



HAL
open science

Caractérisation et modélisation du comportement mécanique d'éléments d'étanchéité par presse garniture

Émilie Viéville Viéville

► To cite this version:

Émilie Viéville Viéville. Caractérisation et modélisation du comportement mécanique d'éléments d'étanchéité par presse garniture. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Bretagne Sud, 2018. Français. NNT : 2018LORIS482 . tel-01961352

HAL Id: tel-01961352

<https://theses.hal.science/tel-01961352>

Submitted on 19 Dec 2018

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

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



THESE / UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD
sous le sceau de l'Université Bretagne Loire

pour obtenir le titre de
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD

Mention : Génie Mécanique
Ecole doctorale : SPI

Présentée par

Emilie VIÉVILLE

Institut de Recherche Dupuy de Lôme
FRE CNRS 3744

Caractérisation du comportement mécanique et modélisation d'éléments d'étanchéité par Presse-Garniture

Thèse soutenue le 2 Février 2018

devant le jury composé de :

M. Denis FAVIER

Professeur, Université de Grenoble / Président

M. Hakim A. BOUZID

Professeur, Ecole de Technologie Supérieure, Montréal / Rapporteur

M. Christophe FOND

Professeur, Université de Strasbourg / Rapporteur

Mme Sandrine THUILLIER

Professeur, Université de Bretagne Sud / Examineur

M. Benoît OMNÈS

Ingénieur d'Études et de Prestation au Cetim / Invité

M. Gérard RIO

Professeur, Université de Bretagne Sud / Directeur de thèse

M. Hervé LAURENT

Maître de Conférence (HDR), Université de Bretagne Sud /
Co-directeur de thèse

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein de l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme de l'Université de Bretagne Sud sous la direction de Gérard Rio et d'Hervé Laurent. Je tiens tout d'abord à les remercier chaleureusement de m'avoir guidée et encouragée durant ces 3 années de travaux. Je remercie Gérard pour ses suggestions et nos discussions toujours animées par sa jovialité, son énergie et sa passion pour la Mécanique. Je remercie Hervé pour ses conseils et nos échanges rythmés par sa rigueur, ses interrogations et sa pertinence. Je les remercie de m'avoir permis de réaliser cette thèse avec une certaine liberté et encore plus pour avoir supporté mon fort caractère.

Je remercie la Fondation Cetim qui a financé ces travaux de thèse. Je remercie également le pôle TDE du Cetim de Nantes pour cette collaboration et leur accueil lors de mes venues sur Nantes. Je tiens aussi à remercier tout particulièrement, Benoît Omnès et Hubert Lejeune pour leur présence et leur écoute.

Je voudrais remercier vivement les membres de mon jury. Je remercie Denis Favier d'avoir accepté de présider le jury de ma thèse, Hakim A. Bouzid et Christophe Fond pour avoir accepté d'être rapporteur de ce travail et pour leurs remarques pertinentes. Merci également à Sandrine Thuillier pour avoir bien voulu faire partie de ce jury.

La bonne ambiance au sein du laboratoire a contribué à l'aboutissement de cette thèse, je tiens à remercier l'ensemble des membres du PTR3, ex-EG2M. Mes remerciements vont également à Hervé, Isabelle, Anthony et François pour leur aide sur les expériences ainsi que leur disponibilité pour répondre à mes questions. Que serez cette thèse sans les pauses cafés et nos discussions, je remercie Lydie, Erwan, Vincent, Adrien, Yann, Thomas, ... et Julien, monsieur "Perl", mon collègue de bureau, merci pour ton aide et ton écoute. Merci à tous pour ces moments de détente et de bonne humeur.

Enfin, je souhaite remercier ma famille pour leur présence et leur soutien tout au long de mes études. Je remercie ma sœur pour son aide précieuse avec la langue de Shakespeare. Je remercie, tout particulièrement, mon mari pour m'avoir soutenue et encouragée mais surtout, de nous avoir supporté ma thèse et moi durant ces trois années. Et pour finir, Maxence et Valentine qui ont été ma bouffée d'oxygène quand j'avais besoin d'oublier ma thèse.



Table des matières

Introduction	9
Contexte de l'étude	9
Organisation du mémoire	11
I Comportement mécanique des joints en graphite expansé matricé	13
1 Étude bibliographique sur les presse-garnitures avec des joints en GEM	15
1.1 Introduction	15
1.2 Les différents systèmes de vannes	16
1.3 Les garnitures d'étanchéité	18
1.3.1 Généralités	18
1.3.2 Le procédé de fabrication de joint en GEM	20
1.3.3 Le matériau de l'étude	22
1.4 Les études de l'analyse des contraintes dans les joints de type presse-garniture	23
1.4.1 Études expérimentales	23
1.4.2 Approches analytiques	29
1.4.3 Modèles de comportement mécanique classiques pour simuler les joints d'étanchéité	33
1.5 Synthèse	37
2 Les moyens expérimentaux	39
2.1 Introduction	39
2.2 Dispositif d'essai existant	40
2.3 Développement d'un nouveau dispositif	44
2.3.1 Les contraintes techniques de mise au point	44
2.3.2 Principe de ce dispositif	46
2.4 Description des éléments constituant le dispositif expérimental	48
2.4.1 La machine d'essai	48
2.4.2 Les jauges de déformations	49
2.4.3 Le montage d'essai	51
2.5 Évolution du montage	52
2.6 Prise en compte de la raideur axiale du montage complet	55
2.7 Conclusions	57

3	Caractérisation des joints en GEM	59
3.1	Observations de la microstructure	59
3.1.1	Microscope Electronique à Balayage	60
3.1.2	Tomographie	60
3.2	Étude du comportement mécanique sur un joint	61
3.2.1	La viscosité	62
3.2.2	Compression charge-décharge	63
3.2.3	Compression cyclique	68
3.2.4	Compression cyclique avec plusieurs boucles par cycle	70
3.3	Conclusion	72
 II Modélisation phénoménologique du comportement mécanique d'un joint GEM		 73
4	Définition et description du modèle Hyperélasto-Hystérésis (HH)	75
4.1	Introduction	75
4.2	La contribution hyperélastique	78
4.2.1	L'hyperélasticité déviatorique	78
4.2.2	L'hyperélasticité sphérique	80
4.3	La contribution hystérésis	80
4.3.1	L'hystérésis déviatorique	81
4.3.2	L'hystérésis sphérique	82
4.4	Synthèse	83
5	Identification des paramètres matériau du modèle HH	85
5.1	Introduction	85
5.2	Simulation d'un unique joint	85
5.2.1	La géométrie et les conditions limites	85
5.2.2	Le modèle utilisé	86
5.2.3	Les résultats	86
5.3	Simulation du contact entre le joint et la chemise	90
5.3.1	La mise en données	91
5.3.2	Les résultats	93
5.4	Amélioration du modèle : ajout d'une contribution hystérétique sphérique	95
5.4.1	La géométrie et les conditions limites	95
5.4.2	Le modèle de comportement utilisé	95
5.4.3	Les résultats	97
5.5	Conclusion	99
6	Simulation d'un joint dans son environnement	101
6.1	Introduction	101
6.2	Modélisation	101

6.2.1	La géométrie et les conditions limites	101
6.2.2	Le modèle utilisé	102
6.3	Les résultats	102
6.4	Synthèse	108
III	Vers l'application industrielle	109
7	Validation et prédiction du modèle	111
7.1	Introduction	111
7.2	Protocole expérimental et résultats	111
7.2.1	Essai de compression charge-décharge	111
7.2.2	Compression cyclique	114
7.3	Modélisation sur un empilement	117
7.3.1	Caractéristiques de la modélisation	117
7.3.2	Les résultats	118
7.4	Conclusion	120
	Conclusion générale	121
	Principaux résultats	121
	Perspectives	123
	Bibliographie	129
A	Définition de la déformation d'Almansi	131

Introduction

Contexte de l'étude

Ces travaux s'effectuent dans le cadre d'une thèse de doctorat à l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL) de l'Université de Bretagne-Sud. Ils font suite à un contrat de collaboration de recherche avec le Cetim (Pôle Technologies De l'Étanchéité (TDE) sur le site de Nantes) et sont appuyés par la Fondation Cetim finançant la recherche scientifique dans le domaine de la mécanique. Ce travail a pour but de déterminer le comportement mécanique de garnitures d'étanchéité en Graphite Expandé Matricé (GEM) afin d'obtenir les éléments nécessaires à la simulation numérique de leur comportement. L'intérêt pour le Cetim est d'acquérir une meilleure compréhension du comportement mécanique de ces garnitures en vue de définir une méthode de dimensionnement de l'étanchéité de ces joints. Cette action a pour but d'aider les industriels du Cetim à répondre aux enjeux actuels concernant le contrôle des fuites, c'est-à-dire réduire la pollution sur les installations équipées de presse-garniture et en limiter les effets (production, économique...).

L'un des enjeux environnementaux actuels est de réduire l'impact environnemental des industries et l'un de ces enjeux majeurs est la baisse des émissions industrielles. Certes, une partie de ces fuites peut être évitée par un contrôle et un entretien régulier des structures industrielles, mais il reste une proportion de fuites difficile à maîtriser et à prédire dans le temps. En quelques chiffres issus de l'ESA [European Sealing Association \(ESA\)](#) [2013], ces émissions fugitives représentent aux USA plus de 300 000 tonnes par an sachant que le tiers de ces émissions provient des usines chimiques. Quant aux raffineries européennes, les fuites représentent entre 600 et 10 000 tonnes par an de composés organiques volatils (COV) (voir un exemple de fuites sur la figure 1). Sachant que les robinets industriels sont la principale source des émissions fugitives (50-60%), de nombreuses normes et législations proposent des procédures pour caractériser et qualifier les performances de ces systèmes d'étanchéité. On peut citer quelques-unes de ces normes : ISO 15848-1&2 [Afnor](#) [2015a,b], MESG Shell SPE 77-300 et 77-312, VDI 2440 (Allemagne), API 622 [API STANDARD 622](#) [2011]. Ces différentes mesures ont pour but de prévenir la pollution environnementale.



FIGURE 1 – Exemple de fuites de gaz COV détectées par caméra infrarouge (issue de <http://www.lspp.fr>).

Comme le montrent les données précédentes, les vannes représentent une source importante des émissions fugitives. L'un des systèmes les plus communs comme moyen d'étanchéité est le presse-garniture (ou presse-étoupe). C'est un dispositif fiable, simple à installer et à entretenir que l'on retrouve dans de nombreux secteurs industriels (nucléaire, pétrochimique, ...). Ces systèmes nécessitent l'utilisation de garnitures d'étanchéité adéquates afin de garantir leur bon fonctionnement. Ces travaux s'intéressent plus particulièrement aux bagues en Graphite Expansé Matricé (GEM). Ce matériau est principalement utilisé dans le secteur de l'énergie (centrales nucléaires et thermiques,...). Ce choix est en adéquation avec les secteurs ayant un impact sur l'environnement au travers de ces émissions fugitives. Le graphite présente des caractéristiques très intéressantes comme un faible coefficient de frottement, un bon transfert des efforts et une grande inertie chimique, et ce, même à température élevée. De plus, de nouvelles bagues en graphite voient leur performance optimisée dans le cadre de la réduction des émissions fugitives, et ce, afin de répondre aux enjeux environnementaux.

La finalité de cette thèse est donc d'acquérir une connaissance du comportement mécanique des garnitures installées dans ces robinetteries presse-garnitures dans le but de prédire leur étanchéité. La plupart des travaux du domaine (Pengyun *et al.* [1997]; Diany [2010]; Kazeminia [2017],...) traitent plus particulièrement de l'étanchéité de systèmes de presse-garniture via l'analyse des pressions de contact entre le joint et la chemise ou le joint et la tige et des essais expérimentaux sur les fuites. L'objectif de ce travail est dans un premier temps, de développer une base de données expérimentale par l'intermédiaire de plusieurs dispositifs d'essais afin de mieux comprendre le comportement mécanique de ces garnitures en situation. Puis, dans un deuxième temps, de développer un modèle

numérique apte à décrire le comportement complexe des systèmes presse-garnitures. Ce modèle phénoménologique de type Hyperélasto-Visco-Hystérésis (HVH) s'est montré pertinent lors de travaux sur les matériaux polymères (Vandenbroucke *et al.* [2010]; Zrida *et al.* [2009]; Laurent *et al.* [2011]). Il repose sur l'additivité de trois contributions en contraintes de type hyperélastique, visqueuse et hystérétique. Il présente également un certain intérêt pour modéliser le comportement mécanique des joints en GEM.

Organisation du mémoire

Le présent document se compose de 7 chapitres organisés en 3 parties. Après l'introduction générale, la partie I répertorie les chapitres sur le matériau ainsi que sur sa caractérisation. Le chapitre 1 présente brièvement les différents systèmes de vannes et les garnitures d'étanchéité tout en mettant l'accent sur les éléments de l'étude. Cette mise en situation est complétée par un état de l'art des diverses études menées sur les joints d'étanchéité de type presse-garniture. S'ensuit, au chapitre 2, les différents dispositifs d'essais utilisés au cours de cette étude. Un dispositif existant est présenté avant de se consacrer au développement d'un nouveau dispositif et des éléments le constituant. Son évolution et sa raideur sont également abordés. Une fois les moyens expérimentaux explicités, le chapitre 3 expose la caractérisation des joints en GEM au travers des observations de la microstructure et d'une étude de son comportement mécanique via des essais de compression charge-décharge et cycliques.

La partie II s'oriente sur la modélisation phénoménologique du comportement mécanique d'un joint GEM. Cette modélisation a été effectuée à l'aide du logiciel Herezh++, développé par Rio [rezh]. Le chapitre 4 vise à définir et décrire le modèle d'Hyperélasto-Hystérésis (noté HH), qui ne prend pas en compte la partie visqueuse du modèle original HVH, en détaillant sa contribution hyperélastique et sa contribution hystérétique. Le modèle présenté, l'identification des paramètres matériau de ce dernier est abordée au cours du chapitre 5. Ce travail d'identification débute par la modélisation d'un seul joint sans la chemise avant de mettre en jeu le contact entre ces deux éléments. Ces modélisations amènent à l'amélioration du modèle avec l'ajout d'une contribution hystérétique sphérique. À partir de ce modèle, le chapitre 6 expose la simulation éléments finis d'un joint dans son environnement avec l'identification du modèle.

Enfin, la partie III (chapitre 7) est tournée vers une application industrielle. Les précédents chapitres se sont intéressés à la caractérisation mécanique et à la modélisation sur un seul joint, or, dans les systèmes de presse-garnitures on retrouve un empilement de joints constituant le "packing". Ce chapitre s'intéresse donc à des essais expérimentaux et leurs résultats dans le cadre d'empilement de 2 ou 3 joints, mais aussi à la modélisation de cet empilement avec l'utilisation du modèle défini au préalable (chapitre 6).

Première partie

Comportement mécanique des joints en graphite expansé matricé

1

Étude bibliographique sur les presse-garnitures avec des joints en GEM

1.1 Introduction

Un système de presse-garniture est schématiquement constitué d'une tige, d'un boîtier, d'un fouloir et d'une garniture, élément primordial de l'étanchéité de ce système. Historiquement, de par sa facilité d'utilisation et ses bonnes performances dans la plupart de ces systèmes d'étanchéité, l'amiante était le matériau de premier choix des garnitures pour confiner le fluide et ainsi éliminer les fuites. Suite à plusieurs études révélant que ce matériau était responsable de problèmes pulmonaires, l'amiante est interdite en France depuis 1997. Les fabricants de joints d'étanchéité ont dû développer une nouvelle génération de produits de remplacement sans amiante tels que le graphite et le PTFE (Polytétrafluoroéthylène).

Ce chapitre vise dans un premier temps à présenter succinctement différents systèmes de vannes ainsi que le fonctionnement du système de nos travaux : le presse-garniture. Par la suite, des garnitures nouvelles générations sans amiante sont présentées. Cette étude s'intéresse plus particulièrement au graphite expansé matricé par conséquent, son procédé de fabrication et le matériau sont abordés permettant ainsi de mettre en avant la complexité de sa structure.

Cette étude bibliographique porte principalement sur le comportement mécanique des joints d'étanchéité. Ainsi, diverses approches sont abordées telles que des essais expérimentaux, des modèles analytiques ou encore des modèles numériques. La plupart du temps, les auteurs vont coupler ces approches pour valider leurs modèles analytiques ou numérique avec des résultats expérimentaux, par exemple. Les études expérimentales (comme celles de [Ochonski \[1988\]](#); [Pengyun *et al.* \[1997\]](#)) s'attèlent principalement à déterminer les pressions de contact latérales dans le but de valider des modèles analytiques. Certains auteurs développent également des montages permettant de comprendre les phénomènes tribologiques (frottement, usure) entrant en jeu ([Roe et Torrance \[2008b\]](#); [Ho \[2013\]](#)). L'objectif de nos travaux est de déterminer le comportement mécanique de joint GEM par conséquent les études menées sur l'étanchéité des presse-garnitures au travers des essais de fuite ne seront pas abordées. Par contre, l'étanchéité étant directement liée à la pression de contact induite par le joint en situation, notre investigation aura pour objectif

d'estimer cette pression de contact.

Une autre étude du comportement mécanique des garnitures est possible au travers d'une approche analytique [Ochonski \[1988\]](#); [Pengyun *et al.* \[1997\]](#); [Diany et Bouzid \[2006\]](#); [Kazeminia et Bouzid \[2015\]](#) visant à déterminer la répartition des contraintes axiales et latérales dans le système. Enfin, des études numériques sont proposées afin de retranscrire au mieux le comportement mécanique des garnitures presse-étoupe. Les auteurs [Ruaidhe \[2003\]](#); [Ruaidhe et Torrance \[2003\]](#); [Roe et Torrance \[2008a\]](#); [Vasse \[2009\]](#); [Ho \[2013\]](#) plébiscitent un modèle utilisé principalement en mécanique des sols : le modèle de Cam-Clay modifié. Cet état de l'art fera l'objet d'une synthèse permettant d'introduire nos travaux et d'expliquer les orientations choisies pour atteindre nos objectifs.

1.2 Les différents systèmes de vannes

Le domaine de la robinetterie industrielle répertorie une grande diversité de fluides à transporter (gaz, liquides, composés chimiques, à hautes températures ou pressions...) nécessitant la régulation de leur écoulement tout en garantissant une étanchéité du système. En effet, ces fluides exigent un isolement de leur environnement extérieur et les industriels doivent se prémunir des moindres fuites pouvant avoir des conséquences multiples. Afin de satisfaire ces diverses fonctions, les robinets sont constitués des éléments suivants : une enveloppe, un obturateur, des systèmes de raccordement et un système de manœuvre de l'obturateur. Selon [Profluid \[2012\]](#), les robinets sont classifiés en cinq familles d'appareils :

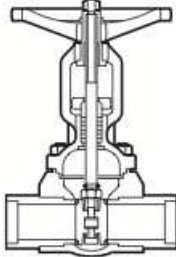
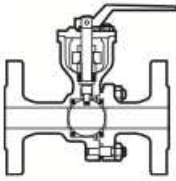
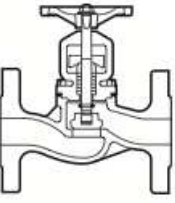

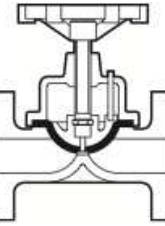
Familles	Robinetts-vannes ou à opercule	Robinetts à tournant	Robinetts à soupape	Robinetts à papillon	Robinetts à obturateur déformable
Exemples	 <p>Portage parallèle</p>	 <p>Sphérique 2 pièces</p>	 <p>À clapet droit</p>	 <p>Papillon centré</p>	 <p>À seuil</p>

FIGURE 1.1 – Présentation des principales familles de robinets (extrait de [Profluid \[2012\]](#)).

Afin de garantir l'étanchéité des systèmes, trois types d'étanchéité peuvent être distingués :

- **étanchéité statique** : consiste à assurer l'étanchéité entre deux pièces fixes lorsqu'elles sont en contact en comprimant un joint entre ces deux pièces,
- **étanchéité quasi-statique (ou semi-dynamique)** : étanchéité d'une tige de manœuvre d'un robinet qui est animée d'un mouvement de translation ou de rotation pour le contrôle de l'ouverture ou de la fermeture d'un élément d'obturation ou encore de la régulation d'un débit de veine fluide,

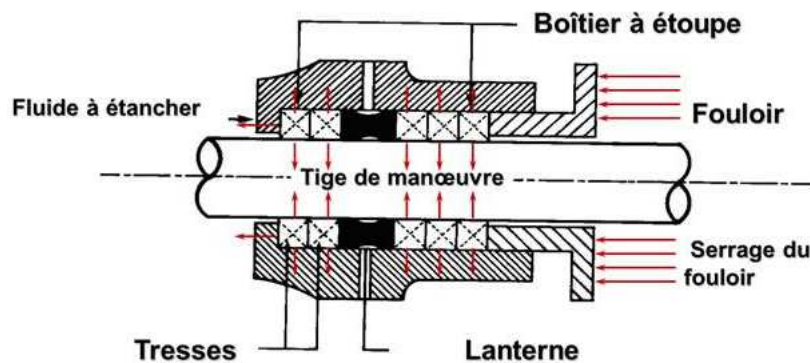


FIGURE 1.2 – Cas de l'étanchéité quasi-statique (Source document CETIM).

- **étanchéité dynamique** : consiste à assurer l'étanchéité entre deux pièces en mouvement relatif qui peut être un mouvement de translation ou de rotation, ou combiné. Dans le cas de l'étanchéité dynamique, les phénomènes de lubrification sont pris en compte dans la fonction d'étanchéité.

Concernant les robinets, deux sortes d'étanchéité sont rencontrées : une étanchéité interne (au niveau de l'obturateur) et une étanchéité vers l'extérieur (au niveau des liaisons avec la tuyauterie et des sorties de commande du robinet). Notre étude s'intéresse à l'étanchéité externe qui est scindée en deux types : l'étanchéité statique et l'étanchéité quasi-statique. L'étude s'axera principalement sur les systèmes de presse-garniture. La figure 1.3 présente les éléments d'une vanne de robinetterie industrielle dotée d'un système de presse-garniture. Le principe de fonctionnement consiste à venir comprimer une succession de joints, nommés empilement (*en anglais "Packing"*) à l'aide d'un fouloir et de vis de serrage (voir figure 1.4). Les joints comprimés dans le sens axial viennent exercer des pressions latérales de contact permettant ainsi d'isoler le fluide. Le dimensionnement du système d'étanchéité doit permettre d'assurer un niveau d'étanchéité souvent basé sur des exigences réglementaires ou normatives (ISO 15848-1&2, MESG Shel 77-300 et 77-312, API 622) tout en limitant les efforts de manœuvre lié au frottement du packing sur la tige.

