contact de la simulation numérique entre les temps 4 et 4,1 s. La pression de contact est sensiblement identique dans les deux cas lors de la mise en contact (1,32 MPa à 4 s). Dans cette situation sous forte pression de contact, il est intéressant de différencier trois zones correspondant à la mise en glissement. D'abord le plot ne bouge pas et la pression est constante avec le début du cisaillement: c'est le maintien statique. Ensuite le cisaillement est plus important et entraîne des déformations du plot à l'interface avec le sol. Il existe un micro glissement inférieur au millimètre lors de cette phase de 0,035 s. Le glissement commence localement depuis la tête du plot. Enfin la réorganisation à l'interface se stabilise et le glissement macroscopique se produit : cisaillement de 0,9 MPa dans ce cas. Malgré le fait que le plot est moins cisailé avec une loi viscohyperélastique, la mise en glissement se produit presque aussi tardivement qu'avec la loi hyperélastique (respectivement à 4,084 et 4,086 s). Sans avoir démontré l'existence d'une relaxation dans le plot malgré des recherches locales (par exemple au niveau du décollement) nous constatons l'effet d'une loi viscohyperélastique sur le cisaillement et la mise en glissement.

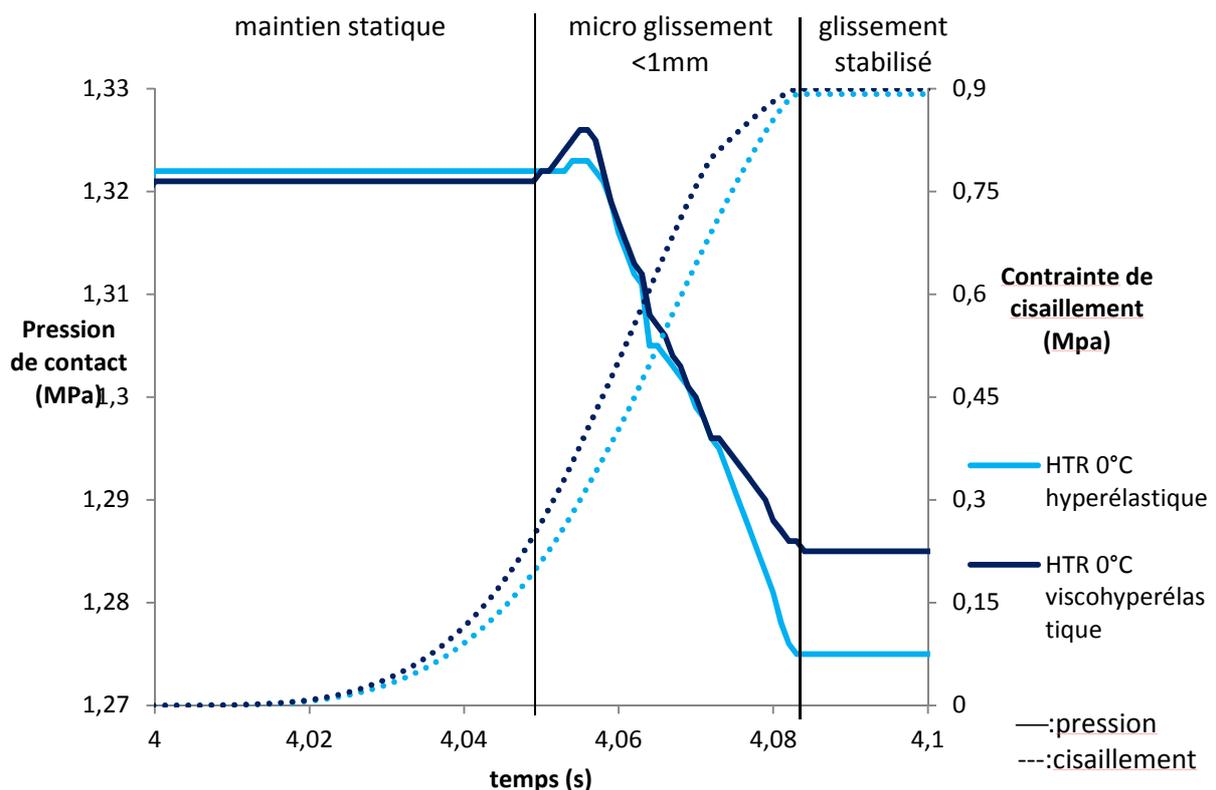


Figure V.21 : Pression de contact et contrainte de cisaillement moyenne entre le sol et le plot en caoutchouc HTR à 40°C et 0°C. Modèle viscoélastique.

Cette comparaison des lois viscohyperélastique et hyperélastique nous a permis de nous rendre compte de l'implication d'une hystérésis lors de la mise en glissement d'un plot en

caoutchouc. Si la cinématique des deux simulations est à peu près identique quelle que soit la loi de comportement, l'hystérésis entraîne une réduction du cisaillement sous forte pression de contact (1,32 MPa). A des pressions de contact plus faibles (0,33 MPa), la contribution des phénomènes physique (rigidité et hystérèse) n'est pas aussi claire.

V.2.3.4 Frottement décroissant

Le but de notre simulation numérique est d'étudier l'influence du matériau et éventuellement de la géométrie d'un crampon sur son décrochage du sol. Dans cette optique, nous avons tenté d'implémenter la loi de frottement à décroissance exponentielle (équation [V.2]). Pour des simulations selon la configuration de la **figure V.16**, nous n'obtenons une convergence du calcul que pour des variations de frottement ($\mu_s - \mu_d$) limitées à 0,05 ou au mieux 0,15. Par exemple, pour le caoutchouc HTR 0 °C avec une loi hyperélastique, nous obtenons convergence du calcul avec une loi de frottement à décroissance exponentielle définie par les paramètres ($\mu_s=0,7$; $\mu_d=0,5$; $d_c=0,001$) quand la vitesse varie de 0 à 300 mm/s.

Comme nous voulions étudier des variations de frottement plus importantes, nous avons simplifié la loi de frottement en utilisant une loi à décroissance linéaire pour éviter la très forte variation de frottement en début de glissement associée à la décroissance exponentielle. Nous spécifions un frottement statique et un frottement dynamique, par exemple $\mu_s=0,4$; $\mu_d \in [0,3 ; 0,1]$ pour un glissement $v_g=300$ mm/s. Par la suite, nous modéliserons le caoutchouc avec la loi hyperélastique de HTR à 40°C (**tableau V.1**). Il apparaît qu'avec le chargement choisi (accélération de 0 à 300 mm/s en 0,25 s transmise par le mobile), des variations de frottement $\Delta\mu \approx 0,2$ entraînent des instabilités de type oscillatoires. Pour $\Delta\mu > 0,3$, les simulations divergent en raison des difficultés de résolution des équations d'équilibres.

Pour le caoutchouc HTR à 40°C selon la loi hyperélastique (**tableau V.1**), nous avons observé différentes transitions autour de $\Delta\mu = 0,2$. A partir du frottement statique $\mu_s = 0,4$, nous faisons varier le frottement dynamique. Les coefficients de frottement au cours des simulations sont calculés à partir des contraintes surfaciques et sont représentés par la **figure V.22**. Pour $\mu_d \in [0,3 ; 0,15]$, la transition se fait de manière continue. Au-delà, la transition est oscillatoire. Pour $\mu_d=0,13$, les oscillations sont très faibles de l'ordre de 0,002. Pour $\mu_d=0,1$, les oscillations sont bien plus conséquentes et peuvent atteindre une amplitude de 0,2. Dans cette situation, nous pouvons nous demander s'il s'agit d'un effet du matériau dont la simulation numérique serait capable de représenter le glissement par saccades (stick-slip) ou s'il s'agit d'une instabilité numérique qui aura tendance à entraîner la divergence pour des variations de frottements plus élevées.

