ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE EN GÉNIE
CONCENTRATION TECHNOLOGIE DE LA SANTÉ
M. Sc. A.

PAR
Valentin KERSPERN

ÉTUDE BIOMÉCANIQUE DE LA PROTECTION DE LA TÊTE AU HOCKEY

MONTRÉAL, LE 16 JUIN 2016

©Tous droits réservés, Valentin Kerspern, 2016

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Yvan PETIT, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Éric WAGNAC, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Mme Nicole R. DEMARQUETTE, présidente du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Tan PHAM, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Simon LANGLOIS, membre du jury
Reebok Hockey CCM

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 27 MAI 2016

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

En premier lieu, je tiens à remercier sincèrement mon directeur Yvan Petit pour m'avoir accueilli dans son laboratoire et offert de travailler sur un projet stimulant dans un domaine qui me passionne. Merci pour la confiance que tu m'as accordée tout au long du projet.

Je remercie également mon codirecteur Éric Wagnac d'avoir accepté de m'encadrer et d'avoir partagé son expérience et son expertise avec moi. Merci pour tes conseils avisés et ta motivation communicative.

Je tiens à remercier Simon Langlois et l'ensemble de l'équipe du bureau d'étude et du laboratoire de Reebok pour leurs conseils et le temps qu'ils ont bien voulu m'accorder. Ce fut un réel plaisir de travailler en votre compagnie.

Pour son support financier, je remercie le Conseil de Recherche en Sciences Naturelles et en Génie du Canada (CRSNG).

Merci à Jean-Michel pour sa contribution dans ce projet. Son dynamisme et son humour auront contribué à égayer la fin de ce projet. Je te souhaite une bonne continuation.

Je remercie également tous les membres du LIO de l'Hôpital du Sacré-Cœur de Montréal. La bonne ambiance quotidienne, les parties de tarot et la sympathie de chacun ont grandement contribué au plaisir que j'ai eu à réaliser ce projet. Merci à Marc d'avoir tenté de m'initier au pool de hockey.

Enfin, je remercie mes parents et les membres de ma famille pour leur amour, leur ouverture d'esprit et leur soutien permanent. Je remercie aussi mes amis pour tous les bons moments et les voyages partagés. Et ma dernière pensée, toute particulière, pleine de gratitude et d'admiration ira évidemment à Claire…

ÉTUDE BIOMÉCANIQUE DE LA PROTECTION DE LA TÊTE AU HOCKEY

Valentin KERSPERN

RÉSUMÉ

Le hockey est un sport où la protection de la tête revêt une importance particulière. Ces dernières années, une prise de conscience des lésions que pouvaient entraîner une exposition fréquente à des chocs au niveau de la tête a eu lieu dans l'ensemble de la communauté du hockey, les joueurs de tous niveaux, les partisans, les ligues et les équipementiers. Afin de limiter la transmission de ces traumatismes au cerveau, des études neurologiques ont mis en lumière la probable responsabilité de l'accélération linéaire et de l'accélération angulaire dans les commotions cérébrales.

Le bureau d'étude de Reebok-CCM Hockey cherche à optimiser le design de leur casque, au travers de la géométrie et des matériaux utilisés, pour réduire les accélérations ressenties à la tête. Cependant, il est difficile d'établir un lien entre les choix de conception et les résultats expérimentaux aux tests d'impact. Une des causes de cette difficulté est le manque d'information sur les matériaux et la pauvreté des données fournies par les fabricants.

Afin de répondre à ces problématiques, le développement d'un modèle par éléments finis paramétré du complexe tête-cou-casque qui servira de support à la conception et à l'évaluation de nouveaux casques de hockey a été envisagé. Ce projet est une étude de faisabilité du développement d'un tel outil.

Les objectifs spécifiques de ce projet préliminaires sont donc de :

1. Caractériser expérimentalement les mousses de protection utilisées dans un casque de hockey en situation d'impact;
2. Développer et valider un modèle par éléments finis paramétré d'une couche de mousse de protection en situation d'impact;
3. Évaluer le comportement d'un modèle par éléments finis tête-cou du mannequin HYBRID III.

Pour répondre au premier objectif, un banc d'essai expérimental de type puits de chute a été exploité et a permis de déterminer les courbes contrainte-déformation de sept types de mousses de protection soumises à un impact. Deux mousses (EPP et VN602) ont fait l'objet d'un plan d'expérience et six paramètres caractéristiques ont été relevés afin d'établir leur comportement et sa dépendance à la vitesse d'impact. Par ailleurs, des essais en chargement combiné compression-cisaillement ont été entrepris et ont permis d'établir une preuve de principe. Le second objectif a conduit au développement d'un MÉF paramétré du comportement mécanique des mousses de protection soumis à des sollicitations dynamiques. Ce modèle a été validé par comparaison avec les données recueillis expérimentalement. Enfin, le troisième objectif a été abordé en reproduisant par la simulation des impacts expérimentaux sur le complexe tête-cou du mannequin HYBRID III. Une corrélation existe

entre les résultats d'accélération linéaire et angulaire expérimentaux et numériques, ce qui permet d'établir des comparaisons relatives. En revanche, l'équivalence entre les résultats numériques et expérimentaux n'a pu être montrée et des investigations futures devront permettre d'éclaircir ce point.

En conclusion, cette étude a permis, d'une part, de caractériser le comportement dynamique des mousses de protection et, d'autre part, de montrer la faisabilité de modéliser leur comportement. L'évaluation du comportement du MÉF du mannequin HYBRID III doit être poursuivie afin de donner pleine confiance dans la faisabilité de développer un MÉF paramétré du complexe tête-cou-casque qui servirait de support à la conception et à l'évaluation de nouveaux casques de hockey.

Mots-clés : Mousse de protection, caractérisation expérimentale, modélisation par éléments finis, casque de hockey

BIOMECHANICAL STUDY OF THE HEAD PROTECTION IN ICE HOCKEY

Valentin KERSPERN

ABSTRACT

Head protection is of major interest in contact sport such as ice hockey. In the past few years, an awareness about the damages induced by a frequent exposure to head shocks raised within the ice hockey community: players of any level, fans, leagues and equipment manufacturers. To limit the transmission of these traumas to the brain, neurological studies have highlighted the role of the linear and the angular acceleration as being likely responsible for concussions.

The engineering team of Reebok-CCM Hockey tries to optimize the design of their helmet, through the geometry and the materials, to reduce the accelerations of the head. However, it is difficult to establish a link between the design choices and the experimental results of the impact test. One of the causes of this difficulty is the lack of information about materials and poverty of the data supplied by the manufacturers.

To answer these problems, the development of a parameterized FEM of a helmeted head which will be of use as support to design and evaluate new hockey helmets has been considered. This project is a feasibility study on the development of this model.

Thus, the specific objectives of this preliminary project are:

1. To characterize the properties of the helmet protective foams under dynamic loading;
2. To develop and validate a parameterized finite element model of a foam layer under shear and compression loading;
3. To evaluate the behavior of a head-neck HYBRID III dummy finite element model.

To meet the first objective, an experimental testing system was used to determine the stress-strain curves of seven different types of protective foams submitted to impacts. A design of experiment was realised with two foams (EPP and VN602) and six characteristic parameters have been identified to establish the foam behavior and its strain rate dependency. Besides, shear-compression combined loading tests have been realised and led to a proof of principle. The second objective led to the development of parameterized FEM of the protective foams mechanical behavior under dynamic conditions. The models were validated with respect to experimental data. Finally, the third objective was fulfilled by numerically reproducing experimental impacts to the head-neck HYBRID III dummy. A correlation exists between experimental and numerical linear and angular accelerations, which allows a relative comparison. However, the equivalence between experiments and simulations has not been fully proven and future investigations will be needed to clear up this point.

In conclusion, this study allowed, on one hand, to characterize the dynamic behavior of protective foams and on the other hand, to show the feasibility to model their behavior. The

evaluation of the HYBRID III FEM behavior must be pursued to give full confidence in the feasibility of developing such a parameterized FEM of a helmeted head which will be of use as support to design and evaluate new hockey helmets.

Keywords: Protective foam, experimental characterization, finite element modeling, hockey helmet

TABLE DES MATIÈRES

Page

INTRODUCTION 22

CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE 25
1.1 Le hockey et la protection de la tête 25
1.2 Les mousses de protection et leurs propriétés mécaniques.....32
1.2.1 Structure d'une mousse..... 32
1.2.2 Comportements mécaniques typiques des mousses..... 36
1.2.3 Caractérisation expérimentale..... 44
1.2.4 Modélisation du comportement des mousse de protection 55
1.3 Évaluation du comportement en extension du modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III 57
1.3.1 Mannequin HYBRID III physique..... 59
1.3.2 Modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III..... 61

CHAPITRE 2 PROBLÉMATIQUE, OBJECTIFS ET ORGANISATION DU MÉMOIRE 65

CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION EXPÉRIMENTALE.....69
3.1 Introduction.....69
3.2 Matériel et méthodes.....69
3.2.1 Compression pure 73
3.2.2 Chargement combiné 76
3.3 Résultats.....78
3.3.1 Compression pure 78
3.3.2 Chargement combiné 84
3.4 Discussion.....89
3.4.1 Compression pure 89
3.4.2 Chargement combiné 93

CHAPITRE 4 DÉVELOPPEMENT ET VALIDATION D'UN MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU BANC D'ESSAI 97
4.1 Introduction.....97
4.2 Matériel et méthodes.....97
4.2.1 Modélisation géométrique 98
4.2.2 Maillage et loi de comportement du matériau 99
4.2.3 Conditions limites et conditions initiales..... 106
4.2.4 Modèle paramétré 107
4.3 Résultats.....108
4.3.1 Compression pure 108
4.3.2 Chargement combiné 114
4.4 Discussion.....116
4.4.1 Compression pure 116

4.4.2 Chargement combiné 120

CHAPITRE 5 ÉVALUATION DU COMPORTEMENT DU MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU MANNEQUIN HYBRID III 123
5.1 Introduction 123
5.2 Matériel et méthodes 123
5.3 Résultats 125
5.4 Discussion 127

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE 129
6.1 Caractérisation expérimentale 129
6.2 Modélisation par éléments finis du comportement des mousses 130
6.2.1 Compression pure 130
6.2.2 Chargement combiné 132
6.3 Évaluation du comportement du modèle par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III 132

CONCLUSION 135

ANNEXE I SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES DES EQUIPEMENTS DE MESURES EXPÉRIMENTALES 137

ANNEXE II RELATION ENTRE LA HAUTEUR DE CHUTE ET LA VITESSE D'IMPACT 139

ANNEXE III ÉTUDE DE CONVERGENCE 141

LISTE DES RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES 143

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau 1.1 Résultats d'études épidémiologiques.....27

Tableau 1.2 Liste de seuil au-delà desquels, le risque de commotion cérébrale est de 50 %..28

Tableau 3.1 Types de mousse impactée en compression pure lors des différents essais.....74

Tableau 3.2 Paramètres résultants des essais du plan d'expérience.....79

Tableau 3.3 Régression linéaire des paramètres EE et EP en fonction de la vitesse d'impact.....81

Tableau 3.4 Paramètres résultants des essais complémentaires sur des échantillons de plus petite surface.....82

Tableau 3.5 Analyse qualitative des essais préliminaires.....84

Tableau 3.6 Paramètres issus des essais préliminaires en chargement combiné.....88

Tableau 4.1 Comparaison du comportement expérimental et simulé de la mousse EPP 109

Tableau 4.2 Niveaux de contrainte à 60 % de déformation sur les courbes recalées 111

Tableau 4.3 Comparaison du comportement expérimental et simulé de la mousse VN602 .113

Tableau 4.4 Influence du coefficient de Poisson sur les paramètres 116

Tableau 5.1 Accélérations linéaires et angulaires mesurées expérimentalement 126

Tableau A.III.1 Paramètres extraits des simulations d'impact sur la mousse EPP à 5m/s en fonction de la taille du maillage 141

LISTE DES FIGURES

Page

Figure 1.1 Évolution de la corpulence des joueurs de hockey 26

Figure 1.2 Banc d'essai expérimental du test 5-STAR 30

Figure 1.3 Banc d'essai expérimental de l'université d'Ottawa 31

Figure 1.4 Modèles par éléments finis de dispositifs de protection de la tête 32

Figure 1.5 Microstructure d'une mousse à cellules ouvertes au MEB 33

Figure 1.6 Microstructure d'une mousse à cellules fermées au MEB 34

Figure 1.7 Schéma A) cellules fermées, B) cellules ouvertes 35

Figure 1.8 Forme typique d'une courbe contrainte-déformation en compression d'une mousse de protection 37

Figure 1.9 Courbes contrainte-déformation de mousses EPP de différentes densités 38

Figure 1.10 Courbes contrainte-déformation à différents taux de déformation pour la mousse Oregon Aero 39

Figure 1.11 Comportement en contrainte-déformation de matériaux élastiques et viscoélastiques pour deux valeurs de la durée de sollicitation 40

Figure 1.12 Modèle de Maxwell 41

Figure 1.13 Modèle de Kelvin-Voigt 42

Figure 1.14 Modèle de Zener 43

Figure 1.15 Modèle de Maxwell généralisé 43

Figure 1.16 Dispositif d'analyse mécanique dynamique 47

Figure 1.17 Schéma d'une barre de pression Split-Hopkinson 49

Figure 1.18 Résultats typiques d'une caractérisation à l'aide d'une barre Hopkinson 49

Figure 1.19 Illustration du principe d'équivalence temps-température 52

Figure 1.20 Banc d'essai permettant de comprimer la mousse en chargement combiné 54

Figure 1.21 Casque de hockey coupé en deux 57

Figure 1.22 Zones d'impact du test 5-STAR.....58

Figure 1.23 Directions privilégiées d'impacts sur la tête du mannequin HYBRID III 59

Figure 1.24 Résultats de l'accélération linéaire lors des essais d'impact
sur le mannequin HYBRID III.....60

Figure 1.25 Résultats de l'accélération angulaire des essais d'impact
sur le mannequin HYBRID III.....61

Figure 1.26 Configuration d'un impact à la tête pour la validation du modèle
par éléments finis 62

Figure 1.27 Configuration des essais de validation du modèle par éléments finis du cou
en A) en extension B) en flexion 63

Figure 2.1 Organisation du contenu du mémoire.....67

Figure 3.1 Banc d'essai expérimental 71

Figure 3.2 Configuration du banc d'essai en compression pure 73

Figure 3.3 Paramètres extraits d'une courbe contrainte-déformation 76

Figure 3.4 Configuration du banc d'essai pour un impact en chargement combiné à 45°.....77

Figure 3.5 Courbes bi-linéaires obtenues à partir des essais expérimentaux
sur la mousse EPP.....80

Figure 3.6 Courbes bi- et tri-linéaires obtenues à partir des essais expérimentaux sur la
mousse VN602.....80

Figure 3.7 Courbe contrainte-déformation d'échantillons de 30 mm de côté
des mousses EPP et VN602 impactées à 2 m/s.....82

Figure 3.8 Comparaison du comportement de mousses soumises aux mêmes conditions
expérimentales 83

Figure 3.9 Courbes contrainte-déformation en compression et en cisaillement pour une
mousse EPP impacté à 5 m/s 85

Figure 3.10 Courbes contrainte-déformation en compression et en cisaillement pour une
mousse VN602 impacté à 5 m/s.....86

Figure 3.11 Courbe contrainte de compression versus déformation de compression
à 45° et 5 m/s 87

Figure 3.12 Courbe contrainte de cisaillement versus déformation de cisaillement à 45° et 5 m/s 87

Figure 4.1 A) Banc d'essai physique B) Modélisation.....99

Figure 4.2 Courbes contraintes-déformation qui caractérisent le matériau 100

Figure 4.3 Courbe contrainte-déformation renseignant au modèle le comportement de la mousse EPP.....101

Figure 4.4 Courbe contrainte-déformation de la mousse EPP simulé avec vitesse imposée.102

Figure 4.5 Courbes contrainte-déformation renseignant au modèle le comportement de la mousse VN602 103

Figure 4.6 Paramètres de recalage des courbes expérimentales dans la loi tabulée dépendante du taux de déformation. 104

Figure 4.7 Courbe contrainte-déformation résultant d'une simulation d'impact sur la mousse EPP 108

Figure 4.8 Comportement de la mousse VN602 avec les paramètres ε1 et ε2 recalés 110

Figure 4.9 Courbe contrainte-déformation résultant d'une simulation d'impact sur la mousse VN602 à 2 m/s 111

Figure 4.10 Courbe contrainte-déformation résultant d'une simulation d'impact sur la mousse VN602 à 5 m/s 112

Figure 4.11 Influence du coefficient de Poisson sur le comportement en compression.....114

Figure 4.12 Influence du coefficient de Poisson sur le comportement en cisaillement.....115

Figure 5.1 A) Montage expérimental pour un impact frontal B) Modélisation d'un impact frontal sur la jonction maxillo-mandibulaire 124

Figure 5.2 Détermination de la fréquence de coupure du filtre 125

Figure-A I.1 Fiche technique du capteur de déplacement PMIS3 POSIMAG de ASM Sensor 137

Figure-A I.2 Fiche technique cellule de force MC6-2000 de AMTI.....138

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

ASTM	*American Society of the International Association for Testing and Materials*
CAO	Conception assistée par ordinateur
DMA	Analyse mécanique dynamique
ECT	Encéphalopathie chronique traumatique
EPP	Polypropylène expansé
EPS	Polystyrène expansé
ÉTS	École de Technologie Supérieure
HSCM	Hôpital du Sacré-Cœur de Montréal
ILD	*Indentation Load Deflection*
LIO	Laboratoire d'Imagerie et d'Orthopédie
LNH	Ligue Nationale de Hockey
MEB	Microscope Électronique à Balayage
NCAA	*National Collegiate Athletic Association*
NOCSAE	*National Operating Committee on Standards for Athletic Equipment*
SHPB	*Split Hopkinson Pressure Bar*
TBI	*Traumatic Brain Injury*
VN	Vinyle nitrile

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

°	Degré
%	Pourcent
‰	Pourmille
m	Mètre
cm	Centimètre
mm	Millimètre
kPa	KiloPascal
MPa	MégaPascal
J	Joule
kJ	Kilojoule
ms	Milliseconde
kg	Kilogramme
g	Accélération de la pesanteur

INTRODUCTION

Le hockey sur glace est le théâtre régulier de chutes, de contacts et de collisions. Lorsque les chocs sont violents, le centre de gravité de la tête subit d'importantes accélérations linéaires et angulaires qui peuvent, dans certains cas, causer une commotion cérébrale (Post et al., 2013). Ces traumatismes sont de plus en plus courants et leur intensité plus élevée compte tenu du développement de la corpulence des joueurs (Marc, 2014) et peuvent avoir des conséquences graves (De Beaumont et al., 2007; Omalu et al., 2005).

L'entreprise Reebok-CCM Hockey s'est fixée pour mission de concevoir des équipements de hockey pour des athlètes professionnels ou amateurs, leur permettant de développer leurs habilités en toute sécurité. L'équipe de Reebok-CCM est donc constamment à l'affût d'innovation et cherche, entre autres, à améliorer la performance des casques de hockey en optimisant leur géométrie et leur composition pour réduire les accélérations linéaires et angulaires de la tête lors de contacts ou de chutes. Ces choix de conception soulèvent cependant de nombreux défis.

Actuellement le processus de développement d'un casque est le suivant : après chaque modification, un casque est fabriqué et soumis à des tests d'impact permettant d'évaluer sa performance. Ce principe est chronophage et représente des coûts considérables, car de nombreuses itérations sont nécessaires pour améliorer les performances des casques. En effet, il est difficile d'établir un lien entre les choix de conception (mousses, plastiques, géométrie, épaisseur, etc.) et les résultats expérimentaux aux tests d'impact. Une des causes de cette difficulté est le manque d'information sur les matériaux et la pauvreté des données fournies par les fabricants.

La protection de la tête dans le sport et notamment au hockey est devenue un sujet de préoccupation majeure pour les différentes ligues amateurs et professionnelles, les équipementiers et l'opinion publique (Quirion, 2014). Dans ce sens, l'université de Virginia Tech a mis au point un protocole d'évaluation des performances des casques, le 5-STAR

(Rowson, Rowson et Duma, 2015). Ce test jouit d'une large visibilité auprès du public et les piètres résultats obtenus à cette évaluation par les casques de hockey ne font qu'appuyer la nécessité de se doter d'un outil d'aide à la conception des casques qui permette de mieux estimer et d'optimiser leurs performances avant la fabrication et les essais expérimentaux.

Le présent travail s'intègre dans un vaste projet qui a pour objectif principal de développer un modèle par éléments finis paramétré du complexe tête-cou-casque qui servira de support à la conception de nouveaux casques de hockey. Le développement d'un tel modèle est un travail de longue haleine et ce mémoire s'attachera donc à initier ce projet en cherchant à modéliser par éléments finis le comportement des mousses de protection utilisées dans les casques de hockey. Pour ce faire, les mousses de protection ont été caractérisées expérimentalement et un modèle par éléments finis du banc d'essai ainsi que du comportement des mousses a été développé. Par ailleurs, le comportement du modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III a été évalué afin de tester sa reproductibilité face à des résultats expérimentaux

Le premier chapitre de ce mémoire présente la revue de la littérature. Il traite dans un premier temps de la protection de la tête au hockey, des conséquences d'une exposition fréquente à des traumatismes et des mesures prises actuellement pour évaluer la performance des casques. Dans un second temps, il présente les modèles par éléments finis de dispositif de protection de la tête en précisant les méthodes utilisées et les résultats qui peuvent être envisagés. Ensuite, un large panel de propriétés mécaniques que possèdent les mousses de protection est exposé et les outils existants qui permettent de quantifier ces caractéristiques sont décrits. Le second chapitre présente la partie expérimentale du projet avec la méthodologie et les résultats de la caractérisation expérimentale des mousses. Ce chapitre traite à la fois de la caractérisation en compression pure et en chargement combiné et propose des améliorations du banc d'essai utilisé pour surmonter les limites rencontrées. Le troisième chapitre s'intéresse au développement du modèle par éléments finis du banc d'essai. Les choix de modélisation sont exposés ainsi que les résultats obtenus et la validation du modèle. Le dernier chapitre de ce mémoire propose une comparaison des données d'accélérométrie de

la tête du mannequin HYBRID III soumis à un impact frontal entre des essais expérimentaux (Bartsch et al., 2012) et le modèle par éléments finis du mannequin. Cette étude offre un premier niveau de validation du modèle par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin. Finalement, le mémoire se termine avec une discussion générale et une conclusion.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Cette revue de la littérature a pour but de mettre en contexte et faire ressortir l'importance de la protection de la tête dans les sports de contact, dont le hockey fait partie. L'objectif est également de présenter les notions scientifiques nécessaires pour comprendre les problématiques auxquelles une proposition de réponse sera apportée dans ce mémoire. Dans un premier temps, une mise en contexte sera faite sur la protection de la tête au hockey, sur l'importance croissante des mesures prises dans ce sens et sur les conséquences que peuvent avoir les chocs à répétition sur la tête. Par la suite, nous regarderons l'état des connaissances actuelles dans le domaine de la modélisation des impacts sur les casques, afin de cibler les limites qui existent à l'heure actuelle et définir les principaux axes innovants de ce projet. Enfin, nous nous intéresserons aux propriétés des mousses de protection, leur comportement et les techniques de caractérisation expérimentale.

1.1 Le hockey et la protection de la tête

Le hockey est un sport de glisse, mêlant rapidité et explosivité, dans lequel les contacts sont fréquents et tolérés (NHL, 2014). Malgré les importantes protections portées par les joueurs et notamment les casques, il n'est pas rare que de sévères chocs à la tête entrainent des traumatismes crâniens ou des commotions cérébrales qui peuvent avoir de lourdes conséquences à plus ou moins long terme (De Beaumont et al., 2007). Ces dernières années, les gabarits des hockeyeurs sont de plus en plus imposants (*Voir* Figure 1.1), et leurs performances athlétiques sur la glace s'améliorent également, le matériel aidant (Martell et Vickers, 2004). Ceci se traduit concrètement par des risques plus importants, car l'énergie des chocs mise en jeu est plus élevée.

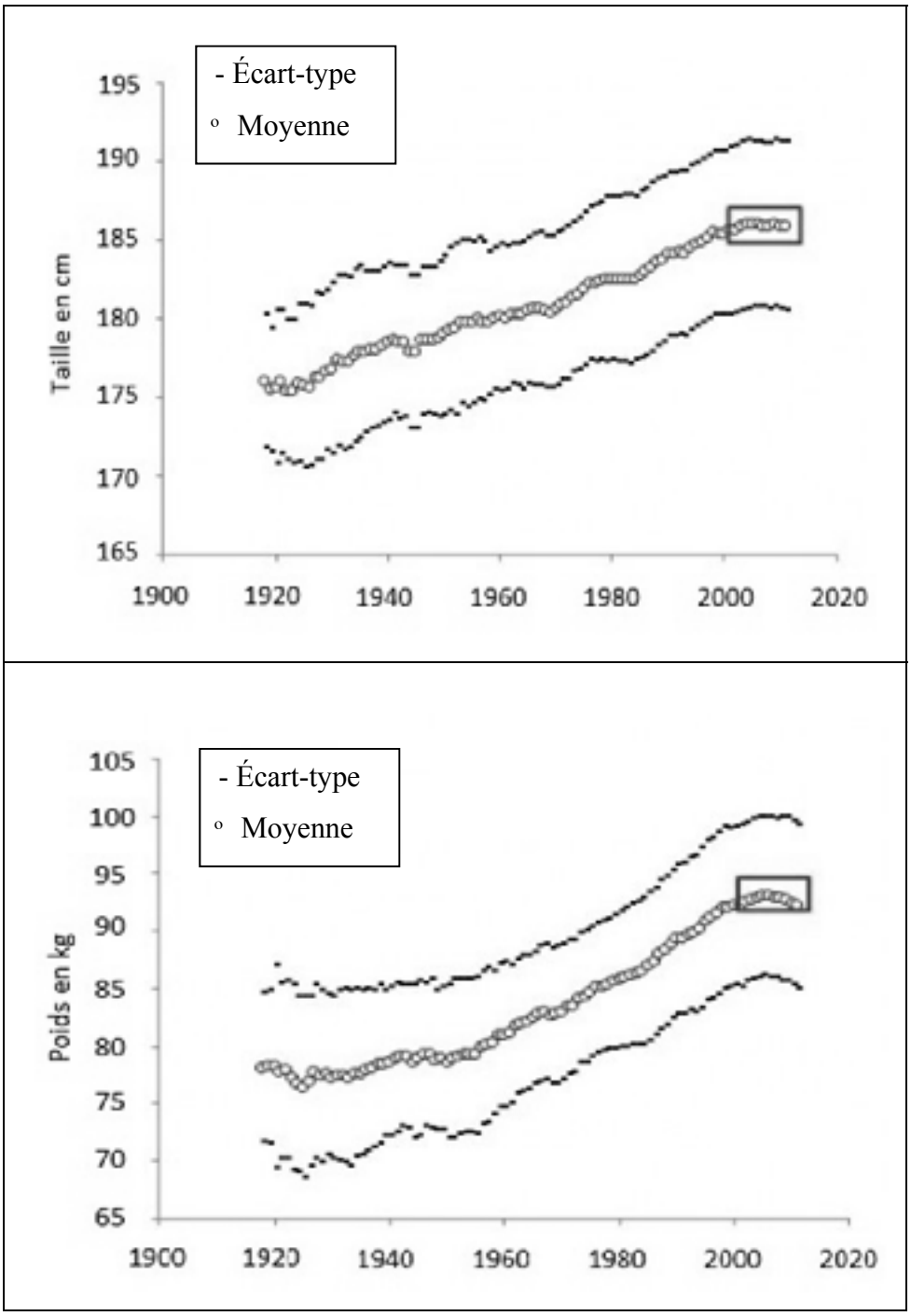

Figure 1.1 Évolution de la corpulence des joueurs de hockey
Tirée de (Marc, 2014)

Les scandales qui ont éclaté récemment dans la ligue de football américain (Slater, 2013) font état d'un important nombre de joueurs ayant de lourdes complications neurologiques

post-carrière. Une étude américaine met en relation ces dégénérescences neuronales avec le grand nombre, la violence et la fréquence des commotions cérébrales subies par les joueurs au long de leur carrière (Omalu et al., 2005). D'après cette étude, une exposition régulière à des commotions cérébrales serait un facteur déterminant dans le développement d'une encéphalopathie traumatique chronique (ECT), appelée aussi la démence du footballeur. Les symptômes de cette pathologie sont une difficulté à gérer ses émotions, des céphalées violentes, des comportements agressifs, des troubles mnésiques et de la dépression. Des cas de suicide sont également recensés.

Le constat pourrait être le même dans le monde du hockey sur glace. En effet, d'après différentes études épidémiologiques réalisées entre 2007 et 2015 sur des joueurs de *National Collegiate Athletic Association* (NCAA) et du secondaire (Hootman, Dick et Agel, 2007; Marar et al., 2012; Zuckerman et al., 2015), le hockey se classe premier ou second au classement des sports avec le plus haut taux de commotions par athlète, en concurrence systématique avec le football (*Voir* Tableau 1.1). Les commotions cérébrales représentent entre 0,54 ‰ et 0,91 ‰ des blessures subies par les joueurs de hockey.

Tableau 1.1 Résultats d'études épidémiologiques

	(Hootman, Dick et Agel, 2007) NCAA (1988-2004)	(Marar et al., 2012) Secondaire (2008-2010)	(Zuckerman et al., 2015) NCAA (2009-2015)
Football	0,37 ‰	0,64 ‰	0,67 ‰
Hockey sur glace	0,91 ‰	0,54 ‰	0,79 ‰

Dans le détail, il est difficile de déterminer les impacts les plus critiques menant à une commotion cérébrale. La communauté scientifique s'oppose régulièrement au travers des études publiées pour déterminer qui de l'accélération linéaire ou de l'accélération angulaire subie par le cerveau serait la plus critique. Certains chercheurs émettent d'ailleurs de nouvelles hypothèses pouvant expliquer les commotions cérébrales : la déformation et le taux de déformation que le cerveau endure pourrait éventuellement être le facteur critique lors de

l'impact (King et al., 2003). Plus récemment, un article du professeur Hoshizaki présentait une liste de seuils au-delà desquels (*Voir* Tableau 1.2), le risque de commotion cérébrale était de 50 % (Post et Hoshizaki, 2012).

Tableau 1.2 Liste de seuil au-delà desquels, le risque de commotion cérébrale est de 50 %
Adapté de (Post et Hoshizaki, 2012)

Localisation	**Variable dépendante**	**Seuil TBI (50 % chance)**
Corps calleux	Déformation principale maximum	0,21
Matière grise	Déformation principale maximum	0,26
Matière grise	Déformation principale maximum	0,19
Matière grise	Taux de déformation	48,5 s^{-1}
Matière grise	Produit de la déformation et du taux de déformation	10,1 s^{-1}
Matière grise	Densité d'énergie de déformation	2,1 kJ/m^3
Liquide cérébrospinal	Énergie globale de déformation	5,5 J
Matière blanche	Mesure cumulative de dommage de déformation	0,1
Corps calleux	Contrainte de Von Mises	8,4 kPa
Tronc cérébral	Contrainte de Von Mises	7,8 kPa
S/O	Contrainte de Von Mises	18 kPa
Matière grise	Pression intracrânienne	65,8 kPa
Matière grise	Pression intracrânienne	90,0 kPa

Toutefois, l'accélération angulaire semble être le critère qui retient la majeure partie de l'attention des études, car jusqu'ici, les casques ne sont pas conçus pour répondre à ce type de sollicitation et ce paramètre est aisément évaluable lors d'essai expérimentaux (Benson et al., 2013; Post et al., 2013; Rowson et Duma, 2011; Rowson et al., 2012).

Fort de ces constats, des protocoles médicaux ont été mis en place afin de protéger au mieux la santé des joueurs (Hockey-Canada, 2015). Ces initiatives viennent en aval de la commotion et ne permettent qu'une prise en charge post-traumatique (interdiction temporaire ou définitive du sport), ce qui ne permet d'influer que sur une des causes de l'ECT : la fréquence. Il est par ailleurs essentiel de développer et d'améliorer les dispositifs de protection afin de limiter ou d'absorber une partie de l'énergie mise en jeu lors du choc. Pour ce faire, de nouvelles technologies et de nouveaux matériaux sont utilisés pour améliorer les performances des équipements de protection et celles-ci sont évaluées par des protocoles expérimentaux.

Récemment, l'université Virginia Tech a proposé une évaluation de la performance des casques de hockey en termes d'accélération linéaire de la tête (Rowson, Rowson et Duma, 2015). Le banc d'essai utilisé est présenté à la Figure 1.2. Une tête NOCSAE, équipée d'un casque, est montée sur un cou de mannequin HYBRID III et est impacté par un pendule. Le niveau d'énergie transmis varie en fonction de la hauteur à laquelle l'impacteur est lâché et l'incidence d'impact est également réglable en modifiant la disposition de la tête du mannequin. Les données relevées par l'accéléromètre situé au centre de la tête du mannequin permettent d'établir une évaluation de la performance. Sur une échelle de 0 à 5 étoiles, le casque le mieux noté obtient 3 étoiles (Warrior Krown 360), ce qui correspond à une protection qualifiée de « bonne ». Tous les autres casques obtiennent 0, 1 ou 2 étoiles, ce qui correspond respectivement à un casque « non recommandé », une « protection marginale » ou simplement « adéquate ». Les résultats soulignent le fait que des progrès peuvent et doivent être fait pour l'amélioration de la performance des dispositifs de protection et notamment des casques.

Figure 1.2 Banc d'essai expérimental du test 5-STAR
Tirée de (Rowson, Rowson et Duma, 2015)

Une étude expérimentale menée à l'université d'Ottawa va plus loin et propose de mesurer les performances des casques en termes d'accélération linéaire et angulaire (Post et al., 2013). Le banc d'essai est légèrement différent de celui présenté ci-dessus. En effet, comme le montre la Figure 1.3, cet impacteur est linéaire, il est propulsé par de l'air comprimé et que sa direction est contrainte par des roulements. Les zones d'impact sur la tête du mannequin HYBRID III sont modifiables en changeant la disposition du complexe tête cou. Les données d'accélérométrie sont mesurées via un ensemble de neuf accéléromètres disposés selon les recommandations de (Padgaonkar, Krieger et King, 1975) et permettent ainsi de recenser l'accélération angulaire de la tête.

Figure 1.3 Banc d'essai expérimental de l'université d'Ottawa
Tirée de (Post et al., 2013)

Les résultats obtenus par le banc d'essai sont par la suite insérés dans un modèle par éléments finis du cerveau de l'université de Dublin pour déterminer les déformations et les contraintes qu'induirait ce type de choc sur la boite crânienne. Les constats de l'étude sont éloquents : les casques examinés sous l'angle de l'accélération linéaire seule présentent des niveaux de performance similaires et protecteurs. En revanche, lorsque l'accélération angulaire entre en ligne de compte, certain casques présentent des risques de commotions cérébrales alors que l'accélération linéaire mesurée leur permet de passer les certifications standards de sécurité proposées par la norme (ASTM, 2015). Cela remet donc partiellement en cause les résultats fournis par l'étude de Virginia Tech et d'autres travaux doivent être fait pour éclaircir ce sujet à forts enjeux économiques pour les entreprises du secteur et à lourdes conséquences de santé éventuelles pour les joueurs de hockey.

Pour accélérer le processus de développement et réduire les coûts de conception, des études commencent à proposer des modèles par éléments finis. Ces modèles apportent davantage une preuve de faisabilité qu'un réel outil d'aide à la conception. En effet, ces modèles par élément finis de casque de vélo (*Voir* Figure 1.4.A) (Milne et al., 2013; Mustafa et al., 2015) ou de dispositifs de protection pour le soccer (*Voir* Figure 1.4.B) (Zhou, Lu et Yang, 2015)

évaluent certes des critères pertinents tels que l'accélérations ou le HIC ressentis à la tête lors d'un impact sur le casque, cependant, la modélisation des matériaux de ces modèles est assez simpliste. En effet, (Mustafa et al., 2015) propose de modéliser de la mousse EPS par un matériau linéaire élastique, ce qui compte tenu des caractéristiques des mousses de protection qui seront présentées par la suite, est extrêmement simplificateur.