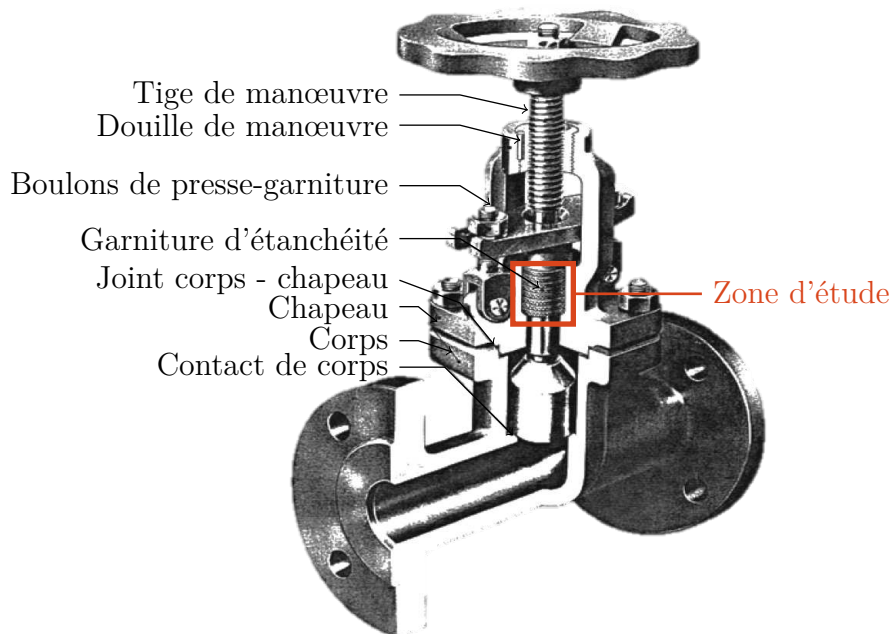


FIGURE 1.3 – *Éléments composant une vanne avec un système de presse-étoupe (Source rapport interne CETIM)*

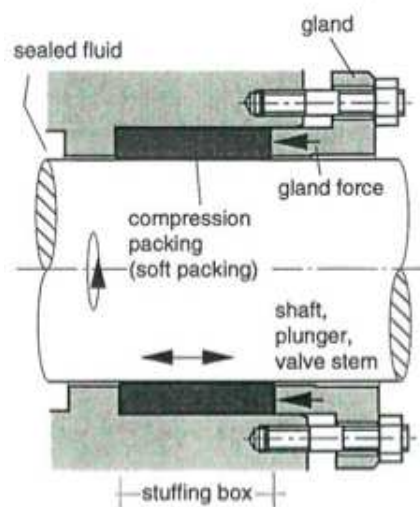


FIGURE 1.4 – *Éléments des systèmes de presse-garniture extraits de Müller et Nau [1998].*

1.3 Les garnitures d'étanchéité

1.3.1 Généralités

Les joints constituant les presse-garnitures sont élaborés à partir de matériaux relativement souples avec une structure macroscopique particulière. Le document publié par Fluid Sealing Association (FSA) and European Sealing Association (ESA) [2008] présente un large panel de matériaux, comme :



FIGURE 1.5 – Exemple de tresse végétale : tresse nattée constituée de fils de coton LATTY [2017a].



FIGURE 1.6 – Exemple de tresse PTFE Garlock [2016].



FIGURE 1.7 – Exemple de tresses et de bagues graphite James Walker [2016].



FIGURE 1.8 – Exemple de tresse composite : tresse constituée de fils composites phénoliques LATTY [2017a].

- les fibres végétales ou cellulosiques (lin, coton, ramie...) : utilisées pour des mouvements alternatifs et rotatifs. Elles sont utilisées dans les applications hydrauliques : fluides propres ou chargés, eau de mer, eau émulsionnée, huiles, hydrocarbures, solvants, pâtes à papier.
- les fibres industrielles (PTFE, acrylique, carbonée...). Par exemple, pour les fibres PTFE, elles sont utilisées en machine tournante et robinetterie sur fluide agressif chimiquement. Au niveau de leurs caractéristiques, elles présentent une très bonne tenue sur bases et acides forts ainsi qu'en présence de vitesse rapide. De plus, elles améliorent le coefficient de frottement, important dans les vannes réglantes.
- les rubans et fils de graphite flexible. Le graphite pur est ainsi utilisé pour les applications à hautes températures et hautes pressions. D'après les industriels, ils présentent l'avantage d'être insensibles aux chocs thermiques, mais aussi de présenter une excellente inertie chimique. Ces types de fibre sont utilisés pour lutter contre les émissions fugitives en robinetterie.
- les fibres et fils hybrides ou composites : leur utilisation peut aller jusqu'à 200/250°C et ces tresses peuvent être utilisées dans tous types d'industries sauf la chimie. Par contre, elles ne conviennent pas à une utilisation sur acide et bases fortes.

Nos travaux s'intéressent tout particulièrement aux joints en Graphite Expandé Matricé (GEM) largement plébiscités pour ses caractéristiques physiques et utilisés dans les milieux industriels tels que la chimie, le nucléaire, la pétrochimie...

1.3.2 Le procédé de fabrication de joint en GEM

La structure interne particulière et complexe des joints en GEM est principalement due à son procédé de fabrication (figure 1.9) dont le produit de départ est le graphite naturel. L'obtention d'un graphite souple de qualité se fait auparavant par la sélection de minerais, comportant des cristallites de dimensions supérieures à $180 \mu m$, extraits en Chine, au Canada, en Inde, et à Madagascar Mersen [2012]. Les paillettes de graphite naturel sont traitées avec de l'acide et, le composé issu de cette réaction chimique; le graphite expansable, est lessivé et séché avant d'être soumis à un choc thermique à très haute température (900-1000°C, Balima [2012]). Ainsi, le graphite expansé obtenu a la propriété de s'auto-agglomérer sans liant par une simple compression Patron [1997]; Balima [2012].

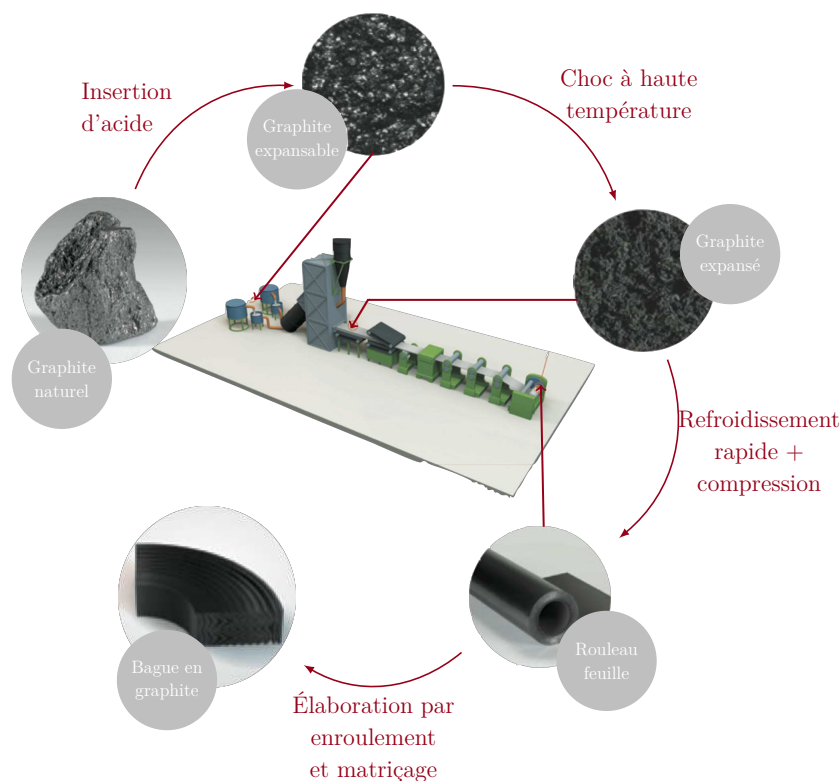


FIGURE 1.9 – Procédé de fabrication de graphite expansé selon le guide technique du fabricant Mersen [2012].

À partir de cette mise en forme, sont issus des rouleaux de feuille de graphite flexible, éléments de départ pour la confection des bagues d'étanchéité. En effet, un ruban est découpé puis enroulé autour d'un mandrin, positionné dans un moule afin de calibrer le produit final, s'ensuit une compression permettant l'obtention des bagues (figure 1.10).

Cette élaboration lui confère une structure interne en forme de chevrons ainsi que des propriétés physiques, thermiques et mécaniques très intéressantes et dépendantes de la compression de mise en œuvre.

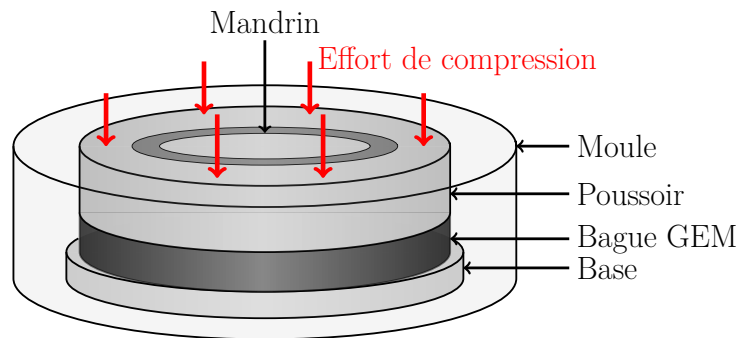


FIGURE 1.10 – Mise en forme des bagues d'étanchéité dans la matrice durant la phase de compression.

Dans ses travaux de thèse, Balima [2012] s'intéresse entre autres à la structure des joints en graphite matricé (voir figure 1.11). Il a constaté qu'une grande partie des feuilles de graphite flexible reste parallèle à la direction de compression (zone 3). Toutefois, d'autres en deviennent perpendiculaires (zone 2) ou cintrées (zone 1), expliquant sa structure complexe.

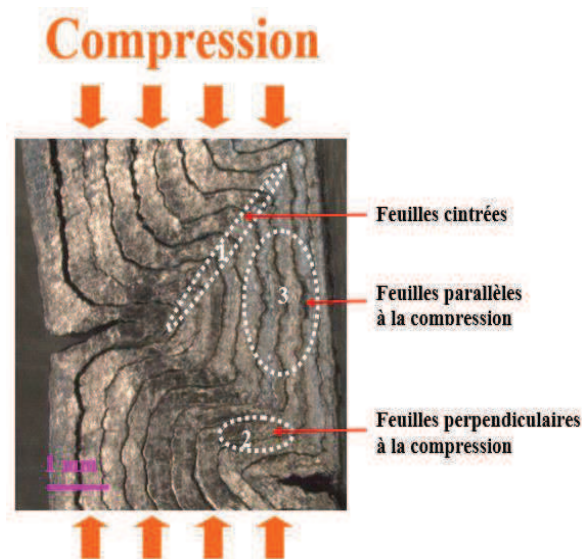


FIGURE 1.11 – Coupe d'un joint matricé expansé (avec une géométrie oblongue : $5 \times 12 \times 23$ mm) présentant la disposition des feuilles de graphite suite à sa mise en forme Balima [2012].

Ces premières explications du procédé de fabrication de ce type de joint permettent d'avoir une idée globale de la complexité de la structure interne. Ces diverses informations vont être étayées via la présentation du matériau dans la section suivante.

1.3.3 Le matériau de l'étude

Afin de garantir l'étanchéité des systèmes de presse-garniture, la forme et les dimensions des joints constituant le packing doivent s'adapter à la géométrie du robinet et par conséquent, sont variées. Pour cette étude, le joint utilisé en graphite expansé matricé de nom commercial LATTYgraf E, (LATTY [2017b]) est de section carrée de 8 mm (Figure 1.12). Sa densité est comprise entre 1,2 et 2. La teneur en graphite pur est de qualité nucléaire¹ avec un taux de graphite $\geq 99,85\%$. Concernant les caractéristiques mécaniques, le coefficient de frottement est relativement faible, compris entre 0,05 et 0,1 pour un frottement à sec. Ces joints possèdent un très haut pouvoir autolubrifiant. À propos des conditions d'utilisation, ils sont dotés d'une bonne inertie chimique et une haute conductibilité thermique. De plus, ils résistent à des pressions allant de 0 à 600 bar et des températures de 0 à 600°C ainsi qu'une tenue en température en atmosphère inerte allant jusqu'à 3000°C.

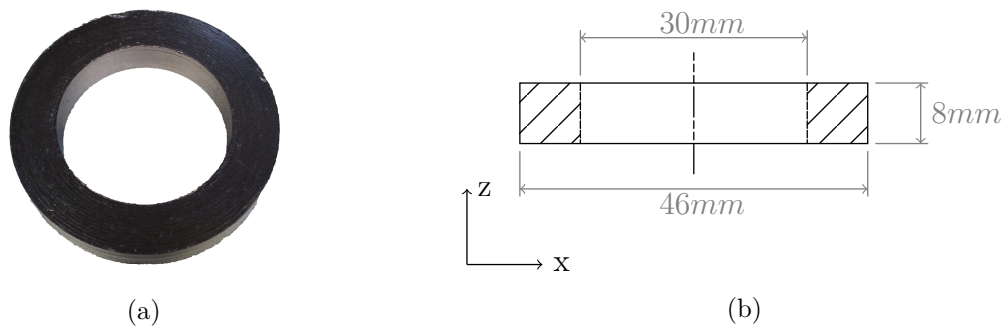


FIGURE 1.12 – a) Joint en graphite expansé matricé. b) Dimension de l'échantillon.

La structure interne de ce type de joint a la particularité d'être en forme de chevrons (Figure 1.13). Cette spécificité s'explique par son mode d'élaboration comme expliqué dans la section précédente.



FIGURE 1.13 – Structure interne d'un joint en graphite expansé matricé *Roe et Torrance [2008b]*.

1. Selon la rubrique 0C004 de l'annexe I du règlement (CE) n°428/2009 du Conseil de l'Union Européenne [2009], un graphite est de qualité nucléaire lorsque son degré de pureté est inférieur à 5 parties par million d'"équivalent de bore" et une densité supérieure à 1,5g/cm³.

La microstructure de ces joints induite par le processus de fabrication offre un comportement mécanique complexe. Diverses études (Patron [1997]; Vasse [2009]; Diany [2010]; Kazemnia [2017]...) s'attèlent donc, à décrire ce comportement mécanique afin de permettre un meilleur dimensionnement des systèmes d'étanchéité d'autant plus que les normes en ce domaine sont de plus en plus rigoureuses.

1.4 Les études de l'analyse des contraintes dans les joints de type presse-garniture

1.4.1 Études expérimentales

Le développement de protocoles expérimentaux offre la possibilité d'acquérir une certaine connaissance sur le comportement mécanique de joints d'étanchéité de type presse-garniture. Mais ils permettent également de valider des modèles analytiques (section 1.4.2) ou numériques (section 1.4.3) en déterminant les paramètres matériaux de ces modèles et en comparant les résultats. Ainsi, diverses approches expérimentales peuvent être abordées comme des essais pour déterminer le comportement global d'une garniture (Vasse [2009]; Klenk *et al.* [1999]; Roe et Torrance [2008a]). D'autres auteurs (Ochonski [1988]; Pengyun *et al.* [1997]; Diany [2010]) vont préférer étudier le joint *in situ* et déterminer les pressions de contact garantissant une étanchéité du système. Enfin, le domaine de la tribologie va permettre d'apporter un éclaircissement sur le frottement et l'usure des joints dans un presse-garniture (Roe et Torrance [2008b]; Ho [2013]).

Afin de déterminer les paramètres de son modèle analytique tels que les coefficients de pression latérale K_1 (joint-tige) et K_2 (joint-logement) et le degré de déformation du packing λ_s , Ochonski [1988] utilise le montage expérimental présenté par la figure 1.14. Le montage est équipé de capteurs sous forme de douilles à parois minces permettant la mesure des contraintes radiales. Les surfaces internes et externes de ces douilles, dont la calibration est effectuée avec une presse hydraulique, sont dotées de jauges de déformations circonférentielles. La démarche expérimentale consiste à placer le packing dans un logement imitant un presse-garniture et de mesurer, pour un effort exercé par le fouloir, les contraintes radiales q_1 (interface packing-tige) et q_2 (interface packing-logement) ainsi que la déformation du joint. Ses investigations sont menées sur des joints tressés en fils d'amiante imprégnés de PTFE précompressé de 5 MPa. La section est carrée (10x10 mm) avec un diamètre extérieur de 64 mm et un diamètre intérieur de 44 mm.

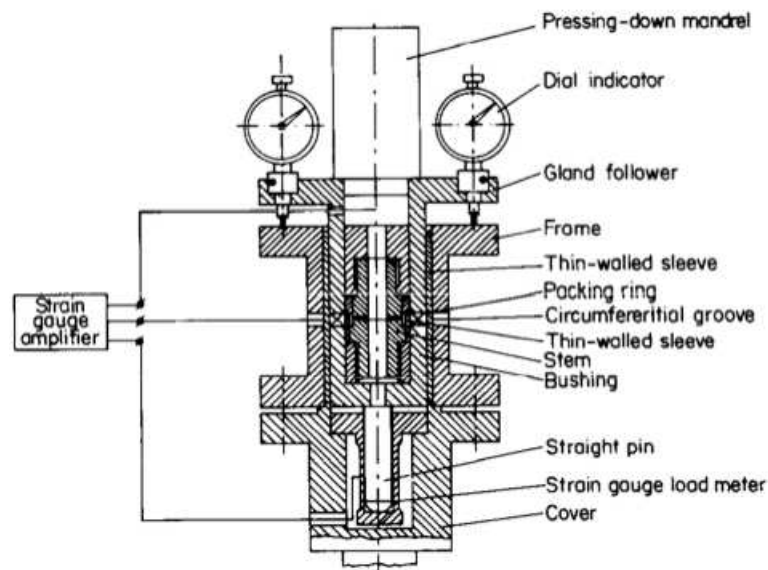


FIGURE 1.14 – Montage expérimental de Ochonski [1988] permettant la détermination des coefficients K_1 et K_2 et du degré de déformation du packing λ_s .

Au cours de ces travaux expérimentaux, Ochonski a montré que les coefficients de pression latérale à l'interface joint-tige sont supérieurs à ceux de l'interface joint-logement (voir tableau 1.1). La figure 1.15 présente la distribution des contraintes radiales $q_1(x)$ (joint-tige) et $q_2(x)$ (joint-logement) avec $q_1(x) > q_2(x)$ confirmant le constat effectué pour les coefficients de pression latérale.

Essais	1	2	3	4
σ_D (MPa)	5	10	15	20
K_1	0,66	0,75	0,79	0,81
K_2	0,54	0,58	0,59	0,60
β (mm ⁻¹)	0,010	0,0075	0,0053	0,0034

TABLEAU 1.1 – Valeurs des coefficients K_1 , K_2 et β pour différentes pressions σ_D exercées sur le fouloir lors des essais expérimentaux réalisés sur le montage présenté sur la figure 1.14 et illustrant la répartition des contraintes de la figure 1.15, Ochonski [1988].

1.4. LES ÉTUDES DE L'ANALYSE DES CONTRAINTES DANS LES JOINTS DE TYPE PRESSE-GARNITURE

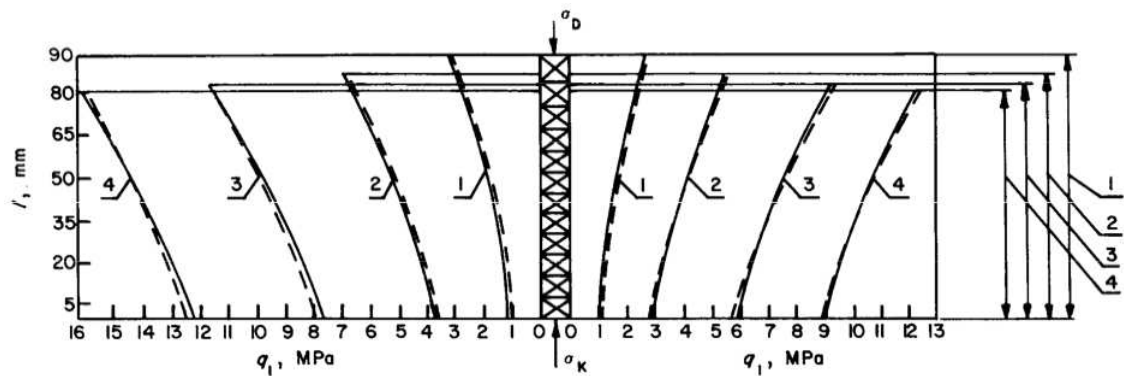


FIGURE 1.15 – Distribution des contraintes radiales aux interfaces packing-tige et packing-logement déterminée par [Ochonski \[1988\]](#). Les valeurs de la hauteur du packing, l , et de la contrainte axiale, σ_k , mesurées (pointillé) et calculées (ligne) sont présentées pour $k = 4$ niveaux de contraintes $\sigma_D = 5, 10, 15, 20$ MPa.

Dans le cadre de leurs travaux, [Pengyun et al. \[1997\]](#) déterminent des équations théoriques 1.5 ou 1.6 (expliquées ensuite dans le texte) qui donnent la relation entre les coefficients de pression latérale K_1 et K_2 . Afin de valider la cohérence de ces valeurs théoriques, ils confrontent leurs résultats avec les résultats expérimentaux de [Ochonski \[1988\]](#) (figure 1.14), de Hayashi et Hirasata (figure 1.16) et ceux issus de leur montage (figure 1.17).

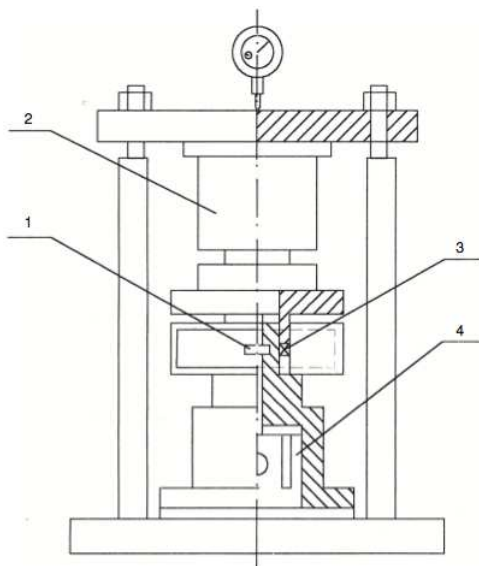


FIGURE 1.16 – Montage expérimental de [K. Hayashi et K. Hirasata](#) permettant la détermination des coefficients de pression latérale issu de [Pengyun et al. \[1997\]](#). 1) Jauges de déformation. 2) Cellule de force. 3) Packing. 4) Cellule de force.

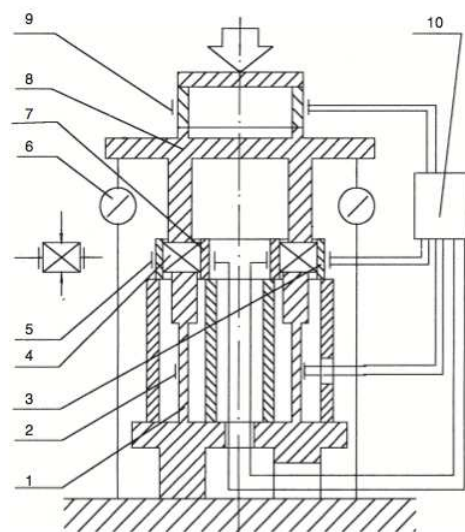


FIGURE 1.17 – Montage expérimental de [Pengyun et al. \[1997\]](#) permettant la détermination des coefficients de pression latérale. 1) Fond du logement du presse-étoupe. 2) Capteur de pression inférieur. 3) Bague de mesure extérieure. 4) Packing. 5) Jauges. 6) Comparateur à cadran. 7) Bague de mesure intérieure. 8) Fouloir. 9) Capteur de pression supérieure. 10) Amplificateur de jauges de déformation. 25

Le montage de la figure 1.16 permet d'appliquer grâce au fouloir un effort de compression contrôlé via une cellule de force. Ces forces de compression et l'expansion du packing engendrent des petits déplacements de la tige et du presse-étoupe via les contraintes latérales qui sont mesurées par les jauges de déformations. Quant au montage de Pengyun *et al.* [1997], présenté sur la figure 1.17, il est doté de deux anneaux de mesures à parois minces équipés de jauges de déformations sur leurs surfaces internes et externes permettant de mesurer les contraintes latérales. De plus, deux capteurs de pression offrent la possibilité de récupérer la contrainte de fouloir et la contrainte de réaction du fond de presse-étoupe. Ces trois montages ont permis de valider les équations 1.5 et 1.6 dans le cas de tresses en amiante et de joint en graphite expansé.