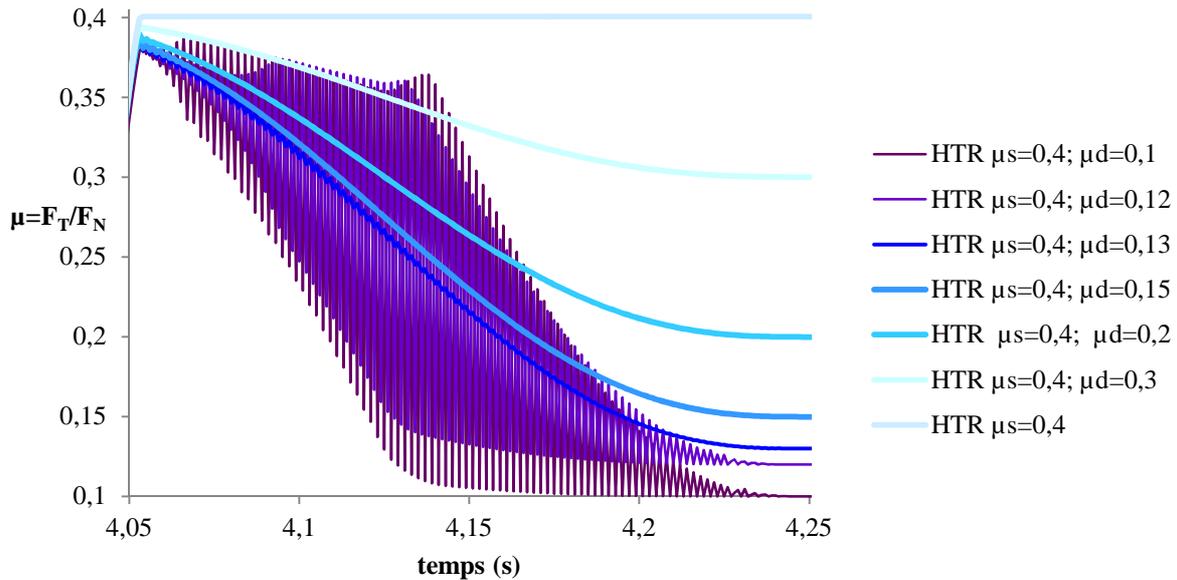


Figure V.22 : Transition du frottement pour HTR 40°C hyperélastique avec des lois de frottement à décroissance linéaire.

En définitive, nous observons que de nombreuses situations peuvent être simulées numériquement en fonction des choix des lois représentatives. Avec les variations paramétriques que nous avons réalisées, il émerge que le moment d'initiation du glissement dépend de la rigidité du matériau cisailé. Les différentes lois matériaux changent assez peu la cinétique de glissement mais modifient la déformation. Enfin les lois de frottement permettent d'étudier une perte d'adhérence grâce aux variations de frottement en fonction de la vitesse de glissement. Pour des faibles variations ($\Delta\mu \approx 0,1$), des lois décroissantes exponentiellement peuvent être utilisées alors que pour des variations plus fortes ($\Delta\mu \approx 0,2$) des décroissances linéaires sont préférables pour la convergence, mais peuvent cependant faire apparaître des instabilités. Pour nos essais et nos simulations, nous ne lions pas les instabilités réelles et simulées. En effet dans les cas réel (**figure V.14**) la fréquence des oscillations « stick-slip » est de 1,2 Hz pour une accélération de la piste inférieure de $0,03 \text{ m/s}^2$. Dans les cas simulés (**figure V.22**) la fréquence des oscillations est de 5000 Hz pour une accélération de $1,5 \text{ m/s}^2$. Dans ce raisonnement se pose la question de l'accélération sur laquelle nous ne pouvons conclure. Nous avons par ailleurs remarqué que ces instabilités n'existent pas quand nous utilisons un loi viscohyperélastique avec les mêmes lois de frottement ($\mu_s = 0,4$; $\mu_d = 0,1$). Dans l'optique de la modélisation de l'adhérence d'une chaussure, nous terminerons notre étude en appliquant les observations précédentes à l'échelle d'un crampon en forme de chevron.

V.2.4 Simulation d'un crampon en forme de chevron

De nombreux modèles de la marque Salomon utilisent des crampons en forme de chevron. Cette géométrie est caractéristique du modèle « speedcross 3 », particulièrement apprécié sur les

terrains meubles pour la motricité dont il fait preuve dans ces conditions. La photographie de la **figure V.23** présente ces crampons. Dans notre approche numérique, nous avons tenté d'étudier cette géométrie à l'échelle du crampon. Nous avons retenu ce sous-système car les crampons sont très espacés. Nous remarquons aussi qu'une microtexture existe en surface de tous les chevrons. De plus, neuf crampons sont différents et possèdent une sorte de picot. Ces microtextures qui disparaissent rapidement avec l'usure ne seront pas prises en compte dans la modélisation. En tête du chevron, nous remarquons un petit épaulement. Enfin, l'orientation du chevron est opposée sur l'avant et l'arrière de la chaussure: sur le talon, le chevron doit permettre le freinage tandis que sur l'avant du pied, il doit permettre la propulsion. Nous nous retrouvons dans des cinématiques assez similaires où la forme en « V » du chevron doit empêcher le glissement en ayant la pointe dans le sens opposé à la direction du glissement. Ici, nous évoquons uniquement le glissement dans l'axe antéro-postérieur.



Figure V.23 : Semelle du modèle « Speedcross 3 » avec des crampons en forme de chevron.

De la même manière qu'au V.2.3, nous utilisons un mobile considéré comme rigide devant les propriétés du chevron pour mettre ce dernier en contact avec le sol et étudier sa mise en glissement. La vitesse du mobile est imposée dans les deux sens de l'axe antéro-postérieur, soit en $+y$, soit en $-y$, pour comparaison. La **figure V.24** résume la modélisation. La seule différence cinématique réside dans l'application de la vitesse qui se fait de manière plus rapide que lors des simulations du test tribologique (10 m/s^2). Pour toutes les simulations en 3D, l'axe \vec{Y} est celui du glissement coplanaire au sol et l'axe \vec{Z} celui de la compression. Le chevron est relié au « mobile » par l'intermédiaire d'une fine couche de caoutchouc représentant le fond de la semelle entre chaque crampon. Le chevron est modélisé par 6477 éléments finis de type C3D8RH. Nous utilisons une loi de Coulomb à coefficient constant $\mu=0,7$ et nous modélisons le caoutchouc HTR à $40 \text{ }^\circ\text{C}$ avec la loi de comportement hyperélastique (**tableau V.1**).