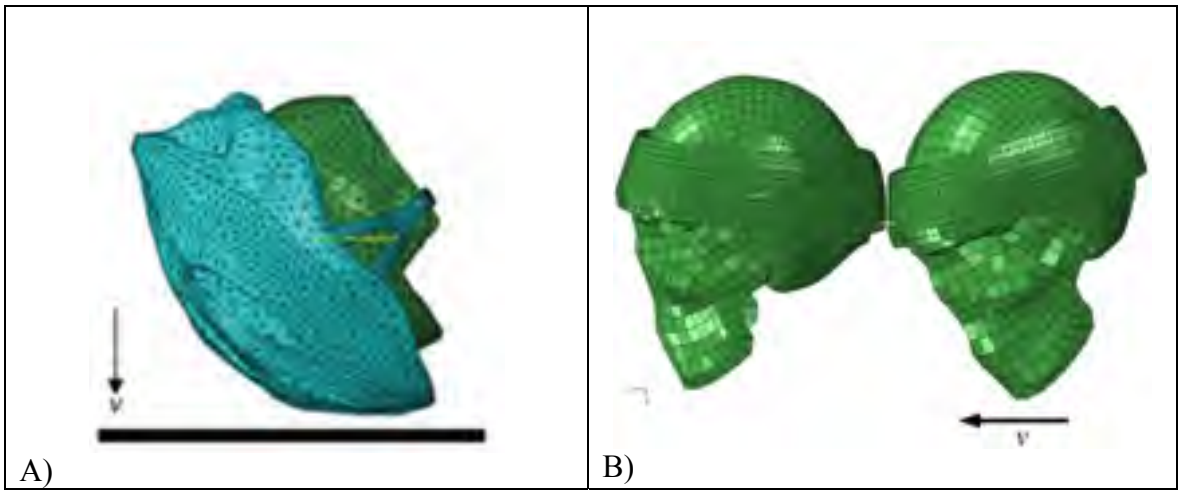

Figure 1.4 Modèles par éléments finis de dispositifs de protection de la tête
Tirées de (Mustafa et al., 2015; Zhou, Lu et Yang, 2015)

Pour aller plus loin, il est donc nécessaire de se doter d'un nouvel outil prenant en compte la complexité des comportements mécaniques des composants du casque. Dans un premier temps, il convient d'étudier le comportement de ces composants et notamment des mousses de protection.

1.2 Les mousses de protection et leurs propriétés mécaniques

1.2.1 Structure d'une mousse

Les mousses sont des matériaux poreux. Elles sont donc composées d'une phase solide que l'on appelle matrice ou squelette. Cette matrice délimite de fait une autre partie, constituée de cellules ou de pores plus ou moins interconnectés et remplis d'air. La géométrie de la matrice

et la distribution de ses pores influent sur le comportement mécanique du matériau (Renault, 2008).

Il existe deux types principaux de mousse qui diffèrent par leur microstructure : les mousses à cellules ouvertes et les mousses à cellules fermées (Mills, 2007). En observant la microstructure de ces deux types de mousses (*Voir* Figure 1.5 et Figure 1.6) on observe des structures communes que sont les arêtes et les nœuds et des structures qu'on ne retrouve que dans les mousses à cellules fermées : les faces.

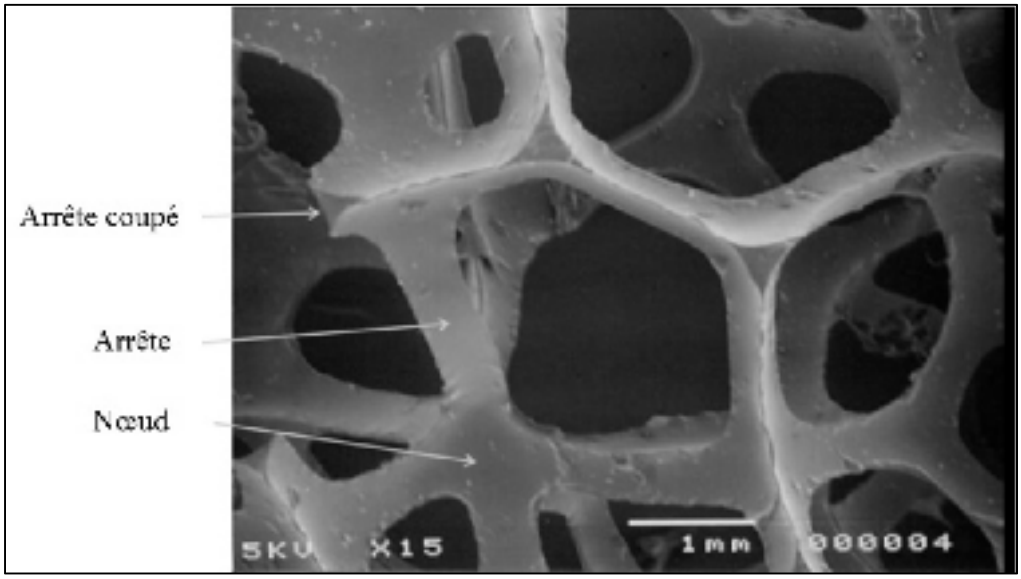

Figure 1.5 Microstructure d'une mousse à cellules ouvertes au MEB
Adaptée de (Mills, 2007)

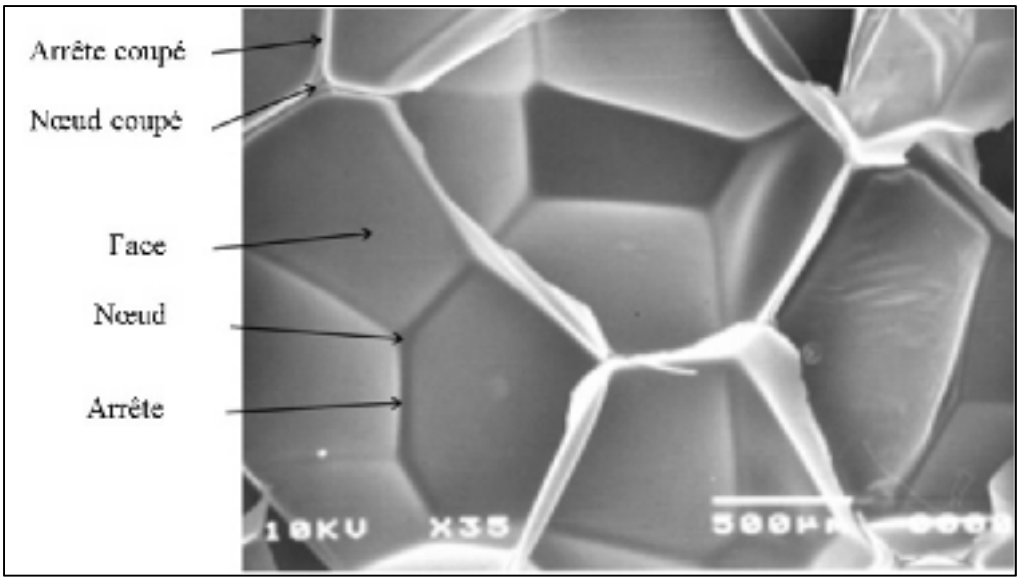

Figure 1.6 Microstructure d'une mousse à cellules fermées au MEB
Adaptée de (Mills, 2007)

Un schéma des deux structures est présenté à la Figure 1.7 et permet de comprendre que dans le cas des cellules fermées, l'air est emprisonné dans chaque cellule et ne peut s'en échapper, alors qu'il circule librement dans une mousse à cellules ouvertes. Ceci a un impact considérable sur la réponse de la mousse à un impact puisque la pression de l'air augmente sensiblement la raideur du matériau.

Le schéma ci-dessous (*Voir* Figure 1.7) est un cas de cellule ouverte que l'on pourrait qualifier d'extrême, car il ne présente aucune paroi. En effet, il suffit d'une faible proportion de faces ouvertes pour qu'un flux d'air continu puisse s'établir et que la mousse soit donc qualifier de cellules ouvertes.

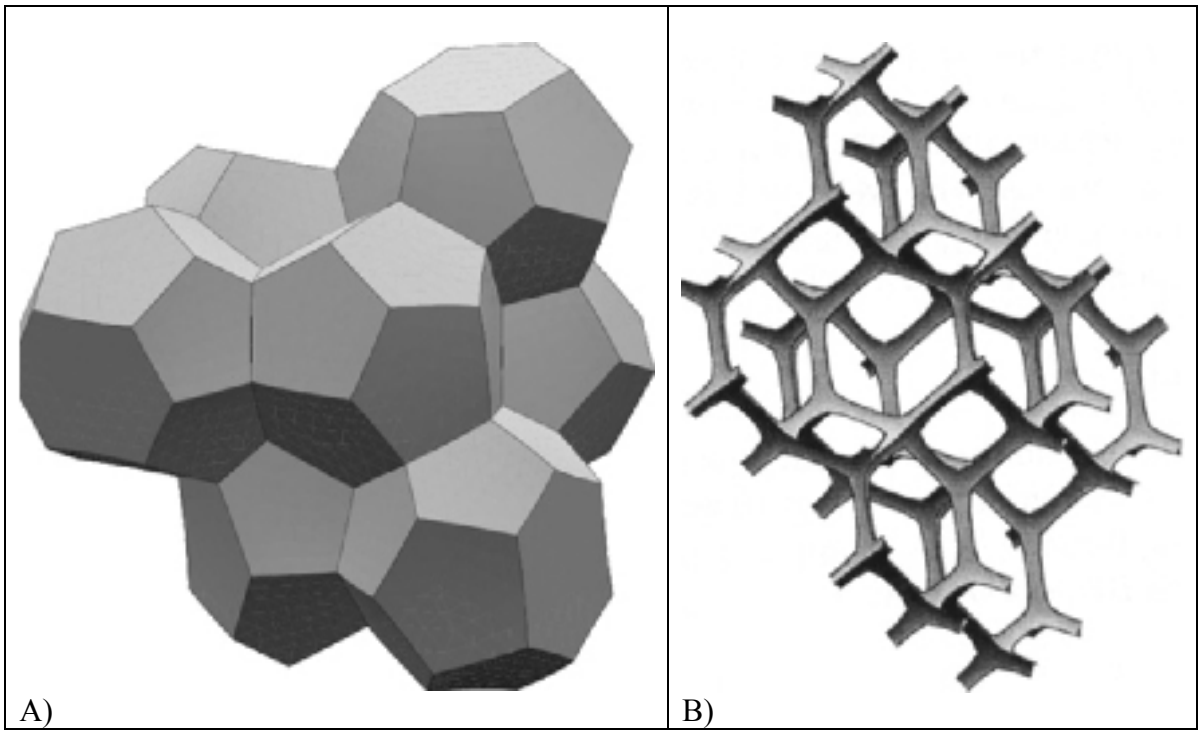

Figure 1.7 Schéma A) cellules fermées, B) cellules ouvertes
Tirées de (Mills, 2007)

Il est également important de définir la densité de la mousse. Il existe pour cela différentes manières de la mesurer et différentes grandeurs pour la quantifier. On définit la densité relative R de la mousse (1.1) comme étant le rapport entre la masse volumique de la mousse et la masse volumique du polymère la constituant (Mills, 2007).

$$R = \frac{\rho_{mousse}}{\rho_{polymère}} \tag{1.1}$$

La masse volumique du polymère varie généralement entre 900 et 1 200 kg/m^3. Lorsque la mousse ne contient pas d'additif, la densité relative R représente la fraction volumique de polymère qu'il y a dans la mousse. On considère qu'une mousse est de faible densité lorsque la densité relative est inférieure à 0,1 (Mills, 2007). À l'inverse, il est également possible de définir la porosité Φ de la mousse de la façon suivante :

$$\Phi = 1 - R \tag{1.2}$$

Il existe par ailleurs une théorie décrivant la mécanique des milieux poreux, il s'agit de la théorie de Biot (Renault, 2008). Cette théorie est assez complexe, volumineuse et requiert un formalisme mathématique assez lourd, par conséquent elle ne sera pas développée dans ce mémoire. Cependant il est à noter que d'autres grandeurs caractéristiques des milieux poreux sont nécessaires pour utiliser cette théorie : la résistivité à l'air, la tortuosité ainsi que les longueurs caractéristiques visqueuses et thermiques de la mousse.

1.2.2 Comportements mécaniques typiques des mousses

1.2.2.1 Courbes contrainte-déformation

Les courbes contrainte-déformation sont de riches informations lorsqu'il s'agit de s'intéresser au comportement mécanique intrinsèque d'un matériau. En effet, les courbes contraintes déformation des mousses de protection peuvent généralement être divisées en 3 régions : une courte zone élastique, un long plateau élastique non linéaire et enfin, une zone de densification comme le montre la Figure 1.8 (Tan et al., 2012). Le comportement de la mousse est quasiment linéaire pour des faibles niveaux de compression. Il est donc possible de définir un module d'Young pour décrire le comportement linéaire de la mousse. En augmentant la déformation, le comportement de la mousse devient non linéaire. Les faces et les arêtes de la matrice polymère se compriment et finissent par flamber progressivement (Avalle, Belingardi et Montanini, 2001). Ce phénomène se traduit sur la courbe contrainte-déformation par un long plateau durant lequel la contrainte n'augmente que très peu. La valeur de la pente est le module caractéristique de cette région. Même si (Gibson et Ashby, 1997) ont émis l'hypothèse que la contrainte restait constante dans cette zone, les tests de compression dynamique et quasi-statique des mousses ont montré qu'il y avait une légère augmentation de la contrainte sur le plateau. La fin de la région du plateau intervient lorsque les deux parois opposées d'une cellule entrent en contact, c'est alors la phase de densification de la mousse et la contrainte augmente fortement.

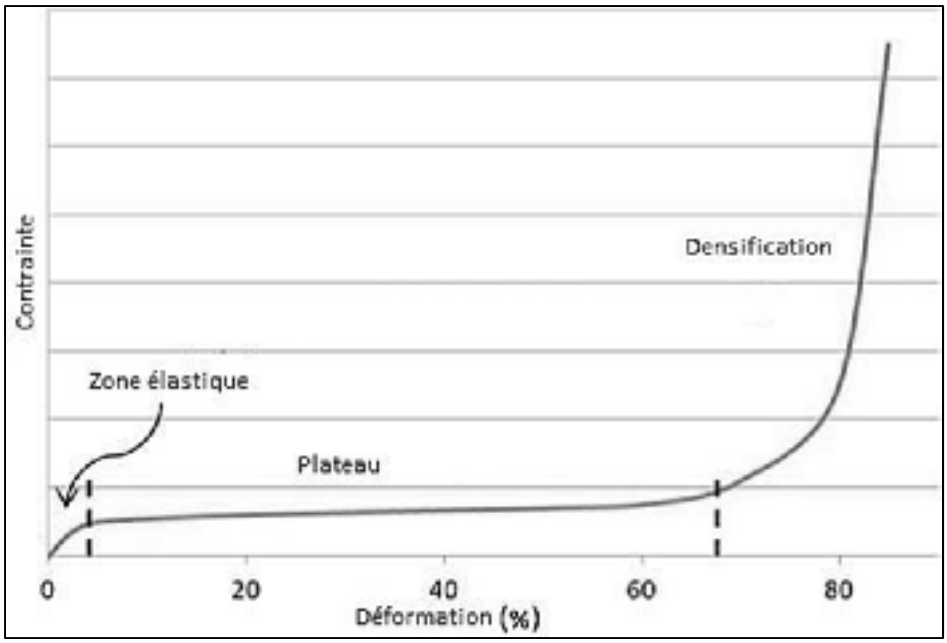

Figure 1.8 Forme typique d'une courbe contrainte-déformation
en compression d'une mousse de protection
Adaptée de (Jazi et al., 2012)

Par ailleurs, différents paramètres peuvent influencer le comportement de la mousse de protection. En effet, la Figure 1.9 présente les courbes contrainte-déformation de mousse EPP de différentes densités. Ce paramètre influence le module d'Young de la région élastique linéaire de la mousse ainsi que la pente et la largeur du plateau. La densité est donc un paramètre influençant le comportement de la mousse.

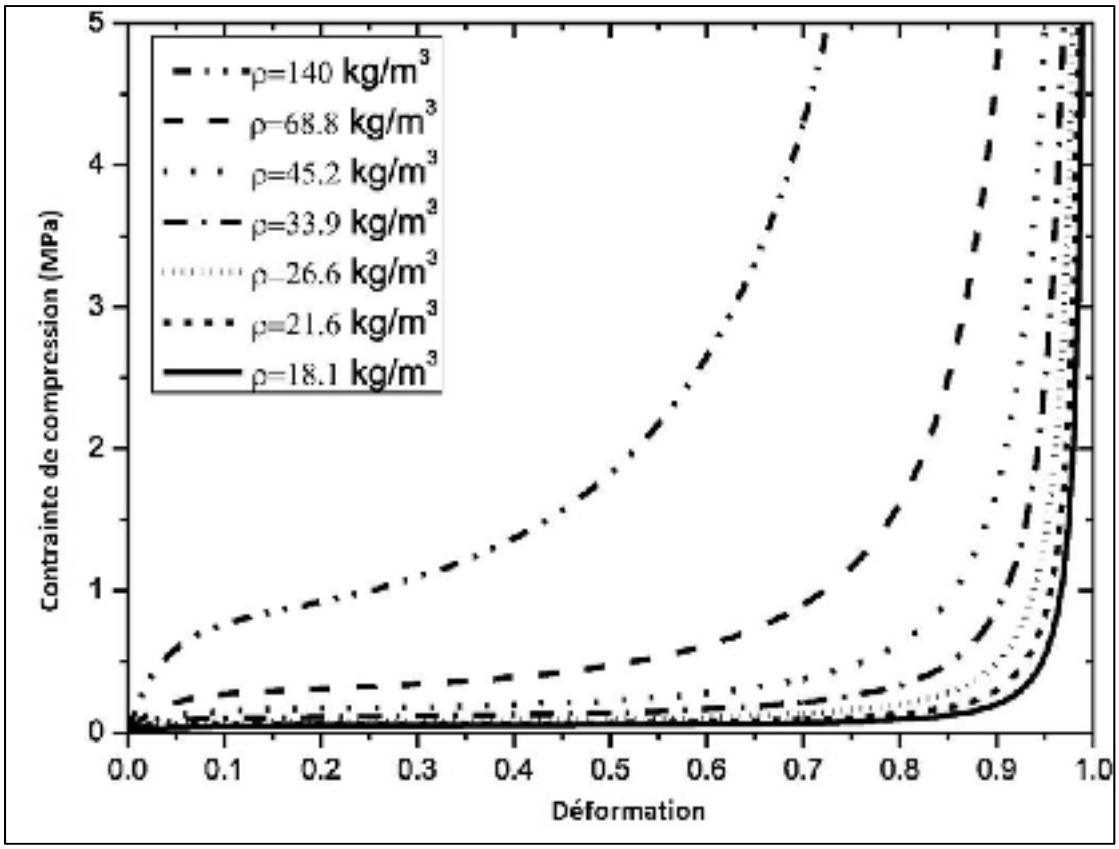

Figure 1.9 Courbes contrainte-déformation de mousses EPP de différentes densités
Adaptée de (Zhou, Lu et Yang, 2015)

Par ailleurs, (Lee, Park et Yoon, 2010) ont montré que le comportement des mousses de protection pouvait être sensible au taux de déformation imposé par la sollicitation, et notamment le polystyrène expansé (EPS) (Bouix, Viot et Lataillade, 2009). La Figure 1.10 présente les variations de la courbe contrainte-déformation en fonction du taux de déformation subi par la mousse. Ce paramètre influence à la fois sur la largeur de la zone élastique et du plateau mais également sur la valeur du module caractérisant la pente de chacune de ces zones.

Lorsque qu'une mousse polymère est soumise à une sollicitation dynamique, si le temps de sollicitation est très supérieur à une valeur critique appelée le temps de relaxation, le comportement de la structure est essentiellement visqueux. D'un point de vue microscopique, lors d'une telle sollicitation, les chaines moléculaires qui composent la mousse ont le temps

de répondre à la contrainte et de se déformer. En revanche lorsque le temps de sollicitation diminue considérablement, les chaines polymères n'ont plus le temps de répondre. Le phénomène de blocage des chaines polymères qui en résulte induit une augmentation des modules caractéristiques de la mousse. Il en résulte que le comportement de la mousse dépend du taux de déformation auquel elle est soumise (BOSE, 2008).

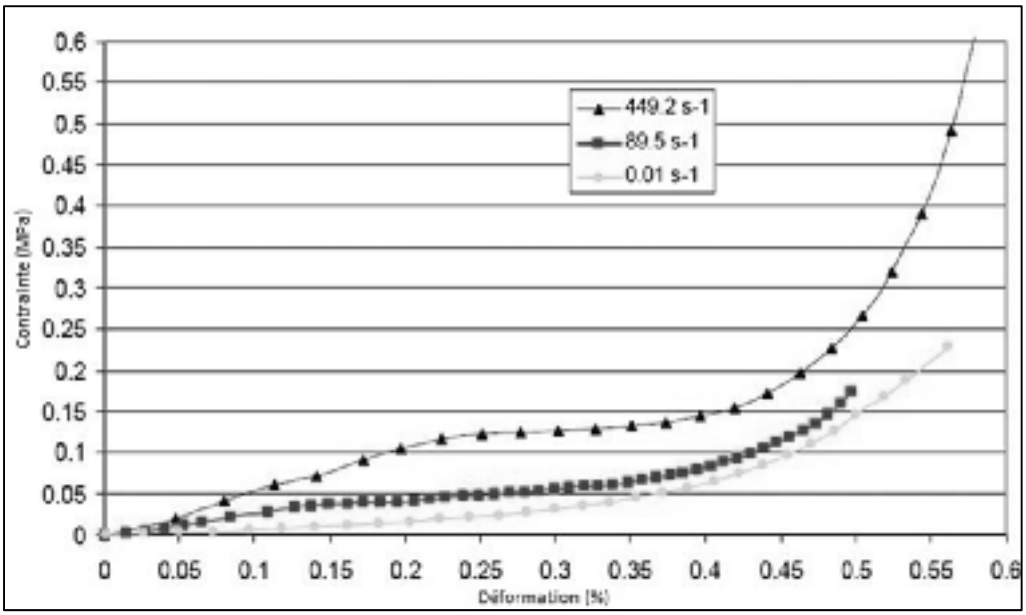

Figure 1.10 Courbes contrainte-déformation à différents
taux de déformation pour la mousse Oregon Aero
Tirée de (Tan et al., 2012)

1.2.2.2 Viscoélasticité et modèles rhéologiques

Tout matériau a un comportement viscoélastique (Capela, Ferreira et Costa, 2010). Les polymères font partis de ceux présentant le comportement le plus marqué et par conséquent, les mousses, matériau poreux à matrice polymère présentent par extension un comportement viscoélastique tout aussi marqué.

La Figure 1.11 présente les différents comportements en termes de courbes contrainte-déformation. On peut remarquer que quel que soit le temps de sollicitation, le matériau élastique suit systématiquement la même pente qui est caractérisé par son coefficient

directeur, le module d'Young *E*. En revanche, le comportement viscoélastique, lui, dépend du temps de sollicitation, ou plus précisément de la variation temporelle de la déformation. La viscoélasticité linéaire associe une droite, caractérisée par un module dépendant du temps, à un temps de sollicitation. Alors qu'en viscoélasticité non-linéaire, le comportement ne peut pas être approximé par une droite et aucun module caractéristique ne peut donc être proposé.

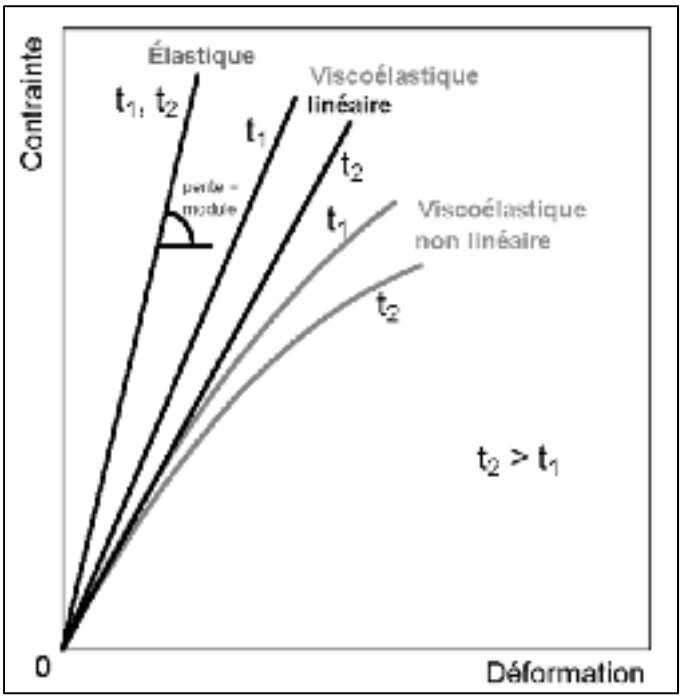

Figure 1.11 Comportement en contrainte-déformation
de matériaux élastiques et viscoélastiques pour
deux valeurs de la durée de sollicitation
Adaptée de (Crawford et Crawford, 1998)

Au regard des courbes contrainte-déformation des mousses de protection, leur comportement viscoélastique se résume de la manière suivante : la partie élastique relève de la viscoélasticité linéaire, alors que le plateau et la phase de densification tiennent de la viscoélasticité non linéaire.

La viscoélasticité est le comportement intermédiaire entre le comportement élastique et le comportement visqueux. L'élasticité traduit la propension d'un matériau à conserver puis

restituer l'énergie après déformation alors que la viscosité traduit sa capacité à dissiper l'énergie. Lorsque l'on évoque restitution et dissipation d'énergie, ces notions mettent rapidement à l'esprit des modélisations à l'aide de ressorts quantifiés par un coefficient d'élasticité E et d'amortisseurs quantifiés par un coefficient de viscosité η. À partir de ce constat, différents modèles rhéologiques ont été proposés afin de représenter le comportement viscoélastique des matériaux.

Les modèles rhéologiques proposent une représentation du comportement du matériau et permettent de simuler théoriquement sa réponse à une sollicitation mécanique. La liste de modèle suivant présente des modèles de viscoélasticité linéaire :

- Modèle de Maxwell :
  Le modèle de Maxwell est un modèle de base et permet de représenter le comportement en relaxation d'un matériau. Il est composé d'un ressort et d'un amortisseur en série (*Voir* Figure 1.12). L'équation constitutive (1.3) reliant la déformation du matériau à sa contrainte est la suivante (Renault, 2008) :

$$\sigma(t) + \frac{\mathrm{d}\sigma(t)}{\mathrm{dt}}\frac{\eta}{E} = \eta\frac{d\varepsilon(t)}{dt} \tag{1.3}$$

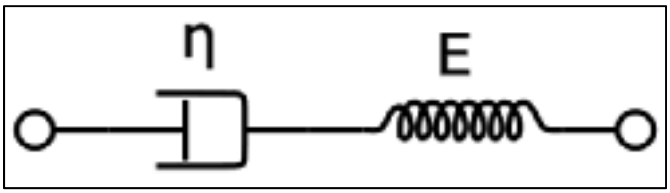

Figure 1.12 Modèle de Maxwell
Tirée de (Wikipédia, 2007)

- Modèle de Kelvin-Voigt

  Le modèle de Kelvin Voigt est également un modèle de base et permet de représenter le comportement en fluage d'un matériau. Il est composé d'un ressort et d'un amortisseur en parallèle (*Voir* Figure 1.13). L'équation constitutive (1.4) est la suivante (Renault, 2008):

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) + \eta\frac{d\varepsilon(t)}{dt} \tag{1.4}$$

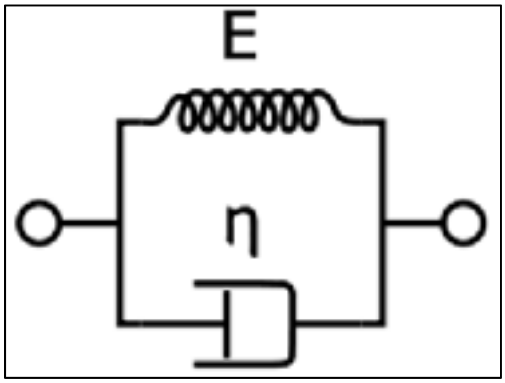

Figure 1.13 Modèle de Kelvin-Voigt
Tirée de (Wikipédia, 2007)

Les modèles de Maxwell et de Kelvin Voigt sont des modèles de base et ceux-ci ne représentent le comportement viscoélastique que partiellement. En effet, le fluage et la relaxation sont chacun des composantes de la viscoélasticité, mais ils sont en réalité indissociables pour modéliser le comportement d'un matériau (Altair, 2009). Cependant, on peut construire à partir de ces deux modèles de base un grand nombre de modèles différents représentatifs du comportement viscoélastique dont le plus couramment utilisé est le modèle de Zener. Le modèle de Zener est un modèle de Maxwell et un ressort en parallèle (*Voir* Figure 1.14). Il représente le comportement d'un solide viscoélastique linéaire. L'équation constitutive (1.5) est la suivante (Renault, 2008) :

$$\sigma(t) + \frac{\mathrm{d}\sigma(t)}{\mathrm{dt}}\frac{\eta}{E_2} = E_1\varepsilon(t) + \frac{\eta(E_1 + E_2)}{E_2}\frac{d\varepsilon(t)}{dt} \tag{1.5}$$

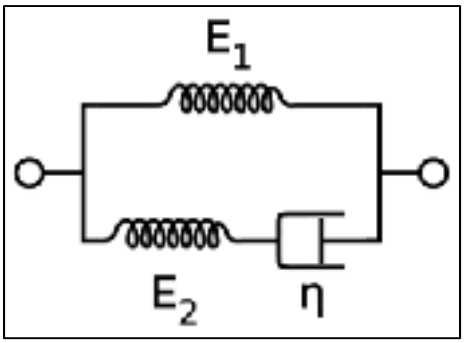

Figure 1.14 Modèle de Zener
Tirée de (Wikipédia, 2007)

Par ailleurs, il est possible de construire des modèles dits généralisés, notamment les modèles de Maxwell et de Kelvin Voigt généralisés, comme étant une superposition de modèles, respectivement de Maxwell et de Kelvin Voigt. Le modèle de Maxwell généralisé est une succession de modèle de Maxwell en parallèle comme le montre la Figure 1.15, alors que le modèle de Kelvin Voigt généralisé met en série des modèles de Kelvin Voigt.

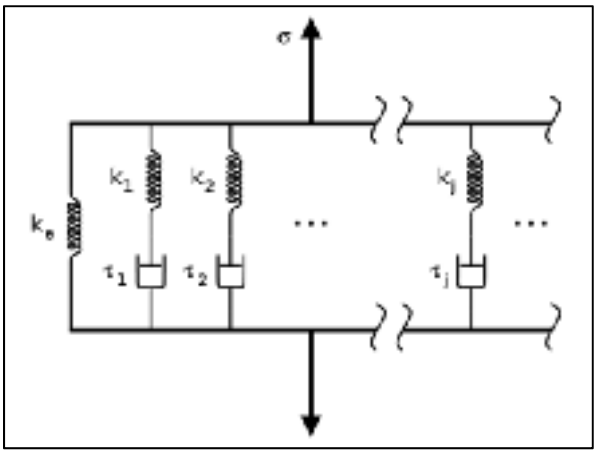

Figure 1.15 Modèle de Maxwell généralisé
Tirée de (Wikipédia, 2007)

L'équation constitutive (1.6) du modèle de Maxwell généralisé est la suivante :

$$\sigma(t) + \frac{\mathrm{d}\sigma(t)}{\mathrm{dt}} \frac{\eta}{\sum_{i=2}^{i=n} E_i} = E_1 \varepsilon(t) + \frac{\sum_{i=2}^{i=n} \eta_i \sum_{i=1}^{i=n} E_i}{\sum_{i=2}^{i=n} E_i} \frac{d\varepsilon(t)}{dt} \tag{1.6}$$

Chacun de ces modèles fait apparaitre un jeu de paramètres permettant de décrire la réponse mécanique de la mousse modélisée. Par conséquent, si on est capable de déterminer un jeu de paramètres pour une mousse de protection, le comportement mécanique de celle-ci sera représenté au travers du modèle rhéologique utilisé.

1.2.3 Caractérisation expérimentale

Le second volet de la revue de la littérature consacré aux mousses traite de la caractérisation expérimentale. Les différentes méthodes employées pour ce faire permettent de quantifier les paramètres qui représentent le comportement du matériau étudié. De nombreuses techniques et appareils existent afin de caractériser les mousses de protection, matériaux poreux viscoélastiques non linéaires. Par ailleurs, des normes ont été proposées afin de standardiser la caractérisation expérimentale de ce type de matériaux (ASTM, 2010; 2011; 2014), pour autant, de nouvelles méthodes ont été développées ces dernières années.

1.2.3.1 Normes ASTM

Il existe des normes pour la caractérisation des matériaux présentant des propriétés décrites précédemment. Les normes ASTM D1056 et D3574 s'intéressent aux matériaux cellulaires flexibles. La norme D1056 précise les spécifications standard pour les matériaux caoutchouteux spongieux ou expansés (ASTM, 2014) et la norme D3574 traite des mousses polyuréthanes moulées ou collées (ASTM, 2011).

Au-delà des spécifications concernant la résistance au feu, à l'humidité et au vieillissement, ces normes stipulent la nécessité de préciser des propriétés. Tout d'abord, la densité volumique de la mousse est définie par le rapport entre la masse du spécimen de mousse

étudiée et son volume, ceci correspond alors à la masse volumique de la mousse. Le principal autre test consiste à mesurer la force nécessaire pour comprimer un échantillon de mousse aux dimensions standardisées de 25 % en quasi-statique. Cet indice est appelé ILD pour *Identation Load Displacement*.

Ces données sont indiquées par les fournisseurs mais ne s'avèrent finalement que peu pertinentes dans les problématiques d'impact (Mills, 2007). En effet, les impacts se font à haute vitesse et les taux de compression des mousses dépassent fréquemment les 25 % spécifiés par la norme. L'indice ILD présente par ailleurs une autre limite importante, il n'indique effectivement que la valeur de la force à 25 % de compression mais ne décrit en rien l'évolution de la force au cours de la compression, alors que le comportement d'une mousse est loin d'être linéaire.

1.2.3.2 Analyse mécanique dynamique (DMA)

L'analyse mécanique dynamique consiste en une sollicitation dynamique de la structure étudiée afin de déterminer les grandeurs viscoélastiques caractéristiques du matériau. Cette technique est couramment utilisée (Capela, Ferreira et Costa, 2010) et est proposée par la norme D5992 (ASTM, 2010).

Lorsqu'on sollicite dynamiquement un matériau viscoélastique avec une déformation sinusoïdale (1.7) :

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \sin(\omega t) \tag{1.7}$$

La contrainte (1.8) qui en résulte est déphasée d'un angle δ :

$$\sigma = \sigma_0 \sin(\omega t + \delta) \tag{1.8}$$

On définit alors le module d'Young dynamique E^* (1.9) comme étant le rapport entre la contrainte et le déplacement, on obtient alors :

$$E^* = \frac{\sigma}{\varepsilon} \tag{1.9}$$

Ce module est une grandeur complexe, il est donc possible de dissocier une partie réelle et une partie imaginaire (1.10) :

$$E^* = E' + iE'' \tag{1.10}$$

Le coefficient *E'* est appelé module de conservation et traduit la capacité du matériau à emmagasiner et à restituer l'énergie. C'est la grandeur qui caractérise la propension du matériau viscoélastique à avoir un comportement élastique. D'un autre côté, le coefficient *E''* est appelé module de perte et traduit la capacité du matériau à dissiper l'énergie. C'est la grandeur qui caractérise la propension du matériau viscoélastique à avoir un comportement visqueux.