D'autres montages sont également développés afin de reproduire un assemblage de presse-étoupe et permettant une étude du comportement de packing ainsi que des mesures de fuites. Ainsi, lors de ces travaux de thèse, Diany [2010] propose un banc d'essai combinant ces critères. Ce montage, présenté sur la figure 1.18, est équipé d'une jauge de déformation sur la surface extérieure de la tige pour mesurer la charge dans la tige et de deux séries de dix jauges de déformation sur la surface extérieure du boîtier permettant d'évaluer les pressions de contact. De plus, deux LVDTs positionnés sur le même diamètre sur la surface extérieure du fouloir viennent déterminer l'écrasement de la garniture. Ainsi, des essais de compression sur un seul joint sont réalisés pour des joints en graphite flexible et des joints polytétrafluoroéthylène (PTFE) avec des contraintes de compression allant de 5 à 35 MPa. Le montage est également doté d'un circuit de pressurisation et d'un circuit de mesure de fuites offrant la possibilité de quantifier le niveau d'étanchéité du système lors d'essais sous hélium.

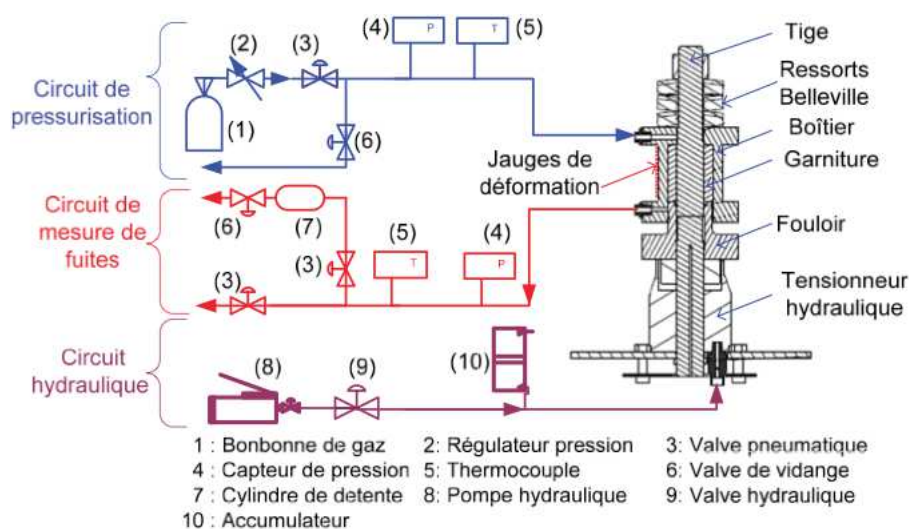


FIGURE 1.18 – Schéma du banc d'essai développé par Diany [2010] pour la réalisation d'essais de caractérisation mécanique et d'étanchéité.

1.4. LES ÉTUDES DE L'ANALYSE DES CONTRAINTES DANS LES JOINTS DE TYPE PRESSE-GARNITURE

Dans le but de déterminer le comportement mécanique de garnitures d'étanchéité, [Klenk et al. \[1999\]](#) les caractérisent avec quatre essais différents : essai de compression, essai de relaxation, essai de frottement et essai de fuite. Pour effectuer ces essais, les éléments de son montage, en acier fortement allié, présentent un jeu entre la tige et le packing de 0,1mm et un jeu proche de zéro entre le packing et le logement. La figure 1.19 présente la réponse expérimentale de la contrainte axiale en fonction de la déformation axiale d'un seul joint en graphite de dimension $\text{Ø}60 \times \text{Ø}80 \times 10 \text{ mm}$. Le comportement mécanique de ce type de garniture est fortement non linéaire et les cycles de charge-décharge mettent en avant la présence d'hystérésis.

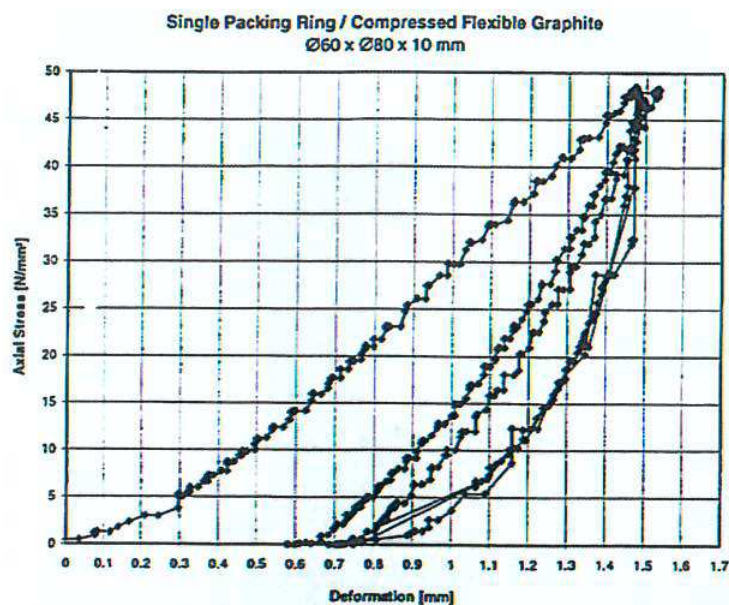


FIGURE 1.19 – Réponse expérimentale de la contrainte axiale vs la déformation axiale d'un joint en graphite [Klenk et al. \[1999\]](#).

Afin de déterminer les paramètres matériau d'un modèle de comportement de type Cam-Clay, sur des joints en graphite, [Roe et Torrance \[2008a\]](#) utilisent un montage d'essais triaxiaux (figure 1.20) qui nécessitent l'utilisation d'échantillons de forme cylindrique. Par conséquent, ces tests sont complétés par des essais de compression uniaxiale plus proches du comportement des garnitures dans un système presse-étoupe. Le choix de ce système d'essai, plutôt utilisé pour définir les caractéristiques de roches, se justifie par l'obtention d'informations sur l'état critique et sur le coefficient de Poisson nécessaires au développement de leur modèle de comportement de type Cam-Clay.

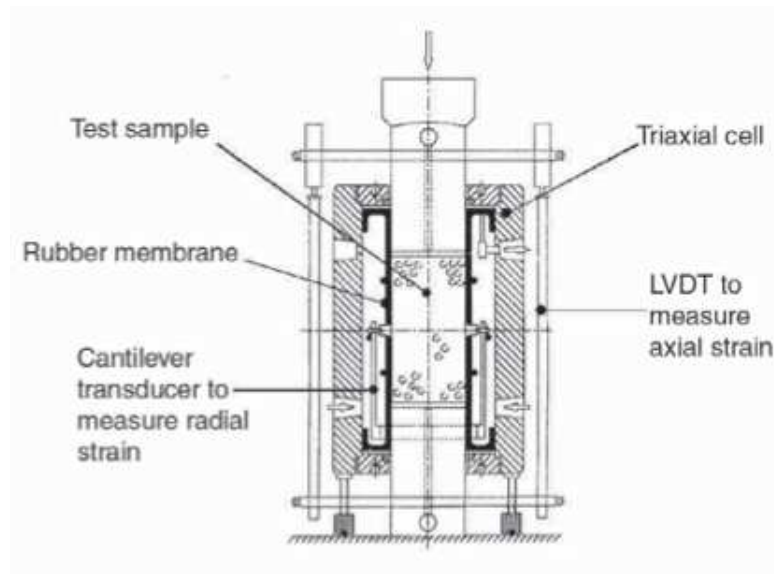


FIGURE 1.20 – Cellule de test triaxiale *Roe et Torrance [2008a]*.

Au cours de ces travaux visant à développer un modèle numérique retranscrivant le comportement mécanique de joint en graphite expansé comprimé, *Vasse [2009]* effectue des essais de compression et de décharge avec une presse hydraulique. Les échantillons testés correspondent à un joint de diamètre interne 30 mm et de diamètre externe 46 mm et à un cylindre de diamètre 32 mm. Les résultats expérimentaux se basent sur deux types d'essais ; un premier où les échantillons sont libres de se déplacer dans la direction radiale et un second, où ils sont positionnés dans une matrice ne donnant pas la possibilité de s'expandre radialement. Au cours de ces essais, la force axiale et le déplacement axial de la presse sont mesurés. En complément, l'expansion radiale est mesurée via 3 LVDTs pour le premier test et les déformations radiales sont évaluées via des jauges de déformations collées sur la matrice pour le second. Ces essais ont permis de mettre en avant un comportement élastoplastique fortement non linéaire typique de celui de certaines roches telles que l'argile. Cette similitude peut s'expliquer par la porosité de ce type de matériau.

Un autre aspect à prendre en compte dans la détermination du comportement mécanique des garnitures de presse-étoupe, c'est la tribologie. Ainsi, *Roe et Torrance [2008b]* ont développé un test avec pour objectif d'étudier le frottement et l'usure de joint en graphite expansé. Les tests sont menés sur des joints en graphite de diamètre externe de 50 mm, une épaisseur de paroi ainsi qu'une hauteur de 8 mm. Concernant les conditions d'essais (vitesse de glissement moyenne de 3,07mm/s), elles sont semblables au fonctionnement des vannes à guillotine pour des gabarits équivalents. Les résultats des essais conduits sous air estiment un coefficient de frottement d'environ 0,2 avec une faible variation au cours de l'essai. De plus, cette valeur est susceptible de varier en fonction de la pente de contre-face, de l'atmosphère, de la densité de la garniture et de l'utilisation de lubrifiant.

1.4. LES ÉTUDES DE L'ANALYSE DES CONTRAINTES DANS LES JOINTS DE TYPE PRESSE-GARNITURE

Les travaux de Ho [2013] visent également à décrire et comprendre le comportement tribologique du contact tige-garniture. Pour cela, un banc d'essai, appelé HETRE (figure 1.21), permettant de simuler le fonctionnement de robinet à l'échelle 1:1 est utilisé.

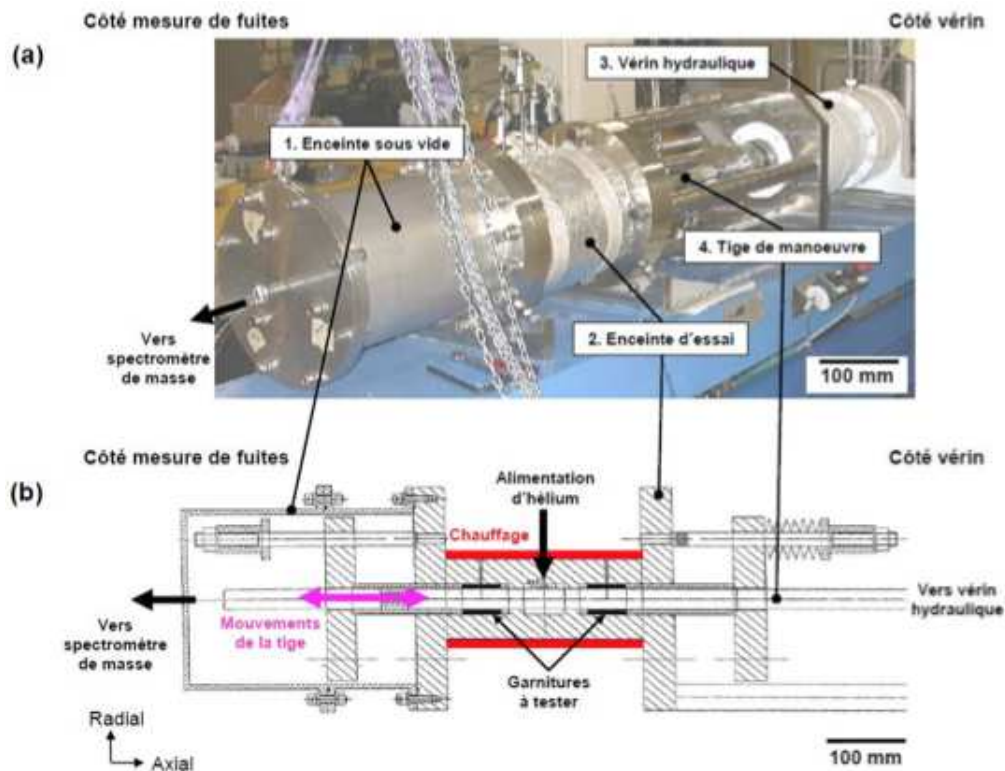


FIGURE 1.21 – Banc d'essai HETRE d'EDF, Ho [2013].

L'étude porte sur un ensemble en graphite expansé de 3 bagues d'étanchéité ($\varnothing 30,5 \times \varnothing 46,4 \times 8,2$ mm) et 2 anneaux anti-extrusion ($\varnothing 30,5 \times \varnothing 46,4 \times 3,4$ mm). Concernant les conditions d'essais, l'effort de serrage est de $28 \text{ kN} \pm 1,2 \text{ kN}$ correspondant aux valeurs permettant d'étancher un fluide sous pression à 20 MPa. Les résultats ont permis de mettre en avant la présence du phénomène d'accommodation des contraintes, c'est-à-dire une augmentation de l'effort les premiers cycles au cours desquelles les contraintes s'uniformisent au sein des garnitures. Les résultats expérimentaux obtenus au cours de ces tests sont également comparés avec une simulation numérique et ils permettent d'estimer un coefficient de frottement à l'interface tige-garnitures entre 0,10 et 0,20.

1.4.2 Approches analytiques

L'étanchéité des systèmes de presse-garniture est garantie par la compressibilité des joints utilisés dans un milieu confiné. Ainsi, les jeux entre la tige et les parois sont réduits via un contact direct avec les joints. Il est primordial de garantir cette étanchéité afin d'éviter tout écoulement de fluide entre le joint et la paroi de confinement sous l'effet

d'une différence de pression entre ces deux éléments. Une possibilité est de dimensionner ces niveaux de pressions latérales en mettant en place des modèles analytiques pour aider à leurs estimations et à la compréhension des mécanismes d'étanchéité. De nombreux auteurs [Ochonski \[1988\]](#); [Pengyun *et al.* \[1997\]](#); [Diany et Bouzid \[2006\]](#); [Kazeminia et Bouzid \[2015\]](#), se sont intéressés à l'étanchéité de ces systèmes au travers d'étude sur la distribution des contraintes de contact et des coefficients de pression latérale (entre le joint et la tige et entre le joint et le logement).

[Ochonski \[1988\]](#) a étudié le joint dans les conditions de montage (figure 1.22), *i.e.* avec un joint soumis à des efforts de compression via le fouloir et une tige fixe. Son intérêt se porte sur la distribution des pressions de contact radiales aux interfaces joint-tige et joint-logement.

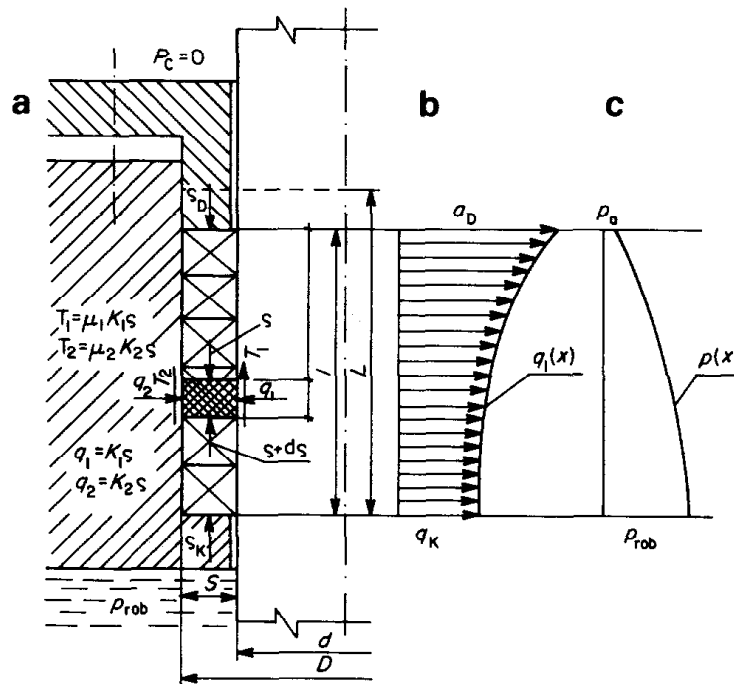


FIGURE 1.22 – Extrait de [Ochonski \[1988\]](#): schéma d'un joint dans un système de presse-garniture avec : a) les forces élémentaires agissant sur le joint, b) la distribution des contraintes radiales $q_1(x)$ à l'interface joint-tige et c) la distribution de la pression $p(x)$ le long du joint.

En partant de l'équilibre des forces agissant sur le joint, il détermine l'équation 1.1 de la distribution des contraintes axiales :

$$\sigma(x) = \sigma_D e^{-\beta x} \quad \text{où} \quad \beta = \frac{4(\mu_1 K_1 d + \mu_2 K_2 D)}{D^2 - d^2} \quad (1.1)$$

avec :

1.4. LES ÉTUDES DE L'ANALYSE DES CONTRAINTES DANS LES JOINTS DE TYPE PRESSE-GARNITURE

- $\sigma(x)$: distribution des contraintes axiales (MPa),
- σ_D : contrainte du fouloir (MPa),
- μ_1 et μ_2 : coefficient du frottement statique respectivement, entre le joint et la tige et, entre le joint et le logement,
- K_1 et K_2 : coefficient de pression latérale respectivement, entre le joint et la tige et, le joint et le logement,
- D : diamètre interne du presse-garniture (mm),
- d : diamètre externe de la tige (mm).

L'auteur suppose que les contraintes radiales q sont proportionnelles aux contraintes axiales σ , $q = K\sigma$, lui permettant de définir la distribution des contraintes radiales aux interfaces de contact :

$$q_1(x) = K_1\sigma_D e^{-\beta x}, \quad \text{à l'interface joint-tige} \quad (1.2)$$

$$q_2(x) = K_2\sigma_D e^{-\beta x}, \quad \text{à l'interface joint-logement} \quad (1.3)$$

Les équations proposées par [Ochonski \[1988\]](#) sont validées dans ces travaux (figure 1.15) par des essais expérimentaux qui ont également permis de mettre en évidence que la distribution des contraintes radiales à l'interface joint-tige $q_1(x)$ est supérieure à celle de l'interface joint-logement, $q_2(x)$.

Avec les mêmes conditions d'études et en supposant que la contrainte axiale est égale à la contrainte du fouloir sur la base du montage, soit : $\sigma_x|_{x=0} = \sigma_D$, [Pengyun et al. \[1997\]](#) propose une nouvelle équation de la distribution des contraintes axiales :

$$\sigma(x) = \sigma_D e^{\beta x} \quad \text{où} \quad \beta = \frac{16(\mu_1 K_1 d - \mu_2 K_2 D)}{(D - d)^2} \quad (1.4)$$

Les équations 1.1 et 1.4 permettent de décrire la distribution des contraintes axiales. Par conséquent, [Pengyun et al. \[1997\]](#) en déduisent la relation suivante :

$$\left(\frac{K_1}{K_2}\right) = \left(\frac{\mu_1}{\mu_2}\right) \left(\frac{D}{d}\right) \left(\frac{3D + 5d}{5D + 3d}\right) \quad (1.5)$$

ou

$$\left(\frac{K_1}{K_2}\right) = \left(\frac{\mu_2}{\mu_1}\right) \left(1 + \frac{2t}{d}\right) \left(\frac{4d + 3t}{4d + 5t}\right) \quad (1.6)$$

où t correspond à la largeur du joint, $t = \frac{D-d}{2}$ en mm.

Plus récemment, [Diany et Bouzid \[2006\]](#) ont proposé une relation plus rigoureuse de la distribution des contraintes axiales :

$$\sigma(x) = \sigma_D e^{\beta x} \quad \text{où} \quad \beta = \frac{24(\mu_1 K_1 d - \mu_2 K_2 D)}{(D - d)^2} \quad (1.7)$$

Ainsi, en comparant leur équation 1.7 avec celle d'Ochonski 1.1, ils aboutissent à la relation entre les coefficients de pressions latérales suivante :

$$\left(\frac{K_1}{K_2}\right) = \left(\frac{\mu_2}{\mu_1}\right) \left(\frac{D}{d}\right) \left(\frac{5D + 7d}{7D + 5d}\right) \quad (1.8)$$

Contrairement à [Ochonski \[1988\]](#) et [Pengyun *et al.* \[1997\]](#), [Diany et Bouzid \[2006\]](#) ont validé leur modèle au travers de simulations par la méthode des éléments finis.

Enfin, [Kazeminia et Bouzid \[2015\]](#) viennent compléter et enrichir ces précédents modèles, avec un modèle analytique permettant de déterminer les contraintes et les déformations des composants de presse-étoupes. Ce modèle permet de prendre en compte la pression de contact non uniforme ainsi que les discontinuités géométriques et il se base sur une combinaison des théories des anneaux, des cylindres à paroi minces et des poutres sur fondation élastiques. Ainsi, les contraintes axiales $\sigma_l'(x)$, radiales $\sigma_l(x)$ et circonférentielles $\sigma_\theta(x)$, sur la paroi externe du logement sont définies par :

$$\sigma_l(x) = -\frac{6M(x)}{t^2} + \sigma_l'(x) \quad (1.9)$$

$$\sigma_\theta(x) = \frac{Eu(x)}{r_0} - \frac{6\nu M(x)}{t^2} \quad (1.10)$$

$$\text{où} \quad \sigma_l'(x) = \frac{K_2 \mu_2 \sigma_D}{\beta} [e^{-\beta x} - 1] \quad \text{avec} \quad \beta = \frac{(\mu_1 K_1 d + \mu_2 K_2 D)}{D^2 - d^2} \quad (1.11)$$

avec :

- $M(x)$: moment de flexion (Nm/m),
- t : épaisseur de la partie cylindrique du logement (mm),
- E : module d'Young du joint (en chargement) (MPa),
- $u(x)$: déplacement de l'élément dans la direction radiale (mm),
- ν : coefficient de Poisson du joint.

Afin de valider leur modèle analytique, la plupart des auteurs ont confronté leur analyse numérique à des essais expérimentaux permettant ainsi d'étudier le comportement du joint en situation et de fixer certains paramètres des équations précédemment cités.