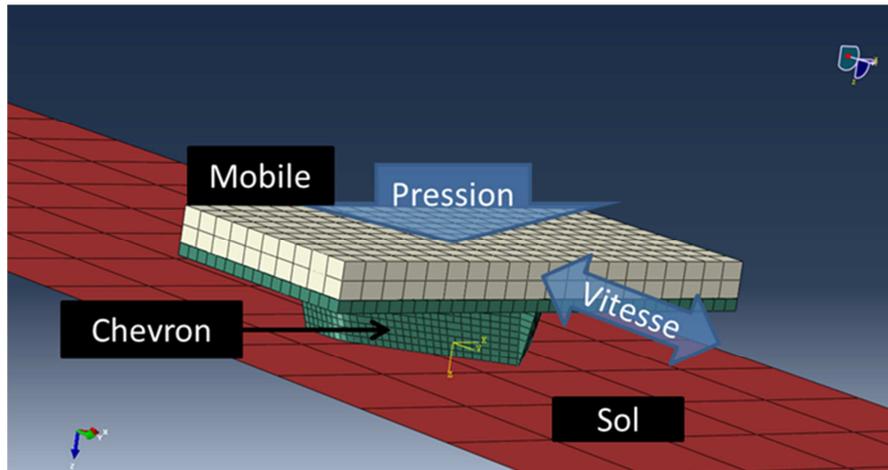


Figure V.24 : Simulation numérique du glissement du chevron.

V.2.4.1 Comportement global

Quand nous observons le comportement du chevron en fonction du sens du glissement, nous remarquons que sous l'influence du cisaillement de la matière, la zone « arrière » du crampon (qui dépend du sens de glissement) se décolle. Il en résulte une modification de l'aire de contact comme le démontre la **figure V.25**. Nous représentons en rouge les zones de décollement et en bleu les zones de contact au stade du glissement stabilisé pour un frottement constant. Pour un frottement décroissant, la diminution de frottement entraîne une diminution du cisaillement et par conséquent une réduction du décollement. Les discontinuités visuelles de la zone de décollement résultent du maillage. Si l'objectif était de quantifier ce décollement, il faudrait raffiner le maillage dans la zone de décollement afin de définir avec plus de précision la frontière.

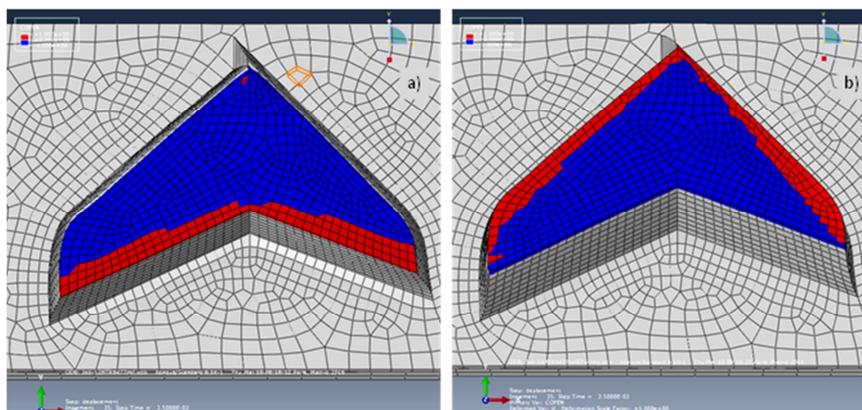


Figure V.25 : Zone de contact (bleu) et de décollement (rouge) de la surface du chevron en fonction du sens du glissement. a) sens positif axe \vec{Y} ; b) sens négatif axe \vec{Y} .

Logiquement, si les arêtes situées à l'arrière du crampon se décollent, celles de l'avant sont le lieu de concentration de contrainte. Cela est mis en évidence avec la **figure V.26**. La contrainte de cisaillement (MPa) le long de l'axe \vec{Y} (CSHEAR2 sous Abaqus) est représentée. Les zones décollées sont représentées en gris foncé. Dans le cas du glissement dans le sens positif (**figure V.26.a**), c'est la

zone environnant la pointe (angle de 90 °) du chevron convexe qui est le lieu de la concentration de contrainte la plus importante. Le reste du cisaillement se situe aussi majoritairement sur les zones de l'arête qui sont orientées à -45 ° et -130 ° par rapport au repère $(\vec{X}; \vec{Y})$. Remarquons en passant que le chevron n'est pas exactement symétrique, ce qui explique les légères différences observées sur les arêtes et la concentration pas exactement en pointe du crampon. La valeur maximale du cisaillement est de 2,18 MPa. La zone supérieure à 2 MPa (2 MPa, limite de notre échelle), est tellement restreinte qu'elle n'est pas représentée par une zone grisée. Dans le cas du glissement dans le sens négatif sur l'axe \vec{Y} (**figure V.26.b**), c'est l'angle central concave (angle de 135 °) qui est le lieu de la concentration avec une contrainte estimée à 2,02 MPa. Le reste du cisaillement se concentre sur les deux arêtes orientées à -20 ° et -155 °. Les différences sont globalement faibles. Dans le premier cas, les arêtes actives (non parallèles au glissement) mesurent 25 mm contre 22 mm dans le second et les arêtes sont orientées selon des angles proches. Cette variation angulaire apparaît négligeable au regard des données expérimentales de Li K.W. et Chen C.J.²³ qui démontrent un comportement similaire pour des arêtes obliques ou perpendiculaires à la direction du glissement.

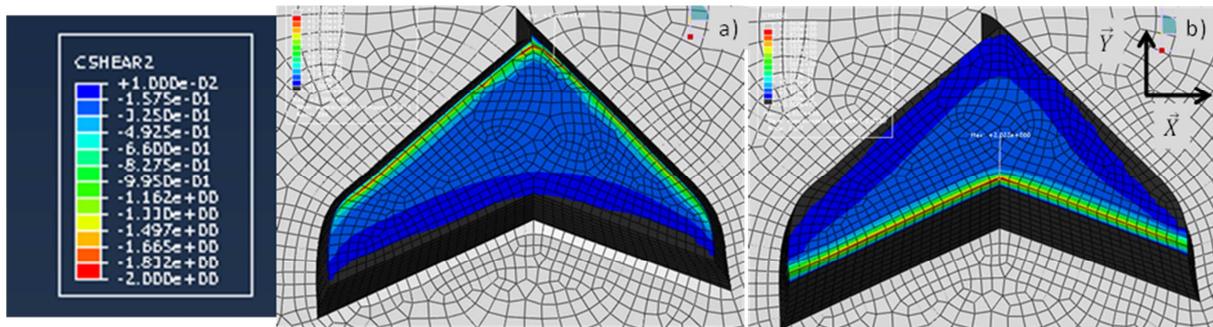


Figure V.26 : Localisation de la contrainte de cisaillement surfacique (en MPa) en fonction du sens de glissement : a) sens positif axe \vec{Y} ; b) sens négatif axe \vec{Y} .

Cette analyse nous permet de nous attarder sur le mécanisme réel qui se produit lorsqu'un film d'eau vient perturber le contact. Si l'on imagine la présence d'un fluide autour du crampon, ce dernier sera repoussé par les bords du chevron. Dans le cas d'un glissement dans le sens négatif de l'axe \vec{Y} , le fluide pourra être orienté vers une « impasse » au niveau de l'arête concave. Cela pourrait aboutir à une plus grande difficulté à briser le film d'eau à cause du confinement.