Le déphasage δ entre les signaux d'entrée et de sortie permet de déterminer le facteur d'amortissement du matériau (1.11).

$$\tan\delta = \frac{E''}{E'} \tag{1.11}$$

Cette grandeur est une mesure du ratio d'énergie dissipée par amortissement par rapport à l'énergie élastique conservée puis restituée. Cette grandeur mesure l'amortissement, soit la capacité d'un matériau à convertir l'énergie mécanique en chaleur. Plus le déphasage δ est élevé, plus le matériau a la capacité de dissiper l'énergie mécanique et donc d'amortir les vibrations.

Le principe du test consiste à mettre en pratique expérimentale les conditions permettant de définir les modules de conservation et de perte *E'* et *E''* ainsi que le facteur d'amortissement *tan(δ)*. Un échantillon du matériau est positionné entre deux plateaux de compression (*Voir* Figure 1.16). Le plateau supérieur est asservi en déplacement tandis que l'autre plateau est équipé d'une cellule de force. Le plateau supérieur impose donc une déformation de l'échantillon qui est souvent choisie oscillante et la partie inférieure mesure les forces dynamiques résultantes transmises au travers de l'échantillon. Les signaux de force *F(t)* et de déplacement *D(t)* font l'objet d'une acquisition via un oscilloscope. L'information supplémentaire concernant la forme du matériau testé permet de remonter aux paramètres caractéristiques du matériau *E', E''* et *tan(δ)* et de préciser leur variation en fonction de la fréquence de la sollicitation ω ou du taux de déformation (Luo et al., 2010).

Figure 1.16 Dispositif d'analyse mécanique dynamique
Tirée du (BOSE, 2008)

Une des limitations associée à cette méthode de caractérisation est la plage de fréquence à laquelle peut être sollicité l'échantillon. En effet, la technologie actuelle limite la fréquence d'oscillation du plateau supérieur : la machine Bose ElectroForce 3200 permet de caractériser

le spécimen jusqu'à 150 Hz, ce qui, au regard des données de la littérature, est assez faible (Frioui et al., 2010).

Une autre limitation importante consiste en la conversion des données en fréquences vers des données en taux de déformation. En effet, l'analyse mécanique dynamique est une méthode de caractérisation qui sollicite le spécimen de manière cyclique, ce qui n'est pas le cas lors d'un impact. Il existe une conversion (1.12) possible qui permet de passer de la fréquence f au taux de déformation $\dot{\varepsilon}$ (Mulliken et Boyce, 2006), mais cette conversion est basée sur l'hypothèse que le spécimen subit de petites déformations, ce qui n'est, là aussi, pas le cas pour les types de mousses étudiés (Tan et al., 2012).

$$\dot{\varepsilon} = f * \varepsilon \tag{1.12}$$

1.2.3.3 Barre Hopkinson (SHPB)

Conscient des limitations de l'analyse mécanique dynamique, de nouvelles techniques ont été développées afin de caractériser les mousses de protection à des taux de déformation plus élevés qui se rapprochent davantage des conditions d'un impact (Etchessahar, 2002). La barre Hopkinson répond à cette problématique.

Ce type de montage est composé principalement de quatre composants :

- Un projectile,
- Une barre d'entrée,
- Le spécimen à caractériser,
- Une barre de sortie.

Les barres d'entrée et de sortie sont par ailleurs équipées de jauge de déformation. Le spécimen de mousse à caractériser est positionné entre les barres d'entrée et de sortie, comme présenté sur la Figure 1.17.

Figure 1.17 Schéma d'une barre de pression Split-Hopkinson
Adaptée de (Bouix, Viot et Lataillade, 2009)

Le principe est le suivant : le projectile frappe la face libre de la barre d'entrée et engendre ainsi une onde longitudinale de contrainte qui se propage jusqu'à l'échantillon de mousse, qui est donc sollicité par l'onde de choc. Le comportement de la mousse est ensuite déterminé en comparant les déformations relevées par les jauges de déformations dans la barre d'entrée et dans la barre de sortie (Chen, Lu et Winfree, 2002). En effet, en arrivant au niveau de la mousse, une partie de l'onde incidente est réfléchie dans la barre d'entrée et une partie est transmise au travers de l'échantillon dans la barre de sortie. La Figure 1.18 présente un graphe typique du résultat de ce type d'expérimentation.

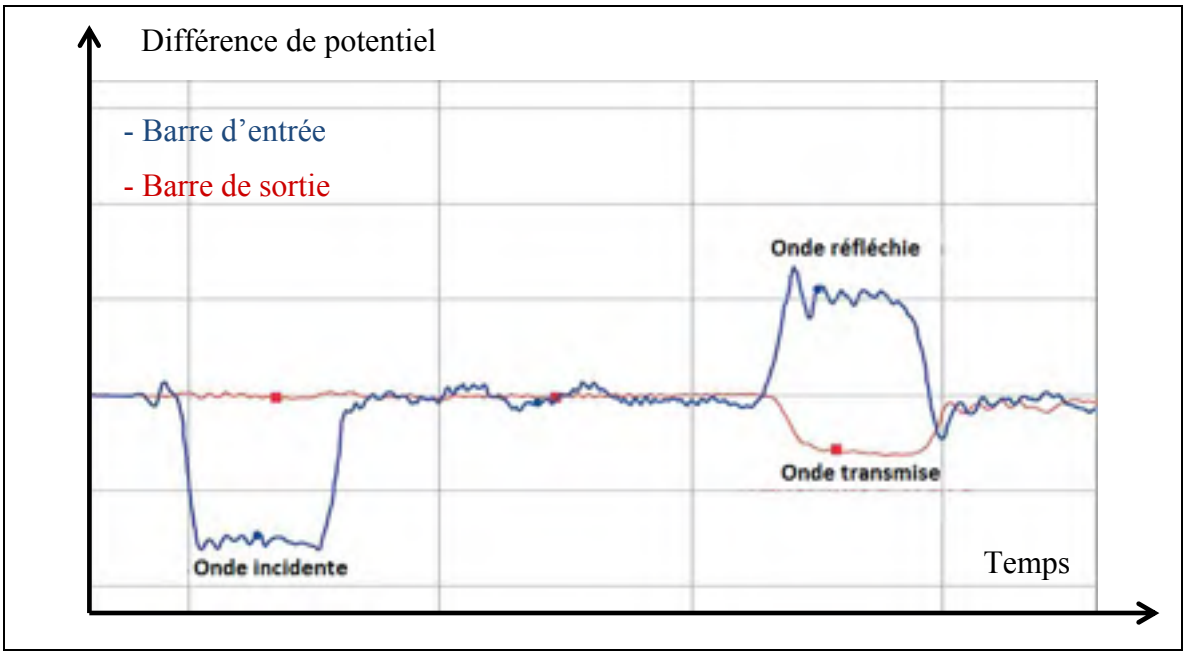

Figure 1.18 Résultats typiques d'une caractérisation à l'aide d'une barre Hopkinson
Adapté de (Bouix, Viot et Lataillade, 2009)

De nombreuses études utilisent cette méthode pour caractériser des échantillons de mousse à haut taux de déformation. On retrouve dans la littérature des données allant de 800 s^{-1} à 6 000 s^{-1} (Bouix, Viot et Lataillade, 2009; Chen, Lu et Winfree, 2002; Mulliken et Boyce, 2006).

1.2.3.4 Principe d'équivalence temps température

Le principe d'équivalence temps température n'est pas en soi une méthode de caractérisation expérimentale, mais un principe empirique qu'on superpose à l'analyse mécanique dynamique ou à la barre Hopkinson pour obtenir une plage de caractérisation plus large que les possibilités offertes par l'équipement de mesure utilisé (Zhao, Knauss et Ravichandran, 2007).

Le principe d'équivalence temps température stipule qu'il existe une équivalence entre le temps (et les paramètres qui en découlent : vitesse de sollicitation, taux de déformation, fréquence) et la température d'un essai. Dans ces conditions, on peut observer le même phénomène se produisant en un temps donné à une température donnée ou se produisant en un temps plus court et une température plus élevée. Ce qui se traduit mathématiquement par l'expression ci-dessous (1.13) où $\boldsymbol{P}$ est une grandeur viscoélastique que l'on cherche à caractériser.

Dans les faits, le principe d'équivalence indique que le passage d'une température T à T_0 revient à adapter l'échelle de temps d'un facteur $a_{t \to t0}$, ce facteur (1.13) étant uniquement fonction des températures T et T_0 (Van Gurp et Palmen, 1998).

$$\boldsymbol{P}(t,T) = \boldsymbol{P}(a_{T \to T_0}.\, t, T_0) \tag{1.13}$$

Le facteur $a_{t->t0}$ est appelé facteur de translation, il est déterminé à partir de la loi WLF (Williams-Landel-Ferry) ou de la loi d'Arrhenius (Zhao, Knauss et Ravichandran, 2007) :

- si $T > T_0 \Rightarrow a_{t\to t0} > 1$, l'échelle des temps est dilatée;
- si $T < T_0 \Rightarrow a_{t\to t0} < 1$, l'échelle des temps est comprimée;
- si $T = T_0 \Rightarrow a_{t\to t0} = 1$, l'échelle des temps n'est pas modifiée.

De la même manière, (Jaouen, Renault et Deverge, 2008) proposent le principe d'équivalence fréquence-température qui s'établit de la façon suivante (1.14) :

$$\boldsymbol{P}(f,T) = \boldsymbol{P}(\frac{f}{a_{T\to T_0}}, T_0) \tag{1.14}$$

Le principe d'équivalence temps-température se comprend bien à l'aide de l'illustration simplificatrice présentée ci-dessous (*Voir* Figure 1.19).

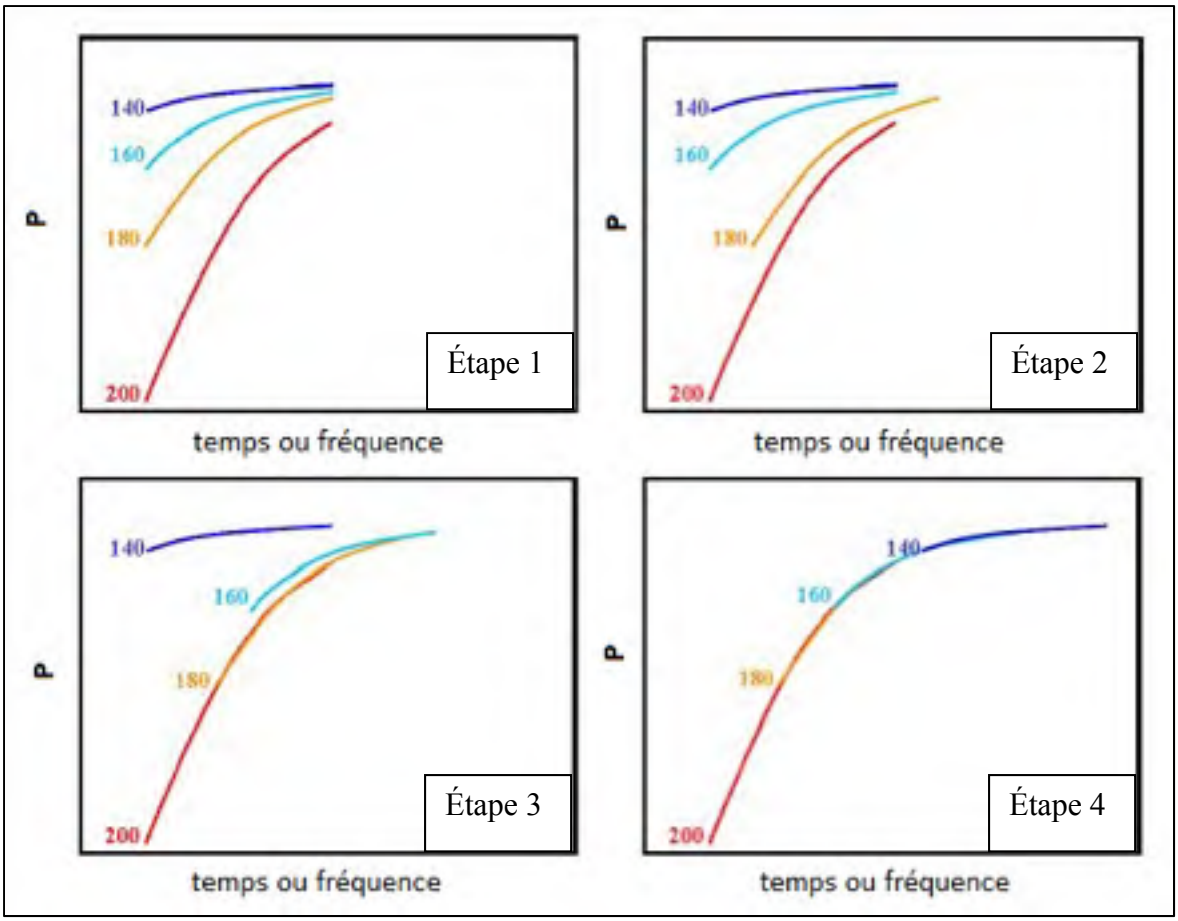

Figure 1.19 Illustration du principe d'équivalence temps-température

À partir de plusieurs courbes isothermes de la grandeur considérée en fonction de la fréquence ou du taux de déformation, il est possible de reconstruire une courbe appelée courbe maîtresse. Cette courbe représente la variation de la grandeur considérée à une température donnée sur une large bande de fréquence ou de taux de déformation.

Il existe cependant des limites à l'utilisation de ce principe. En effet, les matériaux non homogènes (mélanges, copolymères, polymères chargés) peuvent faire l'objet de modifications morphologiques avec le temps ou lors du changement de température et ainsi rendre caduque le principe (Van Gurp et Palmen, 1998).

De nombreuses études expérimentales ont recours à cette méthode pour élargir la plage de données pertinentes. À l'aide de ce principe et en utilisant l'analyse mécanique dynamique, (Frioui et al., 2010) ont pu établir, à partir de tests DMA, la courbe maitresse du module de conservation et du facteur d'amortissement sur une plage de fréquence allant de 10^{-4} à 10^{9} Hz. Leur balayage en température s'étalait de -22°C à 50°C. On peut également noter l'étude de (Luo et al., 2010) qui a pour but de caractériser le comportement en compression d'une mousse de polyuréthane renforcée par de la fibre de verre. Ils caractérisent le comportement de cette mousse en utilisant à la fois un système de caractérisation servo-hydraulique pour les faibles taux de déformation (10^{-3} s^{-1} à 10 s^{-1}) et une barre Hopkinson pour les taux de déformation plus élevés (40 s^{-1} à 10^{3} s^{-1}). Par la suite, le principe d'équivalence temps-température est appliqué pour déterminer la courbe maitresse du module de conservation de 10^{-3} s^{-1} à 10^{5} s^{-1}.

1.2.3.5 Caractérisation en chargement combiné

Toutes les études présentées jusque-là ne proposent qu'une caractérisation en compression uni axiale du comportement de la mousse. Ainsi, les données obtenues ne renseignent pas sur le comportement en cisaillement de la mousse. Pour combler cette lacune, (Mills, 2007) ont imaginé un banc d'essai permettant de solliciter la mousse en chargement combiné (*Voir* Figure 1.20).

Le principe théorique est le suivant : un impacteur positionné à une certaine altitude est lâché en chute libre le long d'un axe qui le contraint à se déplacer verticalement. Dans sa chute, l'impacteur frappe le spécimen de mousse que l'on cherche à caractériser, celui-ci étant collé sur une cellule de force triaxiale qui est encastrée dans le bâti. La cellule de force peut-être disposée horizontalement pour réaliser une compression uni-axiale de la mousse ou bien être installée sur un bloc à angle défini qui permet d'impacter la mousse avec une incidence choisie. Dans le cas d'une incidence non nulle, l'article suggère d'installer symétriquement à la cellule de force, une réplique géométrique de celle-ci pour assurer le déplacement vertical

de l'impacteur lors de la compression et répartir les efforts entre la cellule de force et sa réplique.

La cinématique de la chute de l'impacteur est mesurée ce qui permet de connaitre la vitesse de l'impacteur au moment de l'impact ainsi que l'ensemble des données cinématiques (déplacement, vitesse et accélération) pendant la compression du spécimen de mousse. Par ailleurs, la cellule de force mesure les efforts dans les directions d'intérêt, c'est-à-dire les directions normale et tangentielle à la mousse. En synchronisant les mesures cinématiques et les mesures de force, il est possible de tracer des courbes force-déplacement qui sont caractéristiques du comportement du matériau aux facteurs de forme près.

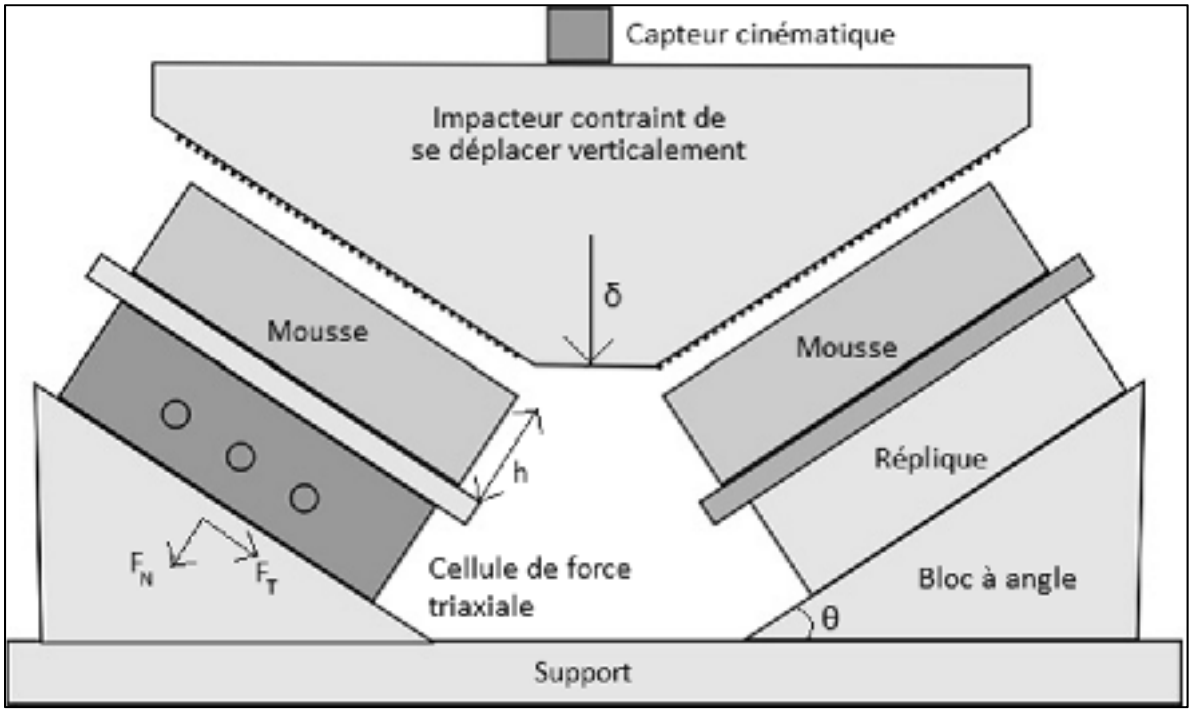

Figure 1.20 Banc d'essai permettant de comprimer la mousse en chargement combiné
Adaptée de (Mills, 2007)

En revanche, aucun article ne présente les résultats obtenus par l'intermédiaire de ce banc d'essai.

1.2.4 Modélisation du comportement des mousse de protection

Cette partie de la revue de la littérature concernant les mousses de protection s'intéresse à la modélisation par éléments finis du comportement mécanique des mousses de protection. La méthode des éléments finis permet de résoudre numériquement des équations aux dérivées partielles sur un domaine compact avec des conditions à ses frontières. Cette méthode permet d'atteindre une solution approchée à un problème au moyen d'un algorithme mathématique défini par le type d'équation, la forme du domaine et la nature des conditions aux frontières.

Afin de reproduire le comportement d'un matériau, un modèle par éléments finis utilise une représentation du comportement de ce matériau appelé loi de comportement. Il existe différentes lois de comportement, chacune adaptée à un type de comportement spécifique. Ces lois peuvent par ailleurs différer selon le logiciel d'éléments finis employé pour la modélisation. Les modèles par éléments finis de casques présentés dans la littérature modélisent les mousses de protection avec les lois de comportement disponibles dans les logiciels utilisés. On retrouve régulièrement les mêmes logiciels (Abaqus, LS-Dyna) et donc les lois de comportement sont souvent les mêmes d'un modèle à l'autre. Différents types de loi de comportement ressortent cependant pour modéliser le comportement des mousses de protection :

- Une loi intégralement tabulée qui définit un niveau de contrainte sur toute l'étendue de la plage de déformation de la mousse (Forero Rueda, Cui et Gilchrist, 2011);
- Une loi de comportement hybride entre une partie paramétrée et une partie tabulée, c'est-à-dire où une courbe contrainte-déformation est imposée. La partie linéaire que l'on peut observer sur la Figure 1.8, est donc paramétrée avec les paramètres de base que sont le module d'Young, le coefficient de Poisson et la densité ainsi que la limite élastique de la mousse (Jazi et al., 2012; Milne et al., 2013) . Lorsque la limite élastique est atteinte, on entre dans la partie plastique qui est-elle représentée à l'aide d'une loi tabulée. Les zones du plateau et de la densification sont renseignées avec une courbe imposée point par point;

- Des lois de comportement complétement paramétrées : dans l'article de (Zhou, Lu et Yang, 2015), la mousse EPP est modélisée à partir d'une formule littérale déterminée par (Avalle, Belingardi et Montanini, 2001). Cette formule assez complexe permet d'exprimer, à partir d'une formule mathématique (1.15) faisant intervenir de nombreux paramètres, les différentes courbes contrainte-déformation de la mousse EPP en fonction de la densité du spécimen;

$$\sigma = A\left[1 - e^{(-E/A)\varepsilon(1-\varepsilon)^m}\right] + B\left(\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}\right)^n \tag{1.15}$$

- D'autres types de lois de comportement entièrement paramétrées se basent sur les modèles rhéologiques précédemment présentés. En déterminant respectivement la raideur et le coefficient d'amortissement des ressorts et des amortisseurs du modèle rhéologique, un comportement viscoélastique est défini. Habituellement, les modèles rhéologiques utilisés sont des modèles généralisés (Altair, 2009). En revanche, ce type de loi de comportement n'est pas utilisé dans la littérature pour modéliser les mousses de protection, mais davantage pour les sièges automobiles par exemple.

Ces différents types de lois de comportement permettent de rendre compte du comportement non linéaire des mousses de protection, c'est-à-dire qu'elles permettent de distinguer un comportement propre à chacune des zones de la courbe contrainte-déformation typique d'une mousse. En revanche, aucune des études mentionnées ci-dessus ne prend en compte la dépendance au taux de déformation. Seul l'article de (Tan et al., 2012) fait intervenir une loi de comportement de ce type, pour modéliser la couche de mousse d'un casque de combat avancé de l'armée. Pour ce faire, trois courbes contrainte-déformation sont imposées au modèle et à chacune d'elles est associé à un taux de déformation. Cette loi de comportement est en somme une loi tabulée faisant intervenir plusieurs courbes pour rendre compte de la sensibilité du matériau au taux de déformation.

En conclusion, on observe que les lois de comportement utilisées pour modéliser les mousses de protection sont assez fidèles au comportement expérimental des mousses. Cependant, très

peu de modèle (Tan et al., 2012), voir aucun dans le domaine des casques de sport, n'intègrent la dépendance du comportement mécanique des mousses à la vitesse de sollicitation, alors que de nombreuses mousses de protection présentent des propriétés non newtoniennes et viscoélastiques (Jazi et al., 2012).

Par ailleurs, un casque peut être constitué de plusieurs couches de mousses de protection différentes comme le montre la Figure 1.21. Par conséquent, afin de représenter le comportement de chacune de ces mousses, il est nécessaire d'utiliser plusieurs lois de comportement. Aucun des articles recensés ne se rend à ce niveau de modélisation.

Figure 1.21 Casque de hockey coupé en deux
Adaptée de (TuxBoard, 2011)

1.3 Évaluation du comportement en extension du modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III

Les protocoles expérimentaux d'évaluation de la performance des casques de hockey présentés précédemment, à savoir le test 5-STAR et le protocole de l'université d'Ottawa font chacun intervenir un dispositif de test anthropomorphique. Un casque est adapté sur celui-ci pour évaluer sa performance en termes d'accélérométrie. Lors d'un choc, le casque transmet à la tête une partie de l'énergie mise en jeu et les accélérations linéaires et

angulaires ressenties dans les premiers instants s'avèrent critiques pour déterminer s'il y a un risque de lésions neurologiques. Par conséquent, plus les accélérations sont limitées, meilleure est la performance du casque. Pour mesurer ces accélérations, le protocole de l'Université d'Ottawa fait appel au complexe tête-cou du mannequin HYBRID III, alors que le protocole 5-STAR utilise une tête NOCSAE montée sur un cou de mannequin HYBRID III. Par ailleurs, afin d'évaluer dans quelle mesure le casque réduit l'accélération ressentie à la tête, il est nécessaire d'évaluer le comportement du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III.

Lors de ces essais, le mannequin est impacté sur différentes zones, comme le montre la Figure 1.22. Il est donc nécessaire d'évaluer le comportement du mannequin dans chacune des directions de sollicitation, c'est-à-dire pour des impacts frontaux, latéraux, dorsaux ou sur le dessus de la tête (Rowson, Rowson et Duma, 2015).

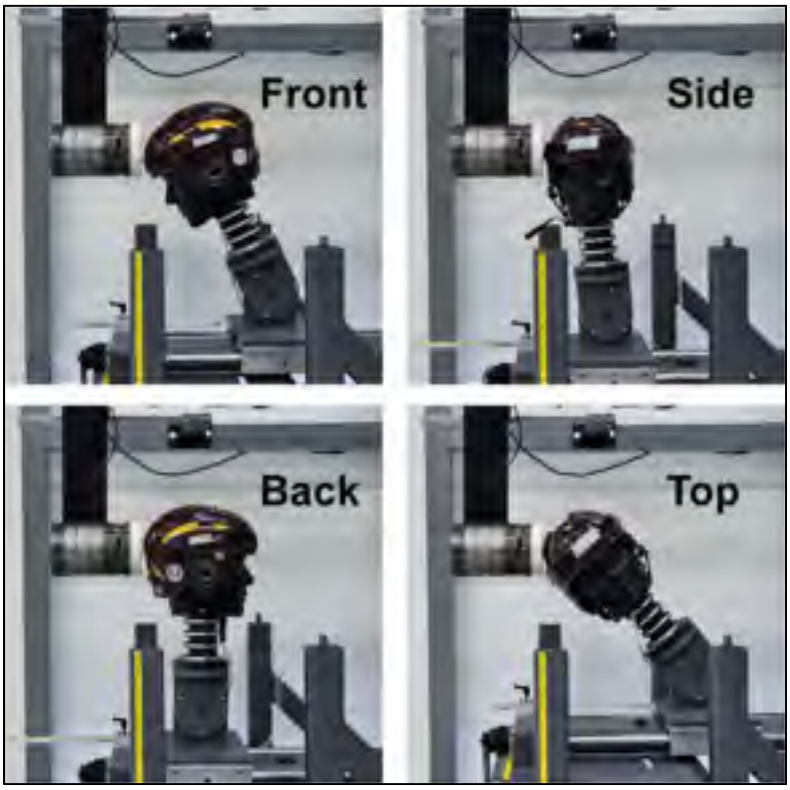

Figure 1.22 Zones d'impact du test 5-STAR
Adaptée de (Rowson, Rowson et Duma, 2015)

1.3.1 Mannequin HYBRID III physique

Le mannequin HYBRID III 50ème percentile est un dispositif de tests anthropomorphique dont l'utilisation est de plus en plus fréquente pour l'analyse des blessures dans le domaine du sport (Rousseau et Hoshizaki, 2009; Rousseau et al., 2010), car le comité NOCSAE des normes sur les équipements sportifs étudie son utilisation pour compléter le standard actuel. Originellement, ce dispositif de substitution humaine a été développé et validé afin d'évaluer les systèmes de sécurité automobile dans des tests de collision frontale (Bartsch et al., 2012) et la réponse dynamique du segment tête-cou a été validé à partir des résultats d'une étude s'intéressant au comportement dynamique de la tête et de la colonne cervicale durant un coup de fouet cervical (McKenzie et Williams, 1971).

Pour évaluer et comparer les performances des équipements sportifs de protection de la tête lors d'un impact sur le mannequin, il est nécessaire de connaitre ce qui tient de la réponse du mannequin et ce qui tient des caractéristiques des casques. Par conséquent, des tests expérimentaux ont été entrepris afin d'évaluer la réponse dynamique du complexe tête-cou seul. Une seule étude présentant des résultats en termes d'accélérométrie a été recensée (Bartsch et al., 2012). Cette étude propose d'impacter la tête avec un système de pendule selon trois directions préférentielles (frontale, oblique et latérale) comme le montre la Figure 1.23. Selon chaque direction, six impacts ont été réalisés à trois niveaux d'énergie différents.

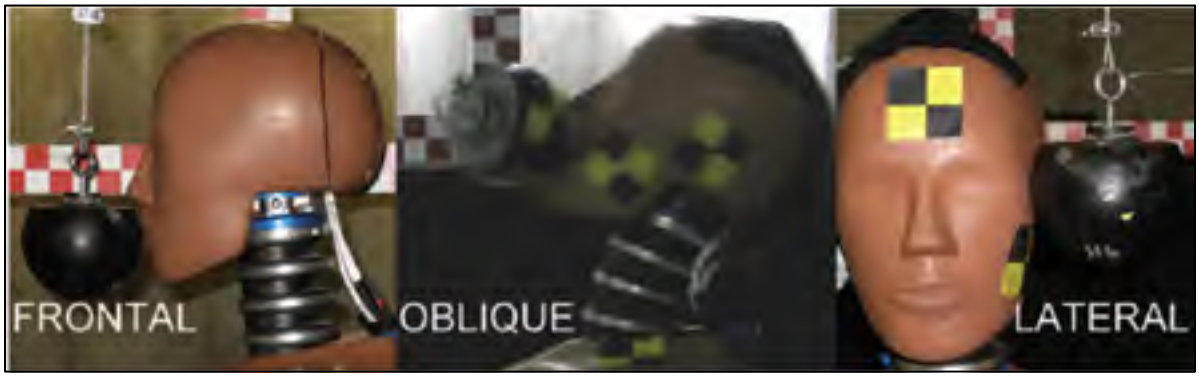

Figure 1.23 Directions privilégiées d'impacts sur la tête du mannequin HYBRID III
Tirée de (Bartsch et al., 2012)

Les résultats de ces essais sont présentés sur la Figure 1.24 pour l'accélération linéaire et la Figure 1.25 pour l'accélération angulaire. La répétabilité de ces essais est relativement bonne. En effet, les écarts-types des six répétitions représentent pour l'accélération linéaire entre 2,1 % et 10,1 % de la valeur moyenne de chacune des configurations et pour l'accélération angulaire entre 1,8 % et 18,4 % de la valeur moyenne.

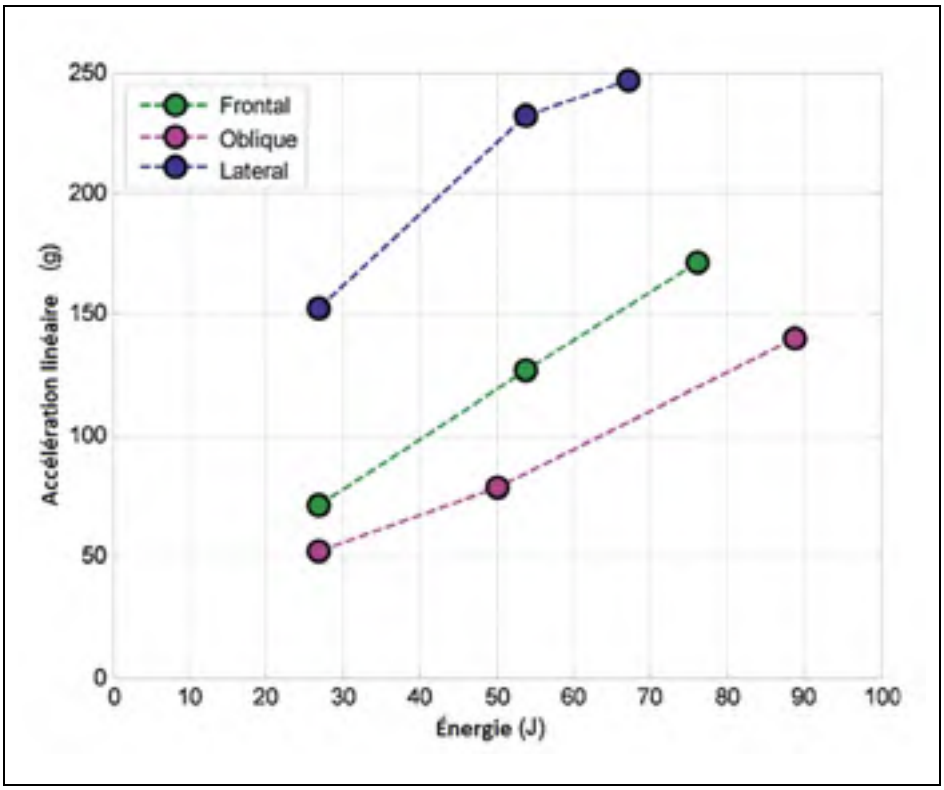

Figure 1.24 Résultats de l'accélération linéaire lors des essais d'impact sur le mannequin HYBRID III
Tirée de (Bartsch et al., 2012)

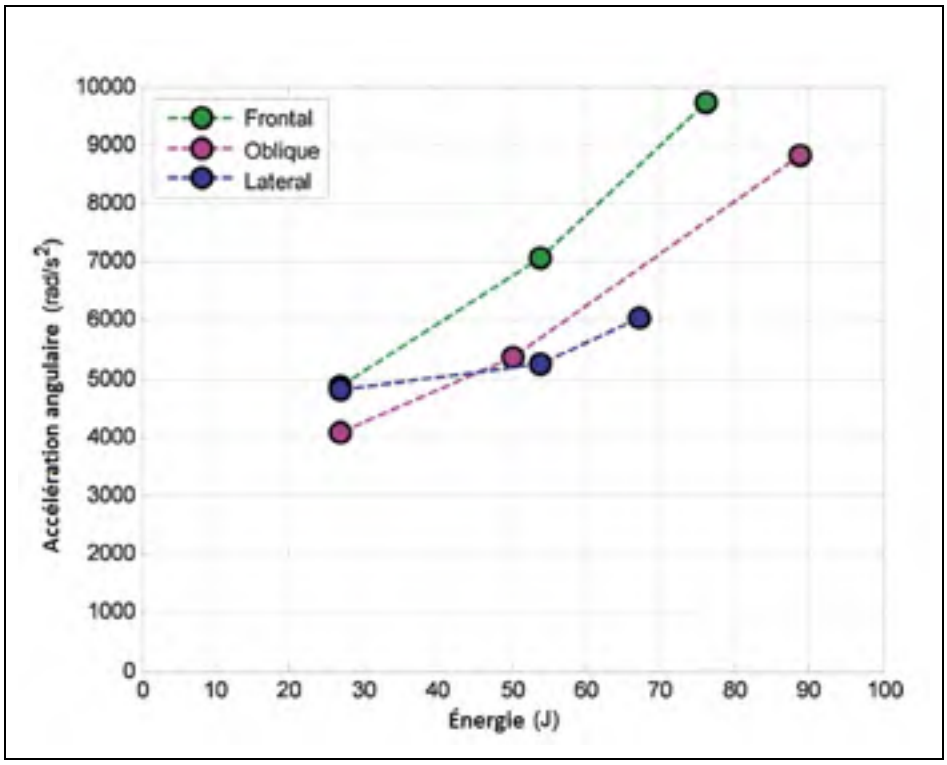

Figure 1.25 Résultats de l'accélération angulaire des essais d'impact sur le mannequin HYBRID III
Tirées de (Bartsch et al., 2012)

1.3.2 Modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III

Avec l'amélioration de la puissance de calculs des ordinateurs, un modèle par éléments finis du mannequin a pu être intégré aux simulations de tests de chocs automobiles. Le modèle par éléments finis du segment complexe tête-cou est donc disponible afin de reproduire les essais expérimentaux réalisés sur les équipements sportifs de protection de la tête.