1.4.3 Modèles de comportement mécanique classiques pour simuler les joints d'étanchéité

Dans la littérature, les études expérimentales sur le comportement mécanique de garnitures d'étanchéité en graphite ont permis de mettre en avant un comportement fortement non linéaire (Klenk *et al.* [1999]; Vasse [2009]) typique de celui de certaines roches (l'argile par exemple). Pour retranscrire ce comportement, de nombreux auteurs Ruaidhe [2003]; Ruaidhe et Torrance [2003]; Roe et Torrance [2008a]; Vasse [2009]; Ho [2013] ont opté pour le modèle de Cam-Clay modifié (Roscoe et Burland [1968]). C'est un modèle élasto-plastique avec écrouissage utilisé dans la mécanique des sols. Il nécessite huit paramètres pour modéliser le comportement mécanique des matériaux Ho [2013]

- G : module de cisaillement,
- K_{cam} : la compressibilité initiale,
- e_0 : l'indice des vides initial,
- k_g : coefficient de gonflement,
- λ : coefficient de compressibilité,
- p_{trac} : la résistance à la traction,
- M : pente de la droite d'état critique,
- p_{cr0} : pression critique initiale.

donnant les équations suivantes :

- une loi élastique définie par une partie déviatorique $s = 2G\tilde{\varepsilon}^e$ et une partie sphérique $p = \left(p_0 + \frac{K_{cam}}{k_0}\right) \exp(k_0 \Delta \varepsilon_v^e) - \frac{K_{cam}}{k_0}$ avec $k_0 = \frac{1+e_0}{k_g}$ et $e_0 = \frac{\Phi_0}{1-\Phi_0}$
- une surface de charge : $f = q^2 + M^2(p - p_{trac})^2 - 2M^2(p - p_{trac})p_{cr}$
- une loi d'écrouissage : $p_{cr} = p_{cr0} \exp\left[\frac{1+e_0}{\lambda-k_g} \Delta \varepsilon_v^p\right]$

Au cours de ces travaux Ruaidhe [2003]; Ruaidhe et Torrance [2003], Ruaidhe modélise un essai expérimental effectué sur un seul joint en graphite et prend en compte le frottement dans son modèle. La figure 1.23 présente la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques (pour la réponse issue du logiciel DIANA, le modèle correspond au modèle de Mohr-Coulomb modifié, mais ne tient pas compte du frottement et pour Abaqus, il s'agit de Cam-clay modifié avec du frottement). L'auteur a montré la possibilité de modéliser le comportement de ce type d'empilements sous diverses conditions (plusieurs joints, mouvements cycliques de la tige et conditions de frottement variables).

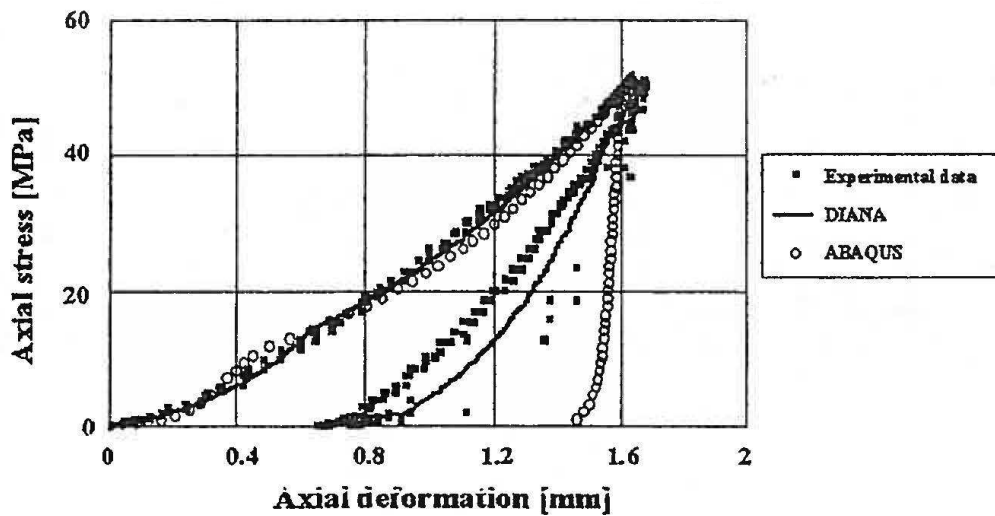


FIGURE 1.23 – Comparaison des réponses expérimentales et numériques du comportement axial d’un joint en graphite, *Ruaidhe [2003]* (En abscisse, au lieu de la déformation axiale il s’agit sans doute du déplacement axial et en ordonnée de la contrainte axiale).

Roe et Torrance [2008a] ont montré qu’avec les paramètres issus d’essais expérimentaux (essais triaxiaux et de compressions), le modèle de Cam-clay modifié est capable de prédire le comportement de joint en graphite pour des essais simples. Mais, il présente des difficultés à retranscrire le ratio des contraintes plus particulièrement pour les contraintes inférieures à la pression de consolidation (dans ce cas 11 MPa, figure 1.24).

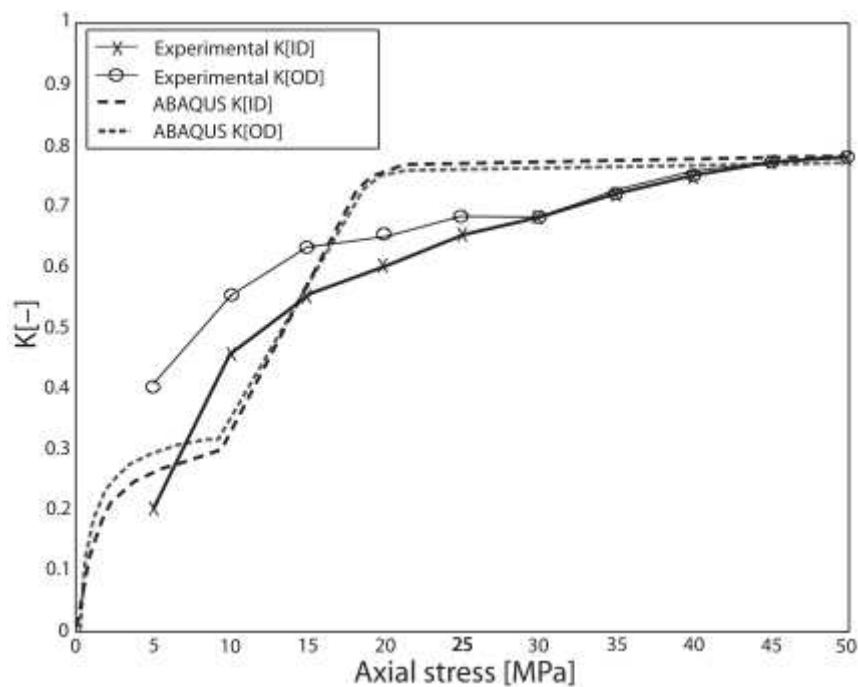


FIGURE 1.24 – Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour le ratio entre la contrainte radiale et la contrainte axiale aux interfaces joint-tige et joint-logement, *Roe et Torrance [2008a]*.

1.4. LES ÉTUDES DE L'ANALYSE DES CONTRAINTES DANS LES JOINTS DE TYPE PRESSE-GARNITURE

Quant à Vasse [2009], il modélise ses essais expérimentaux (cf section 1.4.1) avec le modèle de Cam-Clay modifié. Il a pu constater une cohérence entre ses résultats expérimentaux et numériques (figure 1.25). Mais l'auteur précise que le modèle n'est pas capable de retranscrire les phénomènes d'accommodation pendant les boucles d'hystérésis. Elles sont la conséquence de la porosité du matériau et apparaissent lors des cycles sous la limite élastique. Cette limite a eu pour conséquence l'utilisation de deux jeux de paramètres ; un pour la phase de compression initiale et un second pour les phases cycliques.

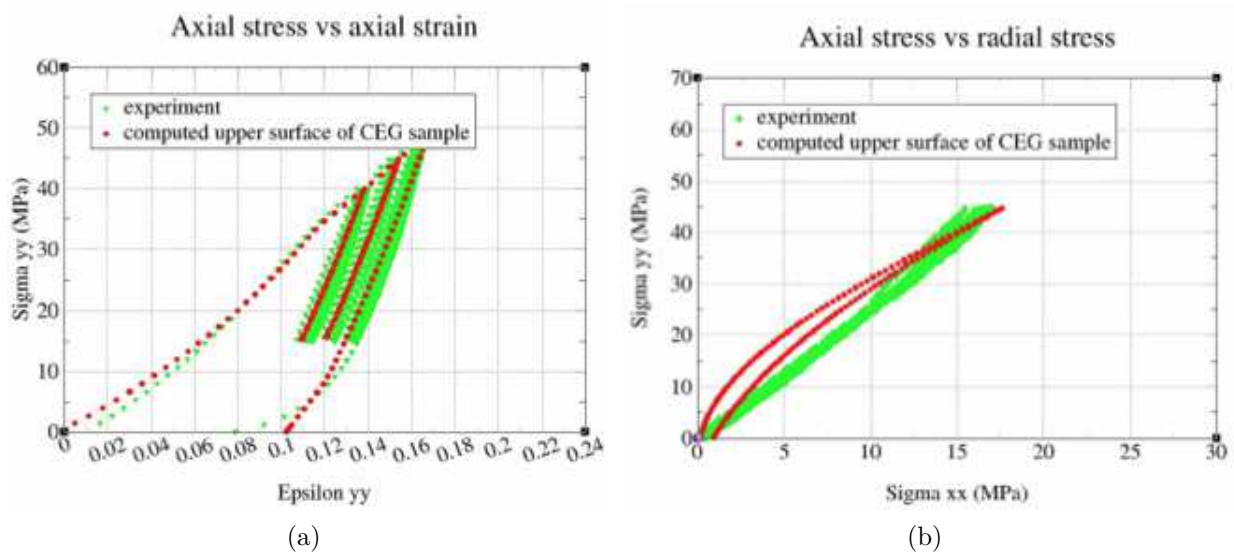


FIGURE 1.25 – Comparaison entre la réponse expérimentale et numérique pour des tests "en matrice", Vasse [2009]. a) Contrainte axiale vs déformation axiale. b) Contrainte axiale vs contrainte radiale.

Ho [2013] a également développé une modélisation numérique permettant de simuler ses essais de compression et en utilisant le modèle de Cam-Clay modifié sur le code Aster. Cette modélisation prend en considération les éléments principaux de son dispositif expérimental. L'auteur ne modélise pas la phase initiale correspondant aux déformations de la mise en place du montage. La figure 1.26 présente les résultats obtenus lors des simulations numériques. Ses conclusions rejoignent celles préalablement citées de Vasse [2009] qui montrent leur difficulté pour représenter à la fois les phases de compression et des cycles de charge-décharge. En effet, comme le modèle de Cam-clay modifié prend le même chemin que l'on soit en charge ou en décharge, il ne peut retranscrire le phénomène d'accommodation des contraintes.

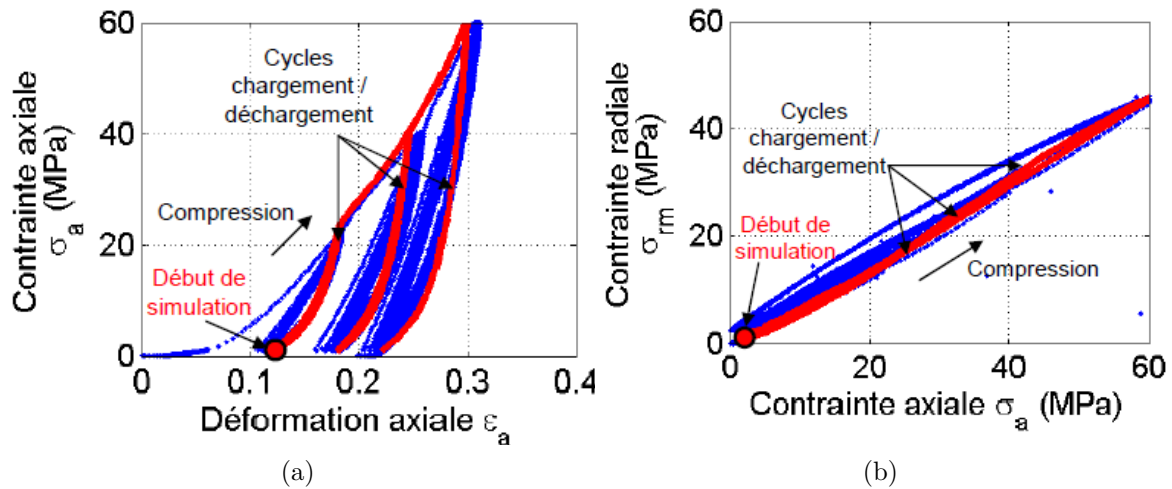


FIGURE 1.26 – Comparaison entre la réponse expérimentale et numérique, *Ho [2013]*. a) Contrainte axiale vs déformation axiale. b) Contrainte axiale vs contrainte radiale.

Par l'intermédiaire d'un modèle hyperélastique de type Mooney-Rivlin, *Diany [2010]* s'intéresse à l'analyse des pressions de contact latérales afin de valider sa démarche analytique. En modélisant un système complet (tige, empilement de joints et logement), il étudie l'influence du frottement, du nombre de joints constituant l'empilement, de la contrainte appliquée sur la garniture sur les pressions de contact.

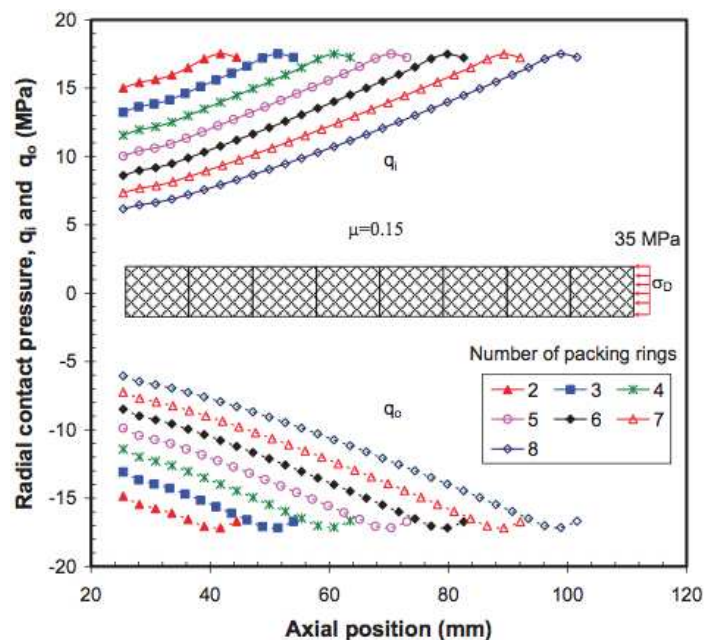


FIGURE 1.27 – Répartition des pressions de contact aux interfaces packing-tige et packing-logement pour différents packings allant de 2 à 8 joints, *Diany [2010]*.

La figure 1.27 présente la répartition des pressions de contact latérales en fonction d'un empilement de joints allant de 2 à 8. *Diany [2010]* constate une diminution de la pression

de contact à une position donnée avec l'augmentation du nombre de joints constituant l'empilement. Ces diverses simulations ont permis à l'auteur de valider son modèle analytique, mais aussi d'effectuer les constats suivants : le rapport des pressions de contact est proche de 1 et ces pressions sont fonction de la géométrie, des matériaux et du frottement.

Quant à [Kazeminia \[2017\]](#), il opte, pour des raisons de simplification, pour un modèle avec des propriétés élastiques linéaires isotropes. Son analyse porte sur la comparaison de la distribution de la contrainte axiale dans le packing et sur la distribution des contraintes sur le logement. Par la suite, il compare les résultats de son modèle analytique avec ceux issus de l'expérimentation et de la simulation numérique. La figure 1.28 présente la comparaison des déformations circonférentielles mesurées sur la surface externe du logement. Les résultats montrent une bonne corrélation entre l'analytique et la modélisation. L'auteur note également que les niveaux de déformations circonférentielles les plus importants, se situent au centre de la partie cylindrique du logement.

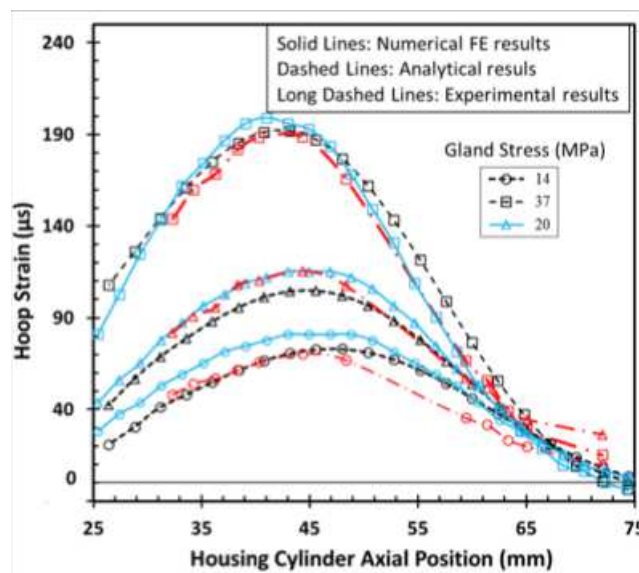


FIGURE 1.28 – Comparaison des déformations circonférentielles sur la surface externe du logement pour niveaux de compression axiale, [Kazeminia \[2017\]](#).

1.5 Synthèse

Pour rappel, l'objectif de nos travaux est d'accroître nos connaissances sur le comportement mécanique de joints GEM mis en place dans des systèmes de presse-garniture afin de prédire leur étanchéité. Au cours de cet état de l'art, on a pu constater que le joint en graphite présente un comportement mécanique complexe. En effet, son comportement est fortement non linéaire avec la présence d'hystérésis lorsqu'il est sollicité en compression charge-décharge. La plupart des études menées sur le sujet porte leur intérêt sur la répartition des contraintes de contact latérales.

Au niveau du développement expérimental, les auteurs optent pour des montages proches des systèmes de presse-garniture et pour des sollicitations du joint en compression avec d'éventuels mouvements de la tige en translation. Plus rarement, de par le peu de montage existant, certains auteurs réalisent des essais sur un dispositif triaxial leur permettant d'obtenir les paramètres matériaux nécessaires au développement du modèle de Cam-Clay modifié. Ces essais permettent de valider principalement les modèles analytiques développés au préalable. Enfin, concernant la simulation numérique, le modèle de Cam-Clay modifié est le plus répandu. La réponse obtenue via ce modèle est pour partie en adéquation avec les résultats analytiques ou expérimentaux des diverses études. Mais, ce modèle a l'inconvénient de ne pouvoir retranscrire les phénomènes d'accommodations des contraintes (Vasse [2009]; Ho [2013]) ainsi qu'une partie des déformations élastiques et l'anisotropie du matériau (Vasse [2009]).

Nos travaux sur le joint GEM s'orientent vers un couplage expérimental numérique. L'objectif est de développer une base de données expérimentales par l'intermédiaire de dispositifs d'essais s'inspirant du fonctionnement de presse-garniture. Les protocoles expérimentaux s'orienteront principalement sur des essais de compression charge-décharge et cyclique. Un montage fera l'objet d'un développement dans l'optique de réaliser des essais avec des mouvements de tige en translation (par exemple comme pour une vanne d'obturation) mais également des mouvements en rotation (par exemple pour une vanne quart de tour) qui n'a pas encore pu être investi. Les diverses informations sur le comportement mécanique du joint en situation vont permettre de développer un nouveau modèle phénoménologique 3D. En effet, le modèle de Cam-Clay modifié a montré certaines limites, dans ce cadre, notre modèle de type Hyperélasto-Visco-Hystérésis (HVH) peut s'avérer intéressant pour palier ces limites. La finalité de ces travaux est de pouvoir modéliser le comportement mécanique de joints en GEM avec une retranscription précise des pressions de contact entre le packing et le logement via les déformations circonférentielles.

2

Les moyens expérimentaux

2.1 Introduction

Comme évoqué dans la partie bibliographique de la section 1.4.1, la plupart des essais expérimentaux effectués sur des joints utilisés dans des systèmes de presse-étoupe, concernent l'étanchéité du système. Cette étude se veut innovante de par son approche, en s'intéressant plus particulièrement au comportement mécanique du joint in situ. À cet effet, plusieurs dispositifs sont utilisés au cours de ce travail et ces derniers se doivent de reproduire les caractéristiques d'un système de presse-garniture. Dans ce cadre, l'analyse peut s'effectuer directement sur des joints utilisés dans ce type de robinetterie. Pour répondre à ces critères, ce chapitre présente les différents dispositifs employés permettant l'étude de joint GEM de section carrée dans un environnement confiné.

L'étude a débuté sur la base de travaux existants (Poiret [2013], Viéville *et al.* [2014]) via un premier dispositif développé au préalable par le Cetim. Suite à ces premières campagnes d'essais et aux réponses obtenues, il est apparu la nécessité de développer un nouveau dispositif dans le but d'étendre les possibilités d'investigations. Ainsi, au travers de la section 2.3, les diverses contraintes techniques telles que les effets de la température, le nombre de joints, les jeux du montage, l'utilisation de la chemise comme moyen de mesure, sont abordées dans le but de contextualiser le développement de ce dispositif. S'en suivra, une description succincte des deux montages développés puis les éléments nécessaires au bon fonctionnement du dispositif seront abordés (section 2.4) comme ; la machine d'essai Zwick HBT 250, les jauges de déformations mises en place sur la surface externe de la chemise et enfin, de nouvelles précisions sur le montage d'essai.

Le développement d'un dispositif expérimental peut apporter son lot de difficultés lors de sa mise en place et du déroulement des premiers protocoles expérimentaux, ainsi, la section 2.5 traitera de l'évolution du montage d'essais expliquant les raisons de ces modifications, mais également leurs impacts sur le bon déroulement de l'analyse expérimentale. Enfin, dans l'intérêt d'obtenir uniquement le comportement mécanique d'un joint ou d'un empilement de joints, il est important de préciser la démarche adoptée dans le cadre de la prise en compte de la raideur machine (section 2.6). Toutes ces informations permettront de mieux comprendre la démarche expérimentale et ainsi, d'aborder au cours du chapitre 3 les résultats issus au cours de ces expérimentations.

2.2 Dispositif d'essai existant

Comme on aura pu le constater, le comportement mécanique des joints en GEM présente une réponse complexe d'où le choix dans un premier temps de déterminer le comportement d'un seul joint. Pour cela, un premier dispositif expérimental, développé par le Cetim, permet la réalisation d'essais de compression en confinant le(s) joint(s) à différents niveaux de serrage. Ce dispositif expérimental, inspiré des travaux de Ho [2013], limite l'extrusion du joint afin d'étudier précisément son comportement mécanique. Dans un précédent travail, antérieur à la thèse (Poiret [2013], Viéville *et al.* [2014]), des premières campagnes d'essais ont été menées avec ce premier montage présenté sur la figure 2.1. Tous les essais ont été réalisés grâce à une machine d'essai traction/compression Instron 8803 équipée d'une cellule de force de 500 kN.