V.2.4.2 Mise en glissement

Dans la même configuration que précédemment (**figure V.24**) et pour les mêmes conditions ($\mu=0,7$ et loi hyperélastique HTR 40 °C), nous nous intéressons aux premiers instants de la mise en mouvement par l'intermédiaire du « mobile ». Les **figures V.27 et V.28** permettent la comparaison en fonction du sens de glissement en surface du chevron. Nous rappelons que d'après la conception

de la semelle, le glissement sera le plus souvent orienté dans le sens négatif le long de l'axe \vec{Y} . Sur ces deux figures, nous représentons la mise en glissement (paramètres « CSLIP » d'Abaqus) qui correspond au déplacement tangentiel relatif. L'échelle de $-1,67 \cdot 10^{-3}$ à $1,00 \cdot 10^{-2}$ mm utilisée par le code couleur correspond à l'intervalle pour lequel les glissements sont en dessous de la limite élastique définie pour la stabilité numérique. Cela signifie que les nœuds ne peuvent être considérés en glissement que lorsqu'ils sortent de cet intervalle. Ainsi en gris foncé, nous avons l'initiation du glissement et sa propagation tout au long des clichés représentés de a) à f). Précisons pour faciliter la lecture des graphes que les zones de décollement sont représentées en couleurs et ne peuvent être confondues avec les zones de glissement. Le temps 0 s correspond à la mise en glissement par l'intermédiaire du « mobile ». Dans les deux sens, le glissement global est atteint après le même intervalle de temps de 0,028 s. Cependant, en ce qui concerne le glissement partiel, les initiations et la propagation sont légèrement différentes. Pour le premier cas représenté par la **figure V.27**, le glissement se propage depuis la zone centrale juste derrière la pointe qui adhère au sol (b). Par la suite le glissement s'initie aussi depuis l'arrière (c) pendant la propagation de la zone de glissement principale pour ensuite se réunir (d) et ne laisser immobiles par rapport au sol que des arêtes (e). Enfin le glissement global stabilisé se met en place (f).

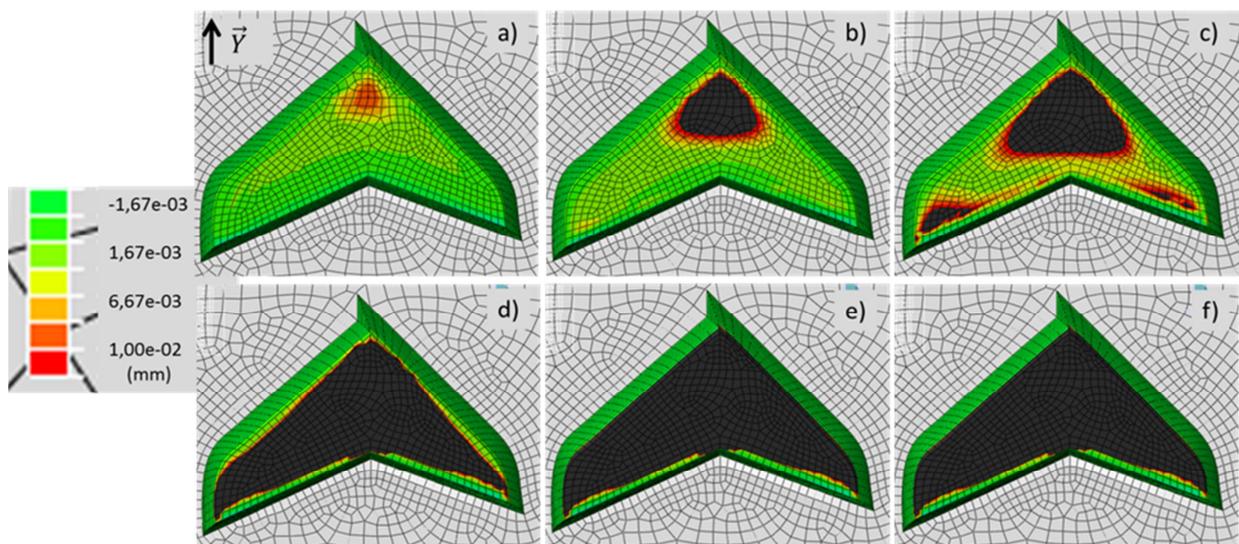


Figure V.27: Mise en glissement dans le sens positif sur l'axe \vec{Y} . a) pas de glissement, $t=0,012$ s ; b) apparition du glissement partiel, $t=0,015$ s ; c) deux autres initiations de glissement, $t=0,017$ s ; d) regroupement des zones d'initiation, $t=0,020$ s ; e) seule une partie des arêtes est encore immobile, $t=0,023$ s ; f) glissement total, $t=0,028$ s.

Dans le second cas (**figure V.28**) de glissement dans le sens négatif selon l'axe \vec{Y} , le glissement partiel apparaît plus lentement et directement en 2 zones (b). Ces zones vont se rejoindre par la tête du chevron (c-d). De même qu'en sens inverse, les arêtes sont les derniers points fixes (e)

avant d'atteindre le glissement global (f). Nous remarquons que dans cette seconde configuration, il n'y a pas de zone unique d'initiation du glissement confiné comme la zone évidente sur la **figure V.26.b**.

En définitive, l'étude à l'échelle du crampon en utilisant des lois de comportement simples (hyperélasticité et frottement constant) permet d'étudier la spécificité de la géométrie du chevron du modèle de chaussure « speedcross 3 ». Les variations paramétriques des lois de frottement ou de comportement matériau à l'échelle du crampon confirment celles obtenues par les simulations du test tribologique. A cette échelle, les variations structures-géométries restent donc faibles. Enfin les premiers pas menés vers une simulation numérique du décrochage d'un crampon en forme de chevron nous permettent d'analyser le comportement possible quand la surface du sol sera mouillée. La concentration de contrainte de cisaillement et l'initiation du glissement sont en ce sens les paramètres qui semblent les plus représentatifs.

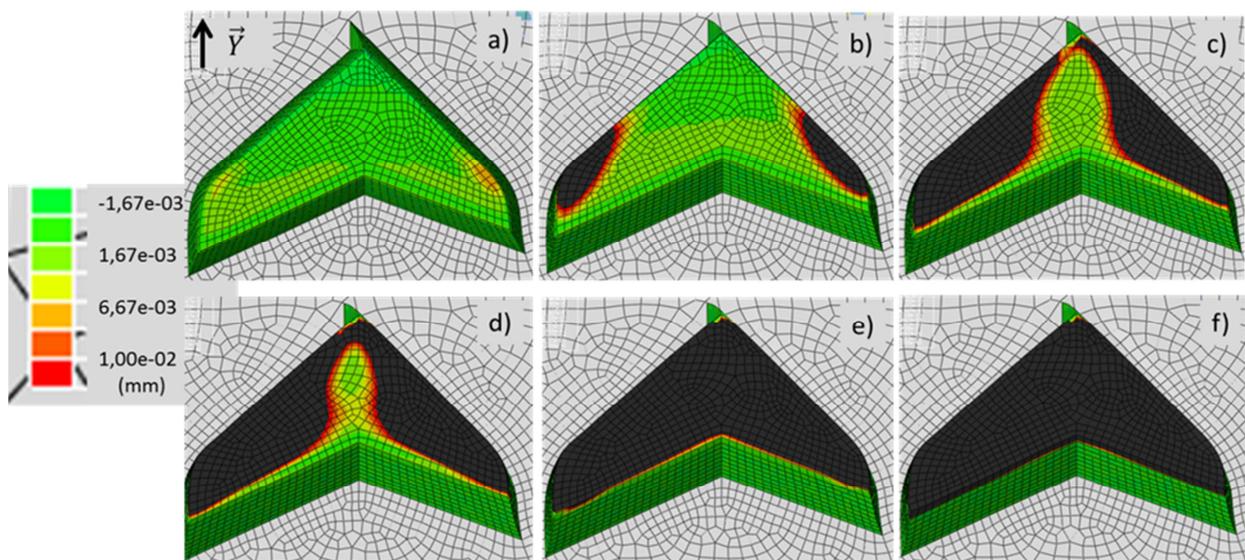


Figure V.28 : Mise en glissement dans le sens négatif sur l'axe \vec{Y} . a) pas de glissement, $t=0,009$ s ; b) 2 zones d'initiation de glissement partiel, $t=0,012$ s ; c) propagation de l'initiation, $t=0,017$ s ; d) regroupement des zones d'initiation, $t=0,018$ s ; e) seule une partie des arêtes est encore immobile, $t=0,023$ s ; f) glissement total, $t=0,028$ s.