Pour valider que le comportement du modèle par éléments finis est fidèle au comportement du mannequin physique, l'entreprise Humanetics (Plymouth, MI, États-Unis) qui commercialise cet outil propose une comparaison des amplitudes de déplacement du cou pour des impacts en flexion et en extension (Humanetics, 2013).

Le modèle par éléments finis de la tête est validé à partir des essais suivants. Lorsque la tête du mannequin chute sur une surface plane dans la configuration présentée à la Figure 1.26. L'ensemble des exigences suivantes est rempli (Humanetics, 2013) :

- le pic de la résultante d'accélération doit être compris entre 225 g et 275 g;
- les oscillations suivant le pic doivent être inférieures à 10 % de la valeur du pic;
- l'accélération latérale doit être inférieure à 15 g.

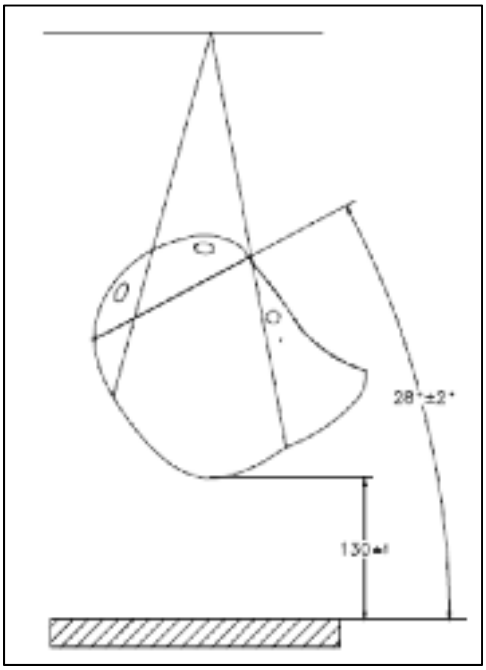

Figure 1.26 Configuration d'un impact
à la tête pour la validation
du modèle par éléments finis
Tirée de (Humanetics, 2013)

Pour valider le modèle par éléments finis du cou, le pic d'amplitude angulaire ainsi que le maximum du moment de réaction sont comparés avec les exigences du mannequin physique lors des essais de flexion et d'extension présentés à la Figure 1.27. Dans ces conditions, seul le comportement en extension répond aux exigences du mannequin physique. En effet, le pic d'amplitude angulaire est de 96,3° alors que les exigences imposent des valeurs entre 81° et 106°. Concernant le moment, la simulation rapporte un maximum de -60,9 Nm pour une

exigence située entre -52,9 Nm et -80 Nm. En revanche, les résultats de simulation en flexion sont en dessous des exigences. Le pic d'amplitude angulaire est de 63° alors qu'il devrait se situer entre 64° et 78° et le moment est de 74,2 Nm alors qu'il devrait être situé entre 88,1 Nm et 108,4 Nm. Par conséquent, seul le comportement en extension est validé d'après les données de Humanetics.

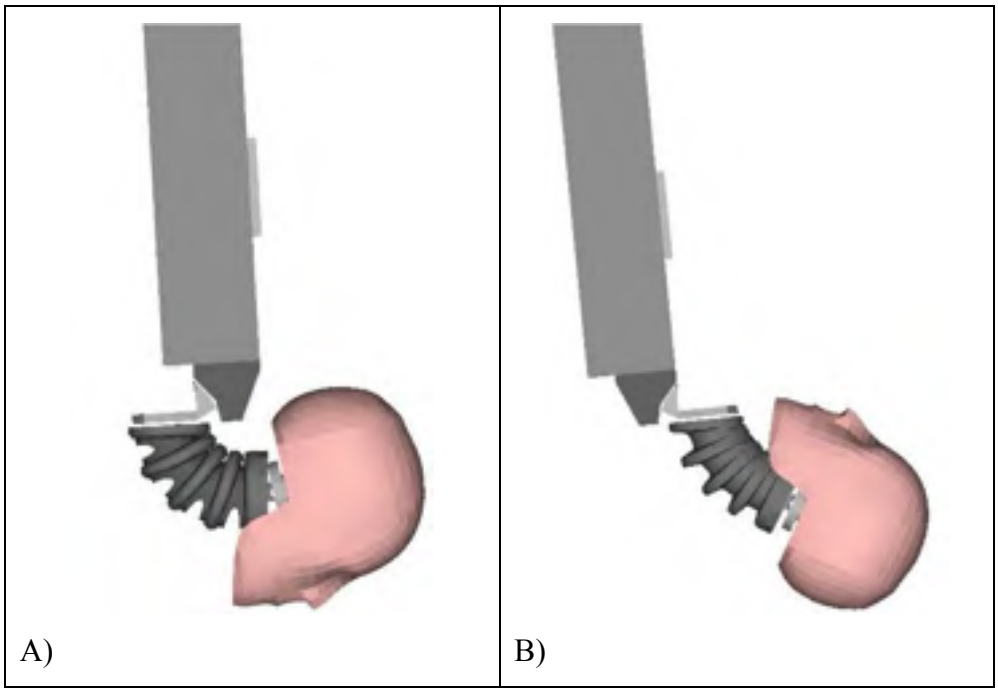

Figure 1.27 Configuration des essais de validation du modèle par éléments finis du cou en A) en extension B) en flexion
Adaptées de (Humanetics, 2013)

CHAPITRE 2

PROBLÉMATIQUE, OBJECTIFS ET ORGANISATION DU MÉMOIRE

La revue de la littérature a permis de poser un certain nombre de constats et de relever des problématiques sur la caractérisation et la modélisation des mousses ainsi qu'à propos du modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III. Les conclusions que l'on peut tirer de la revue de la littérature sont les suivantes :

- La protection de la tête au hockey sur glace est un véritable enjeu pour la santé des joueurs;
- Les causes des traumatismes crâniens sont encore méconnues;
- Le processus de conception d'un casque de hockey est bâti sur des connaissances empiriques et plusieurs itérations;
- L'évaluation des performances de protection des casques de hockey se fait jusqu'à aujourd'hui uniquement expérimentalement et il n'y a pas de consensus sur les résultats des méthodes d'évaluation;
- Des premières études utilisent la méthode des éléments finis pour modéliser des équipements de protection de la tête, notamment un casque de vélo et un bandeau pour le soccer;
- Les lois de comportement utilisées pour modéliser la réponse mécanique des mousses de protection sont des lois qui prennent en compte leur comportement global, mais qui ne rendent que rarement compte de la dépendance au taux de déformation du comportement de ces mousses;
- Les normes de caractérisation expérimentales des mousses ne fournissent pas de données pertinentes à propos de leur comportement dynamique;
- Le comportement des mousses en cisaillement n'est jamais caractérisé, ni modélisé, alors que l'accélération angulaire du centre de gravité de la tête est une cause influant sur les traumatismes crâniens;

- Le complexe tête-cou du mannequin HYBRID III est régulièrement utilisé expérimentalement pour évaluer la performance des casques;
- Le comportement du modèle par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III est validé en extension. En revanche, les données d'accélérométrie ne sont validées qu'au niveau de la tête et pas pour le complexe tête-cou.

L'objectif principal de cette étude est d'évaluer la faisabilité de développer un modèle par éléments finis de casque de hockey couplé à un modèle tête-cou du mannequin HYBRID III. Afin d'atteindre cet objectif principal, les objectifs spécifiques suivants ont été définis et permettent ensemble de démontrer cette faisabilité :

O1 Caractériser expérimentalement les mousses de protection utilisées dans un casque de hockey;

O2 Développer et valider un modèle par éléments finis paramétré d'une couche de mousse soumis à un impact en compression pure et en compression-cisaillement;

O3 Évaluer le comportement en extension d'un modèle par éléments finis tête-cou du mannequin HYBRID III.

La réalisation de ces objectifs a mené à la rédaction de trois chapitres qui constituent ce mémoire (*Voir* Figure 2.1). Axé sur la partie expérimentale, le premier objectif est présenté au chapitre 3. Le second objectif, qui s'intéresse à la modélisation du comportement des mousses de protection est présenté au chapitre 4. Le chapitre 5 fait l'objet du dernier objectif et s'attarde sur le comportement en extension d'un modèle par éléments finis tête-cou du mannequin HYBRID III. Ce mémoire se termine par une discussion générale et une conclusion.

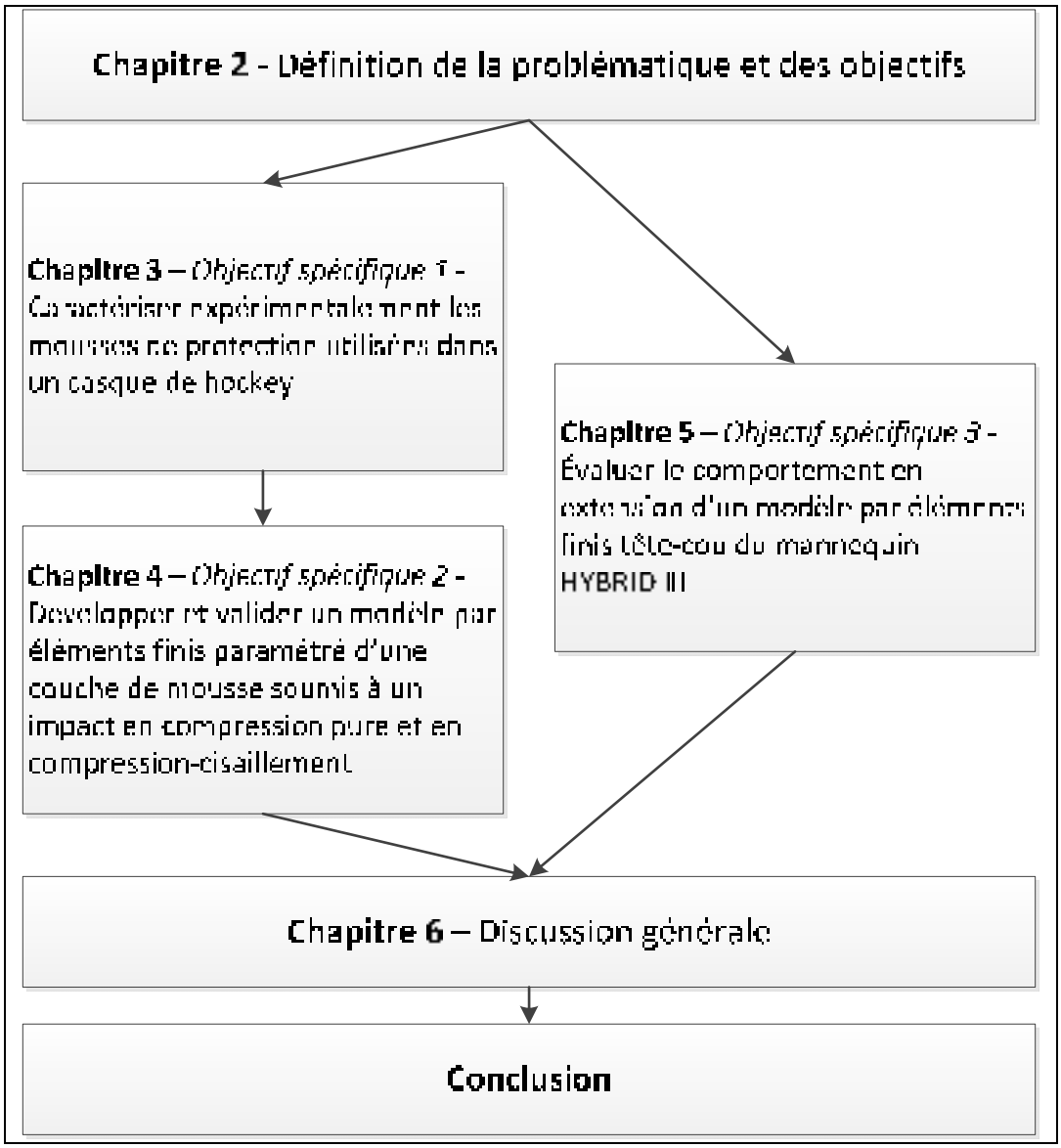

Figure 2.1 Organisation du contenu du mémoire

CHAPITRE 3

CARACTÉRISATION EXPÉRIMENTALE

3.1 Introduction

La caractérisation expérimentale des propriétés mécaniques dynamiques à l'impact des constituants du casque est un passage obligé pour comprendre le comportement de ceux-ci et ainsi, optimiser le design des casques de hockey et la protection de la tête.

Dans ce chapitre, le banc d'essai utilisé pour réaliser la caractérisation des mousses sera présenté ainsi que les résultats qui ont été obtenus en compression pure et en chargement combiné. Pour conclure, la qualité des résultats sera discutée et une proposition d'amélioration du banc d'essai sera faite.

3.2 Matériel et méthodes

Afin de caractériser les mousses de protection et autres constituants du casque dans des conditions proches de celles du jeu, un banc d'essai expérimental a été conçu par Reebok CCM Hockey. Ce banc d'essai s'inspire largement du principe proposé par (Mills, 2007) (*Voir* Figure 1.20).

On retrouve sur le banc d'essai (*Voir* Figure 3.1) développé par Reebok-CCM Hockey trois systèmes qui permettent de mesurer la cinématique de l'impacteur :

- Un accéléromètre mesurant l'accélération de l'impacteur tout au long de sa chute et durant la compression de la mousse;

- Un capteur de vitesse permettant de mesurer la vitesse juste avant le début de la compression de la mousse; cette vitesse correspond à la vitesse d'impact. Cette donnée est une valeur ponctuelle et n'est donc pas synchronisée avec les autres signaux;
- Un capteur de position magnétique qui permet de mesurer le déplacement de l'impacteur tout au long de sa chute et durant la compression de la mousse. La résolution du capteur est de 50 microns et sa fréquence d'acquisition peut aller jusqu'à 50 kHz. La fiche technique est disponible en ANNEXE I.

Ces différents capteurs fournissent des données redondantes, en effet, la dérivation du signal obtenu grâce au capteur de déplacement permettrait d'une part de déterminer la vitesse de l'impacteur à tout instant lors de sa chute et donc plus particulièrement juste avant l'impact et d'autre part d'obtenir, après une seconde dérivation, l'accélération de l'impacteur. La pertinence de la redondance des capteurs réside dans la validation des signaux mesurés. En effet, les opérations de dérivation de signaux induisent très fréquemment du bruit, ce qui rend les données inexploitables.

Le capteur de force est une cellule de force MC6-2000 de la compagnie AMTI permettant de mesurer les efforts dans les six degrés de liberté, les trois directions de force et de moment. La capacité de charge maximale est de 9 000 N en compression pure (Fz) et de 4 500 N dans les deux autres directions (Fx et Fy).

L'ensemble de ces données est recueilli via un système d'acquisition fourni par la société A-Tech. Le système d'acquisition collecte de manière synchronisée et convertit les signaux de la cellule de force et des différents capteurs cinématiques (capteur de déplacement et accéléromètre). Ces données sont ensuite traitées à l'aide d'un script qui fournit l'ensemble des données d'intérêt dans un fichier Excel.

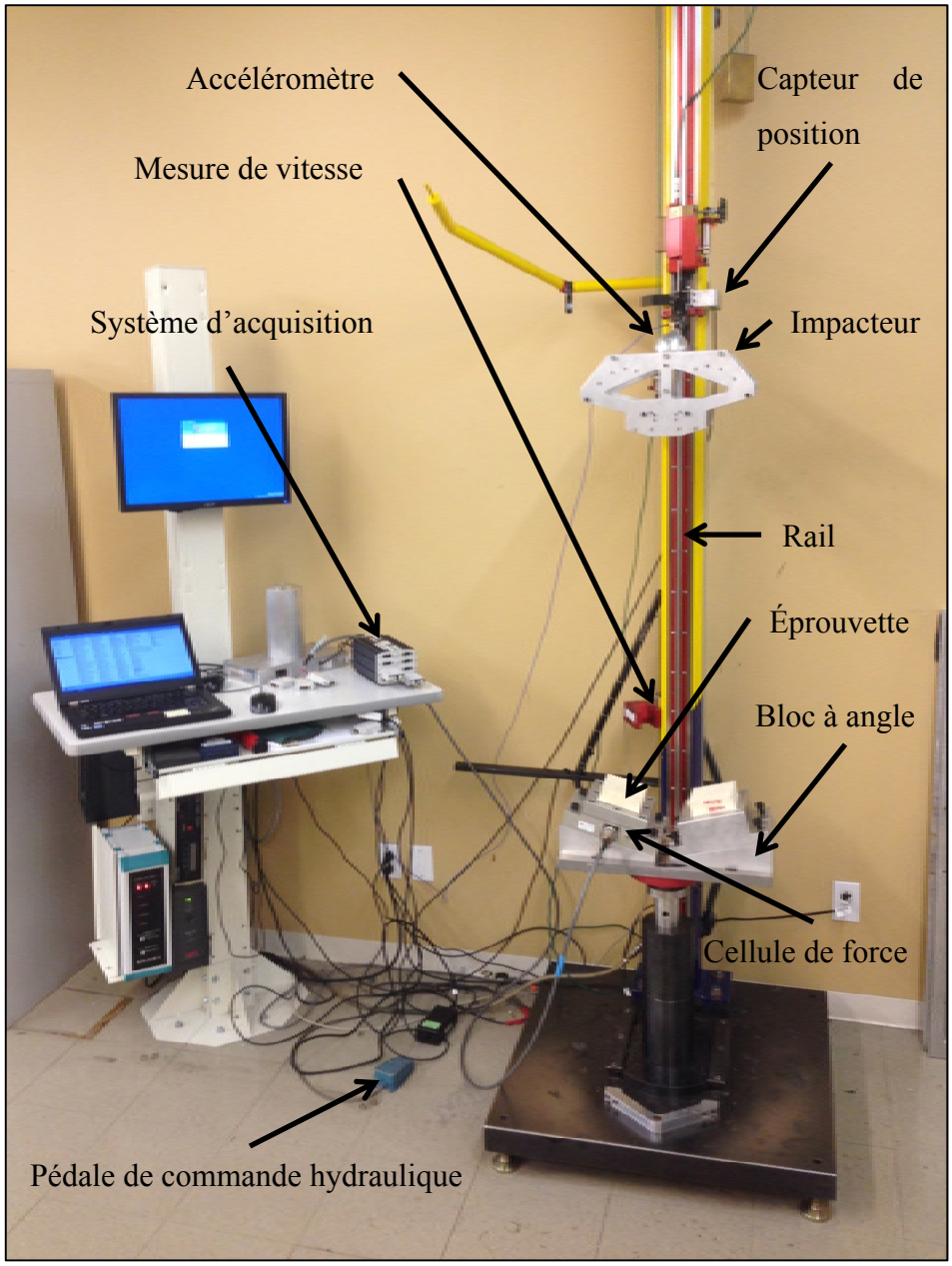

Figure 3.1 Banc d'essai expérimental

Le sommet de la tour sur laquelle est installé le rail qui guide l'impacteur est situé 2 m au-dessus du spécimen de mousse, la vitesse d'impact maximale théorique est donc de 6,26 m/s (ANNEXE II). Expérimentalement, la vitesse maximale atteinte est de 6,02 m/s, ce qui indique qu'il y a du frottement dans la liaison glissière entre le rail et l'impacteur. Par conséquent, la plage de vitesses expérimentalement atteignables s'étend de 0 à 6 m/s.

Des échantillons carrés de mousse de 100 mm ± 1 mm de côté sont découpés dans les feuilles fournies par les fournisseurs avec une scie à ruban. L'épaisseur de l'échantillon dépend de l'épaisseur de la feuille. Toutefois, afin de ne pas dépasser la capacité de la cellule de force, l'épaisseur de la mousse doit être suffisante pour protéger le capteur, ou bien les vitesses doivent être maintenues suffisamment basses pour limiter l'énergie mise en jeu.

Enfin, le banc d'essai peut être utilisé dans différentes configurations, que ce soit en termes d'angulation ou bien de forme de l'impacteur. L'angulation peut prendre différentes valeurs discrètes allant de 0° à 75° par incrément de 15°. Cela permet donc de réaliser des tests d'impact avec six angulations différentes. En ce qui concerne la forme de l'impacteur, le laboratoire de Reebok-CCM dispose de plusieurs modèles permettant de représenter différents segments corporels (tête, épaule, jambe). Une plaque plane peut également être utilisée permettant de comprimer le spécimen de mousse uniformément ou un impacteur dit hémisphérique qui permet de comprimer la mousse dans une zone plus localisée.

Lorsque la mousse est comprimée, la déformation de celle-ci est directement reliée au déplacement de l'impacteur. En effet, lorsque la compression de la mousse est initiée, l'impacteur et la surface supérieure de la mousse sont en contact et le déplacement de l'un est donc égal au déplacement de l'autre. Par conséquent, les déformations en compression et en cisaillement sont déterminées à partir du déplacement δ de l'impacteur.

D'après (Mills, 2007), la déformation en compression ε s'exprime de la façon suivante (3.1) où θ est l'inclinaison du bloc à angle et h est l'épaisseur de l'échantillon de mousse (*Voir* Figure 1.20) :

$$\varepsilon = \frac{\delta \cos \theta}{h} \tag{3.1}$$

Alors que la déformation en cisaillement γ est déterminée par (3.2) :

$$\gamma = \frac{\delta \sin \theta}{h} \tag{3.2}$$

3.2.1 Compression pure

Pour réaliser une compression pure de la mousse, le banc d'essai est configuré de la façon suivante (*Voir* Figure 3.2) :

- L'impacteur est équipé de la plaque plane. Dans cette configuration, il pèse 5,801 kg;
- L'échantillon de mousse est centré sur la cellule de force;
- La cellule de force est fixée à plat sur le support.

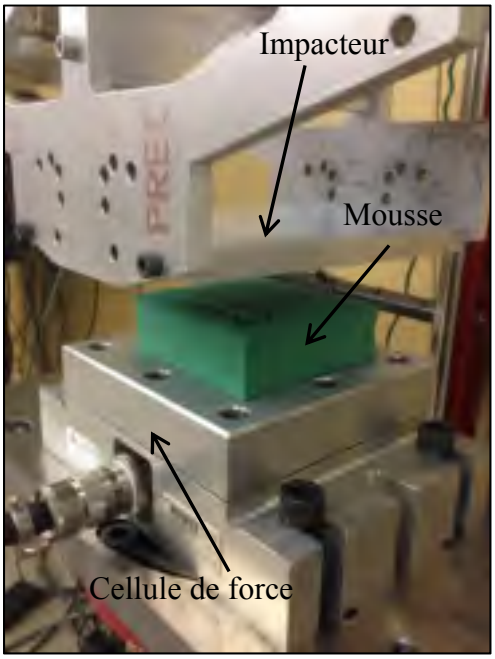

Figure 3.2 Configuration du banc d'essai en compression pure

Sept types de mousses différents (EPP, VN600, VN602, VN740, VN1000, D3O Aero et D3O Decell B) ont été testées dans ce projet. Ces mousses constituent actuellement les casques de

hockey commercialisés ou sont envisagées pour de futurs développements. Les mousses VN602 et EPP présentaient un intérêt prioritaire pour Reebok CCM dans le développement de ce projet, elles ont donc fait l'objet d'une analyse plus poussée que les autres types de mousse et seront utilisées pour construire un modèle par éléments finis au chapitre 4. Un plan d'expérience complet à trois répétitions a été réalisé sur ces deux mousses (VN602 et EPP), à cinq vitesses d'impact distinctes (1, 2, 3, 4, 5 m/s), ce qui représente un total de trente impacts. Sachant que l'impacteur pèse 5,801 kg, ces cinq vitesses permettent d'atteindre respectivement une énergie 2,9 J, 11,6 J, 26,1 J, 46,4 J et 72,5 J. Par ailleurs, des essais complémentaires ont été réalisés sur les cinq autres de mousses (VN600, VN740, VN1000, D3O Aero, D3O Decell B) afin d'explorer la variété des types de comportements rencontrés. Les épaisseurs des spécimens de mousse utilisées sont précisées dans les tableaux ci-dessous (*Voir* Tableau 3.1).

Tableau 3.1 Types de mousse impactée en compression pure lors des différents essais

Nom et abréviation de la mousse	**Épaisseur du spécimen testé (mm)**
Polypropylène expansé (EPP)	30,0
Vinyle Nitrile 602 (VN602)	32,9
Vinyle Nitrile 600 (VN600)	32,9
Vinyle Nitrile 740 (VN740)	32
Vinyle Nitrile 1000 (VN1000)	28,3
D3O Aero	28 (collage de 5 couches de 5,6 mm)
D3O Decell B	26,4 (collage de 4 couches de 6,6 mm)

Les résultats bruts d'un test sont les données de force et de déplacement synchronisées recueillies dans un fichier Excel. Il est donc possible de convertir ces données en contrainte d'ingénierie et déformation d'ingénierie, ce qui permet de s'affranchir des facteurs de forme de l'échantillon et ainsi de comparer les différentes mousses entre elles. Il en résulte alors une courbe contrainte-déformation pour chaque impact. La conversion de la force F en

contrainte d'ingénierie σ est présentée par la formule (3.3), où S est la surface impactée de l'échantillon de mousse :

$$\sigma = \frac{F}{S} \tag{3.3}$$

La conversion du déplacement ΔL en déformation d'ingénierie se fait via la formule (3.4), où h est l'épaisseur de la mousse comme l'indique la Figure 1.20

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{h} \tag{3.4}$$

Afin de comparer les résultats des différents essais, six paramètres ont été choisis afin de décrire chacune des courbes : la largeur de la zone élastique L_E, du plateau L_P et de la densification L_D ainsi que le coefficient directeur moyen de la courbe dans chacune de ces régions E_E, E_P, E_D. Cela revient, en somme, à approximer les courbes contrainte-déformation par des fonctions tri-linéaires. La Figure 3.3 présente une des courbes contrainte-déformation obtenue lors des essais et met en avant les paramètres recueillis sur chacune des courbes.

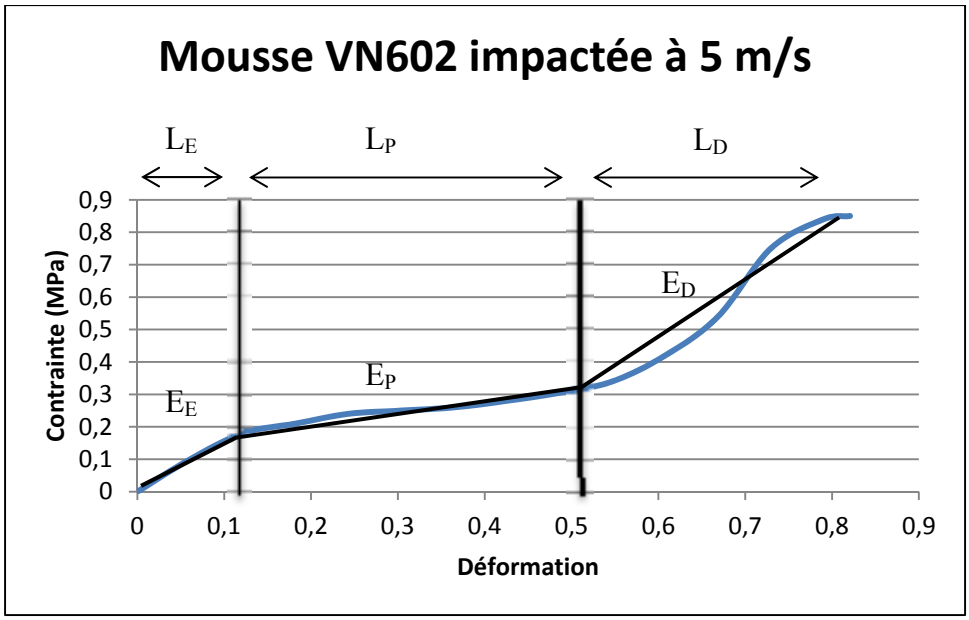

Figure 3.3 Paramètres extraits d'une courbe contrainte-déformation

3.2.2 Chargement combiné

Afin de réaliser des impacts en chargement combiné, le banc d'essai est configuré comme présenté sur la figure ci-dessous (*Voir* Figure 3.4):

- L'impacteur est équipé de deux plaques planes disposées à l'angle souhaité. Dans cette configuration, il pèse 6,730 kg;
- Les échantillons de mousse sont installés le plus symétriquement possible sur la cellule de force et sa réplique;
- La cellule de force et sa réplique sont installées sur les blocs à angle.

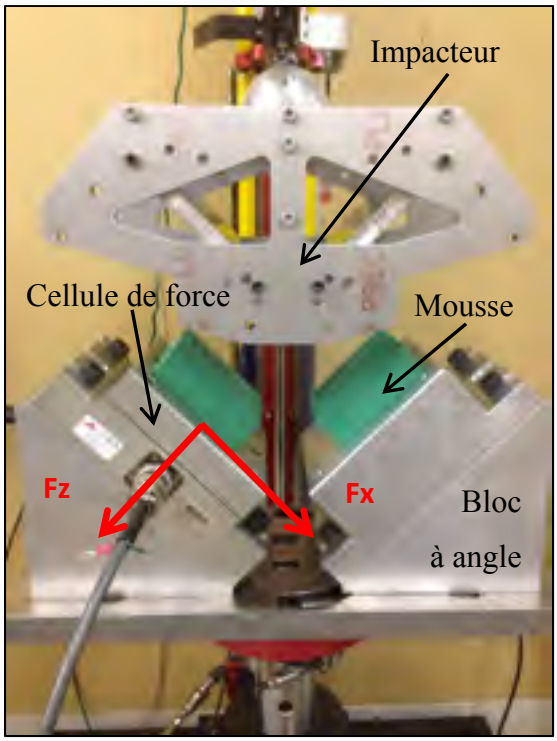

Figure 3.4 Configuration du banc d'essai
pour un impact en chargement combiné à 45°

Dans ces conditions expérimentales, deux directions de force sont monitorées, à savoir F_X et F_Z qui sont par la suite converties en contrainte de compression et de cisaillement. Par ailleurs, le déplacement est converti et décomposé en déformation de compression ε et en déformation de cisaillement γ (Mills, 2007).

Des paramètres sont extraits des courbes résultantes de la même manière que pour les impacts en compression, à la seule différence qu'en cisaillement, les paramètres de pente sont appelés G_E, G_P, G_D au lieu de E_E, E_P, E_D.

3.3 Résultats

3.3.1 Compression pure

L'ensemble des paramètres des courbes obtenues lors des essais réalisés dans le cadre du plan d'expérience sont présentés dans le tableau ci-dessous (*Voir* Tableau 3.2). Les résultats sont présentés de la façon suivante : moyenne (écart-type). Le symbole S/O est inscrit dans le tableau lorsqu'aucun résultat expérimental n'a été obtenu.

Tableau 3.2 Paramètres résultants des essais du plan d'expérience

Type de mousse	Vitesse d'impact (m/s)	Zone élastique		Plateau		Densification	
		L_E	E_E (MPa)	L_P	E_P (MPa)	L_D	E_D (MPa)
EPP	1	0,08 (0,004)	3,29 (0,11)	0,04 (0,004)	0,70 (0,033)	S/O	S/O
	2	0,09 (0,004)	3,56 (0,029)	0,14 (0,004)	0,74 (0,016)	S/O	S/O
	3	0,08 (0)	3,75 (0,009)	0,27 (0,007)	0,74 (0,011)	S/O	S/O
	4	0,09 (0,004)	3,53 (0,278)	0,44 (0,015)	0,79 (0,022)	S/O	S/O
	5	0,08 (0,004)	3,38 (0,020)	0,56 (0,006)	0,77 (0,011)	S/O	S/O
VN602	1	0,12 (0,007)	0,85 (0,047)	S/O	S/O	S/O	S/O
	2	0,17 (0,004)	0,94 (0,011)	0,19 (0)	0,10 (0,013)	S/O	S/O
	3	0,17 (0,009)	1,00 (0,016)	0,33 (0,004)	0,16 (0,018)	S/O	S/O
	4	0,15 (0,011)	1,13 (0,029)	0.54 (0.008)	0.30 (0.029)	0.03 (0.067)	0.48 (0.024)
	5	0,15 (0,007)	1,23 (0,018)	0.52 (0.027)	0.41 (0.024)	0.13 (0.009)	1.48 (0.091)

Afin de rendre ces résultats plus visuels, les courbes bi- ou tri-linéaires, si la densification a été atteinte, obtenues avec les paramètres du Tableau 3.2, sont présentées pour les mousses EPP à la Figure 3.5 et pour la mousse VN602 à la Figure 3.6.

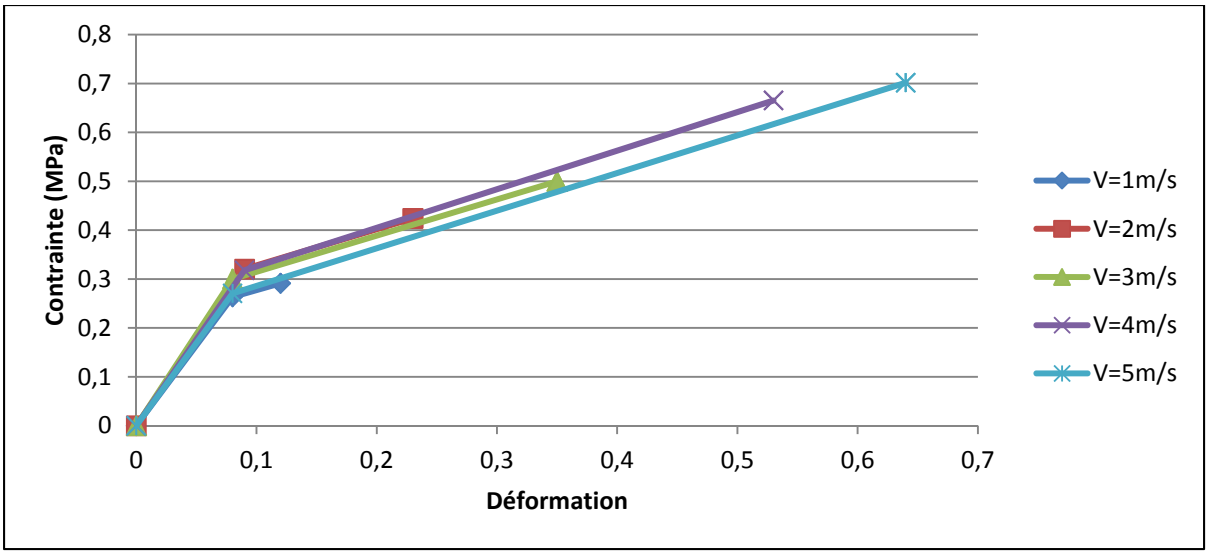

Figure 3.5 Courbes bi-linéaires obtenues à partir
des essais expérimentaux sur la mousse EPP

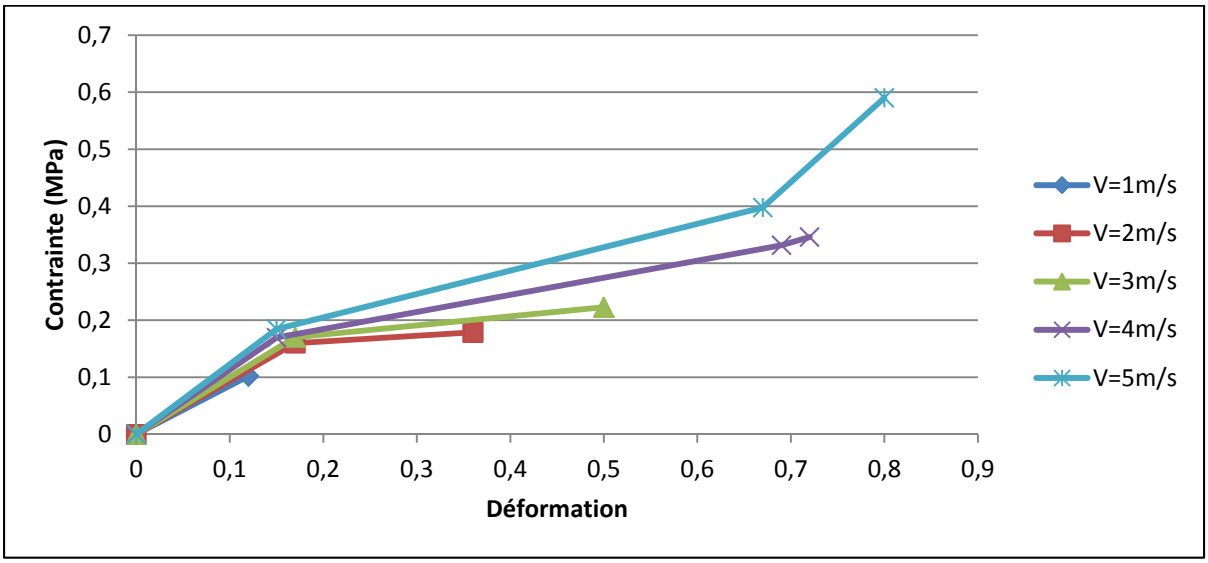

Figure 3.6 Courbes bi- et tri-linéaires obtenues à partir
des essais expérimentaux sur la mousse VN602

La régression linéaire effectuée sur chacun des paramètres de pente en fonction de la vitesse d'impact permet de déterminer les équations linéaires suivantes avec les coefficients de corrélation R^2 (*Voir* Tableau 3.3).