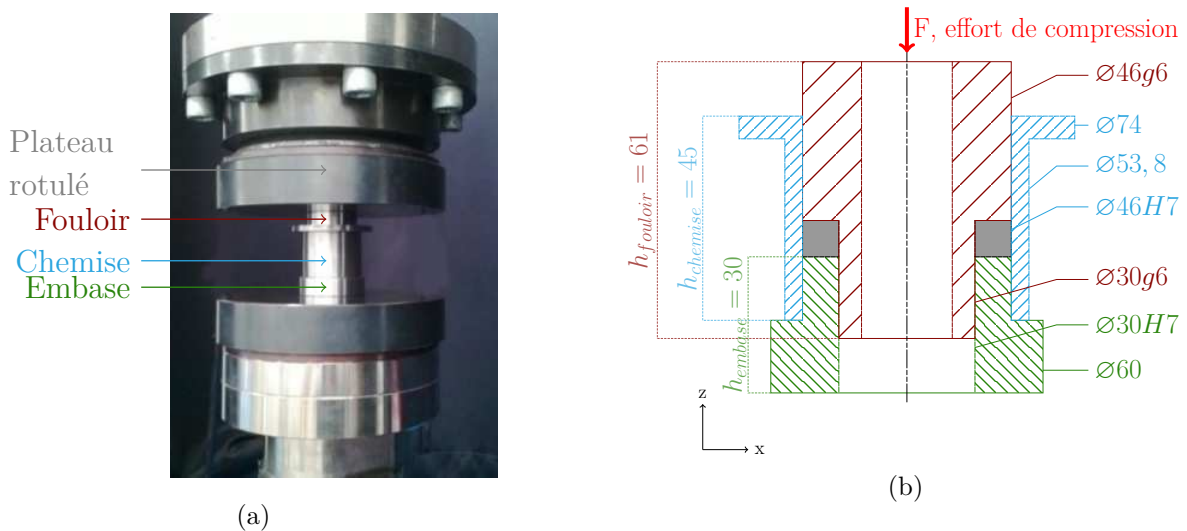


FIGURE 2.1 – a) Photo du montage initial développé par le Cetim. b) Schéma explicatif du montage indiquant les dimensions en mm de ce dernier.

Afin d'étayer cette base de données initiale, mais également d'obtenir des informations sur le comportement global du joint (changement de forme et de volume), le dispositif a été complété avec différents capteurs (figure 2.2). Ainsi, trois LVDTs sont positionnés entre les deux plateaux de compression mesurant le déplacement de ces derniers, un capteur d'effort CF022 45 kN est rajouté à l'intérieur du montage permettant d'estimer l'effort sous le joint, et la chemise est équipée de trois rosettes de deux jauges à 90° positionnées à 120° , donnant la déformation de la chemise dans les directions circonférentielles et axiales. L'objectif est de pouvoir ainsi déterminer les pressions de contact (lien avec l'étanchéité) à l'intérieur du boîtier via l'élasticité du montage.

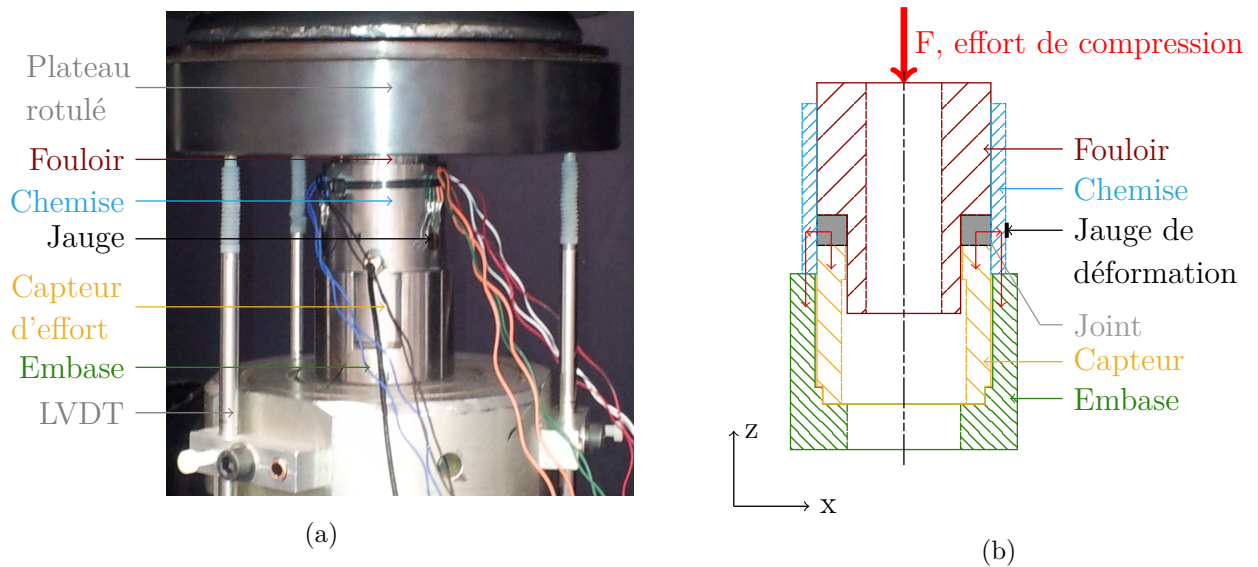


FIGURE 2.2 – a) Montage d'essai du Cetim équipé du capteur d'effort et de jauges de déformation. b) Schéma explicatif du montage à l'échelle 1:2.

Un plateau de compression rotulé, permettant de corriger les éventuels défauts lors de la mise en place du montage, vient fournir un effort uniquement axial sur le fouloir comprimant le joint ainsi confiné dans son logement. Le joint transmet donc l'effort reçu pour une partie principale au capteur, mais également pour une partie secondaire, due au frottement, vers la chemise qui vient appuyer sur la base du capteur. En effet, lors d'essais de compression charge-décharge, le constat suivant a pu être observé : l'effort fourni par la cellule de force de la machine dynamomètre et celui enregistré par le capteur diffère au cours de l'essai (cf figure 2.3.a). Pour confirmer ou infirmer notre hypothèse, un essai similaire de compression charge-décharge est réalisé sur le montage, mais sans l'embase. La comparaison de la réponse de la cellule de force du dynamomètre et celle du capteur met en avant une concordance des résultats. Il y a donc une partie de l'effort qui passe par le dispositif d'essai.

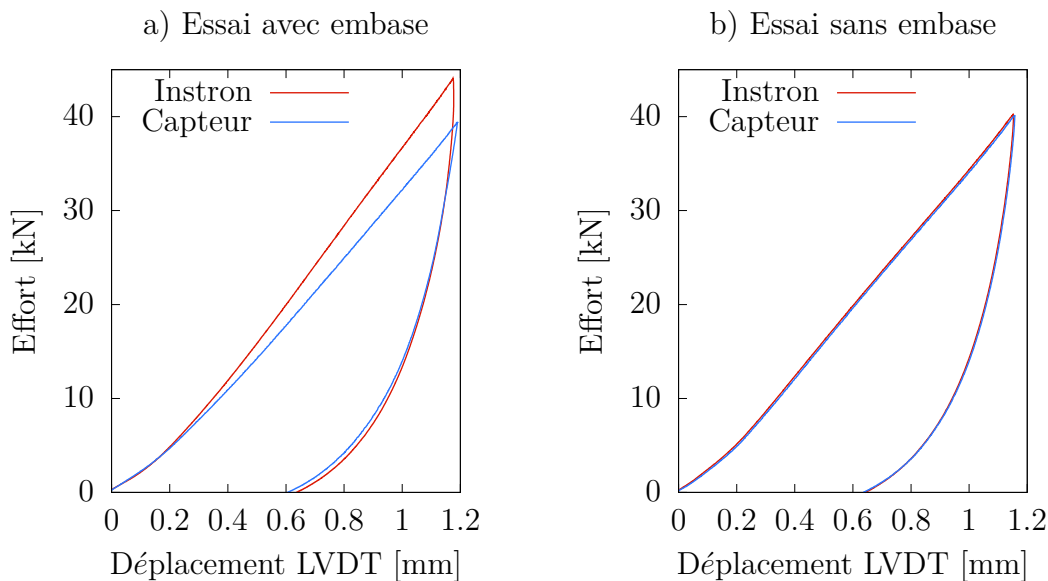


FIGURE 2.3 – Graphe de l'évolution de l'effort du dynamomètre et du capteur en fonction du déplacement mesuré par les LVDTs. a) Compression du joint d'environ 44MPa. b) Compression du joint d'environ 39MPa

Les investigations ont permis de mener des essais de compression charge-décharge afin de poser les hypothèses de travail (présence de frottement, reproductibilité de la réponse mécanique...) et ainsi, d'avoir le maximum d'informations avant de répondre à diverses interrogations (niveau de pression de contact, comportement de la chemise,...). Le but étant d'avoir une bonne compréhension de ces paramètres avant de réaliser des essais cycliques mettant en jeu plusieurs phénomènes (contact entre les joints, hauteur de joints plus importante donc quelle influence sur le comportement ou les pressions de contact...). Au fur et à mesure du dépouillement des essais, les résultats ont permis de mettre en avant la présence de frottement dans le montage. La figure 2.4 présente ainsi l'évolution de l'effort en fonction de la mesure du déplacement des LVDTs pour deux types d'essais : un en l'absence de lubrification (figure 2.4.a) (cas utilisé classiquement dans les essais) et un autre avec lubrification (pâte graphitée autour du joint) (figure 2.4.b). Sur ces figures, l'effort est mesuré de deux façons différentes au cours du même essai : la première, avec la cellule d'effort du dynamomètre et la deuxième, avec le capteur d'effort. En comparant ces réponses en effort, l'essai "sans lubrification" montre une différence d'environ 8% entre les mesures avec la cellule du dynamomètre et celles avec le capteur ce qui n'est pas le cas pour l'essai réalisé avec une lubrification. Cette différence s'explique par la présence de frottement entre le joint et la chemise.

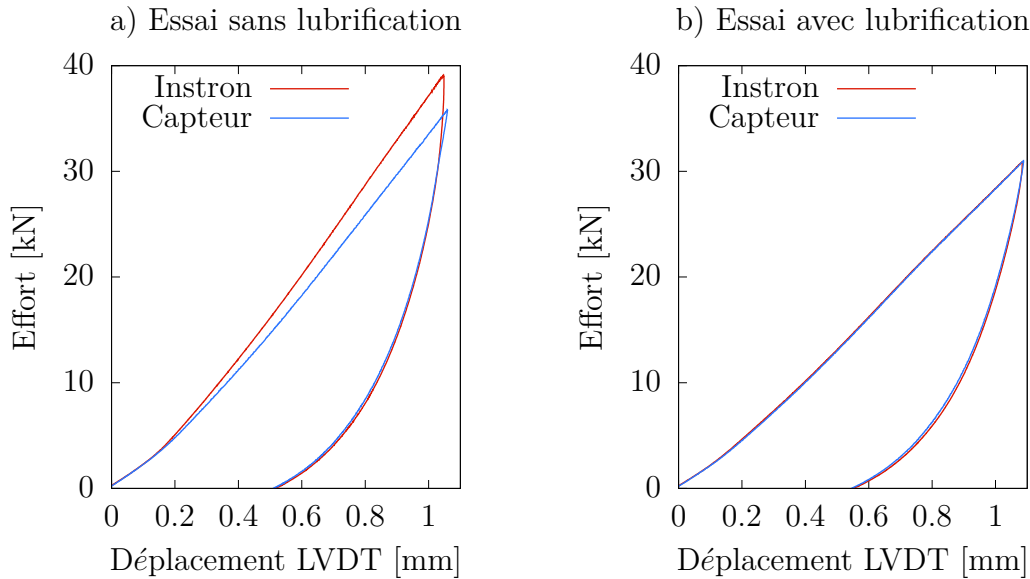


FIGURE 2.4 – Graphe de l'évolution de l'effort du dynamomètre et du capteur en fonction du déplacement mesuré par les LVDTs. a) Compression du joint d'environ 39MPa. b) Compression du joint d'environ 31MPa

Afin d'améliorer la compréhension et la détermination du comportement mécanique des joints GEM dans leur environnement, c'est-à-dire dans le milieu confiné du presse-garniture, un nouveau montage a été développé. Le cahier des charges qui a été établi pour définir la conception du dispositif d'essai, intègre la possibilité d'étudier l'influence du frottement sur les réponses mécaniques du matériau. Toutefois, l'étude du frottement des joints graphites sous contraintes implique des investigations sur la compréhension des mécanismes du contact (aspect tribologie) qui peut s'avérer complexe comme le montre les travaux de [Roe et Torrance \[2008b\]](#); [Ho \[2013\]](#). Par conséquent, le montage devra permettre uniquement d'obtenir des informations au niveau du coefficient de frottement apparent qui sera intégré ultérieurement dans la phase simulation par éléments finis.

Ce montage permettra d'étudier les joints en situation, c'est-à-dire selon différents types de mouvement de la tige : en translation, en rotation et mixte. Ces mouvements ont pour but de retranscrire le comportement de la tige d'un système presse-garniture afin de déterminer son impact sur les joints. Le but est d'obtenir via une extensométrie adaptée des informations sur le comportement mécanique du joint, et ce, dans le cas d'un seul joint ou d'un empilement de joints. Mais avant de présenter le montage développé, il est nécessaire de bien définir le contexte en expliquant le cahier des charges envisagé lors de la mise au point de ce nouveau dispositif.

2.3 Développement d'un nouveau dispositif

2.3.1 Les contraintes techniques de mise au point

L'objectif de ce nouveau montage est de pouvoir solliciter la garniture d'étanchéité lors de mouvements de translation *et/ou* de rotation de la tige afin de déterminer son comportement et éventuellement, le frottement présent dans le montage lors de ces mouvements. Le montage développé offre la possibilité de deux options de mise en place : une première avec un serrage du joint via le fouloir et une seconde, où la compression du joint est imposée par la tige. Pour l'instant, seuls des montages avec des mouvements de translation avaient été développés par le Cetim. Le but est de pouvoir élargir la gamme de sollicitation envisagée. Afin d'effectuer ces mouvements de rotation, une des contraintes de ce dispositif est de pouvoir s'adapter sur une machine de traction/torsion Zwick (section 2.4.1), disponible au laboratoire.

Les effets de la température

Les conditions d'utilisations des joints en graphite GEM nécessitent également qu'ils soient résistants aux différents fluides transportés comme des fluides chimiques, des fluides soumis à de hautes pressions et à des conditions de températures basses ou hautes. Il est donc important de pouvoir déterminer les caractéristiques mécaniques de ces joints en fonction de la température. C'est la raison qui a entraîné la possibilité d'utilisation d'une enceinte climatique. Pour permettre l'utilisation du montage dans cette enceinte, un système de fixation constitué de deux tubes que l'on appellera "rallonges" est employé. L'une de ces rallonges est fixée sur la cellule d'effort de la Zwick, quant à l'autre sur le bâti de la machine. Il permet donc de placer ce dispositif dans l'enceinte thermique reliée au générateur de température Secasi, présentée sur la figure 2.5.

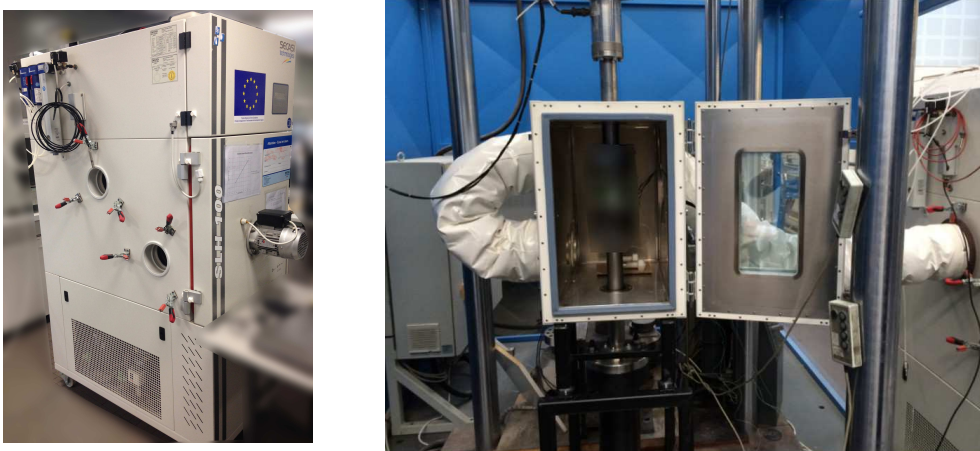


FIGURE 2.5 – À gauche, le générateur de température Secasi. À droite, le générateur relié à l'enceinte thermique (tuyaux) et monté sur la machine de traction/torsion Zwick.

Le nombre de joints

L'étanchéité des presse-garnitures est assurée par un empilement de plusieurs joints. Le montage permet d'étudier le comportement d'un seul joint ou d'un empilement de joints GEM (packing : jusqu'à 4 joints) qui correspond à la définition industrielle (Müller et Nau [1998]). La nature du matériau étudié et la conception des robinets industriels (jeux selon API STANDARD 622 [2011]) conduisent à des risques potentiels d'extrusion de l'empilement de joints. Pour limiter ce phénomène, les fournisseurs de joints (Latty, Siem, James Walker, etc...) proposent l'installation de bague anti-extrusion placée aux extrémités (figure 2.6). Dans notre étude, il est envisagé de bien comprendre et décrire le comportement mécanique à l'échelle d'un seul joint pour remonter de manière progressive à l'étude d'un packing. C'est pourquoi la limitation de l'extrusion est gérée directement au niveau des jeux en imposant un jeu fonctionnel H7g6 entre la tige et la base du boîtier.

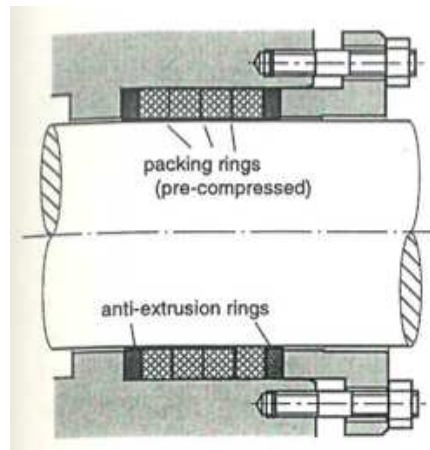


FIGURE 2.6 – Présentation d'un packing avec des bagues d'étanchéité et des bagues anti-extrusion extraite de Müller et Nau [1998].

Les jeux du montage

Un autre critère à prendre en compte est l'espace confiné dans lequel est placé le joint. En se référant aux normes API STANDARD 622 [2011], pour une tige de diamètre 25,4mm et un boîtier de 38,1mm, les jeux entre le fouloir et le boîtier ainsi qu'entre la tige et le fouloir sont respectivement compris entre 0,13-0,38 mm et 0,50-0,80 mm. Afin de limiter l'extrusion des joints, les jeux ont été volontairement ajustés (H7g6) et, sont en cohérence avec le montage existant développé par le Cetim. Nous rappelons que ce montage initial devait également permettre la caractérisation mécanique d'un seul joint. Il est important de noter que ce jeu correspond au jeu initial du montage, mais qu'il peut éventuellement évoluer au cours du développement expérimental (réusinage des pièces, usure due à l'exploitation du montage lors de campagne d'essais...).

Alignement du montage

Les contraintes principales du développement du montage ayant été exposées, il reste encore quelques points à prendre en considération. En effet, lors de la mise en place du montage dans la machine d'essai Zwick, il faut faire attention à la concentricité et la coaxialité du montage. Le dispositif repose sur une tige en acier qui doit effectuer des mouvements dans un montage (cf figures 2.7 et 2.8) avec des tolérances minimales. Si celle-ci n'est pas correctement alignée lors d'un essai, des situations de grippages peuvent apparaître. Il a été mesuré par exemple un jeu de $\pm 0,40$ mm entre les deux tubes de fixation. Malheureusement, ces défauts de désalignement sont sans doute liés aux fléchissements de ces tubes au cours des essais. L'idée pour parer à cela est d'avoir un léger jeu au niveau de la fixation de la tige afin de corriger sa position. De plus, un grand coulisement est retenu pour le guidage de la tige afin d'avoir une plage de données intéressante pour l'étude du frottement.

La chemise : moyen de mesure

Un autre élément à considérer lors du développement du dispositif, est de pouvoir positionner l'empilement de joints à mi-hauteur de la chemise. L'objectif est d'éviter ainsi toutes perturbations des extrémités de la chemise sur les mesures d'efforts dans les joints ou sur les mesures de déformations par les jauges. L'idée est, comme pour le montage initial du Cetim, d'utiliser le comportement élastique de la chemise dans la chaîne de mesure.

2.3.2 Principe de ce dispositif

Maintenant que le cahier des charges des fonctionnalités de ce montage a été défini, le principe du dispositif d'essai peut-être présenté. Le dispositif d'essai développé a pour but de retranscrire le comportement mécanique de joints dans un système de presse-garniture et de permettre des mouvements de translation (par exemple, vanne d'obturation) ou de rotation (par exemple, vanne quart de tour) ou combinés. Il dispose de deux options de mise en place permettant de fournir l'effort axial soit via le fouloir (figure 2.7), soit via la tige (figure 2.8).

La figure 2.7 présente la première configuration du montage où le serrage du joint et les mouvements de la tige sont deux paramètres distincts. Dans un premier temps, un fouloir effectue le lien avec la chemise et permet d'appliquer un effort de compression sur le packing par l'intermédiaire de vis, de rondelles Belleville et d'écrous. À l'intérieur du montage, un capteur d'effort est positionné afin de déterminer la force de compression appliquée sur le packing. Une fois le packing soumis à un niveau de serrage souhaité, la tige effectue des mouvements de translation ou de rotation par l'intermédiaire de la machine de traction/torsion Zwick, permettant éventuellement d'évaluer le frottement lié aux mouvements de la tige.

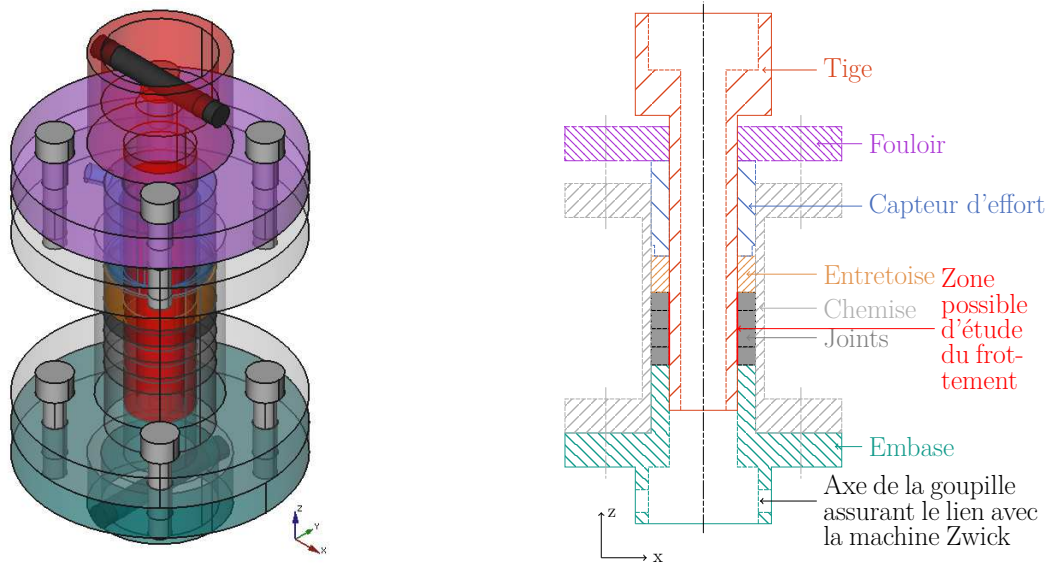


FIGURE 2.7 – Configuration 1 du montage d'essai où les mouvements de la tige sont indépendants du niveau de compression de l'empilement de joint.

La seconde configuration du montage présentée sur la figure 2.8 offre la possibilité de réaliser des mouvements de translation et de rotation de la tige. À la différence du précédent montage, la tige vient prendre appui sur la butée à billes et la compression du packing est effectuée par l'intermédiaire du contact de la tige et de l'empilement des divers éléments du montage (tige + butée à billes + entretoises).