V.3 Conclusions

La simulation numérique n'est que peu utilisée pour aider les fabricants de chaussures à améliorer les connaissances sur le « grip » qu'assurent les chaussures mais cette approche se répand étant donné l'importance de cette problématique pour la sécurité au travail ou pour le confort et la performance des pratiques de plein air. Que l'approche soit menée via la description du régime de lubrification, via la décomposition du frottement à l'échelle microscopique¹⁶ ou via l'étude

macroscopique d'un crampon, nous sommes confrontés aux difficultés inhérentes à la simulation numérique par éléments finis pour les problématiques de contact.

Néanmoins, notre étude à l'échelle du crampon en forme de chevron est un premier pas vers une modélisation plus complète qui devrait prendre en compte les différentes couches de la semelle comme la mousse amortissante en EVA qui peut se modéliser avec les lois « Hyperfoam » d'Abaqus. Cette étape sera nécessaire pour rendre compte de la semelle complète ou du moins de l'interaction possible entre plusieurs crampons. Dans notre simulation, le « mobile » est rigide devant le chevron, ce qui empêche la déformation du fond de la semelle. Avec l'addition d'une couche de mousse, le cisaillement se trouvera modifié d'une manière similaire aux expériences de Moriyasu K.²⁴. Nous avons remarqué en étudiant uniquement la semelle externe en caoutchouc que la mise en glissement est retardée d'autant plus que le crampon est cisailé quand nous modélisons le caoutchouc avec une loi hyperélastique de type Yeoh. Le cisaillement de la semelle intermédiaire pourrait aussi contribuer à ce phénomène.

En ce qui concerne la prise en compte du phénomène d'hystérèse à l'aide du modèle viscohyperélastique nous avons constaté son influence concernant la réduction du cisaillement par rapport à des simulations réversibles (loi hyperélastique) sans que nous ayons modélisé une réelle relaxation.

Nous avons aussi remarqué que les résultats pour une forte variation de frottement ($\mu_s - \mu_d > 0,2$) sont difficilement analysables car induisant des problèmes de convergences des calculs EF. Ainsi, l'établissement de paramètres clés pour prédire le « grip » numériquement ne semble pas aisée.

Nous avons mis en place une méthodologie pour rendre compte numériquement de la mise en glissement dans une situation critique pour la marche et la course à pied. Dans de futurs travaux, il serait pertinent de poursuivre dans cette voie afin d'établir numériquement dans quelles conditions il existe bien une contribution de l'hystérèse pour l'adhérence comme cela est observé en tribologie et comme nous l'avons observé une première fois en comparant modèles hyperélastique et viscohyperélastique.

Références bibliographiques V

1. Ames, K. A., Elastomers for shoe applications. *Rubber Chemistry and Technology* **2004**, 77 (3), 413-475.
2. Gibbs, P. J. Advanced modelling of sports footwear. Thèse, Loughborough University, **2006**.
3. <http://www.adidas.fr/chaussure-springblade-drive-2.0/D69785.html>.
4. Cheung, J. T.-M.; Yu, J.; Wong, D. W.-C.; Zhang, M., Current methods in computer-aided engineering for footwear design. *Footwear Science* **2009**, 1 (1), 31-46.
5. Novacheck, T. F., The biomechanics of running. *Gait & Posture* **1998**, 7 (1), 77-95.
6. Cheung, J. T. M.; Zhang, M., Finite element modeling of the human foot and footwear. In *2006 Abaqus Users' conference*, Cambridge, Massachusetts, US, **2006**.
7. Goske, S.; Erdemir, A.; Petre, M.; Budhabhatti, S.; Cavanagh, P. R., Reduction of plantar heel pressures: Insole design using finite element analysis. *Journal of Biomechanics* **2006**, 39 (13), 2363-2370.
8. Qiu, T.-X.; Teo, E.-C.; Yan, Y.-B.; Lei, W., Finite element modeling of a 3D coupled foot–boot model. *Medical Engineering & Physics* **2011**, 33 (10), 1228-1233.
9. Sun, Z.; Howard, D.; Moatamedi, M., Finite-element analysis of footwear and ground interaction. *Strain* **2005**, 41 (3), 113-115.
10. Stammers, R. B.; Courtney, T. K.; Chang, W. R.; Grönqvist, R.; Redfern, M. S., Special issue: The measurement of slipperiness. *Ergonomics* **2001**, 44 (13), 1097-1261.
11. Beschorner, K. E.; Albert, D. L.; Chambers, A. J.; Redfern, M. S., Fluid pressures at the shoe–floor–contaminant interface during slips: Effects of tread & implications on slip severity. *Journal of Biomechanics* **2014**, 47 (2), 458-463.
12. Moore, C. T.; Menezes, P. L.; Lovell, M. R.; Beschorner, K. E., Analysis of Shoe Friction During Sliding Against Floor Material: Role of Fluid Contaminant. *Journal of Tribology-Transactions of the Asme* **2012**, 134 (4), 7.
13. Beschorner, K. E. Development of a computational model for shoe-floor-contaminant friction. Thèse, University of Pittsburgh, **2008**.
14. Cowap, M. J. H.; Moghaddam, S. R. M.; Menezes, P. L.; Beschorner, K. E., Contributions of adhesion and hysteresis to coefficient of friction between shoe and floor surfaces: effects of floor roughness and sliding speed. *Tribology - Materials, Surfaces & Interfaces* **2015**, 9 (2), 77-84.
15. Singh, G.; Hasija, V.; Menezes, P. L.; Beschorner, K.; Asme, Using a 3-Dimensional viscoelastic finite element model to analyze the effects of floor roughness, sliding speed and material properties on shoe-floor friction. *Proceedings of the Asme/Stle International Joint Tribology Conference, Ijtc 2012* **2013**, 255-257.
16. Moghaddam, S. R. M.; Redfern, M. S.; Beschorner, K. E., A Microscopic Finite Element Model of Shoe-Floor Hysteresis and Adhesion Friction. *Tribology Letters* **2015**, 59 (3).
17. 22.5.1 Hyperelastic behavior of rubberlike material. In *Abaqus Analysis User's manual*.
18. 22.8 Nonlinear viscoelasticity. In *Abaqus Analysis User's manual* [Online].
19. Konecny, P.; Cerny, M.; Voldanova, J.; Malac, J.; Simonik, J., Dynamic mechanical properties of filled styrene butadiene rubber compounds: comparison of tensile and shear data. *Polymers for Advanced Technologies* **2007**, 18 (2), 122-127.
20. Clément, F.; Bokobza, L.; Monnerie, L., On the Mullins Effect in Silica-Filled Polydimethylsiloxane Networks. *Rubber Chemistry and Technology* **2001**, 74 (5), 847-870.
21. Renaud, C.; Cros, J.-M.; Feng, Z.-Q.; Yang, B., The Yeoh model applied to the modeling of large deformation contact/impact problems. *International Journal of Impact Engineering* **2009**, 36 (5), 659-666.
22. Bergström, J. S.; Boyce, M. C., Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **1998**, 46 (5), 931-954.