Tableau 3.3 Régression linéaire des paramètres EE et EP
en fonction de la vitesse d'impact

	E_E (MPa)	E_P (MPa)
EPP	$E_E = 0{,}015 * V_{impact} + 3{,}457$ R^2=0,018	$E_P = 0{,}019 * V_{impact} + 0{,}691$ R^2=0,771
VN602	$E_E = 0{,}095 * V_{impact} + 0{,}745$ R^2=0,987	$E_P = 0{,}12 * V_{impact} - 0{,}025$ R^2=0,869

Un premier constat à propos de ces résultats réside dans l'absence fréquente de données dans la zone de densification de la mousse. En effet, compte tenu de la surface des échantillons, l'énergie mise en œuvre lors de l'impact est soit trop faible pour dépasser les limites du plateau, soit la limite de capacité de 9 kN de la cellule de force est atteinte, ce qui ne permet pas d'impacter les échantillons à plus haute vitesse et donc avec plus haute énergie. Afin de combler ces lacunes, des tests sur des échantillons de surface réduite (30 mm de côté) ont été entrepris. Les résultats de ces essais sont présentés sur la Figure 3.7. Une étude sur la sensibilité à la vitesse n'était, avec ces conditions, pas réalisable, car les variations de vitesses possibles avant d'atteindre la limite de la cellule de charge sont très faibles. En effet, les impacts présentés ci-dessous s'approchent déjà de la capacité limite alors que la vitesse de compression initiale n'est que de 2 m/s.

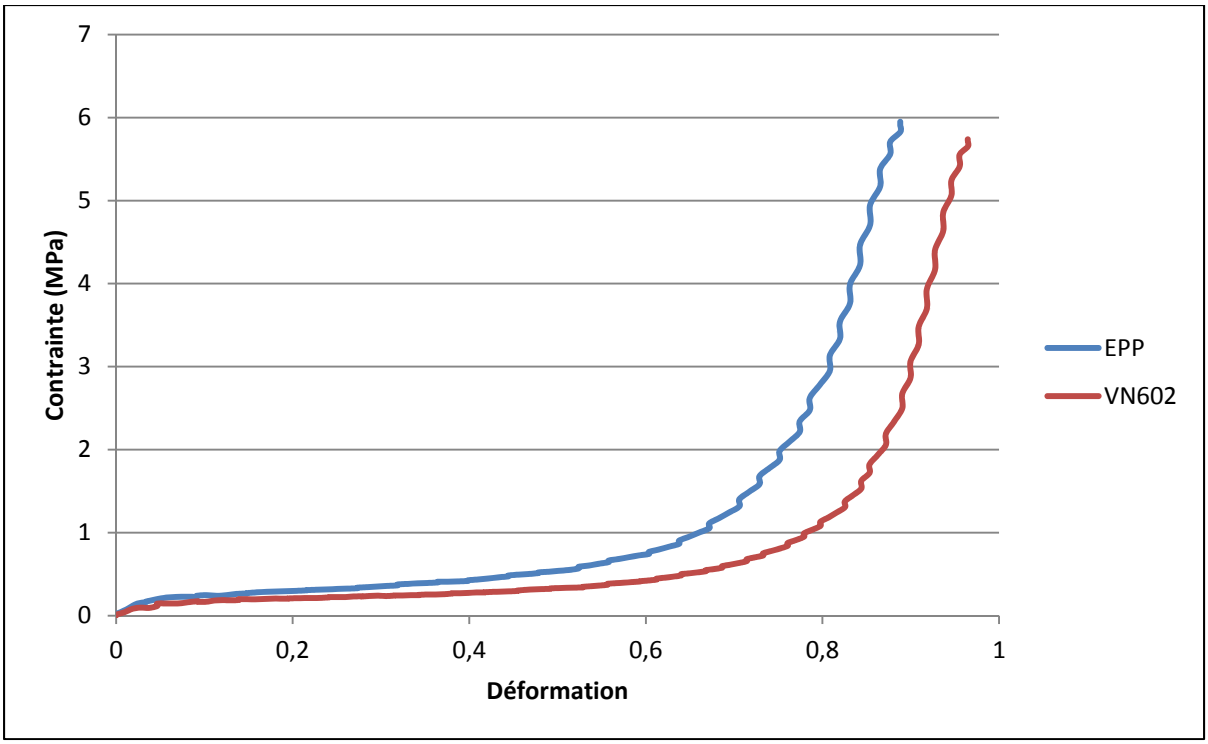

Figure 3.7 Courbe contrainte-déformation d'échantillons de 30 mm de côté des mousses EPP et VN602 impactées à 2 m/s

Sur le même principe que précédemment, les paramètres suivants ont été extraits des courbes contrainte-déformation (*voir* Tableau 3.4) :

Tableau 3.4 Paramètres résultants des essais complémentaires sur des échantillons de plus petite surface

Type de mousse	Vitesse d'impact (m/s)	Zone élastique		Plateau		Densification	
		L_E	E_E (MPa)	L_P	E_P (MPa)	L_D	E_D (MPa)
EPP	2	0,05	3,75	0,62	0,78	0,21	23,29
VN602	2	0,08	0,98	0,65	0,14	0,21	26,33

3.3.1.1 Essais préliminaires sur un panel de mousse plus large

Cinq types de mousses additionnels ont été testés. Chaque spécimen avait la même taille (100 mm x 100 mm) et a été impacté dans les mêmes conditions expérimentales à 2, 3, 4 et 5 m/s. Les résultats pour l'ensemble des mousses sont présentés à la Figure 3.8.

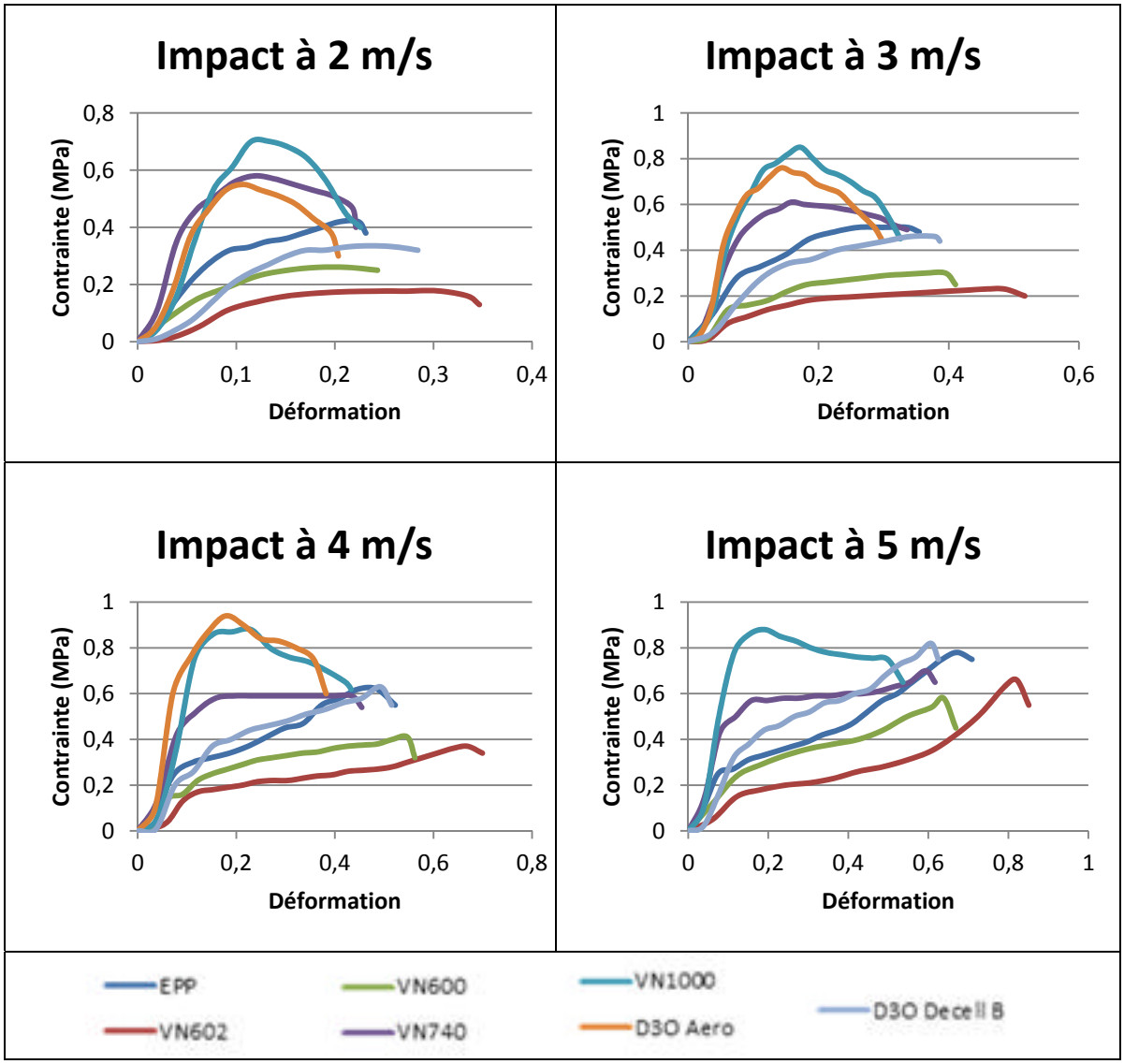

Figure 3.8 Comparaison du comportement de mousses soumises aux mêmes conditions expérimentales

La raison de ces essais préliminaires est d'explorer les différents comportements que les mousses de protection peuvent présenter. Dans ce sens, une analyse qualitative relative (*voir* Tableau 3.5) a été réalisée afin de comparer les comportements entre eux. Trois paramètres ont été observés : le niveau de déformation qui traduit la propension de la mousse à se déformer pour dissiper l'énergie du choc, la force transmise qui traduit la propension de la mousse à transmettre les efforts reçus et la sensibilité du comportement de la mousse à la vitesse d'impact et, de fait, au taux de déformation.

Tableau 3.5 Analyse qualitative des essais préliminaires

Mousse	**EPP**	**VN602**	**VN600**	**VN740**	**VN1000**	**Aero**	**DecellB**
Déformation	++	+++	++	+	+	+	++
Force	++	+	+	++	+++	+++	++
Sensibilité au taux de déformation	0	++	+++	+	+	+++	++

On remarque par exemple que dans les mêmes conditions expérimentales, la mousse VN602 se déforme, plus que les autres mousses aux autres mousses et elle transmet également moins de force. Enfin son comportement mécanique dépend moyennement du taux de déformation relativement à celui des autres mousses.

3.3.2 Chargement combiné

Concernant la mousse EPP, les courbes contrainte-déformation en compression et en cisaillement résultant d'impact à 5 m/s sont présentées à la Figure 3.9. Les contraintes en compression et en cisaillement sont determinées respectivement à partir des formules (3.1) et (3.2) Le choix de présenter l'intégralité de la courbe contrainte-déformation issue d'un impact, c'est-à-dire la charge et la décharge du spécimen de mousse, a été fait sciemment, car ces données permettent de s'assurer de la qualité et la validité des résultats obtenus.

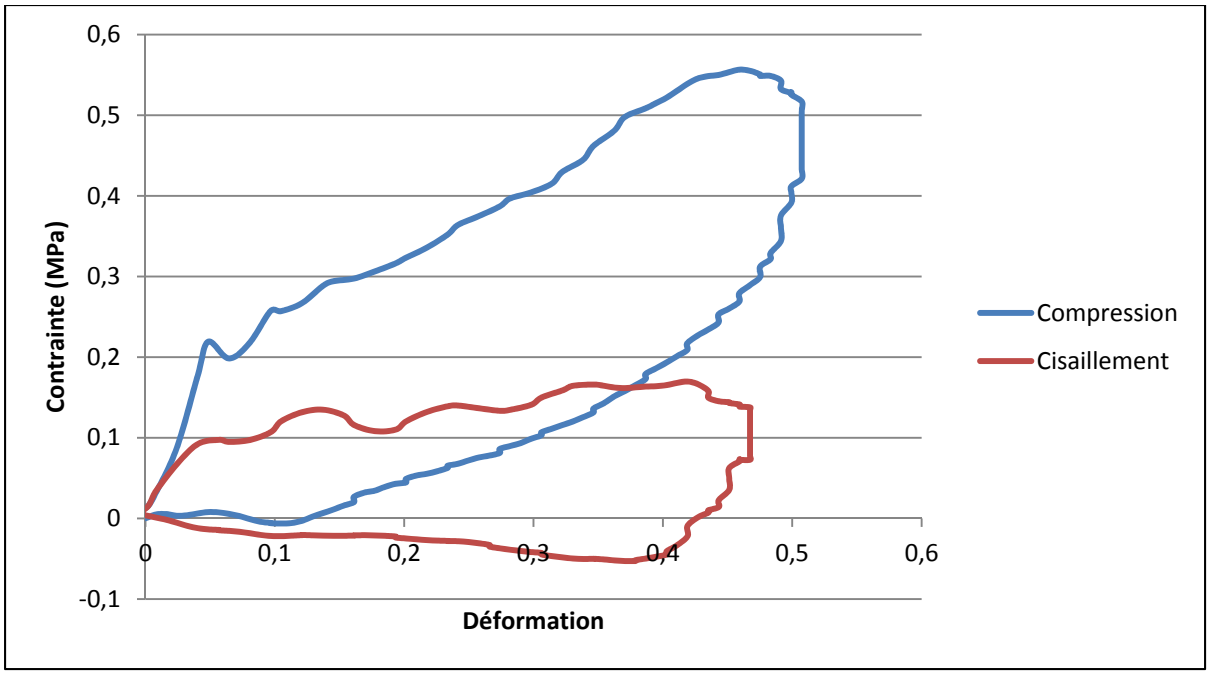

Figure 3.9 Courbes contrainte-déformation en compression et en cisaillement pour une mousse EPP impacté à 5 m/s

Pour la mousse VN602, les courbes contrainte-déformation en compression et en cisaillement résultant d'impact à 5 m/s sont présentées à la Figure 3.10.

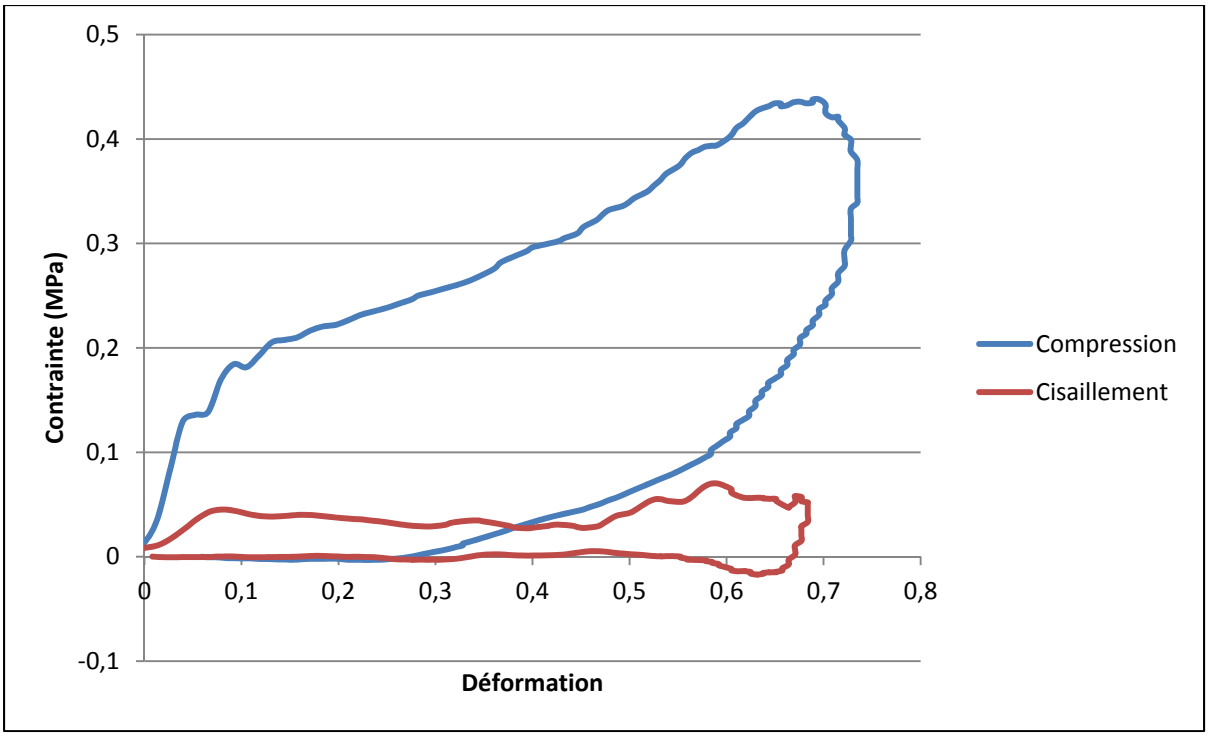

Figure 3.10 Courbes contrainte-déformation en compression et en cisaillement pour une mousse VN602 impacté à 5 m/s

Il est possible de présenter les résultats d'une manière différente en comparant les courbes de compression d'une part et les courbes de cisaillement d'autre part. On peut ainsi observer et comparer les comportements des mousses selon les deux modes de sollicitation étudiés ici : la compression et le cisaillement. Les graphes ci-dessous (*Voir* Figure 3.11 et Figure 3.12) illustrent la différence de réponse entre une mousse EPP et une mousse VN602 inclinées à 45° et impactées à 5 m/s.

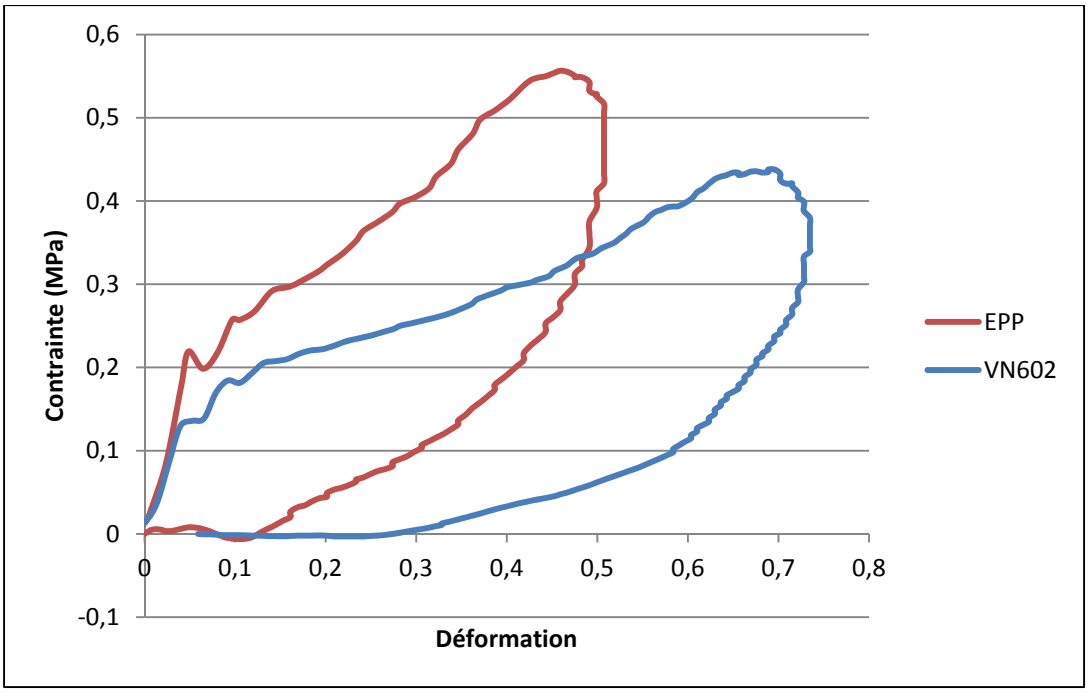

Figure 3.11 Courbe contrainte de compression versus déformation de compression à 45° et 5 m/s

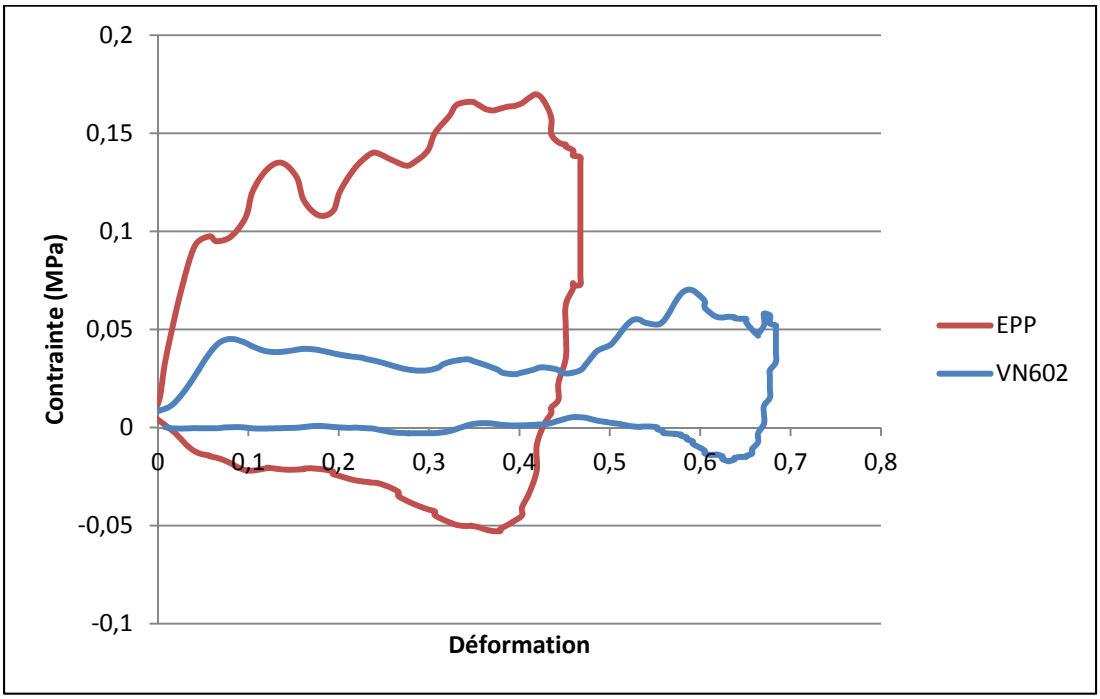

Figure 3.12 Courbe contrainte de cisaillement versus déformation de cisaillement à 45° et 5 m/s

De la même manière que pour le plan d'expérience en compression pure, il est possible d'extraire des paramètres de ces essais préliminaires. Ceux-ci sont recensés dans le Tableau 3.6. Il est à noter que la zone de densification n'est jamais atteinte lors de ces essais.

Tableau 3.6 Paramètres issus des essais préliminaires en chargement combiné

Type de mousse	Sollicitation	Zone élastique		Plateau		Densification	
		L_E	E_E ou G_E (MPa)	L_P	E_P ou G_P (MPa)	L_D	E_D ou G_D (MPa)
EPP	Compression	0,07	3,14	0,54	0,77	S/O	S/O
EPP	Cisaillement	0,07	1,43	0,54	0,18	S/O	S/O
VN602	Compression	0,08	2,13	0,65	0,43	S/O	S/O
VN602	Cisaillement	0,08	0,50	0,65	0,05	S/O	S/O

Ainsi, on peut remarquer que les résultats en compression, notamment pour la mousse EPP, sont en bonne adéquation avec les résultats obtenus en compression pure. En effet, le Tableau 3.6 présentent des paramètres de largeur L_E et L_P respectivement égaux à 0,07 et 0,54, alors qu'ils sont de 0,08 et 0,56 en compression pure (*Voir* Tableau 3.2). Les paramètres de pente E_E et E_P sont ici respectivement de 3,14 MPa et 0,77 MPa, alors qu'ils sont de 3,38 MPa et 0,77 MPa en compression pure. En revanche, en ce qui concerne le cisaillement (*Voir* Figure 3.12), les résultats obtenus présentent des anomalies auxquelles il convient de trouver une explication. D'une part, lors de la décharge, une partie des contraintes mesurées est négative, notamment sur la courbe de la mousse EPP, ce qui n'est, en principe, pas possible en utilisant ce banc d'essai. D'autre part, on observe sur la charge de la courbe contrainte-déformation de la mousse VN602 que la contrainte augmente dans un premier temps, puis diminue avant d'augmenter de nouveau et de diminuer une nouvelle fois. Ces deux constats indiquent de potentiels problèmes avec le banc d'essais qui nécessitent d'être investiguées avant d'initier un plan d'expérience complet sur l'ensemble des inclinaisons possibles.

Afin de visualiser la déformation de la mousse lors de l'impact et de déceler une éventuelle explication à ces résultats inattendus, des vidéos à hautes vitesses ont été réalisées. Celles-ci ont permis de mettre en lumière un manque de rigidité du banc d'essai qui se traduit principalement à deux niveaux :

- La plaque, qui soutient les blocs à angles, la cellule de force et sa réplique, fléchit selon une flexion trois points;
- L'impacteur bénéficie d'un jeu qui lui permet de se déplacer horizontalement dans le plan frontal du banc d'essai.

3.4 Discussion

L'ensemble des essais réalisés apporte de nombreuses informations à la fois sur le banc d'essai et sur le comportement des mousses en compression pure et en chargement combiné. Dans un premier temps, le plan d'expérience permet de conclure sur la répétabilité des essais et permet d'évaluer le comportement de la mousse et sa dépendance au taux de déformation. Les essais en chargement combiné permettent d'évaluer le comportement en compression et en cisaillement des mousses mais les essais présentés mettent en lumière quelques limites actuelles du banc d'essai.

3.4.1 Compression pure

3.4.1.1 Précision et répétabilité

La répétabilité des résultats a été évaluée au travers de la variabilité des paramètres extraits des courbes lors des trois essais du plan d'expérience. Les écarts-types observés représentent en moyenne 4,7 % de la valeur moyenne mesurée et varient entre 0,2 % et 13,3 % sur les paramètres de pente E_E, E_P et E_D. En ce qui concerne les paramètres de largeur de région L_E, L_P et L_D, les écarts-types varient entre 0 % et 12,1 % pour une valeur de moyenne de 5 % de la valeur moyenne du paramètre. Ce niveau d'erreur devra être pris en compte dans la

comparaison des résultats. La largeur des zones des courbes contrainte-déformation est donc répétable en moyenne à 5 % et les pentes sont en moyenne répétables à 4.7 %.

Ces données évaluent d'une part la répétabilité des résultats obtenus à l'aide du banc d'essai, mais également la répétabilité de l'opérateur dans sa détermination subjective des limites des zones et donc également de la valeur des pentes. Dans l'ensemble, on peut conclure quant à la répétabilité des résultats avec un intervalle de tolérance de 5 à 10 %.

En revanche, il est difficile d'évaluer la qualité des mesures, en les évaluant vis-à-vis d'une référence. En effet, aucune donnée de la littérature ne permet de comparer les résultats obtenus avec une courbe étalon. Par conséquent, les valeurs moyennes des paramètres seront prises comme référence dans la suite de l'étude.

3.4.1.2 Caractérisation et influence de la vitesse d'impact

En observant les courbes contraintes déformation d'une même mousse soumise à différentes vitesses d'impact, il est possible de déterminer la sensibilité de la mousse au taux de déformation et cela dans chacune des régions de la courbe contrainte-déformation. En effet, si la mousse emprunte des chemins différents selon la vitesse d'impact subie, son comportement est donc sensible à la vitesse de sollicitation.

1) Mousse EPP

Dans la zone élastique de la mousse EPP qui représente environ 9 % de la compression totale du spécimen, la corrélation linéaire entre le paramètre E_E et la vitesse d'impact est de 0,018. Le comportement de la mousse dans la zone élastique ne dépend donc pas de la vitesse d'impact, par conséquent un coefficient E_E moyen (3,50 MPa) est déterminé pour caractériser la pente de la courbe contrainte-déformation dans cette zone.

Le paramètre L_P concernant la largeur du plateau n'est pas exploitable avec les données recueillies lors du plan d'expérience. En effet, la dissipation de l'intégralité de l'énergie de l'impact intervient avant la fin du plateau dans chacun des cas expérimentaux testés. En revanche, l'essai complémentaire sur l'échantillon de mousse plus petit permet d'obtenir un aperçu de la largeur du plateau de la mousse EPP. Celui-ci représente 62 % de la compression totale de l'échantillon. Le taux de compression à la fin du plateau est donc de l'ordre de 70 %. Dans cette région de la courbe contrainte-déformation, la pente E_P n'est que moyennement corrélée avec la vitesse d'impact (R^2=0,771). Par ailleurs, la sensibilité linéaire du comportement de la mousse dans cette zone est de l'ordre de 0,019 MPa/m.s^{-1}. Le paramètre E_P augmente donc très faiblement avec l'augmentation de la vitesse.

La zone de densification n'a pas été atteinte au cours des essais réalisés dans le cadre du plan d'expérience. Le seul test pertinent pour établir des paramètres caractérisant le comportement de la mousse dans cette zone est le test sur un échantillon plus petit (E_D=23,29 MPa). Cependant, une étude de sensibilité à la vitesse n'était pas réalisable compte tenu de la limite de capacité de la cellule de force.

En conclusion, la mousse EPP n'est pas sensible au taux de déformation dans la zone élastique et présente une très faible sensibilité à la vitesse d'impact sur le plateau de la courbe contrainte-déformation. On peut donc considérer que dans l'ensemble, la mousse EPP n'est pas sensible au taux de déformation, et cette hypothèse sera conservée par la suite.

2) Mousse VN602

La zone élastique de la mousse VN602 représente en moyenne 15,2 % de la compression totale d'un échantillon de mousse et ne dépend pas de la vitesse d'impact. En ce qui concerne le paramètre E_E, il est en très bonne corrélation avec la vitesse d'impact (R^2=0,987) et présente une sensibilité de 0,095 MPa/m.s^{-1}.

Pour la mousse VN602, le plateau n'est pas atteint pour un impact à 1 m/s, et il faut un impact d'au moins 4 m/s pour rentrer dans la zone de densification. Par conséquent, il est plus pertinent de se baser sur l'essai sur un petit échantillon afin de déterminer la largeur du plateau, cet essai indique que le plateau représente 64 % de la compression totale de l'échantillon et que le taux de compression à la fin du plateau avoisine les 75 %. Dans cette région, le paramètre E_P est également fortement corrélé avec la vitesse d'impact (R^2=0,867) et le coefficient directeur de la relation entre ces deux variables est de 0,12 MPa/m.s^{-1}.

Enfin, la largeur de la zone de densification représente théoriquement le complément de la région élastique et du plateau. Il se trouve que lors des essais réalisés, aucune mousse n'a atteint une compression de 100 %. Par conséquent les données fournies par le paramètre L_D ne sont pas pertinentes lorsque l'on s'intéresse à la caractérisation de comportement de la mousse. De même, le paramètre E_D ne décrit la pente de la courbe qu'au début de la zone de densification. Celle-ci devient de plus en plus prononcée, plus on s'approche de la compression totale du spécimen de mousse. La donnée issue de l'essai complémentaire est donc la plus pertinente pour décrire la pente dans la zone de densification, celle-ci est de l'ordre de 26,33 MPa.

Finalement, la mousse VN602 est sensible au taux de déformation dans chacune des zones de la courbe contrainte-déformation.

3.4.1.3 Comparaison du comportement des mousses

En observant les courbes contraintes déformation de différentes mousses soumises aux mêmes conditions expérimentales, il est possible de comparer leur comportement mécanique. Compte tenu du fait que dans un même cas de chargement, l'énergie mise en jeu lors de l'impact est la même pour chacune des mousses, l'énergie est dissipée soit par une large déformation et une faible force transmise, soit par une faible déformation et une importante force transmise. Tout comportement intermédiaire est également envisageable.

L'analyse qualitative relative permet d'observer que les mousses réagissent chacune sensiblement différemment pour dissiper l'énergie du choc. La mousse VN602 et, dans une moindre mesure, les mousses EPP, VN600 et DecellB se déforment fortement pour dissiper l'énergie. Les mousses VN1000 et Aero transmettent quant à elles une force importante.

Concernant la sensibilité au taux de déformation, là aussi, différents comportements sont observés. D'un côté, les mousses EPP, VN740 et VN1000 ne sont pas ou peu sensibles au taux de déformation, alors que les mousses VN600 et Aero y sont très sensibles.

Finalement, la réponse dynamique des mousses à un impact est différente pour chacun des types étudiés. Ces différents comportements offrent de nombreuses possibilités dans le choix du matériau des mousses de protection. En situation d'impact, cette variété de comportement influencera la réponse du casque et donc sa performance. Le choix de la mousse a donc une importance critique dans les choix de conception.

3.4.2 Chargement combiné

3.4.2.1 Preuve de concept

Les résultats des essais préliminaires à un plan d'expérience sur l'ensemble des possibilités d'inclinaison offertes par le banc d'essai permettent d'établir une preuve de concept. En effet, dans les mêmes conditions expérimentales, les mousses EPP et VN602 présentent des profils de chargement différents en compression et en cisaillement. Par conséquent, il sera possible, au travers d'un plan d'expérience, d'une part, de caractériser le comportement à l'impact des mousses en compression et en cisaillement et d'autre part de comparer ces différentes réponses entre elles. Cela permettra ainsi de conclure quant à la transmission des efforts en cisaillement lors d'une sollicitation combinée.

Ces premiers résultats permettent néanmoins de faire ressortir des points intéressants. Tout d'abord, il est possible d'évaluer la propension de la mousse à répartir les efforts selon les deux directions de sollicitation possibles. Dans ce sens, on observe que le rapport entre les

paramètres de pente de la zone élastique en cisaillement $\frac{G_E(EPP)}{G_E(VN602)}$ est près de deux fois supérieur au rapport entre les paramètres de pente de la zone élastique en compression $\frac{E_E(EPP)}{E_E(VN602)}$. De même, si l'on compare les rapports entre les contraintes maximales atteintes en cisaillement et en compression, le rapport des contraintes de cisaillement est 1,85 fois plus grand que le rapport des contraintes de compression. La mousse EPP transmet donc davantage d'effort selon la direction de sollicitation en cisaillement que la mousse VN602.