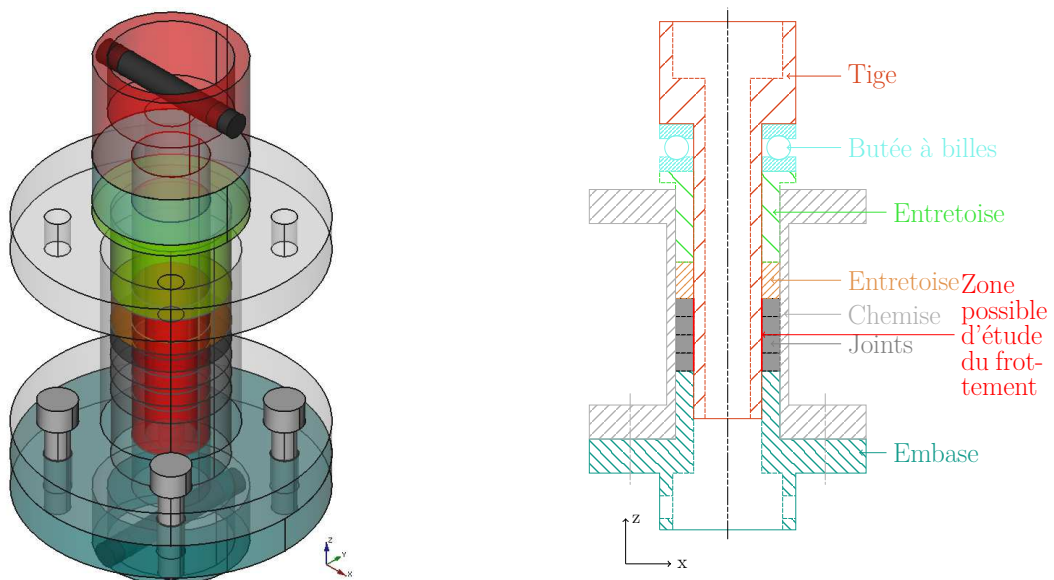


FIGURE 2.8 – Configuration 2 du montage d'essai où la compression de l'empilement de joint se fait via la tige.

Les figures 2.7 et 2.8 décrivent les deux configurations et les principes de base du montage, mais lors de la mise au point des essais, plusieurs difficultés entraîneront une évolution du montage, qui seront exposées dans la section 2.5. Avant d'exposer ces diverses améliorations, les différents éléments constituant ces dispositifs vont être décrits plus précisément.

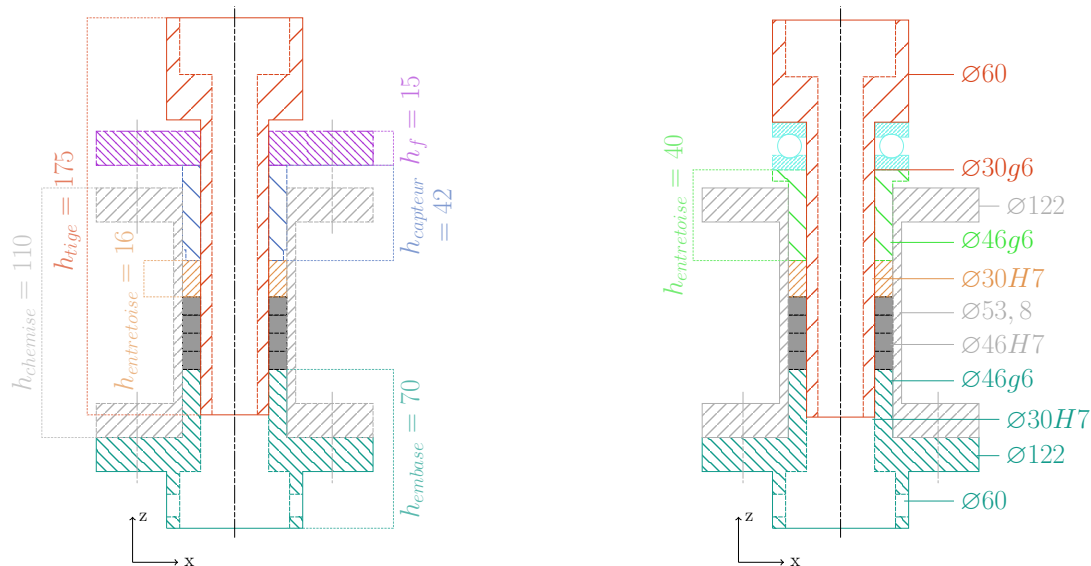


FIGURE 2.9 – Présentation des dimensions (en mm) et des jeux des deux configurations des figures 2.7 et 2.8 du montage.

2.4 Description des éléments constituant le dispositif expérimental

2.4.1 La machine d'essai

Le dispositif développé est monté sur une machine d'essai Zwick HBT 250 (figure 2.10). Cette machine d'essai de traction/torsion à 4 colonnes dispose de deux vérins permettant un pilotage axial (± 135 mm) *et/ou* un pilotage en rotation ($\pm 50^\circ$). Elle dispose également de deux cellules de force dont les caractéristiques sont les suivantes : la première peut mesurer une force de ± 250 kN dans la direction axiale et un couple de ± 2000 N.m en torsion, la seconde, plus petite, accepte une force de ± 25 kN et un couple de ± 200 N.m. Sachant que le système de fixation utilisé pour notre montage a été conçu pour être adapté à cette seconde cellule d'effort et, de manière à bénéficier d'une bonne précision dans la gamme d'effort visée, le choix s'est donc orienté vers l'utilisation de cette dernière.

2.4. DESCRIPTION DES ÉLÉMENTS CONSTITUANT LE DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

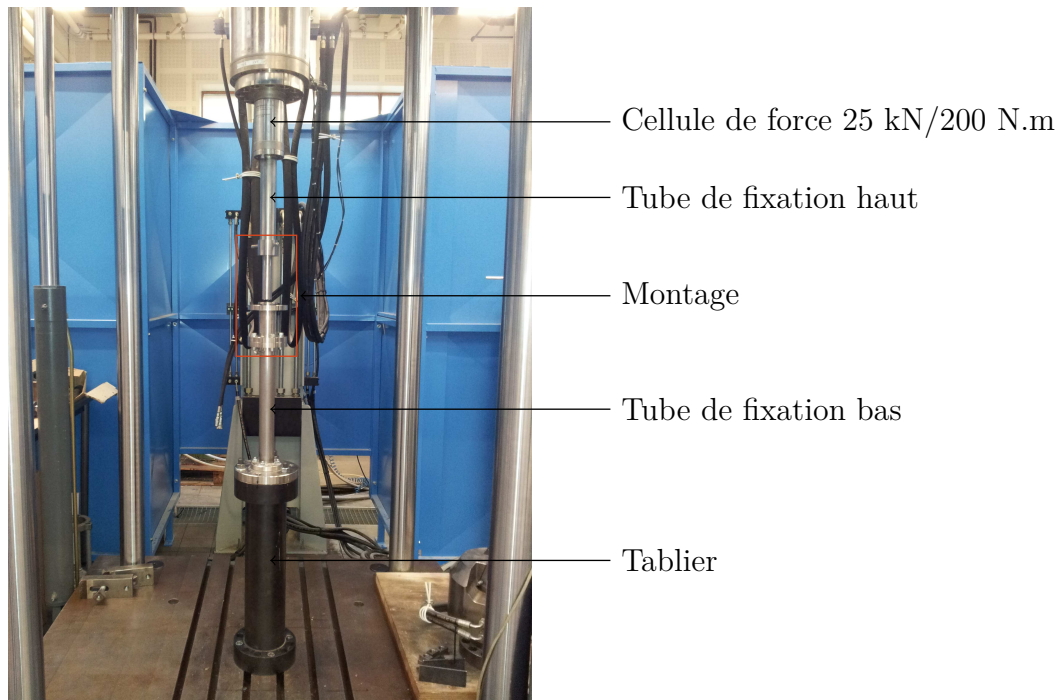


FIGURE 2.10 – Vue d'ensemble du dispositif expérimental mis en place sur la machine d'essai Zwick.

Cette machine d'essai dispose également d'un contrôleur HydroWin 9640 permettant le branchement d'un système d'acquisition (dans notre cas, des boîtiers QuantumX 4, 8 ou 16 voies de classe 0,1% pour la précision) et ainsi, de récupérer les informations fournies par les mouvements de la tige, mais également, par les jauges de déformations positionnées sur la chemise.

2.4.2 Les jauges de déformations

Le dispositif a été dimensionné, notamment au niveau de l'épaisseur de la chemise, pour pouvoir capter des informations mécaniques liées au comportement intrinsèque du joint. Nous rappelons que la nature du joint nécessite de l'étudier dans un environnement confiné et que nous profiterons de la mesure de la déformation de la chemise pour remonter aux pressions de contact mises en jeu lors de la sollicitation mécanique. Cette information est primordiale pour comprendre et modéliser les mécanismes d'étanchéité comme l'a explicité [Diany \[2010\]](#); [Ho \[2013\]](#); [Kazeminia \[2017\]](#).

Afin d'obtenir des informations sur les déformations de la chemise lors de la compression des joints dans le presse-étoupe, la surface extérieure de la chemise a été dotée de plusieurs jauges de déformation. La chemise est équipée de 3 chainettes de 10 jauges (Vishay Precision Group, EA-06-045PG-120) permettant de couvrir la déformation circonférentielle sur une zone relative à un empilement de 4 joints et 3 rosettes (Kyowa, KFG-2-120-D16-11) situées à mi-hauteur du premier joint mesurant la déformation suivant 0 et 90° donnant

les déformations axiales et circonférentielles. Ces deux types de jauges présentent un facteur de jauges de $\pm 1\%$. Les chainettes et les rosettes sont positionnées à 120° les unes des autres. On obtient donc une alternance entre chainette de 10 jauges et rosette de 2 jauges à 90° avec un angle de 60° entre chaque jauge. Les figures 2.11 et 2.12 présentent respectivement, le positionnement des jauges par rapport aux joints et l'orientation angulaire par rapport à une vue de dessus de la chemise pour chaque système de jauges. La figure 2.13 présente un zoom sur la chemise et les différentes chainettes et jauges collées sur celles-ci. Il est à noter que l'orientation angulaire du montage a été respectée au cours de tous les essais par rapport à la position de référence représentée sur la figure 2.12.

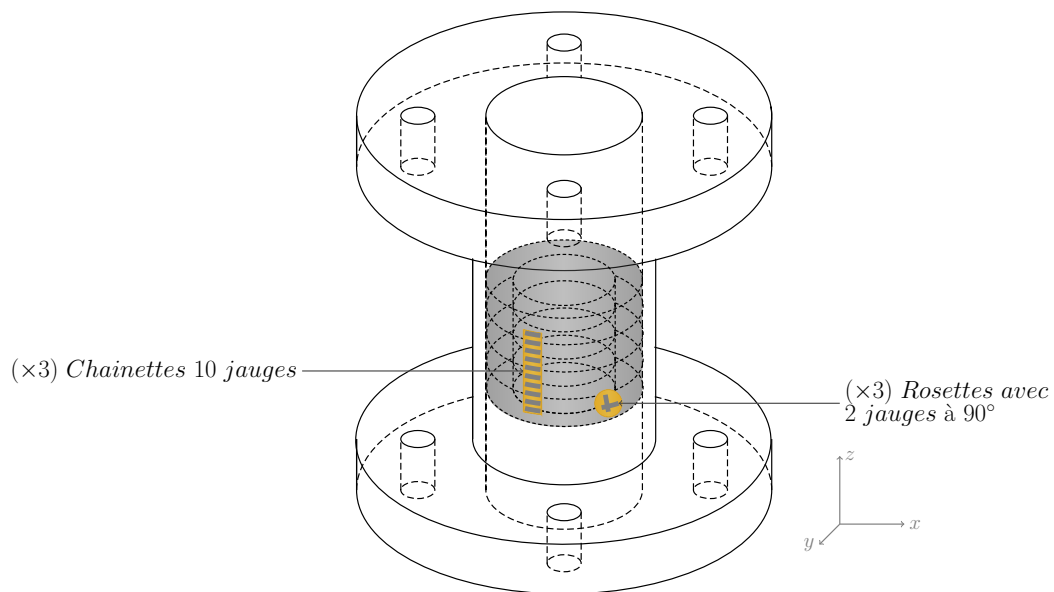


FIGURE 2.11 – Schéma du placement des jauges de déformations sur la chemise par rapport aux joints.

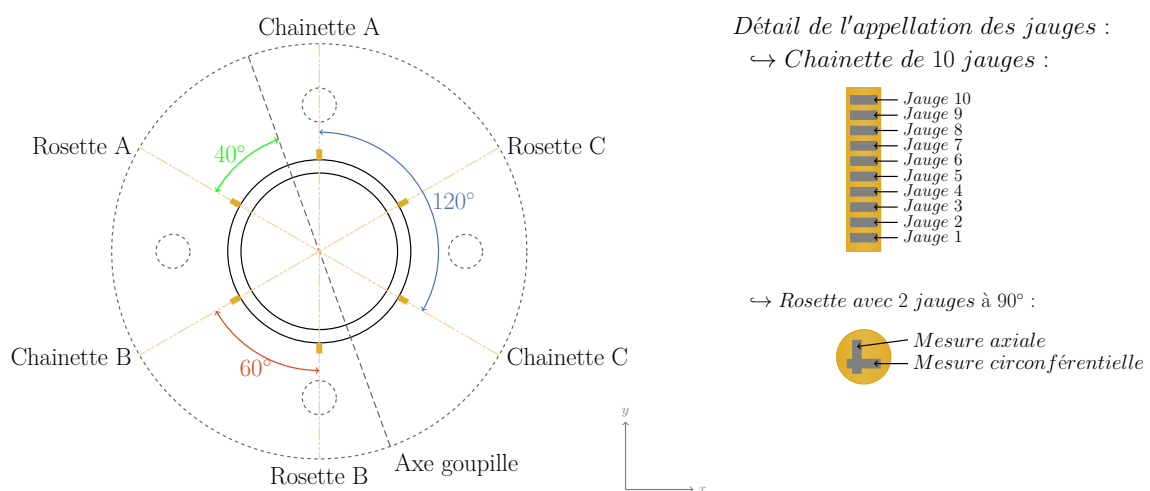


FIGURE 2.12 – Schéma de la vue de dessus de la chemise montrant le positionnement des jauges.

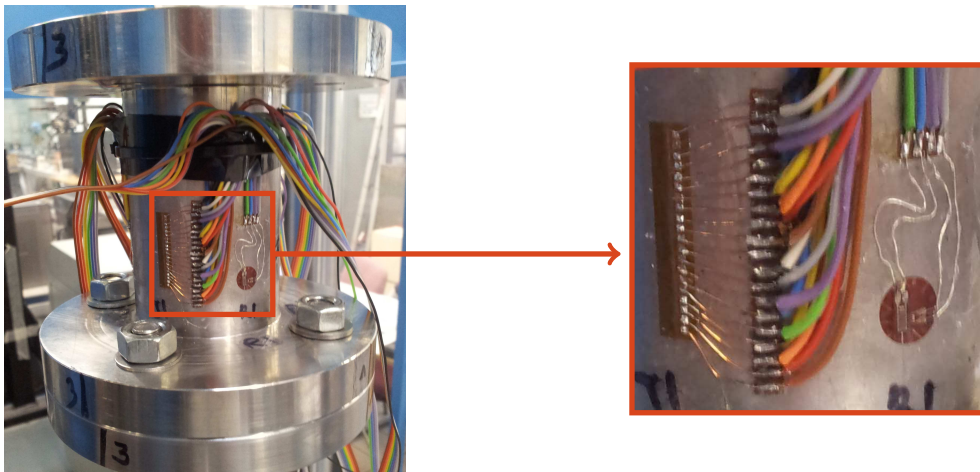


FIGURE 2.13 – Positionnement des différentes jauges de déformations positionnées sur la surface externe de la chemise.

2.4.3 Le montage d'essai

La section 2.3.1 a posé le contexte du développement de ce nouveau montage avec deux configurations possibles. Les figures 2.14 et 2.15 présentent la mise en place de ces deux configurations au sein de la machine Zwick ainsi que les éléments les constituant. Sur la base des éléments établis dans le cahier des charges (pression, température ...), le choix du matériau s'est orienté vers un acier inoxydable de type martensitique Z7 CNU 16-04 (EU 1.4542 selon la norme NF EN 10088-3+P930 / AISI 630). Cet acier subit une trempe ce qui lui confère une bonne tenue mécanique avec une résistance à la traction (R_m) comprise entre 930 et 1100 MPa et une limite d'élasticité à 0,2% ($R_{p0.2\%}$) supérieure à 720 MPa. Cependant, comme la plupart des aciers inoxydables, il a une sensibilité au grippage qui peut amener à des situations de blocage notamment quand les jeux sont serrés et que des impuretés se glissent entre les surfaces en contact.

Dans le cahier des charges, il est prévu de pouvoir réaliser des essais en température. L'utilisation d'une enceinte climatique est donc nécessaire et implique de déporter le montage à l'aide d'une pièce d'adaptation de type "rallonge" (figure 2.10). De plus, sachant que les jeux initiaux des différentes pièces dans le montage sont précis ($H7g6$ soit un jeu résultant de $\varnothing 30_{+0,007}^{+0,041}$ et $\varnothing 46_{+0,009}^{+0,050}$), il est nécessaire d'avoir un alignement, un centrage et une coaxialité précis de la tige avec les entretoises. Les essais préliminaires réalisés sur le dispositif ont mis en évidence des situations de grippage au niveau des pièces en acier inoxydable en mouvement. Comme évoqué précédemment, le couplage de jeux ajustés, de guidage délicat sur des pièces élancées et la nature du matériau a conduit à de l'endommagement des surfaces de contact. Afin de pallier aux divers problèmes rencontrés, il a été nécessaire de mettre en place les améliorations présentées dans le paragraphe suivant.

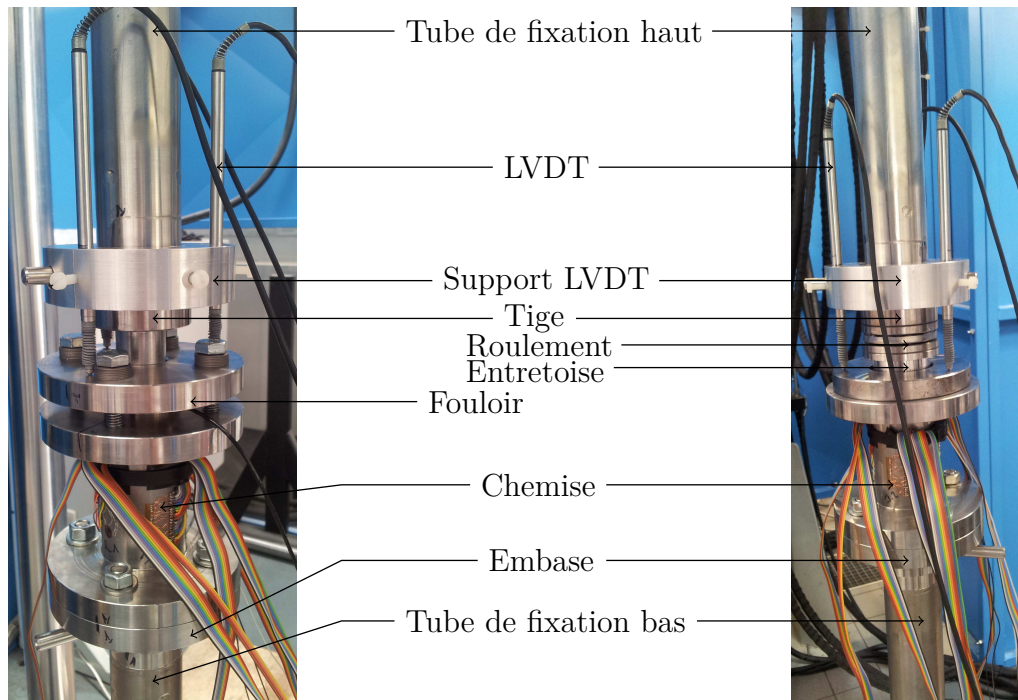


FIGURE 2.14 – *Configuration 1 du montage d’essai où la compression des joints se fait via le fouloir (cf figure 2.7).*

FIGURE 2.15 – *Configuration 2 du montage d’essai où la compression des joints se fait via la tige (cf figure 2.8).*

2.5 Évolution du montage

Dans le but d’éviter des situations de grippage, une analyse poussée des résultats préliminaires obtenus a permis de dresser la liste des éléments à améliorer dans le montage. Le premier élément consiste à remplacer les entretoises existantes en acier inoxydable par des entretoises en bronze. Ce matériau présente l’avantage d’être autolubrifiant et ainsi, d’améliorer les conditions de frottement. Le changement de matériau des entretoises s’est accompagné d’un élargissement du jeu au niveau du diamètre interne du fouloir. La pièce ne servant pas au guidage de la tige, le jeu peut être revu afin de limiter les risques de blocage.

Ensuite, pour limiter les situations de grippage liées aux longues pièces déportées, il a été nécessaire de libérer des degrés de liberté au niveau de ces liaisons avec le dispositif. Cette étape est passée par la réalisation d’une nouvelle embase et d’une nouvelle tige. Autre point à prendre en considération; l’apparition au cours des essais de mise au point que la rotation du vérin de la machine Zwick n’était pas concentrique et que son axe de rotation présentait un fort désaxage par rapport à la verticale. Pour palier à ce défaut, la conception de la tige (figure 2.16) a été revue afin d’intégrer des degrés de liberté supplémentaire et limiter le désaxage entre la partie supérieure (tube de fixation haut +

tige) et la partie inférieure (tube de fixation bas + embase + chemise) du montage. Ainsi, la tête de la nouvelle tige est dotée d'un système de deux billes avec un jeu permettant de centrer la tige avec les entretoises (figure 2.16). Ainsi, lorsque la tige est insérée dans les entretoises, elle est alignée avec la partie inférieure du montage et la nouvelle tête de la tige vient compenser le désaxage entre les deux parties du montage. Ce nouveau système permettant d'assurer une liaison rotule entre la tige et la rallonge supérieure a été proposé et réalisé.

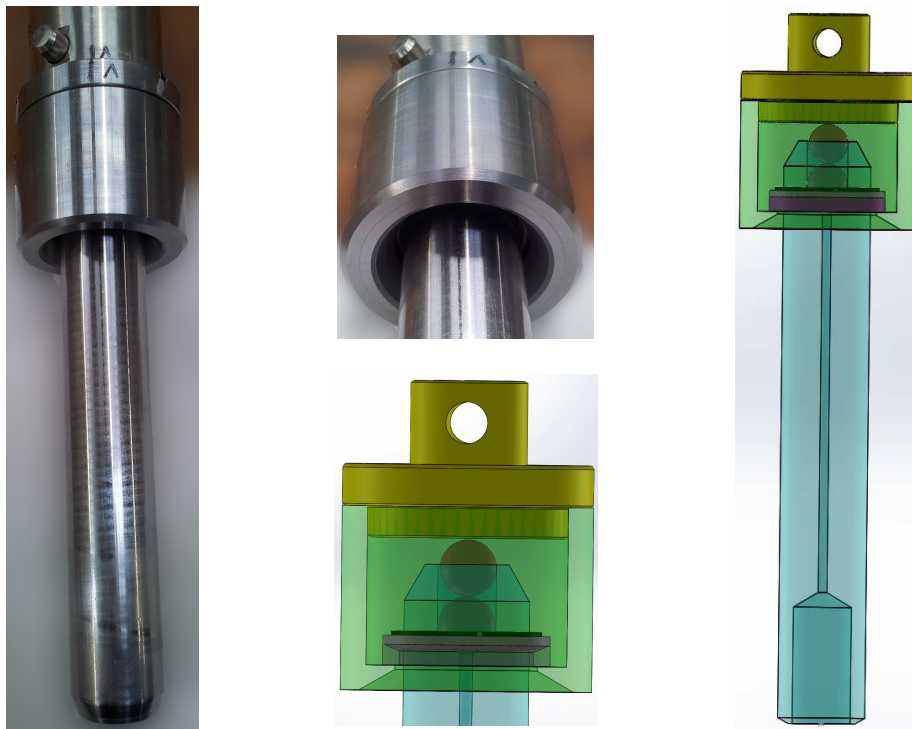


FIGURE 2.16 – Présentation de la nouvelle tige : photos et dessins CAO.