23. Li, K. W.; Chen, C. J., Effects of tread groove orientation and width of the footwear pads on measured friction coefficients. *Safety Science* **2005**, *43* (7), 391-405.
24. Moriyasu, K.; Noshiwaki, T.; Shibata, K.; Yamaguchi, T.; Hokkirigawa, K., The effect of resin foam/rubber thickness ratio on frictional behavior of shoe sole material. In *World Tribology Congress 2013*, Torino, Italy, **2013**.

Conclusion

Au cours de ce travail de thèse nous avons entrepris de prédire la performance d'adhérence des caoutchoucs utilisés pour les semelles de chaussures au stade le plus précoce de la conception. À partir de l'analyse biomécanique de la marche et de la course à pied, nous avons déterminé les sollicitations mécaniques et cinématiques qui s'appliquent sur une semelle afin de mieux appréhender le décrochage pouvant entraîner des glissades et la perte du contrôle de la mobilité.

Nous avons mené une étude comparative sur trois caoutchoucs industriellement utilisés. Ce choix a eu l'avantage de dispenser des connaissances empiriques sur les formulations de caoutchoucs ainsi que sur le ressenti des utilisateurs car ces caoutchoucs avaient déjà été utilisés pour de nombreuses chaussures. L'inconvénient de ce choix a résidé dans la faible maîtrise de la composition du caoutchouc. De plus, comme nous avons utilisé des mélanges de caoutchoucs, les phénomènes observés étaient souvent issus de plusieurs contributions sans que nous puissions les distinguer aisément.

L'étude bibliographique basée principalement sur les domaines de l'ergonomie, de la sécurité au travail, de la biomécanique, de l'industrie du pneumatique et de la chaussure de sport a mis en exergue les différentes situations pour lesquelles l'adhérence est compromise pour les activités de plein air. Sur les sols rigides, les situations à risques sont essentiellement les surfaces lisses et mouillées. Étant donné qu'il s'agit du cas récurrent le plus critique, nous avons concentré nos recherches sur ces conditions de frottement. Dès lors qu'une semelle possède des crampons, la lubrification devrait être en régime mixte. Cependant il n'est pas exclu que des phénomènes de micro-hydrodynamisme aient lieu.

L'étude tribologique du contact plan-plan entre un caoutchouc et une surface lisse immergée dans l'eau a abouti à la nécessité d'utiliser des conditions cinématiques proches de celles d'un décrochage réel pour des caoutchoucs ayant subi une préparation surfacique. Nous avons décomposé la performance du « grip » selon trois critères : le maintien, la progressivité et la propulsion. Le maintien correspond à la capacité d'adhérence sans glissement macroscopique entre le pied et le sol. Il dépend de la capacité à évacuer l'eau du contact caoutchouc-sol. Il est donc principalement lié à la structure de la semelle. Une première approximation permet d'affirmer que les crampons doivent mesurer moins de 1600 mm^2 pour éviter le mécanisme de formation de film d'eau par "squeeze-film". Une mesure du coefficient de frottement statique peut aussi renseigner sur le point de décrochage des différentes matières sans que nous l'ayons reliée à la perception de

l'utilisateur. Nous n'avons pas abordé la mouillabilité et le démoillage des matières qui pourraient aussi être des éléments importants pour le maintien. En ce qui concerne la progressivité, l'utilisation du test normé NF EN ISO 13287 semble pertinente même si nous pouvons recommander de réaliser les essais pour au moins deux pressions de contact afin de caractériser l'ensemble de la plage d'utilisation. En ce qui concerne la propulsion, nous avons été limités par la sensibilité de notre tribomètre ne pouvant étudier de manière répétable les décrochages sur les premiers centimètres. En définitive, la caractérisation du « grip » par des tests tribologiques est pertinente pour des essais sur les chaussures complètes ou sur des plaques représentatives en soulignant les aspects statiques et dynamiques qui peuvent intervenir pour les pratiques que nous avons étudiées. Insistons encore une fois sur la nécessité primordiale de bien maîtriser la préparation surfacique des échantillons en caoutchouc par abrasion avec évacuation des déchets pour obtenir un test laboratoire prédictif.

En postulant la dominance du phénomène d'hystérèse dans le frottement des caoutchoucs sur les surfaces rigides et mouillées, nous aboutissons à une caractérisation mécanique des caoutchoucs par DMA qui laisse présager des performances d'adhérence pour les semelles de chaussures de pratiques en plein air. Pour cela nous avons utilisé le concept d'équivalence fréquence-température sans pouvoir utiliser le formalisme répandu de WLF en raison de la diversité de nos mélanges de caoutchoucs. En créant un formalisme, nous avons établi des équivalences par segments, valables pour nos mélanges de caoutchoucs. Pour chaque pratique et en fonction des sols et des températures de l'environnement, nous pouvons estimer l'hystérèse d'une matière. Cette approche pourrait être poursuivie en décrivant plus précisément les sols afin d'affiner l'intervalle des fréquences de sollicitation plutôt que d'utiliser l'intervalle $[10^2 ; 10^6]$ Hz. Pour nos trois matières références, une tendance identique a été trouvée pour un test surfacique de « pull-off » réalisé pour différentes températures et fréquences d'oscillation. Sans vouloir effectuer d'extrapolation ou de corrélation trop optimiste concernant les relations entre les déformations des matériaux viscoélastiques et leur frottement, nous estimons que la caractérisation mécanique par DMA permet d'appréhender l'adhérence des semelles de chaussures.

La simulation numérique par éléments finis est la démarche la plus ambitieuse car elle devrait permettre la prédiction de la performance d'adhérence avant même la fabrication des semelles, à partir des mesures mécaniques et tribologiques sur les matières. Pour un domaine complexe comme l'adhérence des semelles de chaussures, l'usage de cette méthode commence à apparaître. Au regard des difficultés de caractérisation expérimentale représentative du ressenti de l'utilisateur que nous avons soulignées lors des chapitres III et IV, nous nous rendons bien compte de la tâche à accomplir numériquement pour obtenir une prédiction pertinente du « grip ». Nos travaux

discutent les lois de comportement et de frottement disponibles avec le logiciel Abaqus/Standard à l'échelle d'un test tribologique plan-plan et à l'échelle d'un crampon. Nous voyons les difficultés pour aborder la perte d'adhérence brutale. Même si nous n'avons pas mis en évidence numériquement la dominance du phénomène d'hystérèse pour la mise en glissement, nous avons pu comparer la mise en glissement en fonction des lois représentatives utilisées. Cette approche s'avère prometteuse pour la conception des géométries de crampons.

A l'issue de nos travaux menés selon trois démarches, nous pouvons souligner quelques perspectives pouvant avoir un intérêt industriel, scientifique et même pour d'autres applications que les pratiques de plein air sur lesquelles nous nous sommes focalisés. Par exemple, en se basant sur l'approche biomécanique et la simulation numérique par éléments finis, nous devrions pouvoir simuler l'ensemble d'une chaussure lors d'un pas de marche. Avec des données biomécaniques concernant l'application des pressions sur le sol en fonction des individus, nous pourrions vérifier numériquement le seuil de sécurité du coefficient de frottement ($\mu=0,2$) présent dans la littérature. Toujours avec une semelle numérique, nous pourrions étudier les transmissions des contraintes depuis le sol jusqu'au système musculo-squelettique afin d'établir les risques de blessures en combinant les propriétés d'amorti et d'adhérence des matières utilisées pour la fabrication des semelles. En ce qui concerne les tests tribologiques que nous avons menés, nous pouvons nous questionner sur une remise en cause des conditions de tests utilisées par la norme NF EN ISO 13287. Tout comme pour les activités de plein air, la dépendance à la pression de contact semble pertinente pour les chaussures de sécurité d'environnements industriels. Enfin, nos analyses mécaniques et surfaciques soulignent la nécessité d'approfondir les études des mécanismes de contact au niveau local entre le caoutchouc, le sol et un éventuel contaminant. Pour cela, il faudrait prendre en compte les micro textures des surfaces des crampons ainsi que leurs usures. Ce type d'analyse locale aurait aussi un intérêt numérique car cela permettrait d'envisager les simulations des phénomènes d'hystérèses avec d'autres modèles de relaxation comme les modèles viscoélastiques.