3.4.2.2 Limites rencontrées et recommandations

Les vidéos à hautes vitesses ont permis de mettre en évidence des déformations indésirables du banc d'essai. Pour limiter ces déformations les recommandations suivantes sont émises.

Afin de limiter la flexion de la plaque support, deux propositions sont faites :

- Fixer la plaque à même le bâti, afin d'empêcher toute possibilité de flexion;
- Disposer des appuis en dessous des parties latérales de la plaque support afin de limiter la flexion.

Afin de limiter le jeu de l'impacteur dans le plan frontal, trois suggestions sont faites :

- Ajuster le plus précisément possible les roulements à bille qui lient l'impacteur à la tour;
- Disposer le plus symétriquement possible les échantillons de mousse sur la cellule de force et sa réplique afin de limiter d'éventuels rebonds entre les deux échantillons de mousse;
- Utiliser du papier sablé sur les faces de l'impacteur pour éviter un potentiel glissement de la plaque sur le spécimen de mousse.

Par ailleurs, afin de visualiser l'ampleur des déformations du banc d'essai lors d'un impact et d'évaluer leur incidence sur les résultats obtenus, une analyse cinématique à haute vitesse pourra être réalisée.

Dans le cas où les propositions faites n'apporteraient pas d'améliorations dans la qualité des résultats et que l'analyse cinématique conclurait à la nécessité de régler les problématiques exposées ci-dessus, la conception d'un nouveau banc d'essai serait requise. Dans ce sens, l'idée d'un puits de chute dont l'impacteur est supporté par deux ou quatre tours permettrait de limiter considérablement la mobilité de l'impacteur lors du choc et d'assurer ainsi un chargement uni-axial de la mousse.

CHAPITRE 4

DÉVELOPPEMENT ET VALIDATION D'UN MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU BANC D'ESSAI

4.1 Introduction

Pour répondre à l'un des objectifs du programme de recherche, qui consiste à développer un modèle par éléments finis d'un casque dans son ensemble, il est nécessaire de reproduire numériquement le comportement mécanique des mousses de protection observé expérimentalement. Le modèle proposé ici a été développé avec le code de simulation par éléments finis RADIOSS qui s'intègre à la plateforme logicielle Hyperworks commercialisée par Altair Engineering (Troy, MI, États-Unis).

Ce chapitre présente dans un premier temps le modèle par éléments finis du banc d'essai, son développement et les choix de modélisation qui ont été faits. Dans un second temps, il présente les résultats numériques obtenus en compression pure pour les mousses EPP et VN602 et en chargement combiné pour la mousse EPP. Enfin la validation du modèle est discutée.

4.2 Matériel et méthodes

Le développement d'un modèle par éléments finis comprend un certain nombre de composants essentiels. Dans un premier temps, il est nécessaire de s'appuyer sur une géométrie représentative de l'objet simulé. Par la suite, un maillage de la géométrie est défini, auquel des propriétés mécaniques sont appliquées suite à la sélection d'une loi de comportement. Finalement, des conditions aux limites et de chargement sont définies via les interfaces, les degrés de liberté alloués aux différents composants du modèle et la dynamique du système. Cette succession d'étapes est présentée dans les sections suivantes.

4.2.1 Modélisation géométrique

La modélisation du banc d'essai s'attache à rester fidèle au principe physique mis en jeu lors des tests expérimentaux. Cependant, à des fins de simplification, le banc d'essai dans son ensemble a été réduit à trois composants dans la modélisation géométrique (*Voir* Figure 4.1) :

- L'impacteur est modélisé par un disque plat et l'intégralité de la masse en chute libre est concentrée dans ce composant (5,801 kg pour l'impacteur en compression pure et 6,730 kg pour l'impacteur en chargement combiné). La surface du disque est supérieure à celle de la mousse;
- L'échantillon de mousse est modélisé par un prisme aux dimensions identiques à celles des échantillons employés expérimentalement. Dans le cas de la mousse EPP, le prisme mesure 30 mm d'épaisseur et 100 mm de côté et pour la mousse VN602, le prisme mesure 32,9 mm d'épaisseur et 100 mm de côté;
- La cellule de charge est également modélisée par un disque plat. Le choix de modéliser la cellule de force plutôt que de contraindre les degrés de liberté des nœuds de la surface inférieure se justifie dans l'éventualité où la surface de l'impacteur serait plus petite que la surface de la mousse. En effet, dans ces conditions, les bords du spécimen de mousse remonteraient lors de la compression et on ne pourrait pas rendre compte de ce phénomène en encastrant les nœuds de la surface inférieure.

Le parallèle entre le banc d'essai physique et la modélisation de celui-ci est présenté à la Figure 4.1.

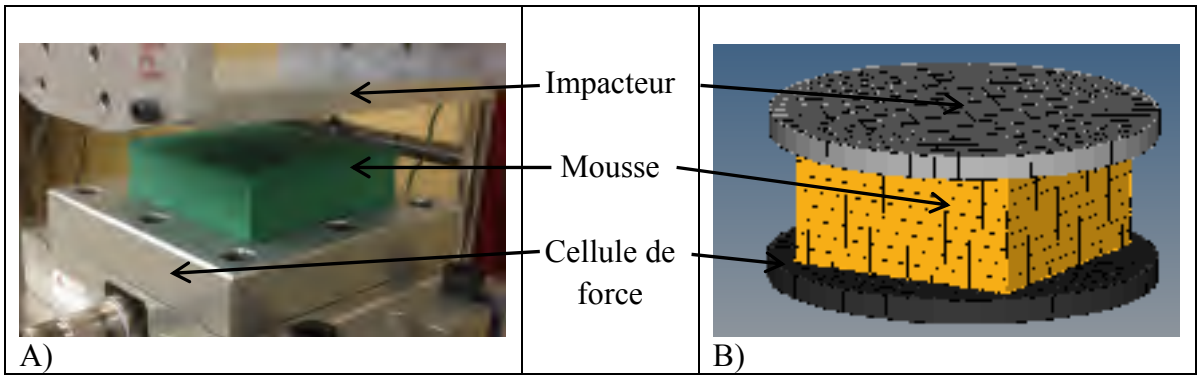

Figure 4.1 A) Banc d'essai physique B) Modélisation

4.2.2 Maillage et loi de comportement du matériau

4.2.2.1 Maillage

Les trois composants sont maillés avec des éléments hexaédriques à huit nœuds qui peuvent subir de grandes déformations. Les éléments de l'impacteur et de la cellule de charge mesurent 8 mm et les éléments constituants la mousse mesurent quant à eux 5 mm. La taille des éléments a été choisie via une étude de convergence présentée à l'ANNEXE III.

4.2.2.2 Loi de comportement du matériau

L'impacteur et la cellule de charge sont en aluminium et ont donc une rigidité bien supérieure à la mousse. Par conséquent, ces deux éléments sont définis en tant que corps rigides et ne subiront pas de déformation.

Comme cela a été présenté au chapitre précèdent, les mousses de protection ont un comportement viscoélastique et les courbes contrainte-déformation les caractérisant sont fortement non linéaires. D'autre part, le comportement des mousses, notamment de la mousse VN602, peut présenter une dépendance au taux de déformation. La loi de comportement utilisée pour modéliser la mousse doit transcrire l'ensemble de ces caractéristiques pour rester fidèle au comportement observé. Dans ce sens, la loi de comportement 38 *Visco-Elastic Foam Tabulated Material* de RADIOSS a été retenue.

La loi de comportement de matériau 38 est une loi de comportement tabulée qui tient compte du taux de déformation, c'est-à-dire que le comportement du matériau est défini en imposant des courbes contrainte-déformation d'ingénierie auxquelles est associé un taux de déformation $\dot{\varepsilon}$ (*Voir* Figure 4.2) via un maximum de cinq courbes. La première courbe doit normalement représenter le comportement quasi-statique du matériau. Par conséquent, si le taux de déformation subi par la mousse est inférieur à $\dot{\varepsilon}_{quasi-statique}$, le comportement de la mousse est assimilé au comportement quasi-statique. Il en va de même si le taux de déformation est supérieur à $\dot{\varepsilon}_{max}$. À des fins de stabilité du modèle, il est conseillé de doubler la courbe $\dot{\varepsilon}_{max}$ en y associant un taux de déformation très supérieur à $\dot{\varepsilon}_{max}$, dénué de sens physique.

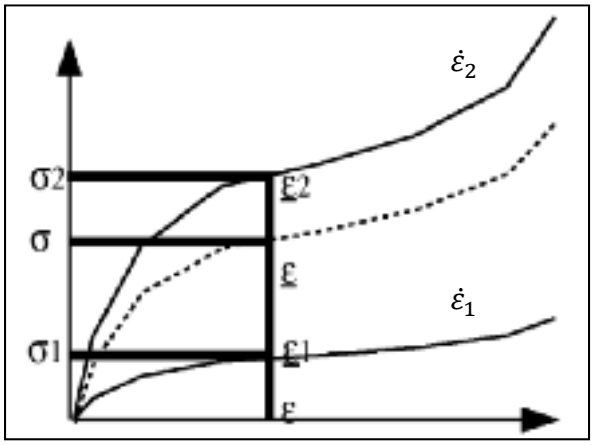

Figure 4.2 Courbes contraintes-déformation
qui caractérisent le matériau
Adaptée du guide d'utilisateur RADIOSS

Pour une valeur de $\dot{\varepsilon}$ donnée, les contraintes σ_1 et σ_2 correspondant à la déformation ε sont lues sur les courbes associées au taux de déformation directement inférieur $\dot{\varepsilon}_1$ et directement supérieur $\dot{\varepsilon}_2$. La contrainte associée est interpolée par la relation ci-dessous (4.1) où a et b définissent le type d'interpolation. Par exemple, si l'interpolation choisie est linéaire, les paramètres a et b sont égaux à 1.

$$\sigma = \sigma_2 + (\sigma_1 - \sigma_2)\left(\left(\frac{\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_1}{\dot{\varepsilon}_2 - \dot{\varepsilon}_1}\right)^a\right)^b \tag{4.1}$$

4.2.2.3 Mousse EPP

Pour transcrire le comportement de la mousse EPP, qui ne dépend pas du taux de déformation, il suffit d'imposer une unique courbe contrainte-déformation associée à un taux de déformation quelconque. En effet, l'interpolation définira toujours le comportement comme étant celui de la seule courbe définie, que le taux de déformation soit inférieur ou supérieur à celui imposé. La courbe contrainte-déformation qui définit le comportement de la mousse EPP est présentée ci-dessous (*Voir* Figure 4.3) et se base sur l'essai complémentaire réalisé sur l'échantillon de plus petite surface (*Voir* Figure 3.7). Le comportement entre 88 % et 100 % de déformation est extrapolé. Par la suite, les courbes expérimentales et les résultats seront présentés en trait plein alors que les courbes des lois de comportement des mousses seront présentées en trait pointillé.

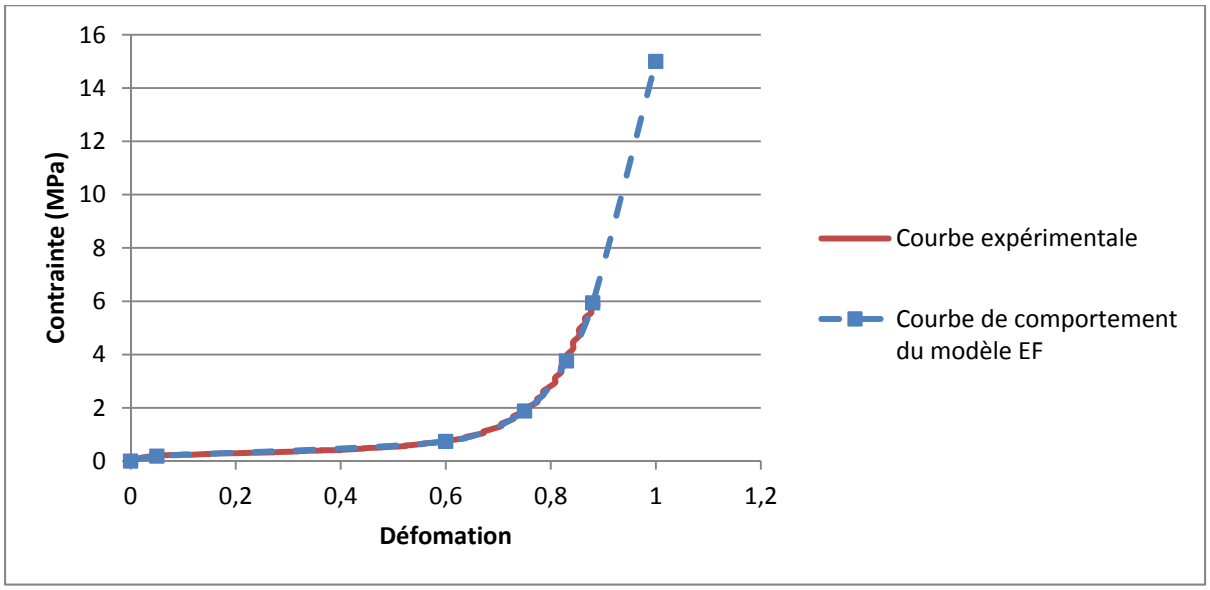

Figure 4.3 Courbe contrainte-déformation renseignant au modèle le comportement de la mousse EPP

Dans un premier temps, afin de s'assurer que le modèle reproduit fidèlement le comportement imposé, une simulation a été réalisée en imposant une vitesse de compression constante de l'impacteur, ce qui permet ainsi de balayer la courbe contrainte-déformation imposée jusqu'à un niveau de compression élevé. Le résultat est présenté sur la Figure 4.4,

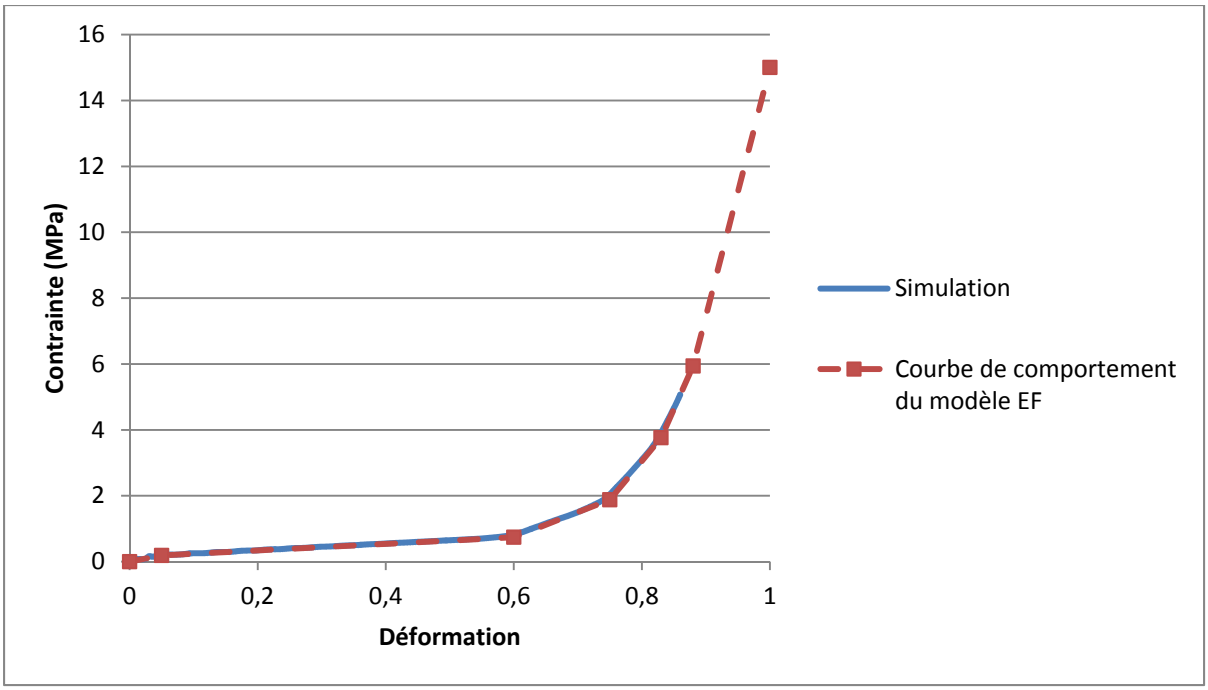

Figure 4.4 Courbe contrainte-déformation de la mousse EPP simulé avec vitesse imposée

L'adéquation entre la courbe simulée et le comportement imposé est excellente, il est donc possible de réaliser des simulations d'impact sur la mousse EPP.

4.2.2.4 Mousse VN602

Au chapitre précédent, il a été démontré que la mousse VN602 était sensible à la vitesse d'impact initiale et donc, au taux de déformation. Par conséquent, il est nécessaire d'imposer au moins deux courbes contrainte-déformation distinctes afin de rendre compte de ce comportement. Les deux courbes contrainte-déformation sont présentées à la Figure 4.5 et sont tirées d'une part de l'essai complémentaire sur un plus petit échantillon pour la courbe à plus faible vitesse (2 m/s) et sur l'essai à 5 m/s pour le comportement dynamique. Les

comportements intermédiaires entre ces deux vitesses de chargement sont interpolés par la loi de comportement. De même que pour la mousse EPP, les courbes sont extrapolées pour que le comportement soit renseigné jusqu'à un taux de compression de 100 %.

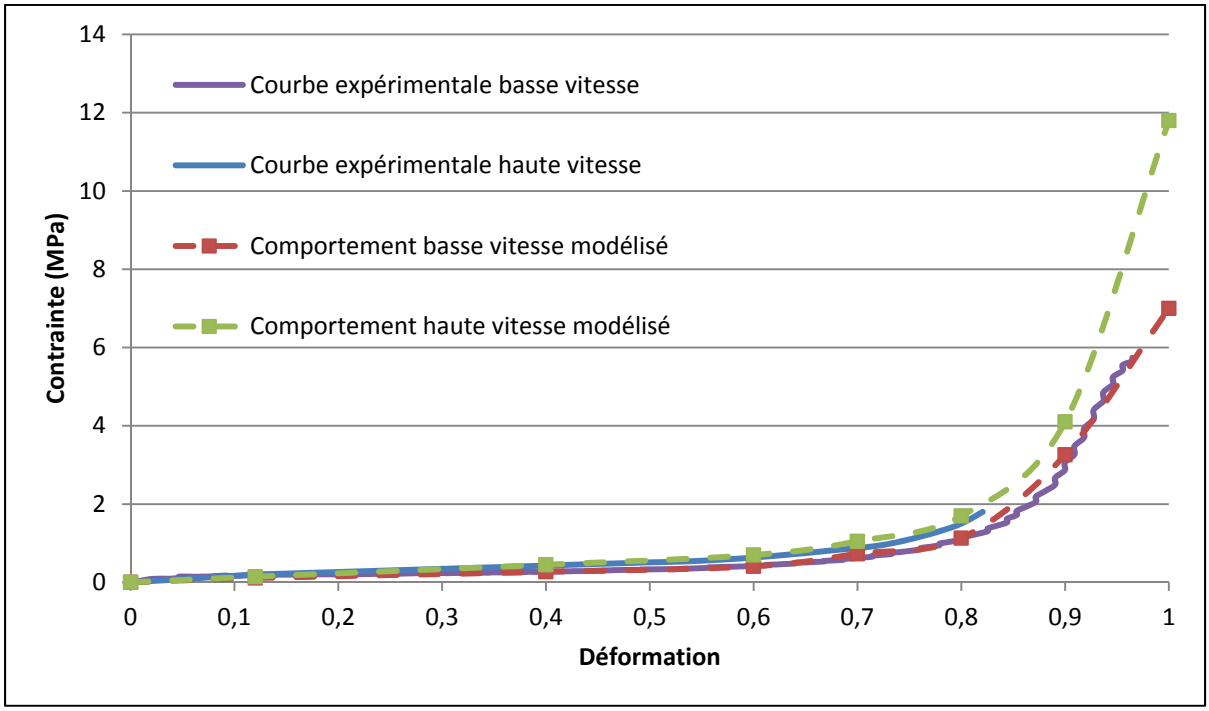

Figure 4.5 Courbes contrainte-déformation renseignant au modèle le comportement de la mousse VN602

Reste cependant à définir les taux de déformation associés à chacune de ces courbes. En effet, dans le cas d'une mousse sensible à la vitesse de chargement, les valeurs des paramètres représentant les taux de déformation dans le modèle revêtissent une grande importance dans l'interpolation du comportement de la mousse. La valeur de ces paramètres ne peut être obtenue au travers de la simple conversion proposée par (Mulliken et Boyce, 2006) (1.12), il est donc nécessaire de déterminer une méthode de recalage afin d'optimiser la valeur des paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$ qui permettent de reproduire le comportement renseigné par la simulation.

Afin d'illustrer la méthode de recalage, on s'appuiera sur l'exemple d'une mousse au comportement totalement théorique dépendant du taux de déformation. Sur la Figure 4.6, les courbes bleue et violette représentent le comportement de la mousse renseigné au modèle et correspondant à des vitesses d'impact V_1 et V_2.

Dans un premier temps, deux simulations sont effectuées en imposant une vitesse de compression constante à l'impacteur à V_1 et V_2 et avec des valeurs arbitraires attribuées à $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$ que l'on note $\dot{\varepsilon}_a$ et $\dot{\varepsilon}_b$. Les résultats de ces deux simulations sont les courbes verte et rouge. Le fait que ces deux courbes se situent entre les courbes bleue et violette signifie que les courbes simulées ont été interpolées à partir des courbes renseignées au modèle. Par conséquent, en se penchant sur l'équation d'interpolation de la loi de comportement, il est possible d'optimiser les valeurs de $\dot{\varepsilon}_a$ et $\dot{\varepsilon}_b$, pour que d'une part les courbes verte et violette et d'autre part les courbes rouge et bleue coïncident simultanément.

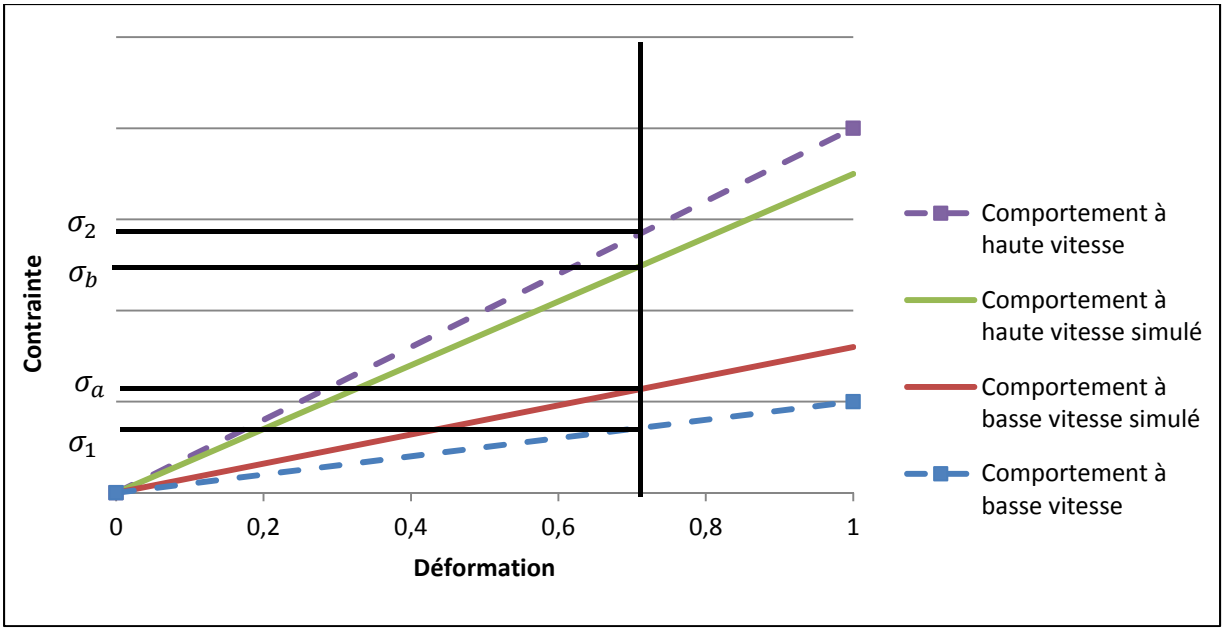

Figure 4.6 Paramètres de recalage des courbes expérimentales dans la loi tabulée dépendante du taux de déformation.

L'équation d'interpolation (4.2) utilisée dans la loi 38 est la suivante :

$$\sigma = \sigma_2 + (\sigma_1 - \sigma_2)\left(\left(\frac{\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_1}{\dot{\varepsilon}_2 - \dot{\varepsilon}_1}\right)^a\right)^b \tag{4.2}$$

En supposant que l'interpolation est linéaire, en modifiant l'équation, on aboutit à (4.3) :

$$\left(\frac{\sigma - \sigma_2}{\sigma_1 - \sigma_2}\right) = \frac{\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_1}{\dot{\varepsilon}_2 - \dot{\varepsilon}_1} \tag{4.3}$$

Et finalement à (4.4)

$$\left(\frac{\sigma - \sigma_2}{\sigma_1 - \sigma_2}\right)\dot{\varepsilon}_2 + \left(1 - \left(\frac{\sigma - \sigma_2}{\sigma_1 - \sigma_2}\right)\right)\dot{\varepsilon}_1 = \dot{\varepsilon} \tag{4.4}$$

En appliquant la formule (4.4) aux courbes rouge et verte et sachant que pour un niveau de déformation donnée, les courbes rouge et verte présentent une contrainte σ_a et σ_b, on obtient le système d'équation (4.5) suivant :

$$\begin{bmatrix} R_a & 1 - R_a \\ R_b & 1 - R_b \end{bmatrix}\begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_2 \\ \dot{\varepsilon}_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_a \\ \dot{\varepsilon}_b \end{pmatrix} \tag{4.5}$$

Avec (4.6)

$$R_x = \left(\frac{\sigma_x - \sigma_2}{\sigma_1 - \sigma_2}\right) \tag{4.6}$$

En inversant le système, on arrive finalement à (4.7) :

$$\begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_2 \\ \dot{\varepsilon}_1 \end{pmatrix} = \frac{1}{R_a - R_b}\begin{bmatrix} 1 - R_b & -(1 - R_a) \\ -R_b & R_a \end{bmatrix}\begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_a \\ \dot{\varepsilon}_b \end{pmatrix} \tag{4.7}$$

En moyennant les résultats obtenus en appliquant cette méthode à chaque niveau de déformation, on obtient un jeu de paramètres optimisés. Ce jeu de paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$ complètent alors les informations de la loi de comportement de la mousse sensible au taux de déformation et caractérise le comportement intrinsèque de la mousse, quel que soit la taille de l'échantillon.

4.2.3 Conditions limites et conditions initiales

En ce qui concerne les conditions limites, il est nécessaire de traduire dans le modèle, d'une part la cellule de force et d'autre part les relations de contact qui existent entre les différents composants du modèle. L'encastrement de la cellule de force est modélisé en bloquant les six degrés de libertés de l'ensemble des nœuds du support (en noir sur la Figure 4.1.B)

Afin d'établir des contacts entre l'impacteur et l'échantillon de mousse, ainsi qu'entre l'échantillon de mousse et la cellule de force, il faut avoir recours à des interfaces de contact. Pour ce faire, le choix s'est orienté vers les interfaces de type 7 *General Purpose* de RADIOSS, qui définissent un contact et permettent ainsi de modéliser des impacts entre une surface maitresse et des nœuds esclaves. Des interfaces symétriques ont été définies d'une part entre l'impacteur et la mousse et d'autre part entre la mousse et la cellule de force. Cela signifie que, dans le contact impacteur-mousse, l'impacteur a été défini comme surface maitresse et les nœuds de la mousse comme esclaves et inversement, la mousse a été définie comme surface maitresse et les nœuds de la mousse comme esclaves. Il en va de même pour le contact mousse-cellule de force.

Concernant les conditions cinématiques initiales de l'impacteur, celles-ci sont dictées par le principe physique du banc d'essai. Ainsi, une vitesse initiale est imposée à l'impacteur et les paramètres cinématiques de celui-ci (déplacement, vitesse, accélération) évoluent en fonction de la réponse de la mousse. Pour résumer, cette approche consiste à imposer initialement une énergie cinétique à l'impacteur.

4.2.4 Modèle paramétré

Le banc d'essai utilisé pour réaliser la caractérisation des mousses peut prendre différentes configurations. Afin d'éviter de devoir reconstruire un modèle à chaque modification de la configuration du banc d'essai, un script pour la génération automatique du modèle a été rédigé. Ce script permet de générer différentes configurations du modèle au moyen de variables paramétrées. Cette paramétrisation se retrouve à chacune des étapes de conception du modèle.

Tout d'abord la géométrie du modèle et les propriétés du maillage sont paramétrées. Cela signifie que les dimensions du spécimen de mousse, que ce soit la largeur ou la hauteur, la forme, les dimensions ou la masse de l'impacteur, ainsi que l'inclinaison du banc d'essai sont modifiables en changeant le jeu de paramètres générant le modèle. Il est également possible de modifier les propriétés du maillage et la taille des éléments.

De la même manière, les lois de comportement des mousses VN602 et EPP ont été implémentées, de sorte que le choix du type de mousse devienne une variable du script de génération. Enfin, les conditions cinématiques initiales ont également été paramétrées au travers de la vitesse initiale imposée à l'impacteur.

Finalement, ce script permet de générer des modèles du banc d'essai paramétrés en termes de géométrie, de maillage, de matériau, et de conditions cinématiques. Ce script permet donc de générer l'ensemble des configurations du banc d'essai sans limitation sur la vitesse d'impact, la force maximale et l'angulation.

4.3 Résultats

4.3.1 Compression pure

4.3.1.1 Mousse EPP

Dans le but de reproduire au plus près les résultats obtenus expérimentalement, un spécimen carré de mousse EPP de 30 mm d'épaisseur et de 100 mm de côté a été impacté par simulation pour des vitesses initiales de l'impacteur de 2 et 5 m/s. Les résultats de ces deux simulations sont présentés à la Figure 4.7.

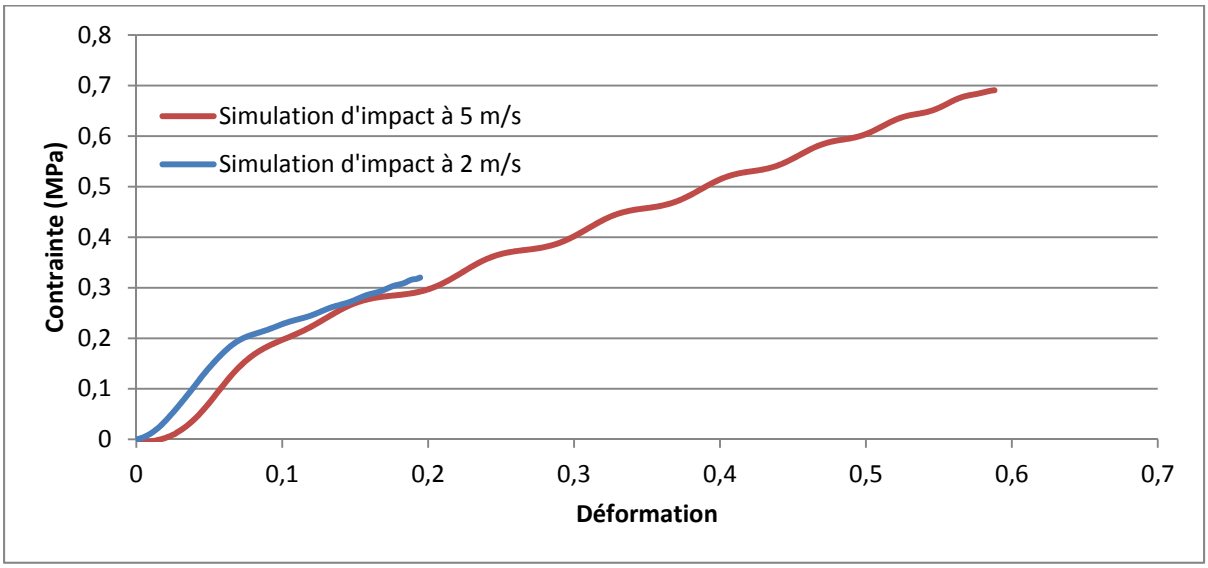

Figure 4.7 Courbe contrainte-déformation résultant d'une simulation d'impact sur la mousse EPP

De la même manière qu'au chapitre 2, il est possible d'extraire des paramètres de ces courbes. Ceux-ci pourront par la suite être comparés avec les résultats expérimentaux afin de statuer sur la validité du modèle. Ces paramètres sont présentés au Tableau 4.1.

Tableau 4.1 Comparaison du comportement expérimental et simulé de la mousse EPP

Type de mousse	Vitesse d'impact (m/s)	Simulation ou expérimental	Zone élastique		Plateau		Densification	
			L_E	E_E (MPa)	L_P	E_P (MPa)	L_D	E_D (MPa)
EPP	2	Expérimental	0.09 (0,004)	3,56 (0,029)	0,14 (0,004)	0,74 (0,016)	S/O	S/O
		Simulation	0,05	3,8	0,12	0,83	S/O	S/O
	5	Expérimental	0,08 (0,004)	3,38 (0,020)	0,57 (0,006)	0.77 (0,011)	S/O	S/O
		Simulation	0,06	3,8	0,53	0.87	S/O	S/O

Tout d'abord concernant la zone élastique, les deux simulations à 2 et 5 m/s présentent un facteur L_E égal à 5 % et 6 % de déformation et celui-ci diffère des résultats expérimentaux. Cela s'explique par le fait que la courbe de comportement imposé au modèle est tirée de l'essai sur un plus petit échantillon de mousse EPP. Lors de cet essai, le paramètre L_E valait 5 %, alors qu'il était plus proche de 8 % sur les essais du plan d'expérience (*Voir* Tableau 3.4). Ainsi, la différence entre les résultats expérimentaux et les simulations est à imputer au léger manque de répétabilité des essais expérimentaux. De la même manière, le paramètre E_E a été évalué à 3,8 MPa lors de ce même essai expérimental. Les disparités entre les résultats numériques et expérimentaux sont donc là aussi expliquées par la différence entre les essais expérimentaux. Dans la zone élastique, les simulations respectent donc parfaitement le comportement imposé.

Concernant le plateau, il est intéressant de noter que les niveaux de déformation atteints lors des simulations sont relativement proches des niveaux de déformation atteints expérimentalement. L'erreur absolue est de 2 % pour la simulation d'impact à 2 m/s et de 4 % pour la simulation d'impact à 5 m/s. Pour le paramètre de pente E_P, on observe des erreurs relatives de 10 % pour la simulation à 2 m/s et de 11 % pour la simulation à 5 m/s, ce

qui permet de conclure sur la validité du modèle lorsque la mousse ne dépend pas de la vitesse d'impact.

4.3.1.2 Mousse VN602

1) Recalage des paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$

Le comportement de la mousse VN602 est dépendant de la vitesse d'impact, par conséquent il est nécessaire d'employer la méthode de recalage des paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$. En appliquant la formule (4.7) à chaque niveau de déformation, on obtient les courbes recalées telles qu'illustrée à la Figure 4.8.