En complément de ces modifications du montage, pour assurer une meilleure translation et éviter tout blocage, dans la suite des essais présentés, les entretoises seront lubrifiées suivant un protocole rigoureux. Afin que cet ajout de lubrifiant, une huile glissière Slid Film 68, soit efficace, mais ait le moins d'impact possible sur la réponse mécanique du joint, les entretoises sont enduites de lubrifiant puis légèrement essuyées afin de ne garder qu'un film très fin sur la surface interne.

Toutes ces diverses modifications ont permis d'obtenir des résultats considérablement améliorés et acceptables pour avoir une étude du comportement mécanique du joint in situ cohérente. Afin de valider ces évolutions, la figure 2.17 présente un essai de compression charge-décharge à vide (sans joint) et avec un joint. Ces résultats mettent en avant un couple négligeable (inférieur à $-0,4\text{Nm}$ dans les deux cas) dont la valeur pourrait être due aux différents jeux présents dans le montage.

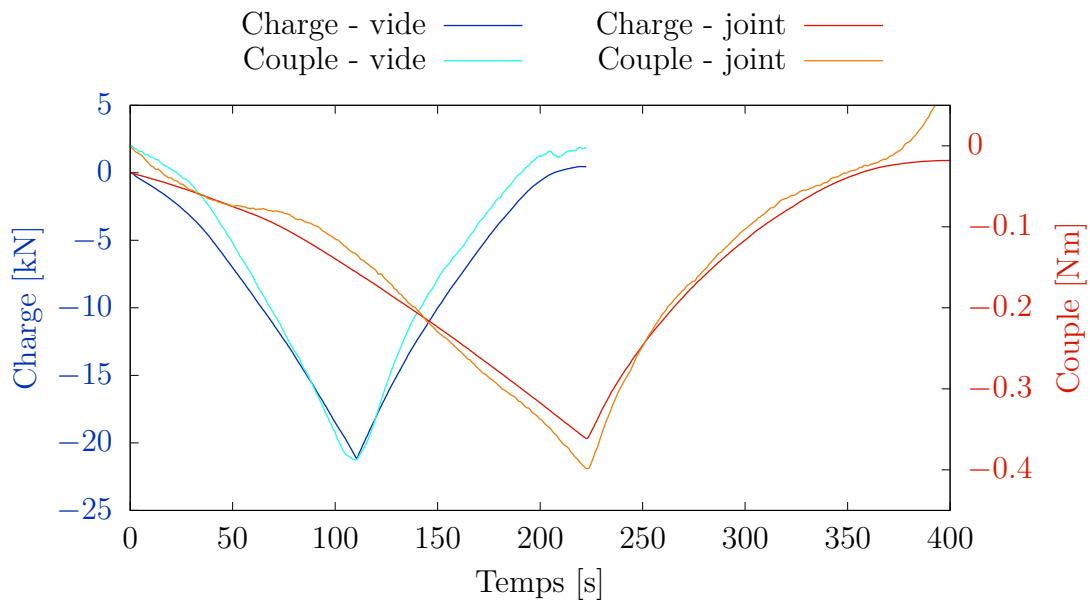


FIGURE 2.17 – Évolution de la charge et du couple de la machine Zwick lors d'un essai à vide et d'un essai avec joint de compression charge-décharge avec la nouvelle version du montage.

Les derniers essais étant concluant l'étude se poursuit donc avec le montage présenté via la figure 2.18. Pour ce qui est du type d'essais, la conception actuelle de la tige ne permet pas d'effectuer des mouvements de rotation. En effet, la tige ayant certains degrés de liberté par rapport à la liaison rotule, elle (pièce bleue sur la figure 2.16) est libre de tourner par rapport à sa partie supérieure (ensemble vert et jaune sur la figure 2.16). Il faudrait envisager un système de blocage de la tige une fois, que cette dernière sera mise en place dans le montage. Par conséquent, la suite de l'étude va surtout se concentrer sur l'analyse du comportement du joint et de la chemise lors d'essais de compression charge-décharge et de compression cyclique pour des mouvements de translation de la tige.

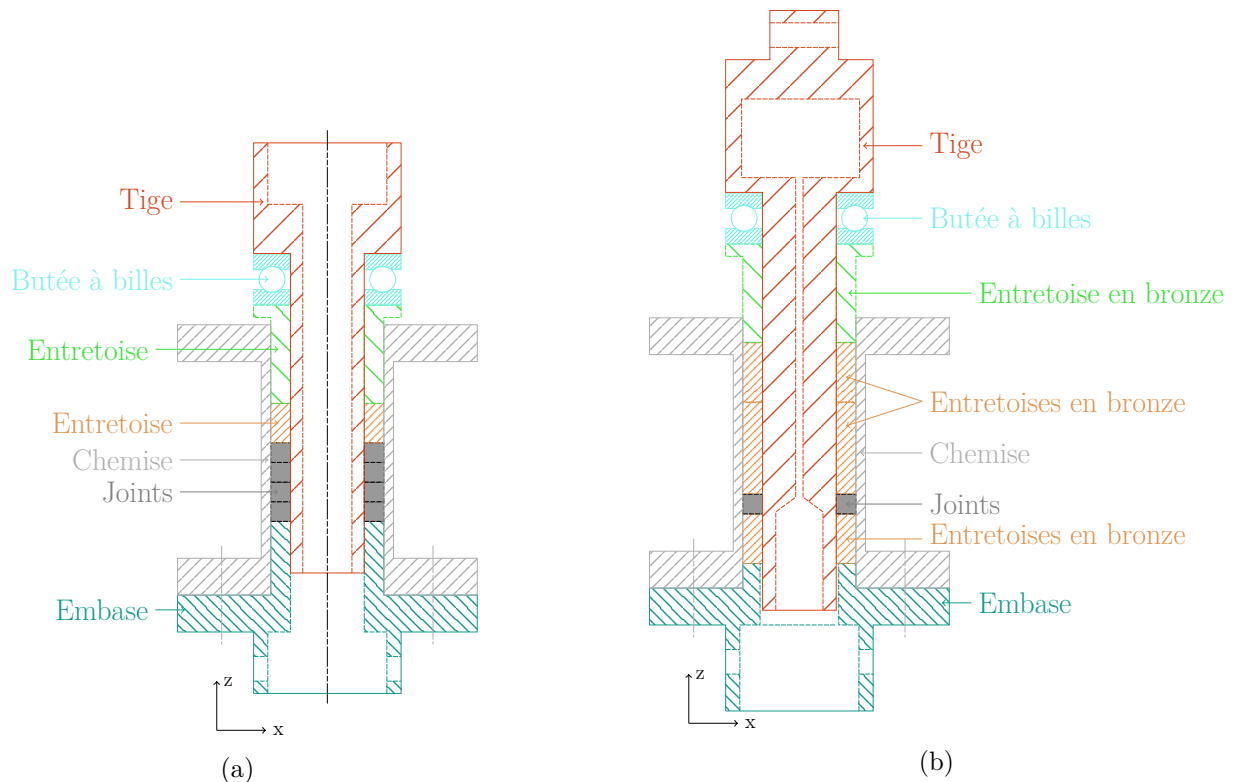


FIGURE 2.18 – Schéma explicatif. a) Montage de base. b) Montage après évolution.

2.6 Prise en compte de la raideur axiale du montage complet

Le montage utilisé comprenant de nombreux éléments mécaniques, présente une raideur mécanique non négligeable lors des phases de compression. Afin de déterminer uniquement le comportement du packing ou du joint, il est nécessaire de prendre en compte cette raideur dans la courbe d'effort totale mesurée par les cellules de forces. Pour cela, différents tests à vide ont été effectués : des essais de compression charge-décharge, des essais de compression cyclique, à différentes valeurs de compression afin de déterminer la cohérence des réponses obtenues et la reproductibilité du comportement à vide. Tous ces essais sont pilotés en déplacement avec une limite en charge (-23kN) qui lorsqu'elle est atteinte permet de passer à la phase de décharge. Les divers résultats obtenus (dans la configuration du montage de la figure 2.18.b) sont cohérents entre eux, par conséquent, seuls les résultats utilisés pour la détermination de la raideur machine sont présentés.

La figure 2.19 présente l'évolution de la charge de la cellule de force de la machine Zwick en fonction du déplacement de traverse et du déplacement moyen des LVDTs dans le cadre d'un essai à vide de compression charge-décharge. Les réponses diffèrent dans leur allure et leur intensité, mais les deux mettent en avant la présence d'une hystérésis

du montage à vide. Dans la suite de l'étude, la détermination de la raideur du dispositif d'essai s'est faite par rapport aux données issues du déplacement moyen des LVDTs. En effet, ceux-ci ont l'intérêt d'être proches de la tige et mesurent directement le mouvement de translation que voit le packing ou le joint.

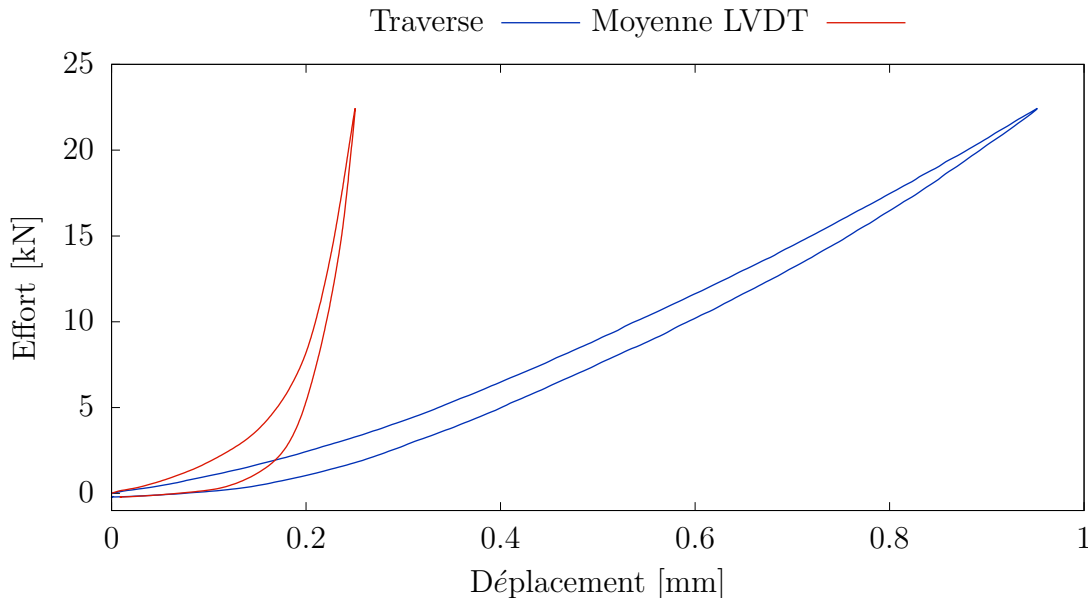


FIGURE 2.19 – Évolution de l'effort en fonction du déplacement de la traverse et de la moyenne des LVDTs lors d'un essai sans joint de compression charge-décharge.

La figure 2.20 compare les données issues d'un essai de compression cyclique sur un joint et celles corrigées avec la prise en compte de la raideur du système complet. Le traitement des données s'est appuyé sur l'investigation de trois méthodes :

- Raideur "moyenne" : déterminée à partir d'une courbe moyenne de la réponse charge-décharge à vide,
- Raideur "charge" : déterminée à partir de la courbe de charge à vide,
- Raideur "décharge" : déterminée à partir de la courbe de décharge à vide.

La courbe de charge-déplacement (soit la phase de charge, soit celle de décharge ou la moyenne des deux) est approximée via une fonction spline. Cette fonction est, par la suite, déduite du déplacement initial des essais sur joint.

Les résultats présentés montrent que la technique employée impacte légèrement la réponse finale du comportement du joint. Le choix final s'est orienté vers l'utilisation uniquement de la courbe de décharge du fait que :

- son impact sur la première boucle d'hystérésis donnait un résultat plus cohérent avec le comportement physique estimé. En effet, lors de la phase de décharge sur cette première boucle, on observe que seul le traitement à l'aide de la courbe à vide de décharge conduit à une déformation décroissante, les autres présentent un

accroissement de la déformation au début de la décharge ce qui semble physiquement peu concevable.

- lors des réponses à vide la phase de charge pouvait montrer des comportements partiellement reproductibles dus aux différents mouvements des pièces lors de la mise en place du montage.
- il est vraisemblable qu'au cours de la phase de charge d'un essai à vide, la mesure intègre la raideur à vide cumulée avec des rattrapages de jeux. L'influence de ces rattrapages de jeux est a priori beaucoup plus faible à la décharge.

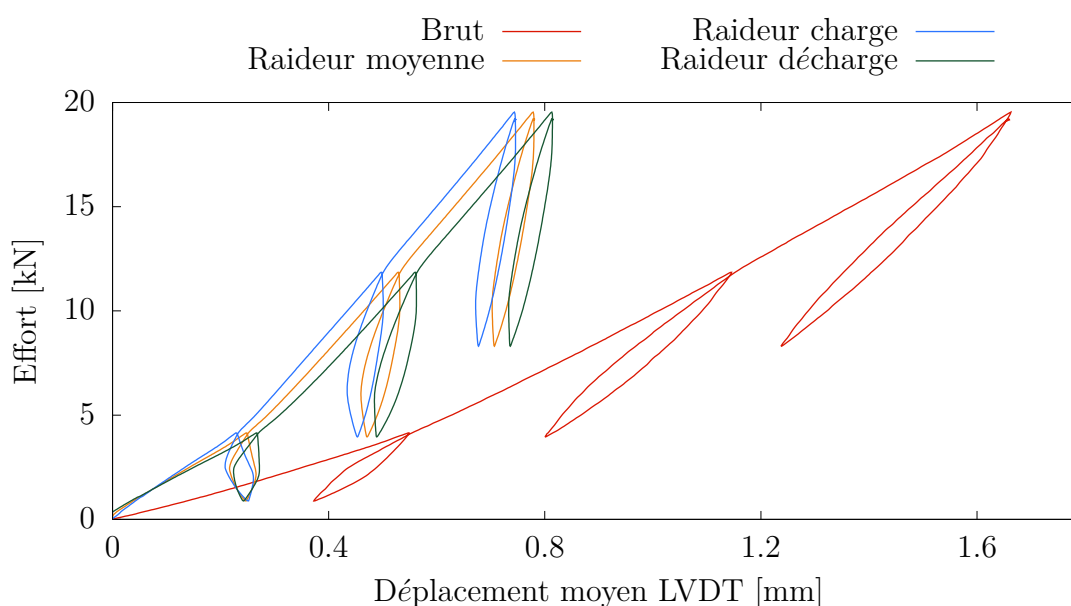


FIGURE 2.20 – Évolution de l'effort en fonction du déplacement moyen des LVDTs lors d'un essai de compression cyclique sur un joint. Comparaison de la réponse après l'utilisation de plusieurs méthodes pour le calcul de la raideur machine.

2.7 Conclusions

Au travers de ce chapitre, l'objectif était de présenter les moyens mis en oeuvre pour déterminer le comportement mécanique de joints en GEM. Ainsi, le contexte de l'étude expérimentale a pu être abordé en présentant le dispositif existant, mais également le montage expérimental développé au cours de cette étude, avec ses contraintes techniques, son fonctionnement, ses éléments. Il a également été question de l'évolution de ce nouveau montage avec les difficultés que comportent le développement expérimental et les améliorations ayant permis d'obtenir un montage permettant l'étude de joint dans un environnement confiné. Enfin, dans le but d'obtenir la meilleure réponse mécanique possible, la méthode de détermination de la raideur machine a été abordée.

Le dispositif expérimental innovant développé permet ainsi d'étudier le comportement mécanique tridimensionnel du joint (et packing) en compression confinée, utilisé dans des systèmes industriels équipés de presse-garniture. De plus, sous réserve de quelques modifications, comme un système de blocage de la tige, ce montage offrira la possibilité d'étudier le joint lors de mouvements de translation, de rotation ou les deux combinés permettant d'aboutir à la contribution du frottement présent dans le montage. Ce dispositif aura également la possibilité d'être installé dans une enceinte climatique et ainsi, d'établir le comportement du joint en température.

C'est à partir, du dispositif initial ainsi que du nouveau montage d'essai qu'ont pu être mis en place divers protocoles expérimentaux nécessaires à la compréhension et à la détermination du comportement mécanique de joint GEM. Le chapitre 3 va aborder les essais et les résultats au cours de cette étude et ainsi constituer la base de données expérimentale permettant d'alimenter la réflexion et le développement d'un modèle de comportement mécanique de type phénoménologique adapté pour reproduire les réponses mécaniques complexes des joints GEM.

3

Caractérisation des joints en GEM

Afin de déterminer les paramètres matériaux du modèle d'Hyperélasto-Hystérésis, il est nécessaire de comprendre le comportement mécanique du joint en GEM dans un environnement confiné, mais également d'établir les contributions en contraintes entrant en jeu dans ce modèle. Comme abordé lors du chapitre 1, le procédé de fabrication du joint lui confère une structure interne particulière. Ce chapitre débute par quelques brèves observations de sa microstructure. Par la suite, son comportement mécanique est étudié au travers d'essais expérimentaux effectués à l'aide des dispositifs présentés dans le chapitre 2. Avant d'analyser les différents protocoles expérimentaux mis en place, l'influence de la contribution visqueuse est abordée et s'avèrera être négligeable au vu des résultats obtenus. S'en suivra la présentation des différents essais effectués tels que la compression charge-décharge, la compression cyclique et la compression cyclique avec plusieurs boucles par cycle.

3.1 Observations de la microstructure

Dans le cadre de ses travaux, Balima [2012] s'est intéressé à la structure et à la porosité du graphite. Du point de vue de la structure, son procédé de fabrication conduit à un matériau très anisotrope, ayant une porosité de l'ordre de 31% pour un échantillon auto-consolidé de densité $1,55 \text{ g.cm}^{-3}$. Son analyse a permis d'établir des pores dont la taille moyenne est de l'ordre de 25 nm avant le cycle de compression-décompression et de 40 nm après ce cycle. Ses observations lui ont permis de mettre en avant des changements dans la microstructure avec la présence d'un cisaillement au sein de la matrice de graphite engendrant la création et la propagation de fissures. De plus, lors de la décompression, il a pu observer un retour élastique créant un agrandissement des fissures dans le sens de la déformation.

Notre étude est principalement axée sur la compréhension du comportement mécanique de joint en GEM dans un environnement confiné. Au regard du procédé de fabrication (section 1.3.2) de ce type de joint impliquant une structure interne particulière, des observations de la microstructure sont réalisées. L'intérêt est d'avoir une ébauche de la structure de notre matériau d'étude afin de mieux cerner son comportement mécanique. Pour cela, deux types d'analyse sont menés ; une première sur un microscope électronique à balayage

(MEB) et une seconde, via un tomographe. Dans les deux cas, les microstructures d'un joint non sollicité et d'un joint ayant subi une sollicitation mécanique en compression sont observées.

3.1.1 Microscope Electronique à Balayage

Afin d'observer la microstructure du joint avant et après sollicitations mécaniques, une analyse au microscope électronique à balayage (MEB) a été réalisée. La figure 3.1.a présente une observation MEB d'un joint GEM non testé. Cette image permet d'observer des lignes en forme de chevrons mettant en avant, des zones où le contact entre les bandes de graphite flexible n'est pas parfait. Ces imperfections mènent à des défauts dans la structure interne du joint. Pour ce qui est de la structure du joint après une sollicitation en compression (figure 3.1.b), l'écart entre les bandes semble augmenter. Cette observation peut potentiellement être expliquée par la présence de défauts avant la sollicitation du joint d'étanchéité. Lorsque ce dernier est soumis à des efforts, le défaut peut se diffuser le long de la zone de contact, et ensuite, provoquer une rupture entre les deux bandes de graphite.

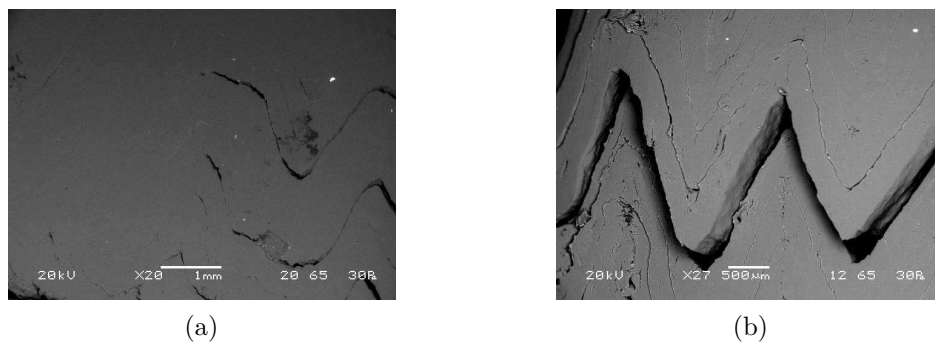


FIGURE 3.1 – Observations MEB d'un joint en graphite expansé matricé. a) Non testé. b) Testé.

3.1.2 Tomographie

Cette analyse de la microstructure, via une observation MEB, a été complétée par une analyse tomographique (figure 3.2). La figure 3.2.a montre que pour un joint neuf, les vides sont concentrés dans une même partie du joint. Lorsque le joint est soumis à des efforts de compression (figure 3.2.b et c), des vides se créent entre les différentes bandes de graphite. Au regard de la figure 3.2.c, une autre constatation peut également être faite; c'est la présence de délaminations non visualisées dans l'échelle des porosités. Ces résultats mettent en avant une décohésion de ruban au sein de la bague de manière inhomogène, engendrant ainsi, un comportement mécanique hétérogène. Cette structure interne du matériau permet d'expliquer l'hétérogénéité des déformations observées lors

3.2. ÉTUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE SUR UN JOINT

des campagnes d'essais (par exemple, au niveau des déformations circonférentielles de la chemise).