ANNEXE A

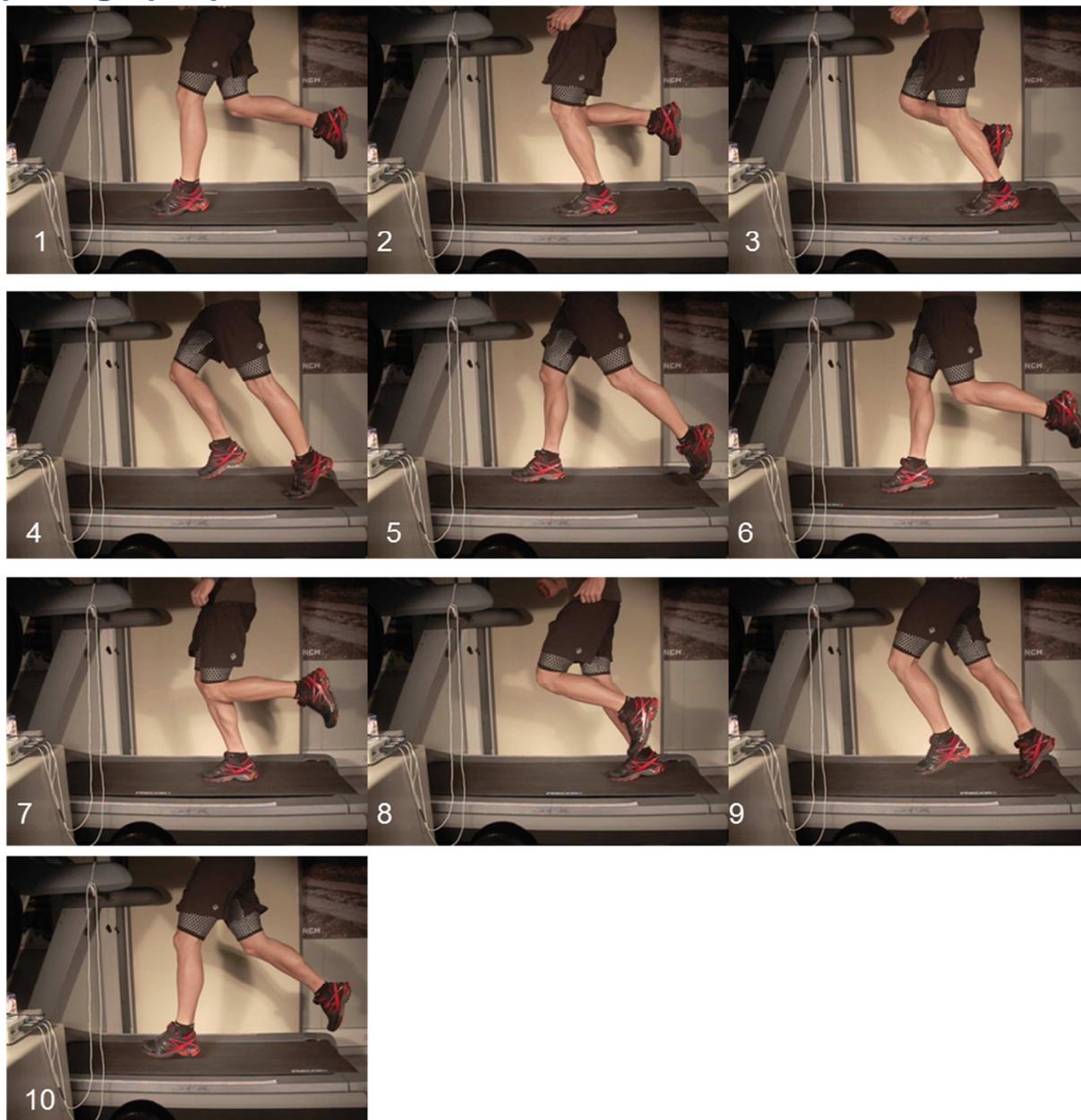
Décomposition de la marche sur tapis : clichés photographiques toutes les 100ms



Description des phases du pied gauche :

- 1 : attaque talon
- 2-4 : freinage
- 5 : pied à plat
- 6-8 : propulsion
- 9-11 : pied en l'air
- 12 : attaque talon

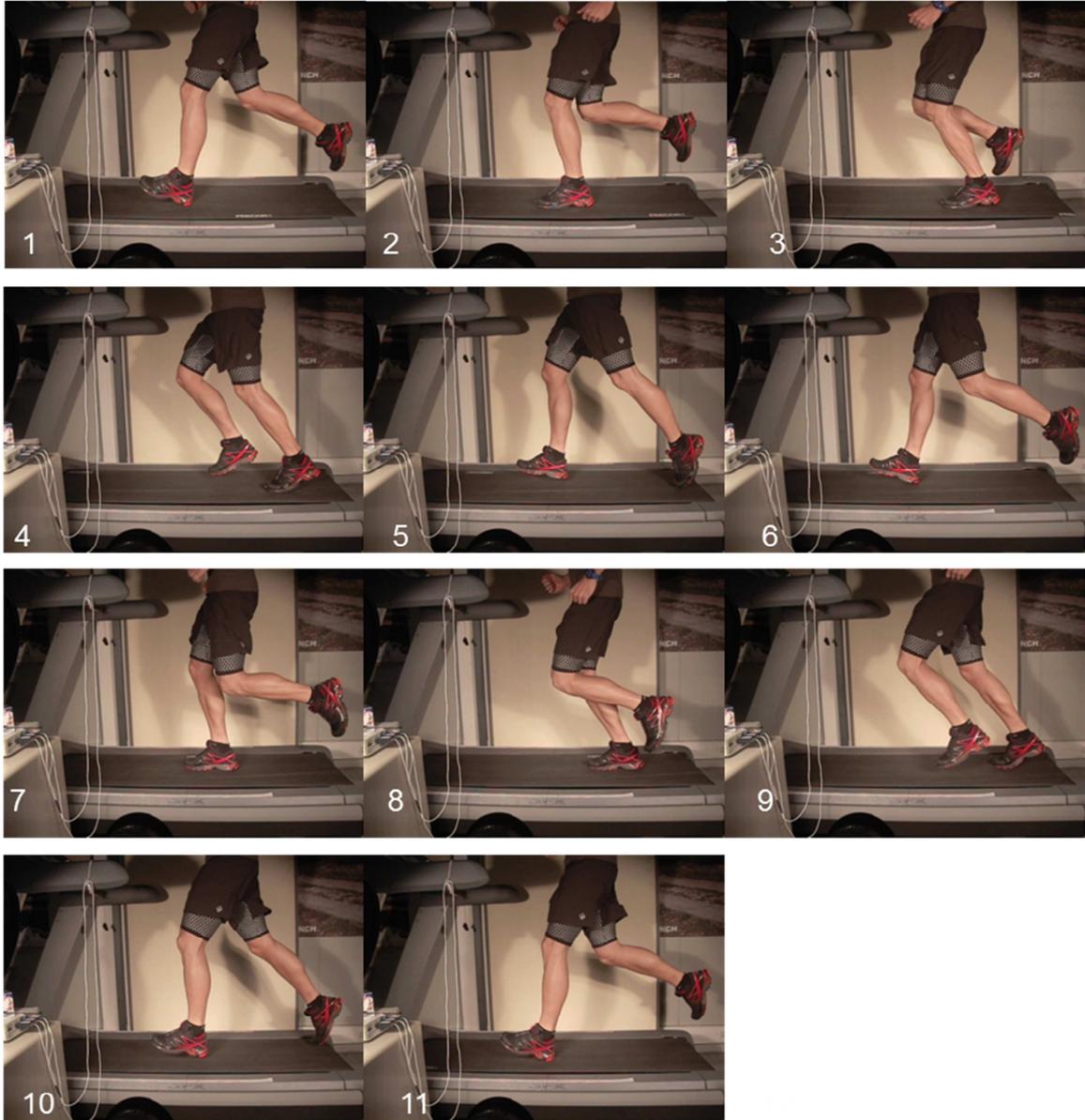
Décomposition de la course avant pied sur tapis: clichés photographiques toutes 75ms