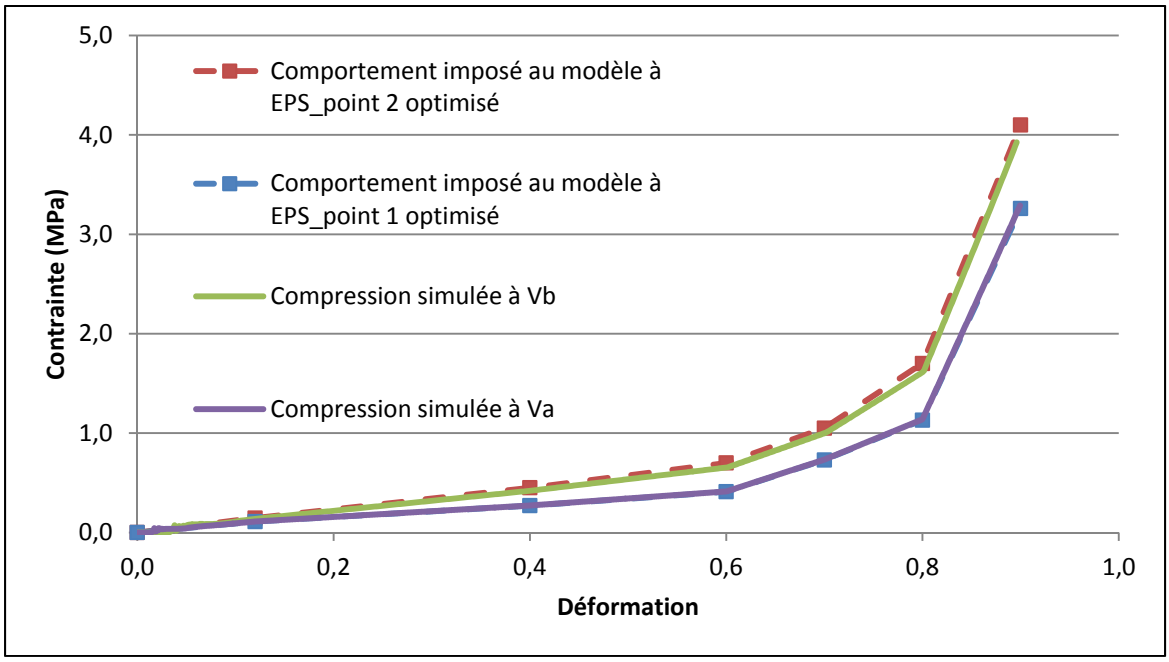

Figure 4.8 Comportement de la mousse VN602 avec les paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$ recalés

Afin de s'assurer que la méthode de recalage a fonctionné, on relève les niveaux de contraintes à 60 % et ceux-ci sont conformes aux attentes (*Voir* Tableau 4.2).

Tableau 4.2 Niveaux de contrainte à 60 % de déformation sur les courbes recalées

Contrainte σ_1 (MPa)	Contrainte σ_a (MPa)	Contrainte σ_b (MPa)	Contrainte σ_2 (MPa)
0,41	0,41	0,65	0,70

La méthode de recalage des paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$ a donc fonctionné. Il est désormais possible de réaliser des simulations d'impact sur la mousse VN602.

2) Tests d'impacts

Les résultats de simulation d'impact à 2 et 5 m/s sont présentés par la suite (*Voir* Figure 4.9 et Figure 4.10).

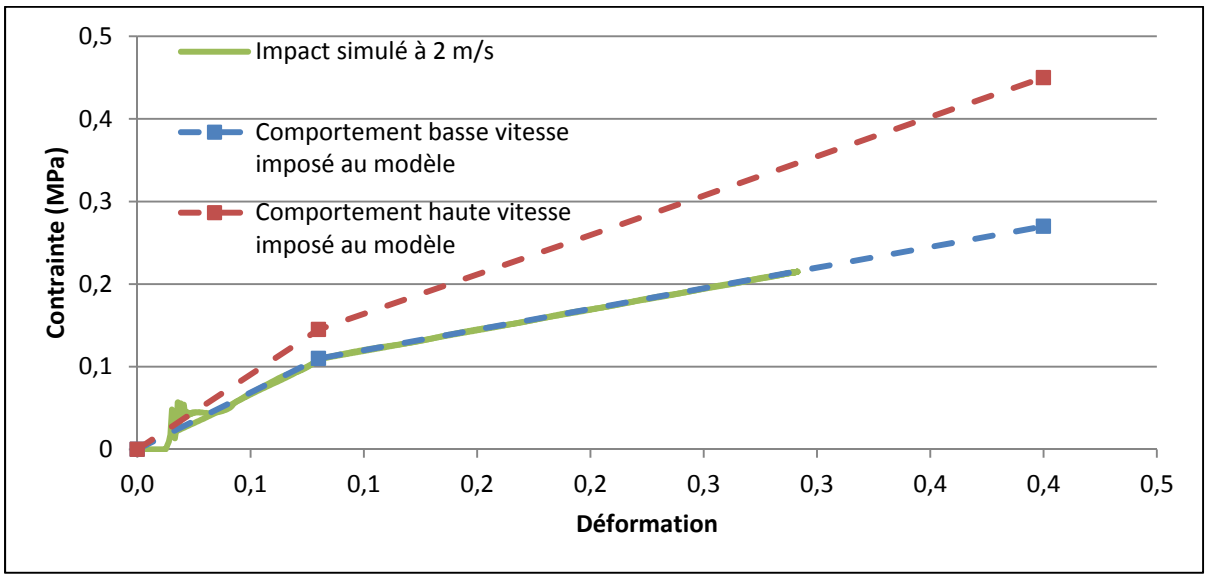

Figure 4.9 Courbe contrainte-déformation résultant d'une simulation d'impact sur la mousse VN602 à 2 m/s

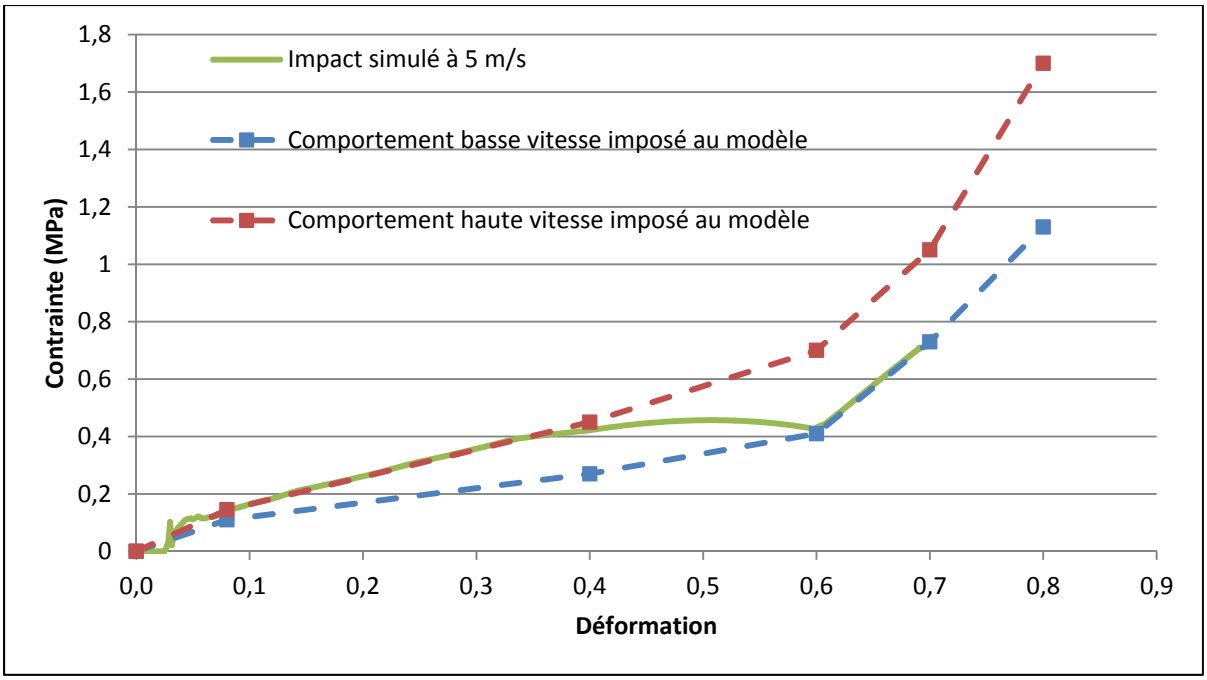

Figure 4.10 Courbe contrainte-déformation résultant d'une simulation d'impact sur la mousse VN602 à 5 m/s

Concernant les deux courbes présentées ci-dessus, il est difficile d'extraire des paramètres de pente E de la simulation d'impact à 5 m/s. En effet, la courbe se « rabat » sur le comportement basse vitesse à partir d'un certain niveau de déformation. Cette problématique est discutée par la suite. Afin d'établir un premier niveau de comparaison avec les résultats expérimentaux les paramètres extraits de la simulation d'impact à 2 m/s et les paramètres de largeur de zone L de la simulation d'impact à 5 m/s sont recensés dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3 Comparaison du comportement expérimental et simulé de la mousse VN602

Type de mousse	Vitesse d'impact (m/s)	Simulation ou expérimental	Zone élastique		Plateau		Densification	
			L_E	E_E (MPa)	L_P	E_P (MPa)	L_D	E_D (MPa)
VN602	2	Expérimental	0,17 (0,004)	0,94 (0,011)	0,19 (0)	0,10 (0,013)	S/O	S/O
		Simulation	0,08	0.94	0,30	0.12	S/O	S/O
	5	Expérimental	0,15 (0,007)	1,23 (0,018)	0.52 (0.027)	0.41 (0.024)	0.13 (0.009)	1.48 (0.091)
		Simulation	0,08	S/O	0,52	S/O	0,10	S/O

Concernant la largeur de la zone élastique, la même problématique que pour la mousse EPP se présente. En effet, les simulations indiquent une zone élastique large de 8 % alors que les essais rapportent des valeurs comprises entre 12 % et 17 %. Cependant, le comportement basse vitesse de la mousse VN602 est basé sur la courbe expérimentale obtenue lors de l'essai complémentaire sur un échantillon de mousse plus petit. Lors de cet essai, la largeur de la zone élastique était de 8 %. Le modèle respecte donc scrupuleusement le comportement imposé.

Les paramètres L_P issus de la simulation présentent des différences significatives avec les résultats des essais expérimentaux. En effet, en prenant l'exemple de l'impact à 2 m/s, le paramètre L_P expérimental vaut 0,19 alors que la simulation indique 0,30. Cependant, si l'on regarde plus globalement le niveau de déformation atteint qui équivaut alors à la somme des paramètres L_E et L_P, l'impact à 2 m/s amène la mousse à se comprimer de 36 % expérimentalement et de 38 % par simulation. Les écarts sont bien moindres et l'erreur absolue est alors de 2 %. Ainsi ces écarts sur la largeur du plateau L_P sont expliqués par la différence des paramètres L_E entre les essais expérimentaux et le comportement imposé au modèle. Pour les impacts à 3, 4 et 5 m/s les niveaux de déformation atteints par simulation sont de 53 %, 62 % et 70 %, alors qu'ils sont respectivement de 50 %, 72 %, 80 %

expérimentalement. Les erreurs absolues sont donc situées entre 3 % et 10 %. Ces valeurs sont, en outre, à nuancer, car elles résultent de simulations présentant un biais important.

4.3.2 Chargement combiné

Afin d'évaluer la réponse du modèle et notamment de la loi de comportement en chargement combiné, plusieurs simulations ont été réalisées en faisant varier le coefficient de Poisson γ du matériau. Cette étude permet de présenter la plage de comportement simulable dans la répartition de l'effort selon la direction de compression et de cisaillement. Les figures suivantes présentent les courbes contrainte-déformation de compression et de cisaillement de la mousse EPP dans la configuration du banc d'essai à 45° et pour des valeurs du coefficient de Poisson de 0; 0,1 et 0,25. Les simulations ont été réalisées en imposant une vitesse de compression constante de 2 m/s, ce qui n'est certes pas représentatif des essais expérimentaux, mais qui permet d'explorer la réponse du modèle lorsque le coefficient de Poisson est modifié.

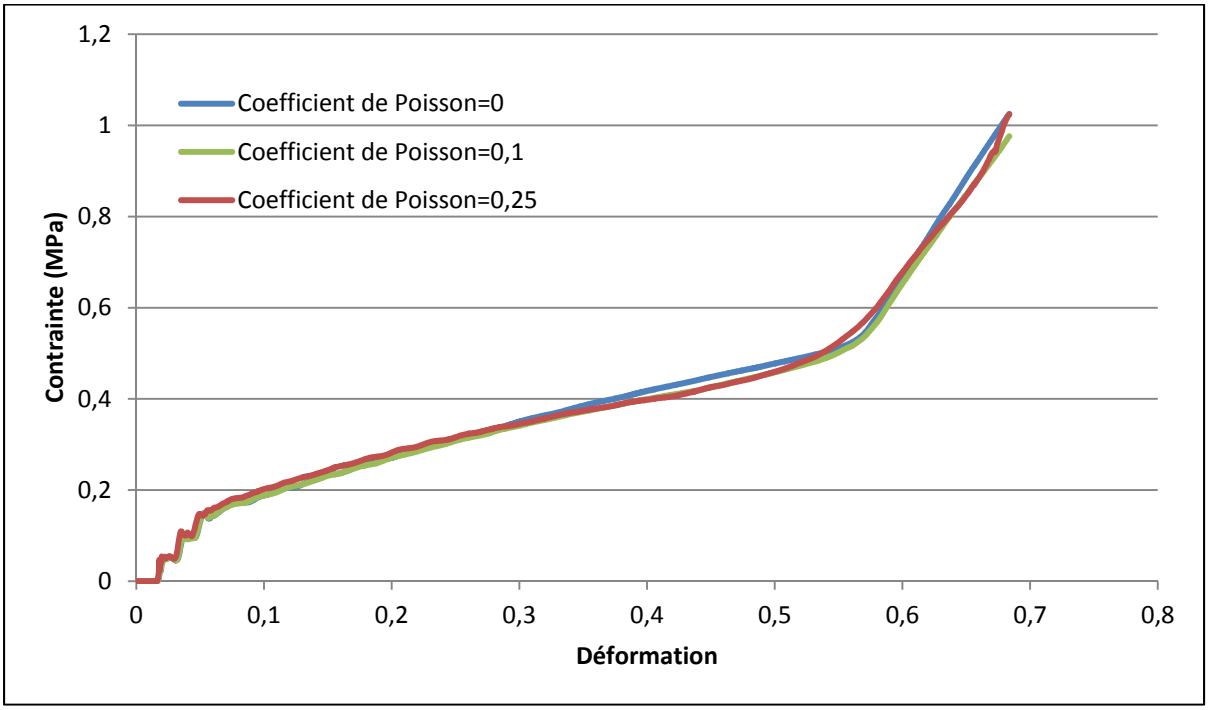

Figure 4.11 Influence du coefficient de Poisson sur le comportement en compression

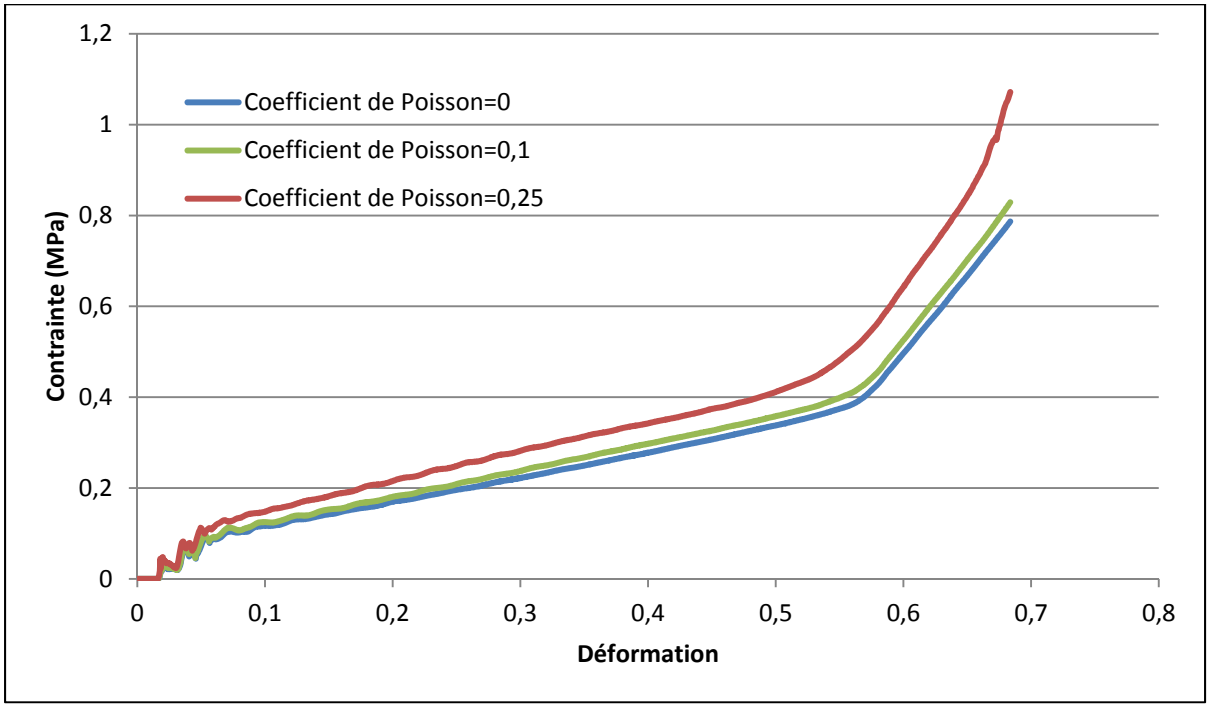

Figure 4.12 Influence du coefficient de Poisson sur le comportement en cisaillement

Afin d'évaluer l'effet du coefficient de Poisson, on peut extraire les paramètres suivants de ces trois simulations (*Voir* Tableau 4.4) :

Tableau 4.4 Influence du coefficient de Poisson sur les paramètres

Type de sollicitation	Coefficient de Poisson	Zone élastique		Plateau		Densification	
		L_E	E_E ou G_E (MPa)	L_P	E_P ou G_P (MPa)	L_D	E_D ou G_D (MPa)
Compression	0	0,05	2,80	0,51	0,82	0,17	3,83
	0,1	0,05	2,80	0,51	0,78	0,17	3,67
	0,25	0,05	2,80	0,47	0,73	0,21	3,53
Cisaillement	0	0,05	2,00	0,51	0,55	0,17	3,33
	0,1	0,05	2,00	0,51	0,63	0,17	3,37
	0,25	0,05	2,00	0,47	0,75	0,21	4,07

4.4 Discussion

4.4.1 Compression pure

4.4.1.1 Mousse VN602

Les résultats obtenus pour la mousse VN602 en imposant une vitesse initiale à l'impacteur présentent un biais. En effet, on observe que la simulation se « rabat » sur le comportement imposé à basse vitesse et empêche ainsi d'extraire des paramètres de pente ayant du sens.

Afin de comprendre le phénomène de rabattement de la courbe simulée sur le comportement à basse vitesse, il est nécessaire de revenir sur la loi 38 définie pour retranscrire le comportement de la mousse VN602. En effet, les courbes expérimentales utilisées pour alimenter la loi de comportement proviennent d'impact et ne sont donc pas obtenues avec une vitesse de compression constante mais plutôt à une vitesse d'impact initiale qui décroit jusqu'à atteindre une vitesse nulle au maximum de compression. Dans la loi tabulée 38, les courbes contrainte-déformation sont associées à un taux de déformation constant. Par conséquent les comportements basse et haute vitesse renseignés au modèle sont associés à

des taux de déformation constants alors qu'ils sont en réalité issus d'essais lors desquels la vitesse n'était pas constante.

Lors d'une simulation où l'on impose un niveau d'énergie à l'impacteur, au moyen d'une vitesse initiale, l'énergie cinétique est progressivement dissipée par la mousse et la vitesse de compression diminue lors de la simulation. La vitesse de compression étant directement corrélée avec le taux de déformation, la valeur de celui-ci diminue également au cours de la compression dans les éléments du bloc de mousse. Comme l'interpolation se base sur la valeur du taux de déformation dans les éléments, on observe donc que le comportement se rapproche progressivement du comportement basse vitesse. En fin de compression, le taux de déformation est très proche de zéro (car le niveau de compression maximum est presque atteint) la simulation coïncide donc avec le comportement basse vitesse.

Pour pallier à ce problème, la solution la plus évidente pour valider le modèle de la mousse VN602 soumis à des impacts est d'imposer le comportement relatif à la vitesse d'impact. Par exemple, sachant qu'un impact doit être simulé à 4 m/s, seul le comportement expérimental mesuré à 4 m/s est renseigné au modèle. On se retrouve dans ces conditions, dans le même cas que pour la mousse EPP : une seule courbe est imposée par simulation et le comportement de la mousse n'est pas interpolé en fonction du taux de déformation. Des essais préliminaires ont été réalisés dans ce sens et permettent de démontrer la validité de cette approche dans le cadre du puits de chute avec une parfaite adéquation entre les essais expérimentaux et la simulation.

En revanche, cette démarche présente également des limitations. Si l'on transpose cela au contexte du casque, les différents compartiments de mousses de protection qui le composent ne sont pas soumis aux mêmes conditions dynamiques lors d'un impact. En effet, le compartiment directement situé sous la zone d'impact sera comprimé avec la vitesse du choc, mais les compartiments éloignés seront comprimés à une vitesse inférieure. L'approche proposée ci-dessus impliquerait que malgré la dépendance du comportement de la mousse au

taux de déformation, la simulation ne rende pas compte de ce phénomène et impose le même comportement à l'ensemble des compartiments de mousse.

Idéalement et afin d'utiliser pleinement les possibilités offertes par la loi de comportement 38, il serait nécessaire de développer une méthode permettant de déterminer les courbes qui doivent être imposés au modèle ainsi que les valeurs des taux de déformation qui y sont associés afin que les résultats de simulation d'impact coïncident avec les résultats expérimentaux. Une première approche serait, dans un principe assez similaire à la méthode de recalage des paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$, de développer un algorithme permettant de réévaluer les courbes imposées au modèle pour définir le comportement de la mousse. En effet, le résultat escompté (le résultat des essais expérimentaux) et le résultat biaisé de la simulation sont connus. Par conséquent, au moyen de l'équation d'interpolation (4.2), il est possible de reconstruire les deux courbes isométriques à taux de déformation constant représentant le comportement à basse et haute vitesse de telle sorte que la courbe simulée coïncide avec la courbe expérimentale. Cette réalisation permettrait d'étendre le niveau de validation du modèle à d'autres contextes que celui du puits de chute.

La seconde approche nécessite de trouver une autre façon de caractériser les mousses de protection. Idéalement, l'objectif serait de réaliser des tests de compression à vitesse constante, afin de renseigner des courbes contrainte-déformation à taux de déformation constant au modèle. Cependant, ce type de montage est difficile à mettre en œuvre. En effet, les machines régulièrement employées lors d'essai de compression utilisent des vérins hydrauliques et ces dispositifs ne permettent pas de réaliser une compression à vitesse constante sur la totalité de la plage expérimentale.

Finalement, des tests DMA peuvent être envisagés. Ceux-ci permettraient d'associer un module de conservation et de perte à une fréquence de sollicitation. Par l'intermédiaire d'une conversion fréquence-taux de déformation, il serait possible de reconstruire les courbes contrainte-déformation pour différentes vitesses de compression. Toutefois, ce type d'analyse peut généralement être réalisé uniquement à des taux de déformation relativement faibles.

4.4.1.2 Validation

Les simulations réalisées en imposant une vitesse de compression constante présentent d'excellents résultats. En effet, concernant la mousse EPP, la Figure 4.4 nous indique que le résultat de la simulation se superpose parfaitement avec le comportement imposé au modèle. Ce même comportement étant directement issu de la courbe contrainte-déformation obtenue expérimentalement, cela assure donc que les comportements simulés et expérimentaux coïncident. Il en va de même pour la mousse VN602 en appliquant la méthode de recalage des paramètres $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$. Ce constat constitue un premier niveau de validation : en appliquant une vitesse de compression constante tout au long de la compression, le modèle suit fidèlement le comportement imposé, qu'il dépende ou non de la vitesse de sollicitation.

Le second niveau de validation consiste à reproduire le comportement de la mousse EPP, non dépendante du taux de déformation en imposant une vitesse initiale à l'impacteur. Il a été démontré le modèle permet de reproduire à une précision de l'ordre de 10 % le niveau de déformation et les pentes observées expérimentalement, cette erreur de l'ordre de 10 % étant davantage due aux différences relevées dans les essais expérimentaux qu'à une imprécision du modèle. Le modèle est donc validé pour une mousse ne dépendant pas de la vitesse de sollicitation à laquelle un niveau d'énergie est imposé.

Finalement, le modèle ne permet pas de reproduire le comportement de la mousse VN602 en utilisant l'interpolation du comportement en fonction du taux de déformation. En revanche, en imposant au modèle le comportement de la mousse à la vitesse d'impact à laquelle elle est soumise, les résultats expérimentaux obtenus sur le puits de chute ont pu être reproduits.

En somme, le modèle par éléments finis des mousses de protection a pu être validé dans le contexte du puits de chute. En revanche, il sera nécessaire de déterminer une méthode pour exploiter pleinement la loi de comportement 38 et étendre la validation du modèle dans un contexte de casque avec des mousses de protection dépendantes au taux de déformation.

4.4.2 Chargement combiné

Le comportement en cisaillement des mousses de protection n'a pu être que brièvement abordé au chapitre précédent compte tenu des limitations rencontrées avec le banc d'essai. Par conséquent, il est intéressant d'explorer les différents comportements que peut simuler le modèle en chargement combiné. En faisant varier le coefficient de Poisson, on peut observer le changement de comportement de la mousse selon les deux directions de sollicitation et ainsi évaluer l'influence du coefficient de Poisson sur le comportement.

On remarque sur le Tableau 4.4 que le coefficient de Poisson a une influence importante sur les paramètres dans la zone du plateau et de la densification. Dans ces deux zones, l'augmentation du coefficient de Poisson conduit à une diminution des paramètres de pente E_P et E_D en compression et une augmentation des paramètres de pente G_P et G_D en cisaillement. Ainsi davantage d'efforts sont transmis selon la direction de cisaillement lorsque le coefficient de Poisson augmente.

En revanche, lorsque l'on compare les paramètres obtenus par simulation et les résultats expérimentaux observés lors des essais préliminaires en chargement combiné, on remarque qu'il existe de fortes disparités entre les valeurs des paramètres de pente dans la zone élastique et le plateau (la densification n'est pas atteinte lors des essais expérimentaux). En effet, le paramètre E_E vaut 3,14 MPa expérimentalement alors qu'il vaut 2,80 MPa (89 %) en simulation, et le paramètre G_E vaut 1,43 MPa expérimentalement et 2,00 MPa (140 %) en simulation (*Voir* Tableau 3.6 et Tableau 4.4). Pour ce qui est du plateau, la simulation la plus proche des résultats expérimentaux en compression est celle avec un coefficient de Poisson de 0,1, cependant, le paramètre G_P est, dans ce cas, plus de trois fois supérieur en simulation qu'expérimentalement.

Différentes hypothèses peuvent être faites pour expliquer ces importantes disparités. Dans un premier temps, on peut remettre en cause les valeurs des paramètres expérimentaux à la

lumière des observations faites au chapitre précédent. En effet, s'il s'avérait qu'il y a du glissement entre l'impacteur et le spécimen de mousse lors d'un impact, cela signifierait que les efforts transmis dans la direction de cisaillement sont sous-évalués et surévalués dans la direction de compression. Le modèle proposerait alors des résultats en adéquation avec les observations expérimentales. En revanche, s'il s'avère que les résultats expérimentaux sont corrects, le modèle, dans sa configuration actuelle n'est pas en mesure de reproduire ces résultats. Il faudrait alors investiguer une nouvelle loi de comportement de matériau.

CHAPITRE 5

ÉVALUATION DU COMPORTEMENT DU MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU MANNEQUIN HYBRID III

5.1 Introduction

Le dernier objectif de ce projet est d'évaluer le comportement d'un modèle par éléments finis tête-cou du mannequin HYBRID III. En effet cette étape est essentielle afin de s'assurer que les résultats obtenus numériquement sont fidèles aux données d'accéléromètrie mesurées expérimentalement sur le mannequin HYBRID III.

Dans ce chapitre, des simulations reproduisant des impacts expérimentaux sur le mannequin HYBRID III sont présentées. Les résultats de ces simulations sont comparés aux données expérimentales et discutés, ce qui permet de conclure quant à la validité du comportement du modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III.

5.2 Matériel et méthodes

La revue de la littérature n'a fait ressortir qu'un seul article (Bartsch et al., 2012) présentant des données d'accélérométrie résultant d'impacts expérimentaux sur le complexe tête-cou du mannequin HYBRID III. On s'intéressera dans cette étude aux résultats d'impacts frontaux, visant la jonction maxillo-mandibulaire. Des essais d'impacts frontaux sont en effet présents dans les protocoles d'évaluation des casques de hockey de Virginia Tech et de l'université d'Ottawa. Pour réaliser les impacts, l'étude utilise le principe d'un pendule au bout duquel est suspendue une masse sphérique de 3,6 kg (*Voir* Figure 5.1.A). Les niveaux d'énergie bas (27 J), moyen (54 J) et haut (76 J) sont atteints en plaçant la masse à la hauteur souhaitée et celle-ci est libérée pour transformer son énergie potentielle de pesanteur en énergie cinétique.

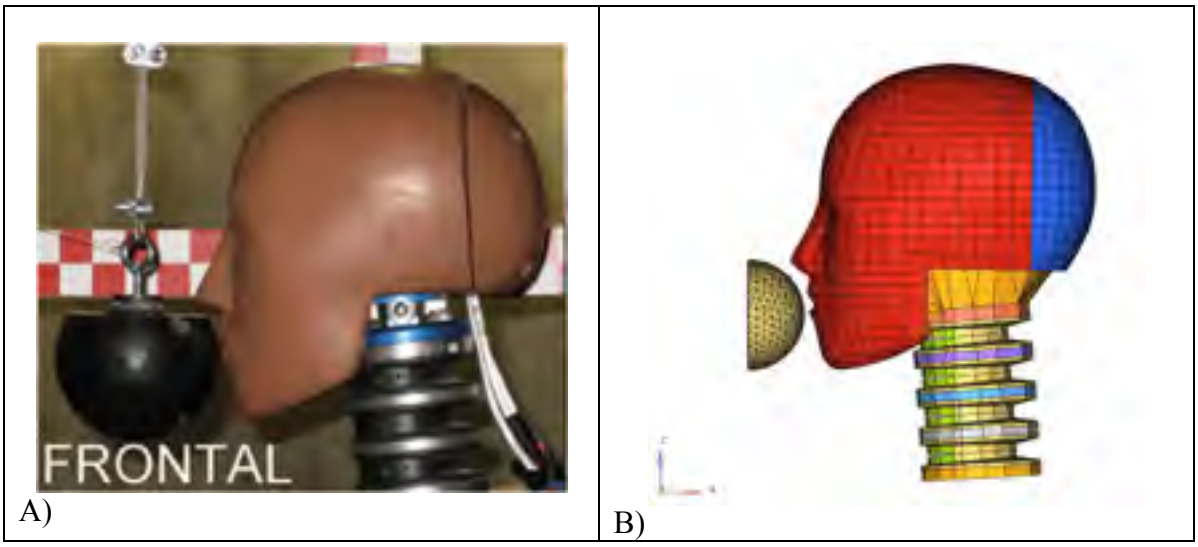

Figure 5.1 A) Montage expérimental pour un impact frontal
B) Modélisation d'un impact frontal sur la jonction maxillo-mandibulaire

Pour reproduire ces trois impacts par simulation, le modèle par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III 50ème percentile est utilisé. Ce modèle est composé de 6240 nœuds et 3030 éléments.

La modélisation de l'impact est la suivante (*Voir* Figure 5.1.B) : une vitesse initiale linéaire est imposée à un impacteur hémisphérique indéformable de masse m=3,6 kg. Les vitesses d'impact sont déterminées en respectant les niveaux d'énergie indiqués. En convertissant l'énergie E au moyen de la formule (5.1), les vitesses d'impact sont alors de 3,87 m/s, 5,48 m/s et 6,50 m/s.

$$v = \sqrt{\frac{2E}{m}} \tag{5.1}$$

Le contact entre l'impacteur et le reste de la tête est réalisé par une interface de type 7 dans laquelle l'impacteur est défini comme surface maitresse et où l'ensemble du complexe tête-cou fait office de surface esclave. La surface inférieure du cou est encastrée et les propriétés

mécaniques du modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III ont été définies par la compagnie Humanetics et ne peuvent être modifiées.

L'étude de (Bartsch et al., 2012) présente les résultantes des pics d'accélérations linéaires et angulaires pour chaque niveau d'énergie. Pour déterminer l'accélération angulaire, le signal de vitesse angulaire est dérivé et préalablement filtré avec un double filtre Butterworth afin d'éviter le déphasage du signal. La même approche sera utilisée avec les résultats de la modélisation par éléments finis. La fréquence de coupure utilisée correspond à l'abscisse de la variation de pente la plus élevée sur un graphique présentant en abscisse la fréquence de coupure et en ordonnée la moyenne quadratique entre le signal original et le signal filtré, comme le montre la Figure 5.2

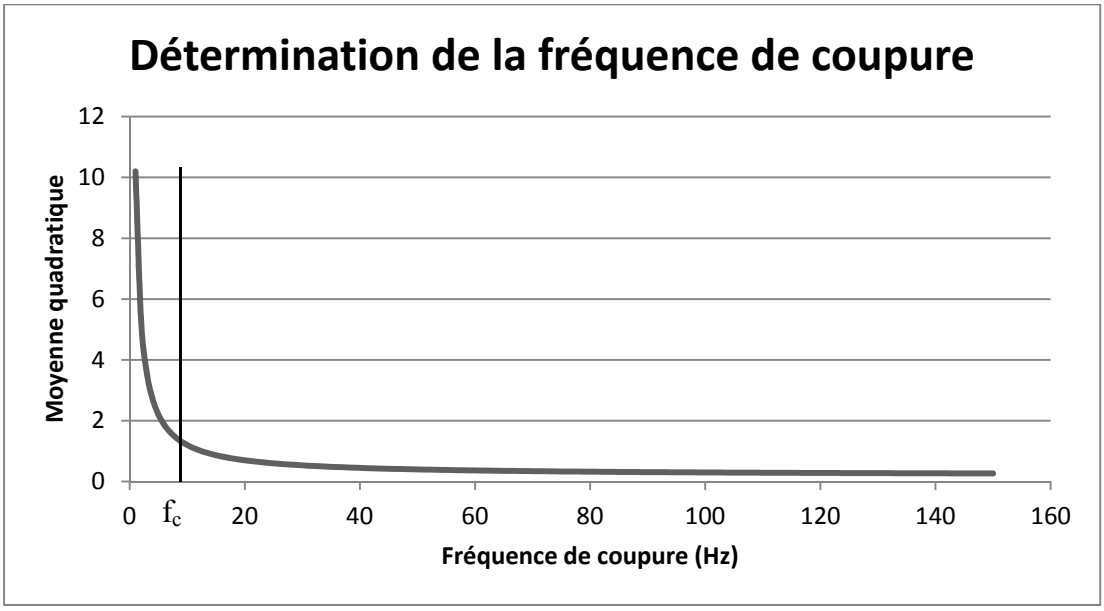

Figure 5.2 Détermination de la fréquence de coupure du filtre

5.3 Résultats

Les accélérations linéaires et angulaires mesurées expérimentalement et expérimentalement sont présentées au Tableau 5.1. Pour filtrer la vitesse angulaire, la fréquence de coupure utilisée est dans chacun des cas de 50 Hz.

Tableau 5.1 Accélérations linéaires et angulaires mesurées expérimentalement

Niveau d'énergie	Expérimentale ou simulation	Accélération linéaire (g)	Accélération angulaire (rad/s^2)
Bas (27 J)	Expérimentale	70 (2,03)	5 000 (175)
	Simulation	154	14 600
Moyen (54 J)	Expérimentale	130 (3,25)	7 200 (129,6)
	Simulation	253	15 920
Haut (76 J)	Expérimentale	170 (6,63)	9 800 (470,4)
	Simulation	354	18 380

Les résultats des trois simulations réalisées permettent de comparer les accélérations linéaires et angulaires du modèle du mannequin HYBRID III avec les essais expérimentaux.

Dans un premier temps, il est à noter que les simulations ne conduisent dans aucun des cas de chargements à des résultats compris dans l'intervalle défini par les écarts-types expérimentaux. En effet, dans le cas de l'accélération linéaire, les valeurs moyennes expérimentales sont respectivement de 70 g, 130 g et 170 g avec des écarts-types de 2,03 g, 3,25 g et 6,63 g alors que les simulations indiquent 154 g, 253 g et 354 g respectivement pour les niveaux d'énergie bas, moyen et haut. L'observation va dans le même sens en ce qui concerne l'accélération angulaire. Expérimentalement, les résultats sont de 5 000 rad/s^2, 7 200 rad/s^2 et 9 800 rad/s^2 avec des écart-types de 175 rad/s^2, 129,6 rad/s^2 et 470,4 rad/s^2, alors que les résultats de la simulation sont de 14 600 rad/s^2, 15 920 rad/s^2 et 18 380 rad/s^2.

En revanche, en comparant les résultats de simulation avec les résultats moyens expérimentaux, le modèle par éléments finis présente des valeurs de l'ordre de deux fois supérieures à l'accélérométrie du banc d'essai et ce, pour chacun des cas excepté l'accélération angulaire à 27 J. En effet, pour l'accélération angulaire, la simulation présente des résultats entre 1,95 et 2,2 fois plus élevées que l'expérimentale. Pour l'accélération

angulaire, le rapport se situe entre 1,88 et 2,21 si le cas à basse énergie est excepté. Cette corrélation permet de montrer que, certes une erreur systématique est faite par la simulation, mais d'une part les ordres de grandeurs et d'autre part les relations entre les différents niveaux d'énergies sont respectés.

5.4 Discussion

Afin d'expliquer les différences entre les résultats de simulation et les essais expérimentaux, plusieurs hypothèses peuvent être évoquées. Dans un premier temps, la fidélité de la modélisation peut être discutée. En effet, dans l'étude expérimentale, les impacts sont réalisés sur le mannequin HYBRID III thorax-cou-tête, alors que la simulation ne fait intervenir que le cou et la tête du mannequin. Toutefois, dans l'étude expérimentale, le thorax du mannequin était fixé à une chaise par l'intermédiaire de sangles ne laissant théoriquement aucune mobilité à cette partie du dispositif expérimental. Pour représenter cette absence de mobilité, les degrés de liberté de la partie inférieure du cou ont été bloqués. Cette modélisation est peut-être trop restrictive en termes de mobilité, mais il est difficilement concevable qu'elle explique le facteur deux entre la simulation et les résultats expérimentaux. D'autre part, la dimension et la position de l'impacteur peuvent également avoir un effet sur les résultats de simulation. L'étude expérimentale ne précise pas la dimension de la sphère qui impacte la tête et ne donne pas de repère précis quant à la zone de l'impact si ce n'est la région maxillo-mandibulaire. Là aussi, ces deux manques de précision ne permettent sans doute pas d'expliquer complètement la différence entre la simulation et l'expérimentale.

Dans un second temps, les propriétés de rigidité de modèle par éléments finis du mannequin HYBRID III peuvent être sujet à discussion, cependant, elles ne sont ni accessibles, ni modifiables, ce qui ne permet pas de conclure à ce propos.

Afin de surmonter la problématique exposée ci-dessus, de plus amples informations sur la méthode de validation du modèle par éléments finis devront être obtenues auprès de Humanetics. Elles permettront sans doute d'aller plus loin dans l'explication de ces

différences et de mettre le doigt sur le ou les paramètres influents. En attendant de trouver une solution, il pourrait être intéressant d'observer si le rapport de deux entre les résultats de la simulation et des essais expérimentaux est conservé dans d'autres configurations d'impacts. Si c'est le cas, cela permettrait de cibler le problème sur les propriétés de rigidité du modèle par éléments finis du mannequin et d'éliminer la fidélité de la modélisation. Les données résultant de la simulation d'un impact sur un casque pourrait être systématiquement divisées par deux afin de les comparer aux essais expérimentaux.

CHAPITRE 6

DISCUSSION GÉNÉRALE

Cette dernière section présente la discussion générale relative aux trois chapitres précédents. Elle décrit les points forts et les perspectives d'amélioration de chacune des parties du projet.

6.1 Caractérisation expérimentale

La caractérisation expérimentale a permis d'aborder le comportement dynamique des mousses de protection soumises à des impacts allant de 1 à 5 m/s. Cette approche a rendu compte du comportement des mousses EPP et VN602 en termes de contraintes, de déformations et a également établi la sensibilité du comportement de ces mousses au taux de déformation. La mousse EPP a été caractérisée comme ne dépendant pas du taux de déformation, contrairement à la mousse VN602 dont le comportement dépend de la vitesse de sollicitation dans chacune des zones de sa courbe contrainte-déformation. Cette observation aura certainement un impact dans le design d'un casque. Cependant, certaines lacunes ont été mises en lumière au moyen des différents essais réalisés. D'une part, la vibration de la structure du banc d'essai lors des impacts a été identifiée et d'autre part, les niveaux de compression atteints lors des impacts étaient régulièrement trop faibles pour faire apparaître l'intégralité du comportement potentiellement significatif lors de la compression des mousses dans un casque.

L'incidence des vibrations de la structure du banc d'essai lors d'un impact doit être évaluée au moyen d'une analyse cinématique. Cette approche permettra d'identifier les raisons de ces vibrations pour ainsi les réduire autant que possible. Cependant, elle ne garantit pas que leurs effets ne se fassent plus sentir sur les résultats expérimentaux. Par ailleurs, il semble effectivement compliqué de conclure sur la possibilité de négliger les biais induits par cette accumulation de mouvements parasites. En effet, les courbes contrainte-déformation en cisaillement sont des données qui n'ont jamais été publiées dans la littérature scientifique et par conséquent, il est difficile d'évaluer dans quelle mesure les résultats obtenus sont

éloignés de la réalité physique. Une première approche de solution pourrait éventuellement être non plus d'impacter à haute vitesse les spécimens de mousses, mais de les comprimer à des vitesses faibles qui n'engendreraient pas de vibrations parasites. Le comportement mécanique en compression et en cisaillement des mousses de protection serait alors plus facile à interpréter et permettrait un premier niveau de comparaison avec les courbes d'impacts, sans toutefois intégrer la dépendance à la vitesse de sollicitation.

En second lieu, les essais préliminaires sur des échantillons de mousse de plus petite surface ont été concluants pour aborder le comportement des mousses à des niveaux de compression proche de 90 %. Un plan d'expérience pourrait donc être envisagé soit au moyen d'une cellule de force de plus grande capacité, soit en adaptant la surface de l'échantillon à la vitesse d'impact de telle sorte qu'un niveau de compression élevé soit toujours atteint. Des paramètres de pente et de largeur de zones seraient alors accessibles dans chacune des régions de la courbe contrainte-déformation, ce qui permettrait de réaliser une analyse complète de la sensibilité à la vitesse d'impact.

6.2 Modélisation par éléments finis du comportement des mousses

La modélisation par éléments finis du comportement des mousses de protection a permis d'aboutir au développement d'un modèle paramétré du banc d'essai expérimental exploité dans le cadre du premier objectif de ce projet. Ce modèle permet de reproduire le comportement observé lors des essais expérimentaux, mais un certain nombre de limitations ont été observées.

6.2.1 Compression pure

En compression pure, deux approches ont été envisagées. D'une part la vitesse de déplacement de l'impacteur était imposée constante tout au long de la compression de la mousse. Cette option ne reflète pas la physique du banc d'essai, mais est en accord avec le principe de la loi de comportement du matériau utilisée. D'autre part, une vitesse initiale était imposée à l'impacteur (ce qui équivaut à imposer un niveau d'énergie cinétique initiale) et

l'évolution de ces paramètres cinématiques étaient dictés par le comportement de la mousse. Cette approche permet de modéliser la réalité physique du banc d'essai, mais s'éloigne des principes décrits par la loi de comportement, dans le cas où les essais expérimentaux sont directement utilisés pour alimenter le modèle.

Dans un premier temps, le comportement de la mousse EPP a pu être reproduit avec les deux approches présentées ci-dessus. D'une vitesse de compression constante imposée à l'impacteur, il résulte une courbe contrainte-déformation simulée qui suit fidèlement le comportement expérimental. Lorsqu'une vitesse initiale est imposée à l'impacteur, d'une part le comportement simulé suit le comportement expérimental et, d'autre part, les niveaux de compression atteints à différentes vitesses sont sensiblement équivalents aux niveaux de compression expérimentaux. Pour les mousses dont le comportement ne dépend pas du taux de déformation le modèle produit des résultats valides.

De la même manière, la compression de la mousse VN602 a été simulée selon les deux approches. D'une vitesse de compression constante à l'impacteur, associée à une méthode de recalage des paramètres de vitesses associés aux courbes imposés au modèle, résultent des courbes contrainte-déformation simulées qui suivent fidèlement le comportement attendu. En revanche, lorsqu'une vitesse initiale est imposée à l'impacteur, les résultats obtenus ne sont pas en adéquation avec les résultats expérimentaux. Cela est dû à la définition même de la loi de comportement qui associe un taux de déformation constant à une courbe contrainte-déformation alors que les essais expérimentaux utilisés pour alimenter ce modèle ont été réalisés avec une vitesse décroissante lors de la compression. Des essais préliminaires où le comportement de la mousse était déterminé en fonction de la vitesse d'impact subie, ont permis de valider le modèle par éléments finis dans le contexte du puits de chute.

Pour étendre la validité du modèle de la mousse VN602 à un contexte de casque, plusieurs approches sont envisageables :

- En conservant la loi de comportement utilisée jusqu'ici, entreprendre de nouveaux essais expérimentaux de compression à taux de déformation constant, ce qui permettrait de renseigner au modèle des courbes avec un comportement comme attendu dans la loi de comportement;
- En conservant l'approche expérimentale utilisée jusqu'ici, extraire les courbes iso-valeurs en taux de déformation pour exprimer les données à l'aide de courbes à taux de déformation constant qui renseigneront la loi de comportement 38;
- En conservant l'approche de caractérisation expérimentale employée jusqu'ici, déterminer une nouvelle loi de comportement en adéquation avec les données expérimentales;
- Élaborer une nouvelle approche expérimentale à laquelle est associée une nouvelle loi de comportement.

6.2.2 Chargement combiné

En chargement combiné, les résultats obtenus expérimentalement ne sont pas suffisamment fiables pour entreprendre une comparaison avec des résultats de simulations. Par conséquent, seule une étude sur le coefficient de Poisson a été entrepris, car il s'agit au premier abord du paramètre du modèle influençant le plus le comportement en cisaillement de la mousse. Cette étude a fait ressortir que le coefficient de Poisson influait uniquement le comportement en cisaillement, en laissant le comportement en compression inchangé.

6.3 Évaluation du comportement du modèle par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III

Le chapitre 5 évaluait le comportement du modèle par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III en comparant les résultats d'impact expérimentaux avec la simulation. Cette approche a, avant toute chose, permis de montrer que le modèle par

éléments finis du mannequin permettait d'évaluer des grandeurs d'intérêt pour les impacts à la tête : les accélérations linéaire et angulaire. Les résultats de simulation était de l'ordre de deux fois supérieurs aux résultats expérimentaux et les éléments de modélisation que sont la taille et la position de l'impacteur ainsi que la condition cinématique d'encastrement imposée à la base du cou ne permettent pas d'expliquer ces différences. Pour aller plus loin et développer un modèle par éléments finis du dispositif de tests anthropomorphiques, un recalage des paramètres de la loi de comportement caractérisant la peau est nécessaire, en utilisant par exemple une méthode inverse.

Malgré les différences entre les résultats de simulation et les essais expérimentaux, l'évolution relative des accélérations linéaires et angulaires en fonction de l'énergie d'impact est respectée. Cette corrélation permet donc pour le moment une comparaison relative des résultats de simulation. Malgré tout, l'explication de ces différences doit être déterminée, et de plus amples informations sur la méthode de validation du modèle par éléments finis devront être obtenues. Par ailleurs, de nouveaux tests expérimentaux dans des conditions similaires aux protocoles d'évaluation des casques de Virginia Tech et de l'université d'Ottawa devront être entrepris afin d'évaluer le comportement du modèle par éléments fins du mannequin dans des conditions proches de l'expérimentale. L'évaluation du comportement du modèle par éléments finis devra également être entreprise dans d'autres directions de sollicitation (flexion, flexion latérale, rotation).

CONCLUSION

L'objectif principal de ce projet était d'étudier la faisabilité du développement d'un modèle par éléments finis comme outil d'aide à la conception de casques de hockey visant à minimiser les accélérations linéaires et rotationnelles ressenties à la tête. Les trois objectifs spécifiques consistaient à 1) caractériser expérimentalement les mousses de protection utilisées dans un casque de hockey; 2) développer et valider un modèle par éléments finis paramétré d'une couche de mousse soumis à un chargement combiné compression-cisaillement et 3) évaluer le comportement en extension d'un modèle par éléments finis tête-cou du mannequin HYBRID III.

La caractérisation des mousses de protection a été réalisée sur un banc d'essai inspiré de la littérature permettant de réaliser des chargements combinés compression-cisaillement sur des échantillons de mousse. En compression pure, plusieurs approches ont été envisagées. Un plan d'expérience a permis d'étudier plus en détails le comportement de deux types de mousses (EPP et VN602) et d'extraire un ensemble de six paramètres permettant d'évaluer leur sensibilité à la vitesse de chargement. Des essais réalisés sur des échantillons de plus petite taille ont permis d'explorer les courbes contrainte-déformation jusqu'à des niveaux de déformation dépassant les 90 %. Par la suite, des essais préliminaires réalisés sur sept types de mousse différents ont permis de réaliser une analyse qualitative relative de leur courbe contrainte-déformation qui permet d'avoir un premier aperçu sur leur comportement. Les essais en chargement combiné à 45° ont permis de valider la preuve de concept stipulant que les comportements en compression et en cisaillement des mousses de protection différaient. Un plan d'expérience complet n'a pu être réalisé car des déformations parasites de l'impacteur ont été détectées et ne permettent pas d'assurer un bon niveau de confiance dans les résultats obtenus. Des propositions ont été faites afin de localiser, d'évaluer et de résoudre cette difficulté.

Pour répondre au second objectif, un modèle par éléments finis paramétré des différentes configurations du banc d'essai a été développé. Cette modélisation visait à reproduire le

comportement des mousses de protection. Pour ce faire une loi de comportement tabulée a été identifiée, car elle permettait à la fois de rendre compte d'un comportement dépendant et non-dépendant du taux de déformation. Pour la mousse EPP non dépendante du taux de déformation, la compression de la mousse avec une vitesse constante imposée a conduit à des résultats en parfaite coïncidence avec le comportement imposé au modèle. La modélisation d'impact, en imposant une vitesse initiale à l'impacteur, a conduit à des résultats en bonne adéquation avec les résultats expérimentaux. Les six paramètres des courbes contrainte-déformation de la simulation présentaient une différence d'un maximum de 10 % avec les paramètres expérimentaux. Pour la mousse VN602, sensible à la vitesse de chargement, une méthode de recalage des paramètres de taux de déformation a été développée et validée en simulant une compression de la mousse avec une vitesse constante imposée. Lorsqu'une vitesse initiale était donnée à l'impacteur, les simulations sur une mousse dépendante du taux de déformation n'ont pas conduit aux résultats attendues en utilisant l'interpolation définie par la loi de comportement. Les raisons de cette lacune ont été exposées et des propositions d'approche ont été faites pour solutionner ce problème. En revanche il a été démontré que les résultats expérimentaux pouvaient être reproduits par la simulation en imposant un unique comportement dépendant de la vitesse d'impact.

L'évaluation du comportement par éléments finis du complexe tête-cou du mannequin HYBRID III a été réalisée pour des impacts frontaux.

Ces trois objectifs spécifiques auront donc permis d'établir un premier niveau de confiance quant à la faisabilité de modéliser le comportement des mousses de protection. Un projet additionnel devra compléter l'étude de faisabilité, tout d'abord en réalisant les essais expérimentaux en chargement combiné sur le banc d'essai modifié et ensuite en développant et en validant un modèle par éléments finis simplifié du complexe tête-cou-casque soumis à des impacts. Ce projet procurera un niveau de confiance élevé pour répondre à l'objectif global du partenariat qui consiste en le développement d'un modèle par éléments finis 3D paramétrique d'un casque de hockey et du modèle tête-cou HYBRID III pour évaluer l'effet du design d'un casque sur la protection contre les accélérations linéaires et rotationnelles.

ANNEXE I

SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES DES EQUIPEMENTS DE MESURES EXPÉRIMENTALES

Specifications	Output	Incremental encoder output A/B with differential push-pull output, TTL/RS422 or HTL compatible							
	Excitation voltage	10 ... 30 VDC or 5 VDC ±5 %							
	Excitation current	50 mA to 300 mA, depending on pulse frequency, cable length and load							
	Magnetic period of the sensor	2 mm				5 mm			
	Guided spacing between sensor and mag. scale (x_L)	0.1 ... 0.8 mm				0.1 ... 2 mm			
	Side tracking tolerance of the sensor	±1 mm				±1 mm			
	Linearity (sensor with mag. scale PMIB3)	15 µm ± 40 µm/m				30 µm ± 40 µm/m			
	Repeatability	± 1 digit				± 1 digit			
	Resolution with ext. times 4 counting mode [µm]	5	10	20	50	10	25	50	125
	Max. velocity with fp=50 kHz [m/s] (20 kHz: x 0.4; 10 kHz: x 0.2)	0.8	1.6	3.2	8	1.6	4	8	20

Figure-A I.1 Fiche technique du capteur de déplacement PMIS3 POSIMAG de ASM Sensor
Tirée de (ASM, 2012)

MC6 SERIES SPECIFICATIONS (Metric Units)

Model: MC6-X-	1000	2000	4000	
CAPACITY				
Fz	4500	9000	18000	N
Fx, Fy	2250	4500	9000	N
Mz	170	340	680	N-m
Mx, My	340	680	1360	N-m
TYPICAL SENSITIVITY				
Fz	0.17	0.08	0.04	μV/V-N **
Fx, Fy	0.67	0.33	0.17	
Mz	13.27	6.63	3.32	μV/V-N-m **
Mx, My	6.20	3.10	1.55	
STIFFNESS				
Fz	14	23	35	$\times 10^7$ N/m
Fx, Fy	2.1	4.4	8.8	
NON-LINEARITY				
Fx, Fy, Fz	0.20	0.20	0.20	± %FSO
HYSTERESIS				
Fx, Fy, Fz	0.20	0.20	0.20	%FSO
RESONANT FREQUENCY				
Fz	620	875	1200	Hertz
Fx, Fy	550	800	1000	Hertz

Figure-A I.2 Fiche technique cellule de force
MC6-2000 de AMTI
Tirée de (AMTI, 2014)

ANNEXE II

RELATION ENTRE LA HAUTEUR DE CHUTE ET LA VITESSE D'IMPACT

Il existe une équivalence entre la vitesse au moment de l'impact et la hauteur à laquelle est lâché l'impacteur. Pour déterminer la relation qu'il existe entre ces deux grandeurs, on se base sur le principe de la conversion de l'énergie mécanique. E_m, E_c et E_p représentent respectivement l'énergie mécanique, cinétique et potentielle, m représente la masse de l'impacteur, v la vitesse, h la hauteur (l'origine étant située au niveau de la face supérieure de la mousse) et g l'accélération de la pesanteur. Enfin les indices i et f représentent les états initial (impacteur en position haute) et final (impacteur en contact avec la mousse).

Le principe de conservation de l'énergie mécanique (II.1) stipule que :

$$E_{m_i} = E_{m_f} \tag{II.1}$$

Or l'énergie mécanique est la somme de l'énergie cinétique et de l'énergie potentielle de pesanteur (II.2),

$$E_m = E_c + E_p \tag{II.2}$$

D'après les formules (II.1) et (II.2), on obtient donc (II.3),

$$E_{c_i} + E_{p_i} = E_{c_f} + E_{p_f} \tag{II.3}$$

Par ailleurs, l'énergie cinétique (II.4) s'exprime comme suit :

$$E_c = \frac{1}{2}mv^2 \tag{II.4}$$

Et l'énergie potentielle de pesanteur (II.5) de la façon suivante :

$$E_p = mgh \tag{II.5}$$

Dans l'état initial, la vitesse de l'impacteur est nulle et dans l'état final, la hauteur de l'impacteur est nulle dans le référentiel du banc d'essai. Par conséquent on obtient (II.6),

$$mgh_i = \frac{1}{2} m {v_f}^2 \tag{II.6}$$

Finalement (II.7),

$$h_i = \frac{{v_f}^2}{2g} \tag{II.7}$$

ANNEXE III

ÉTUDE DE CONVERGENCE

Une étude de convergence a été réalisé en se basant sur la simualtion d'un impact à 5 m/s sur la mousse EPP. La première simulation a été réalisé avec des éléments de 10 mm et la taille de ceux-ci a été progressivement réduite jusqu'à observé la convergence. La convergence est établie lorsque l'erreur relative entre les paramètres de deux simulations successives est inférieure à 5 %. Par aillerus, lors de ces simulations, la densification n'a jamais été atteinte.

Tableau A.III.1 Paramètres extraits des simulations d'impact sur la mousse EPP à 5m/s en fonction de la taille du maillage

Taille des éléments (mm)	Zone élastique		Plateau	
	L_E	E_E (MPa)	L_P	E_P (MPa)
10	0,12	1,92	0,46	1,00
8	0,08	2,88	0,50	0,92
6	0,07	3,5	0,52	0,90
5	0,06	3,8	0,53	0.87
4	0,06	3,75	0,52	0,85

On observe que la différence entre les paramètres des simulations est importante avec jusqu'à la transition entre des éléments de 5 mm et 6 mm (*Voir* Tableau A.III.1). Entre ces deux simulations, on observe une erreur relative de 16,7 % sur le paramètre L_E, de 7,9 % sur le paramètre E_E, de 1,9 % sur le paramètre L_P et de 3,4 % sur le paramètre E_P. Le critère de convergence est donc atteint pour les paramètres du plateau, mais il ne l'est pas pour les paramètres de la zone élastique. Une nouvelle itération est donc réalisée entre des éléments de 5 mm et de 4 mm. On observe cette fois des erreurs relatives de 0 %, 1,3 %, 1,9 % et 2,4 % respectivement pour les paramètres L_E, E_E, L_P et E_P. Le critère de convergence est donc respecté et la convergence est établie à partir d'une taille d'éléments de 5 mm.

LISTE DES RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Altair. 2009. *Radioss Theory Manual*, 10th ed. Troy, MI, USA, 195 p.

AMTI. 2014. « MC6-2000 Specifications ». En ligne. < http://www.amti.biz >. Consulté le 05 avril 2016.

ASM. 2012. « Magnetic Scale Encoder ». En ligne. 7p. < http://www.asm-sensor.com/asm/pdf/pro/pmis3_en.pdf >. Consulté le 04 avril 2016.

ASTM. 2010. *Standard Guide for Dynamic Testing of Vulcanized Rubber and Rubber-Like Materials Using Vibratory Methods*. Norme internationale, D5992-96. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 25 p.

ASTM. 2011. *Standard Test Method for Flexible Cellular Materials - Slab, Bonded, Molded Urethane Foams* Norme internationale, D3574- 11. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 29 p.

ASTM. 2014. « Standard Specification for Flexible Cellular Materials - Sponge or Expanded Rubber ». Norme internationale.

ASTM. 2015. *Standard Performance Specification for Ice Hockey Helmets*. Norme internationale, F1045 - 15. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 10 p.

Avalle, Massimiliano, Giovanni Belingardi et R. Montanini. 2001. « Characterization of polymeric structural foams under compressive impact loading by means of energy-absorption diagram ». *International Journal of Impact Engineering,* vol. 25, n° 5, p. 455-472.

Bartsch, Adam, Edward Benzel, Vincent Miele, Douglas Morr et Vikas Prakash. 2012. « Hybrid III anthropomorphic test device (ATD) response to head impacts and potential implications for athletic headgear testing ». *Accident Analysis & Prevention,* vol. 48, p. 285-291.

Benson, Brian W., Andrew S. McIntosh, David Maddocks, Stanley A. Herring, Martin Raftery et Jiří Dvořák. 2013. « What are the most effective risk-reduction strategies in sport concussion? ». *British journal of sports medicine,* vol. 47, n° 5, p. 321-326.

BOSE. 2008. *ElectroForce 3200 Test Instruments - Reference Manual*. Eden Prairie, MN, USA, 73 p.

Bouix, Rémy, Philippe Viot et Jean-Luc Lataillade. 2009. « Polypropylene foam behaviour under dynamic loadings: Strain rate, density and microstructure effects ». *International journal of impact engineering,* vol. 36, n° 2, p. 329-342.

Capela, Carlos, José A. Martins Ferreira et José Domingos M. Costa. 2010. « Viscoelastic properties assessment of syntactic foams by dynamic mechanical analysis ». *Materials Science Forum,* vol. 636, p. 280-286.

Chen, W., F. Lu et N. Winfree. 2002. « High-strain-rate compressive behavior of a rigid polyurethane foam with various densities ». *Experimental Mechanics,* vol. 42, n° 1, p. 65-73.

Crawford, Roy, et Roy J. Crawford (352). 1998. *Plastics engineering*, 3rd ed. Burlington, MA, USA: Elsevier Butterworth-Heinemann.

De Beaumont, Louis, Maryse Lassonde, Suzanne Leclerc et Hugo Théoret. 2007. « Long-term and cumulative effects of sports concussion on motor cortex inhibition ». *Neurosurgery,* vol. 61, n° 2, p. 329-337.

Etchessahar, Manuel. 2002. « Caractérisation mécanique en basses fréquences des matériaux acoustiques ». Thèse de doctorat en acoustique. Le Mans, France, École doctorale de l'université du Maine, 111 p.

Forero Rueda, Manuel A., Liang Cui et Michael D. Gilchrist. 2011. « Finite element modelling of equestrian helmet impacts exposes the need to address rotational kinematics in future helmet designs ». *Computer methods in biomechanics and biomedical engineering,* vol. 14, n° 12, p. 1021-1031.

Frioui, N., A. Bezazi, C. Remillat, F. Scarpa et J. P. Gomez. 2010. « Viscoelastic and compression fatigue properties of closed cell PVDF foam ». *Mechanics of Materials,* vol. 42, n° 2, p. 189-195.

Gibson, Lorna J., et Michael F. X. Ashby (503). 1997. *Cellular solids: structure and properties*, 2nd ed. Cambridge, UK: Cambridge university press.

Hockey-Canada. 2015. « Programme d'éducation et de sensibilisation aux commotions ». En ligne. < http://cdn.agilitycms.com/hockey-canada/Hockey-Programs/Safety/Concussion/Downloads/concussion_awareness_card_f.pdf >. Consulté le 12 février 2016.

Hootman, Jennifer M., Randall Dick et Julie Agel. 2007. « Epidemiology of Collegiate Injuries for 15 Sports: Summary and Recommendations for Injury Prevention Initiatives ». *Journal of Athletic Training,* vol. 42, n° 2, p. 311-319.

Humanetics. 2013. *H350 FE Dummy model RADIOSS.*

Jaouen, Luc, Amélie Renault et Mickael Deverge. 2008. « Elastic and damping characterizations of acoustical porous materials: Available experimental methods and applications to a melamine foam ». *Applied acoustics,* vol. 69, n° 12, p. 1129-1140.

Jazi, Mehdi Salimi, Asghar Rezaei, Ghodrat Karami, Fardad Azarmi et Mariusz Ziejewski. 2012. « A Study on the Impact of Helmet Padding Materials on the Brain Pressure Under Shock Loads ». In *Summer Bioengineering Conference*. (Fajardo, Puerto Rico, USA), p. 641-642. New York, NY, USA: American Society of Mechanical Engineers.

King, Albert I., King H. Yang, Liying Zhang, Warren Hardy et David C. Viano. 2003. « Is head injury caused by linear or angular acceleration ». In *International IRCOBI Conference on the biomechanics of impact*. (Lisbon, Portugal), p. 1-12. IRCOBI.

Lee, Yeon Soo, Nam Hoon Park et Hi Seak Yoon. 2010. « Dynamic mechanical characteristics of expanded polypropylene foams ». *Journal of cellular plastics,* vol. 46, n° 1, p. 43-55.

Luo, Huiyang, Yanli Zhang, Bo Wang et Hongbing Lu. 2010. « Characterization of the compressive behavior of glass fiber reinforced polyurethane foam at different strain rates ». *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering,* vol. 132, n° 2, p. 78-90.

Marar, Mallika, Natalie M. McIlvain, Sarah K. Fields et R. Dawn Comstock. 2012. « Epidemiology of concussions among United States high school athletes in 20 sports ». *The American journal of sports medicine,* vol. 40, n° 4, p. 747-755.

Marc, Andy. 2014. « JO SOTCHI. Portrait robot du champion de hockey sur glace : 26 ans, 1,86 m pour 93 kilos ». En ligne. < http://leplus.nouvelobs.com/contribution/1148845-jo-sotchi-portrait-robot-du-champion-de-hockey-sur-glace-26-ans-1-86-m-pour-93-kilos.html >. Consulté le 28 septembre 2015.

Martell, Stephen G., et Joan N. Vickers. 2004. « Gaze characteristics of elite and near-elite athletes in ice hockey defensive tactics ». *Human Movement Science,* vol. 22, n° 6, p. 689-712.

McKenzie, JA, et JF Williams. 1971. « The dynamic behaviour of the head and cervical spine during 'whiplash' ». *Journal of biomechanics,* vol. 4, n° 6, p. 477-490.

Mills, Nigel (562). 2007. *Polymer foams handbook: engineering and biomechanics applications and design guide*, 1st ed. Oxford, UK: Butterworth-Heinemann.

Milne, G., C. Deck, N. Bourdet, Q. Alline, A. Gallego, R. P. Carreira et R. Willinger. 2013. « Assessment of Bicyclist Head Injury Risk under Tangential Impact Conditions ». In *IRCOBI Conference*. (Gothenburg, Sweden), p. 735-746. IRCOBI.

Mulliken, A. D., et M. C. Boyce. 2006. « Mechanics of the rate-dependent elastic–plastic deformation of glassy polymers from low to high strain rates ». *International journal of solids and structures,* vol. 43, n° 5, p. 1331-1356.

Mustafa, Helmy, Toh Yen Pang, Thierry Perret-Ellena et Aleksandar Subic. 2015. « Finite element bicycle helmet models development ». *Procedia Technology,* vol. 20, n° 1, p. 91-97.

NHL. 2014. « National Hockey League Official Rules 2014-2015 ». En ligne. 227 p. < http://www.nhlofficials.com/_files/_pdf_2014/2014-2015-Rules-Digital-Final.pdf >. Consulté le 03 novembre 2015.

Omalu, Bennet I., Steven T. DeKosky, Ryan L. Minster, M. Ilyas Kamboh, Ronald L. Hamilton et Cyril H. Wecht. 2005. « Chronic Traumatic Encephalopathy in a National Football League Player ». *Neurosurgery,* vol. 57, n° 1, p. 128-134.

Padgaonkar, A. J., K. W. Krieger et A. I. King. 1975. « Measurement of Angular Acceleration of a Rigid Body Using Linear Accelerometers ». *Journal of Applied Mechanics,* vol. 42, n° 3, p. 552-556.

Post, Andrew, et T. Blaine Hoshizaki. 2012. « Mechanisms of brain impact injuries and their prediction: a review ». *Trauma,* vol. 14, n° 4, p. 327-349.

Post, Andrew, Anna Oeur, Blaine Hoshizaki et Michael D. Gilchrist. 2013. « Examination of the relationship between peak linear and angular accelerations to brain deformation metrics in hockey helmet impacts ». *Computer methods in biomechanics and biomedical engineering,* vol. 16, n° 5, p. 511-519.

Quirion, René-Charles. 2014. « Commotion cérébrale: le hockey encore plus problématique ». En ligne. < http://www.lapresse.ca/la-tribune/sports/201402/06/01-4736125-commotion-cerebrale-le-hockey-encore-plus-problematique.php >. Consulté le 26 octobre 2015.

Renault, Amélie. 2008. « Caractérisation mécanique dynamique de matériaux poro-visco-élastiques ». Thèse de doctorat en génie mécanique. Sherbrooke, Université de Sherbrooke, 149 p.

Rousseau, P, et TB Hoshizaki. 2009. « The influence of deflection and neck compliance on the impact dynamics of a Hybrid III headform ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part P: Journal of Sports Engineering and Technology,* vol. 223, n° 3, p. 89-97.

Rousseau, Philippe, T Blaine Hoshizaki, Michael D Gilchrist et Andrew Post. 2010. « Estimating the influence of neckform compliance on brain tissue strain during a helmeted impact ». *Stapp car crash journal,* vol. 54, n° 6, p. 37.

Rowson, Bethany, Steven Rowson et Stefan M. Duma. 2015. « Hockey STAR: a methodology for assessing the biomechanical performance of hockey helmets ». *Annals of biomedical engineering*, p. 1-15.

Rowson, Steven, et Stefan M. Duma. 2011. « Development of the STAR evaluation system for football helmets: integrating player head impact exposure and risk of concussion ». *Annals of biomedical engineering,* vol. 39, n° 8, p. 2130-2140.

Rowson, Steven, Stefan M. Duma, Jonathan G. Beckwith, Jeffrey J. Chu, Richard M. Greenwald, Joseph J. Crisco, P. Gunnar Brolinson, Ann-Christine Duhaime, Thomas W. McAllister et Arthur C. Maerlender. 2012. « Rotational head kinematics in football impacts: an injury risk function for concussion ». *Annals of biomedical engineering,* vol. 40, n° 1, p. 1-13.

Slater, Jim. 2013. « NFL: qui est responsable des commotions cérébrales? ». In *La Presse*. En ligne. < http://www.lapresse.ca/sports/football/nfl/201301/24/01-4614613-nfl-qui-est-responsable-des-commotions-cerebrales.php >. Consulté le 11 novembre 2015.

Tan, Long Bin, Kwong Ming Tse, Heow Pueh Lee, Vincent Beng Chye Tan et Siak Piang Lim. 2012. « Performance of an advanced combat helmet with different interior cushioning systems in ballistic impact: Experiments and finite element simulations ». *International Journal of Impact Engineering,* vol. 50, p. 99-112.

TuxBoard. 2011. « Casque de Hockey coupé en deux ». En ligne. < http://www.tuxboard.com/choses-coupees-en-2/casque-hockey-coupe-en-deux/ >. Consulté le 14 avril 2015.

Van Gurp, Marnix, et Jo Palmen. 1998. « Time-temperature superposition for polymeric blends ». *Rheol Bull,* vol. 67, n° 1, p. 5-8.

Wikipédia. 2007. « Listes de modèles rhéologiques ». En ligne. < https://fr.wikipedia.org/wiki/Liste_de_modèles_rhéologiques >. Consulté le 21 mars 2016.

Zhao, J., W. G. Knauss et G. Ravichandran. 2007. « Applicability of the time–temperature superposition principle in modeling dynamic response of a polyurea ». *Mechanics of Time-Dependent Materials,* vol. 11, n° 3-4, p. 289-308.

Zhou, Y. J., G. Lu et J. L. Yang. 2015. « Finite element study of energy absorption foams for headgear in football (soccer) games ». *Materials & Design,* vol. 88, n° 3, p. 162-169.

Zuckerman, Scott L., Zachary Y. Kerr, Aaron Yengo-Kahn, Erin Wasserman, Tracey Covassin et Gary S. Solomon. 2015. « Epidemiology of Sports-Related Concussion in NCAA Athletes From 2009-2010 to 2013-2014 Incidence, Recurrence, and Mechanisms ». *The American journal of sports medicine*, p. 2654-2662.