Description des phases du pied gauche :

- 1 : attaque avant pied
- 2 : freinage
- 3-4 : propulsion
- 5 : temps de vol (2 pieds en l'air)
- 6-9 : pied gauche en l'air
- 10 : attaque avant pied

Décomposition de la course avec attaque talon sur tapis : clichés photographiques toutes les 75ms



Description des phases du pied gauche :

- 1 : attaque talon
- 2-3 : freinage
- 4-5 : propulsion
- 5 : temps de vol (2 pieds en l'air)
- 6-10: pied gauche en l'air
- 11 : attaque avant pied

Annexe B

Traction uniaxiale pour loi hyperélastique à 40°C :

HTR 40°C		HT 40°C		ST 40°C	
Contrainte nominale	déformation nominale	contrainte nominale	déformation nominale	contrainte nominale	déformation nominale
0	0	0	0	0	0
0,52	0,16	0,64	0,12	0,71	0,16
0,97	0,21	0,85	0,15	0,82	0,2
1,25	0,31	1,01	0,2	1,09	0,3
1,42	0,41	1,23	0,31	1,14	0,44
1,6	0,5	1,34	0,4	1,21	0,49
1,81	0,61	1,48	0,51	1,25	0,6
1,98	0,7	1,63	0,61	1,32	0,7
1,97	0,81	1,74	0,7	1,44	0,81
2,1	0,9	1,84	0,8	1,49	0,9
2,17	1	1,85	0,9	1,6	1
2,15	1,02	2,03	1,01	1,84	1,1
2,36	1,1	2,12	1,1	1,81	1,21
2,45	1,21	2,19	1,21	1,99	1,31
2,6	1,3	2,36	1,31	2,14	1,4
2,73	1,4	2,56	1,4	2,48	1,5
3,02	1,5	2,66	1,51	2,78	1,6
3,34	1,6	2,95	1,6	3,3	1,7
3,7	1,7	3,39	1,7	4,37	1,8
4,47	1,8	3,82	1,8	5,9	1,89
5,41	1,9	4,9	1,9		
6,03	1,94				

Traction uniaxiale pour loi hyperélastique à 0°C :

HTR 0°C		HT 0°C		ST 0°C	
contrainte nominale	déformation nominale	contrainte nominale	déformation nominale	contrainte nominale	déformation nominale
0	0	0	0	0	0
0,52	0,16	0,96	0,16	1,03	0,27
0,97	0,21	1,16	0,21	1,43	0,31
1,25	0,31	1,45	0,28	1,39	0,4
1,42	0,41	1,56	0,4	1,7	0,51
1,6	0,5	1,87	0,52	1,61	0,6
1,81	0,61	1,9	0,61	1,72	0,7
1,98	0,7	2	0,68	1,79	0,81
1,97	0,81	2,04	0,82	1,83	0,9
2,1	0,9	2,08	0,9	1,94	1
2,17	1	2,18	1,01	2,28	1,1
2,15	1,02	2,49	1,1	2,21	1,2
2,36	1,1	2,57	1,2	2,21	1,3
2,45	1,21	2,78	1,3	2,48	1,4
2,6	1,3	2,93	1,4	2,43	1,5
2,73	1,4	3,21	1,5	2,82	1,61
3,02	1,5	3,59	1,6	3,45	1,71
3,34	1,6	4,16	1,7	3,88	1,8
3,7	1,7	5,12	1,8	4,74	1,91
4,47	1,8	6,54	1,9	6,14	2
5,41	1,9				
6,03	1,94				

Résumé

Ce travail de thèse porte sur la problématique industrielle du « grip » des semelles de chaussures de randonnées et de course-à-pied (le « trail »). Nous menons une démarche exploratoire pluridisciplinaire pour prédire a priori la performance d'adhérence des mélanges de caoutchoucs chargés, réticulés pour semelles. Nous envisageons trois méthodologies : tribologique, mécanique et numérique.

- En tribologie, nous utilisons l'approche normée des équipements de protections individuels (EPI). Nous discutons les conditions d'essais et les préparations surfaciques pertinentes pour les pratiques de plein air.
- En mécanique, nous caractérisons la dissipation d'énergie lors d'une déformation car nous considérons cette hystérèse comme contribution majoritaire du frottement des caoutchoucs sur des surfaces rigides et mouillées. Comme dans l'industrie pneumatique nous recherchons une démarche prédictive basée sur l'analyse mécanique dynamique (DMA) en estimant les pertes par hystérèses en conditions de frottements.
- Numériquement, nous utilisons des données mécaniques (hystérèse issue de la charge-décharge en traction grande déformation : viscohyperélasticité) et tribologiques (transition entre le frottement statique et dynamique) pour mettre en place des simulations par éléments finis qui devront aider la conception des futurs crampons.

Chaque méthodologie est indépendante même si les mécanismes physiques considérés sont communs à toutes les démarches. Que ce soit de manière tribologique, mécanique, surfacique ou numérique, nous nous intéressons aux relations entre les déformations du caoutchouc et son frottement.

Mots Clés

Caoutchouc, « grip », hystérèse, frottement, DMA éléments finis

Abstract

This thesis addresses the grip of hiking and trail-running shoes. We focus on cross-linked, silica-filled, outsoles rubbers. Our aim is to predict grip quality perceived by users. To do so, we explore multidisciplinary techniques. We consider three methodologies: tribological and mechanical characterizations and modelling.

- Tribological study is based on footwear standard (personal protective equipment). We discuss an adaptation for outdoor outsoles. We set test conditions and surface preparations required for a pertinent and reproducible characterization.
- Mechanical study deals with hysteresis phenomena as a major contributor to rubber friction on wet surfaces. We try to set a predictive characterization based on dynamic mechanical analysis (DMA) by estimation of hysteresis loss in mechanical conditions representative of friction solicitations.
- Tribological (static-dynamic transition) and mechanical (hyperelasticity or viscohyperelasticity obtained from tension: large cyclic loading-unloading) phenomena are implemented with finite element modelling. 2D and 3D modelling would support future lugs development.

Each methodology is independent considering identical physical mechanisms. Based on mechanics, tribology and surface science or modelling we study the relationship between rubber deformation and friction.

Keywords

Rubber, grip, hysteresis, friction, DMA, Finite Element Modeling