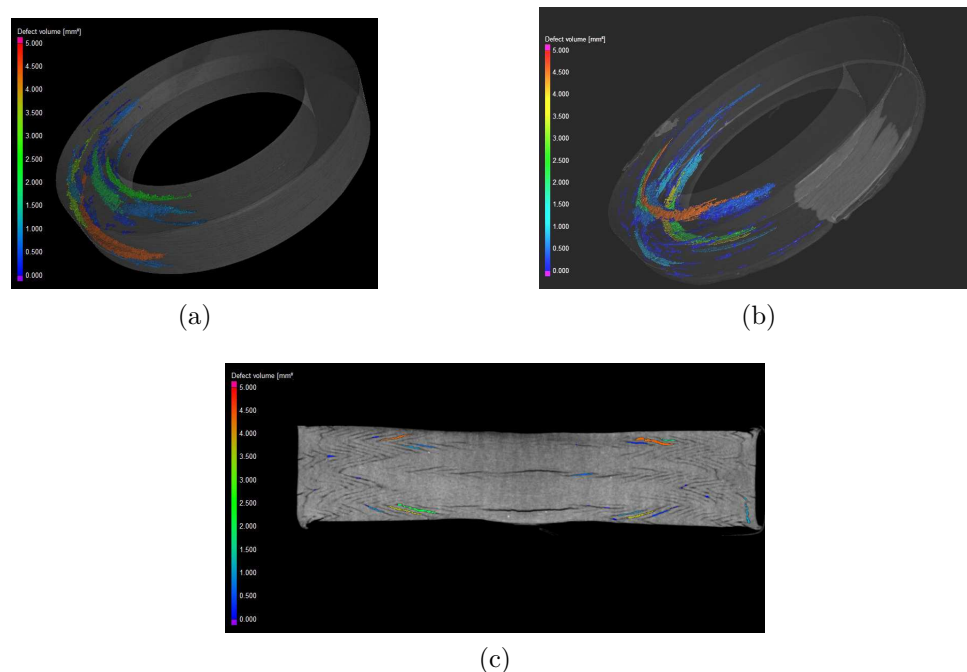


FIGURE 3.2 – Observation tomographique de joint GEM, représentation du volume des défauts sur une échelle de 0 à 5 mm³. a) Joint non testé. b et c) Joint testé.

3.2 Étude du comportement mécanique sur un joint

Les essais évoqués par la suite ne représentent qu'une brève partie ($\approx 20\%$) de la totalité des campagnes effectuées. En effet, afin d'appréhender le comportement du joint des premiers tests sont réalisés sur le montage Cetim tel que :

- des essais de compression charge-décharge avec ou sans lubrification, avec ou sans précharge, avec une chemise épaisse (épaisseur de 10mm),
- des essais de compression cyclique de type charge-maintien-décharge-maintien,
- des essais de compression cyclique avec 5 boucles par cycle...

Par la suite lors du développement du nouveau dispositif de nombreux essais ont permis d'aboutir à un dispositif optimisé (figure 2.18.b) présentant des résultats d'essais cohérents. Comme abordé au chapitre 2, la version de base du montage présentait des problèmes de grippage et son évolution a pu aboutir en analysant les divers essais mis en place :

- des essais à vide pour divers niveaux de compression, avec des mouvements de translation ^{et}/_{ou} de rotation de la tige, avec différents jeux d'entretoises, des cycles de compression charge-décharge...

- des essais de compression avec des mouvements de tige avec un joint,
- des essais sur des élastomères en compression charge-décharge afin de vérifier la réponse des jauges...

Tous les essais mécaniques présentés dans la suite sont réalisés à l'aide des moyens d'essais décrits dans le chapitre précédent avec un pilotage en déplacement à une vitesse de déformation de l'ordre de 10^{-3}s^{-1} . Les résultats analysés prennent en compte la raideur machine.

3.2.1 La viscosité

Afin d'identifier la part de la contribution visqueuse du modèle de comportement HVH utilisé pour décrire le joint GEM, trois essais sont menés avec le montage du Cetim, présenté à la section 2.1 :

- un essai de compression charge-décharge,
- un essai de compression charge-décharge avec une étape de relaxation,
- un essai de compression avec différentes vitesses de déformation, interrompu par des étapes de relaxation.

L'essai de compression charge-décharge est utilisé comme référence pour comparaison avec les autres essais mettant en jeu le phénomène de viscosité. Pour cet essai, un déplacement est imposé au fouloir jusqu'à une déformation d'environ 20% du joint GEM suivi d'une décharge jusqu'à obtenir une contrainte nulle.

L'essai de charge-relaxation-décharge utilise les mêmes paramètres de pilotage, mais une phase de relaxation est introduite entre la charge et la décharge. Afin de déterminer l'influence réelle de la viscosité au cours de cette phase, le temps de relaxation est d'environ 13 heures.

Enfin, un essai de compression simple, interrompu par des étapes de relaxation, est effectué avec différentes vitesses de déformation. Cet essai comporte une première phase avec une vitesse de déformation de 10^{-2}s^{-1} suivi d'une vitesse de déformation de 10^{-3}s^{-1} et enfin, une dernière phase à 10^{-4}s^{-1} . Au cours de ces trois phases, séparées par des phases de relaxation de 15 minutes, le même déplacement est imposé, conduisant à une déformation totale d'environ 20%.

Tous les résultats issus de ces essais sont présentés sur la figure 3.3.a pour la contrainte nominale en fonction de la déformation nominale et sur la figure 3.3.b pour la contrainte nominale en fonction d'un temps normalisé (*i.e.* le rapport entre le temps écoulé considéré et le temps total de l'essai).

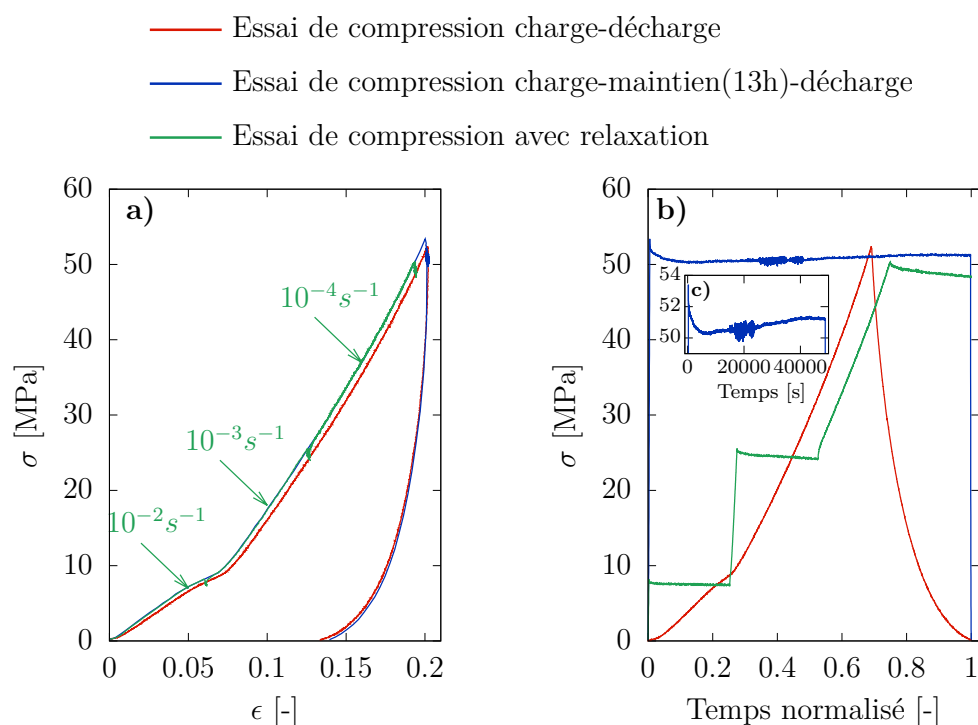


FIGURE 3.3 – Réponses en contrainte pour trois types d’essais pour l’analyse de l’influence de la viscosité sur le comportement global d’un joint avec le montage du Cetim (courbes prenant en compte la raideur de la machine). a) Contrainte nominale vs déformation nominale. b) Contrainte vs un temps normalisé (i.e. le rapport entre le temps écoulé considéré et le temps total de l’essai). c) Zoom sur la relaxation de l’essai de compression charge-maintien-décharge.

Au regard de ces résultats, la vitesse de déformation ne semble avoir aucune influence sur la réponse contrainte-déformation lors de la phase de charge. La viscosité du matériau semble donc peu importante lors de cette phase. Pour compléter cette analyse, la figure 3.3.b présente l’évolution de la contrainte nominale en fonction d’un temps normalisé. Il permet de comparer ces trois essais distincts sur un même graphe. La figure 3.3.c correspond à un zoom de la contrainte nominale en fonction du temps au niveau de la phase de relaxation lors de l’essai de compression charge-relaxation-décharge. À la fin du chargement, la contrainte nominale maximale est d’environ 53 MPa. Au début de la phase de relaxation, elle est de 50 MPa puis se stabilise autour de 51 MPa. Tous ces résultats mettent en avant une viscosité faible dont la contribution sur le niveau de contrainte est minime ($\approx 4-6\%$). Par conséquent, notre choix s’est donc orienté vers la non-prise en compte de cette contribution lors de la modélisation.

3.2.2 Compression charge-décharge

Afin d’acquérir une meilleure connaissance sur le comportement mécanique de joint GEM, plusieurs campagnes d’essais sont menées au cours de ces travaux. Ainsi, deux mon-

tages d'essais sont employés pour déterminer les caractéristiques mécaniques de ce type de matériau. Le premier montage, que l'on appellera dans la suite "Dispositif Cetim", décrit à la figure 2.2, correspond au montage du Cetim. Il est équipé d'un capteur d'effort et des jauges de déformation sur la chemise. Le deuxième montage, appelé "Dispositif Zwick", correspond à la version finale du dispositif développé sur la machine de traction/torsion Zwick et est présenté sur la figure 2.18.b. Dans le but de limiter les phénomènes entrant en jeu dans le comportement mécanique et d'obtenir des premières informations, les investigations initiales correspondent à des essais de compression charge-décharge.

Les essais sont effectués sur les deux montages afin de déterminer si leurs réponses sont identiques. De plus, lors de la mise en place du pilotage, le même niveau de déformation du joint a été visé pour avoir une comparaison optimale des résultats. Les figures 3.4.a et 3.4.b présentent respectivement, la réponse du matériau en contrainte nominale en fonction de la déformation nominale et le déplacement moyen des LVDTs en fonction du temps d'essai. De plus, lors des campagnes d'essais, un changement de lot des échantillons testés a dû être effectué, permettant ainsi, de constater potentiellement, un impact du procédé de fabrication sur le comportement mécanique du joint.

Au regard des résultats obtenus, qu'importe le montage, la réponse mécanique du joint (figure 3.4) présente une bonne reproductibilité lorsque les joints sont issus d'un même lot. Par contre, il semblerait que la provenance des échantillons ait un impact non négligeable sur le comportement. Lors de la campagne d'essai sur le dispositif CETIM, l'échantillon 5 (courbe en orange) provenait d'un nouveau lot de joints. Il a subi le même protocole expérimental que les 4 échantillons précédents (cf. figure 3.4.b), mais la réponse obtenue diffère des antérieures : on observe une diminution de l'ordre de 38% de la contrainte maximale en fin de charge. En revanche, son comportement est similaire à celui des échantillons issus du même lot (Lot : 135932, Code : 382792), mais dont les essais sont effectués sur le dispositif Zwick. Par conséquent, dans le cadre d'essais de compression charge-décharge, le montage n'interférait pas dans la réponse mécanique du joint contrairement à la provenance des joints. Cette constatation demanderait une analyse plus approfondie avec la mise en parallèle de plusieurs lots afin de quantifier l'impact réel du procédé de fabrication sur le comportement du joint. Quant au comportement global du joint GEM, il est fortement non linéaire avec une forte hystérésis à la décharge rejoignant ainsi les constatations effectuées lors des précédents travaux de [Klenk *et al.* \[1999\]](#); [Vasse \[2009\]](#).

1^{er} lot de joints GEM (Lot : 89620, Code : 358569) :

Dispositif Cetim : — test 1 — test 2 — test 3 — test 4

2nd lot de joints GEM (Lot : 135932, Code : 382792) :

Dispositif Cetim : — test 5

Dispositif Zwick : — test 6 — test 7 — test 8

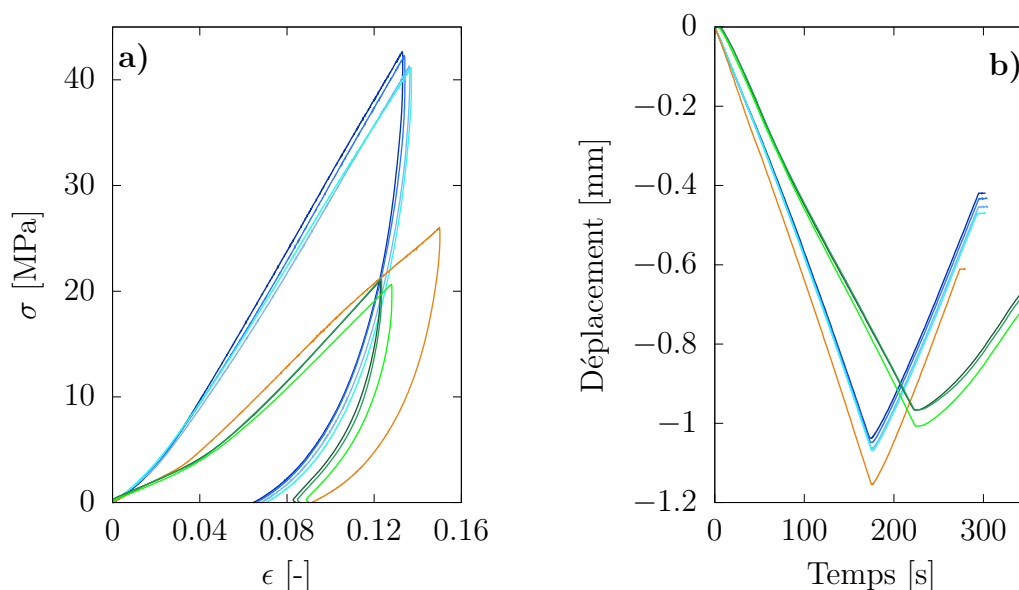


FIGURE 3.4 – Comportement d'un joint GEM lors d'essais de compression charge-décharge, effectués sur le dispositif Cetim (voir figure 2.2) et sur le dispositif Zwick (figure 2.18.b). Analyse de la reproductibilité, du comportement mécanique en fonction du montage et de l'influence du lot de fabrication. a) Réponse mécanique du joint en contrainte nominale vs déformation nominale. b) Pilotage des essais en déplacement vs temps.

Dans le but d'estimer les pressions de contact latérales entre le joint et la chemise, les deux montages sont dotés de jauges de déformations. Pour rappel, le dispositif Cetim est équipé de 3 rosettes de deux jauges à 90° (cf. section 2.2) et le dispositif Zwick possède 3 chainettes et 3 rosettes (cf. section 2.4.2), toutes positionnées à mi-hauteur du premier joint. La figure 3.5 donne la répartition des déformations circonférentielles maximales, *i.e.* en fin de phase de charge, pour chacun des essais présentés précédemment (figure 3.4). Lors d'essais à vides, la déformation circonférentielle maximale est de $\pm 30 \mu\text{m}/\text{m}$. Il est important de préciser que dans le cadre de ces campagnes d'essais, les deux montages ont des positions prédéfinies sur les machines d'essais de sorte que, les jauges de déformations soient placées constamment dans le même axe et suivant la même position angulaire.

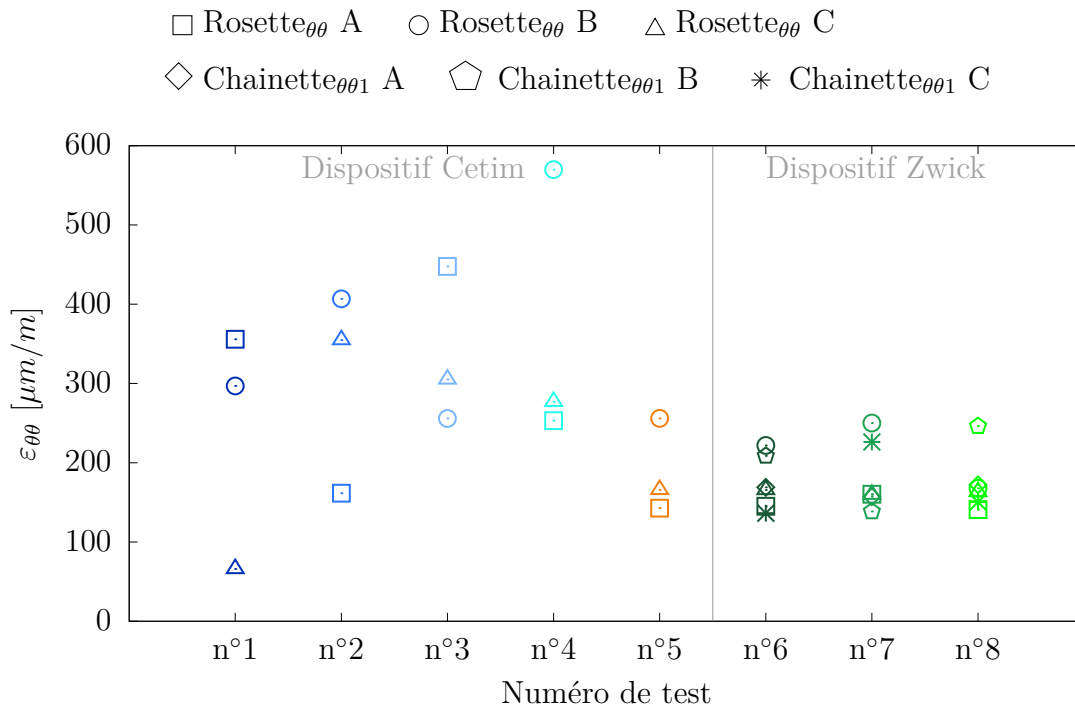


FIGURE 3.5 – Répartition des déformations circonférentielles maximales (en fin de charge) pour des jauges situées à mi-hauteur du joint. Résultats issus des montages Cetim et Zwick correspondants aux résultats d’essais présentés sur la figure 3.4. Rosette $_{\theta\theta}$ correspondant aux déformations circonférentielles de la rosette et Chainette $_{\theta\theta 1}$ pour les déformations circonférentielles de la chaînette au niveau de la jauge 1 (cf figures 2.11 et 2.12).

Cette répartition montre pour les quatre premiers essais (n°1, n°2, n°3, n°4) effectués avec le montage Cetim, une dispersion ($260\mu\text{m}/\text{m} \pm 25\%$) de $\varepsilon_{\theta\theta}$ maximale dans la circonférence du montage. Contrairement à ces essais, les trois tests (n°6, n°7, n°8) effectués sur le montage Zwick, on peut observer que la déformation circonférentielle de la chemise est plus homogène avec une dispersion nettement plus faible ($100\mu\text{m}/\text{m} \pm 15\%$). Ce constat pourrait laisser supposer que ces résultats sont dus au montage utilisé, mais, le test n°5 montre une dispersion équivalente à ceux effectués sur le montage Zwick. Par conséquent, le changement de lot des échantillons peut expliquer cette répartition et viendrait conforter la supposition émise sur les résultats du comportement mécanique du joint GEM (cf. conclusions précédentes observées à partir de l’analyse de la figure 3.4).

Détermination de la pression latérale de contact entre le joint et la chemise

Dans l’intérêt de fournir une étanchéité suffisante au système, les pressions de contact jouent un rôle prépondérant. Les résultats précédents montrent une meilleure répartition de la déformation circonférentielle sur la chemise dans le cadre des essais effectués sur le dispositif Zwick. Les pressions de contact, pour ce cas, vont donc être estimées à l’aide d’une simulation éléments finis.

3.2. ÉTUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE SUR UN JOINT

La géométrie de la chemise est modélisée sur le logiciel Herezh++, avec des éléments triangles axisymétriques quadratiques complets à 9 noeuds. Pour ses caractéristiques matériaux, une loi élastique avec un module d'Young de 197 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3 est utilisé. Une pression uniforme d'intensité croissante q_2 est appliquée à l'emplacement et sur une hauteur correspondant à un joint. Les isovaleurs de déplacements obtenus à la fin de ce chargement sont représentés sur la figure 3.6.

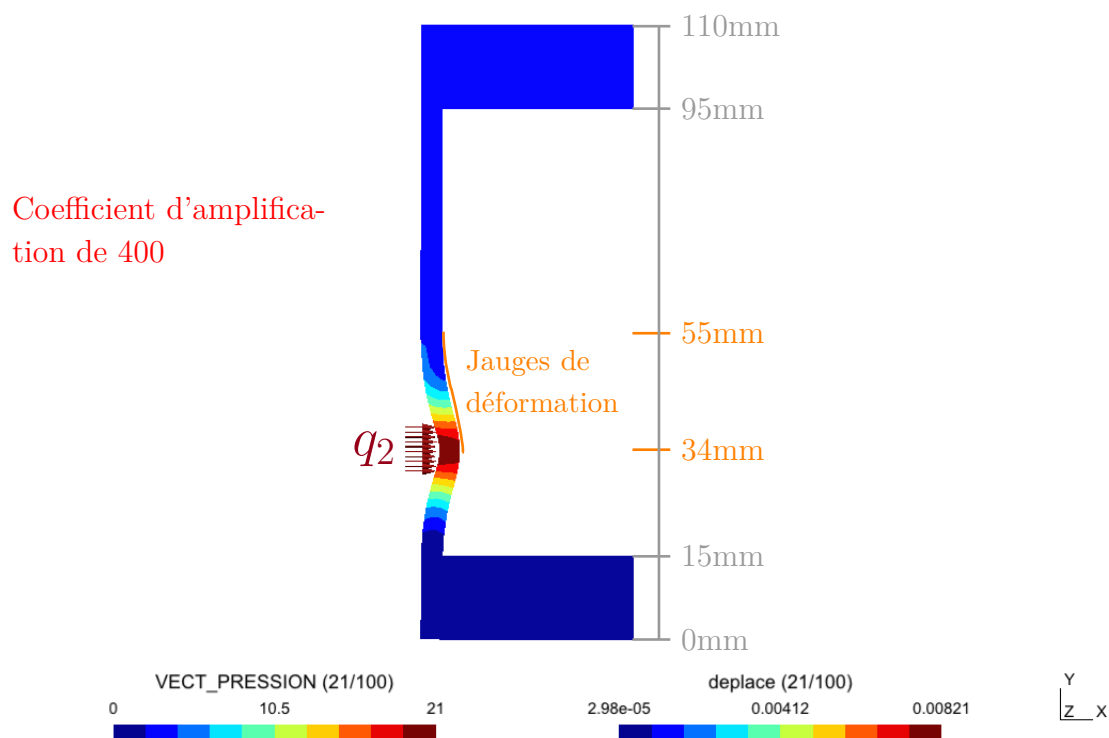


FIGURE 3.6 – Résultats de la modélisation retranscrivant la relation entre la pression interne et la déformation de la chemise.

À partir des résultats de ce calcul, l'évolution de la déformation circonférentielle de la chemise en fonction de la pression interne exercée sur la chemise est tracée. Les essais antérieurs (n°6, n°7, n°8, figure 3.5) ont donné une déformation circonférentielle moyenne de $177 \mu\text{m}/\text{m}$. Cette valeur peut alors être reportée sur la figure 3.7 permettant d'estimer la pression de contact latérale, ici de l'ordre de 13,1 MPa. Ainsi, le coefficient de pression latérale entre le joint et la chemise peut être évalué avec σ_{ax} la valeur expérimentale dans le cadre d'un essai de compression charge-décharge:

$$K_2 = \frac{q_2}{\sigma_{ax}} = \frac{13,1}{21} \approx 0,624 \quad (3.1)$$

Cette valeur est en adéquation avec la littérature. En effet, dans leurs travaux, [Diany et Bouzid \[2009\]](#) obtenaient une valeur de 0,653 avec leur modèle analytique et de 0,591 avec leur modèle EF.

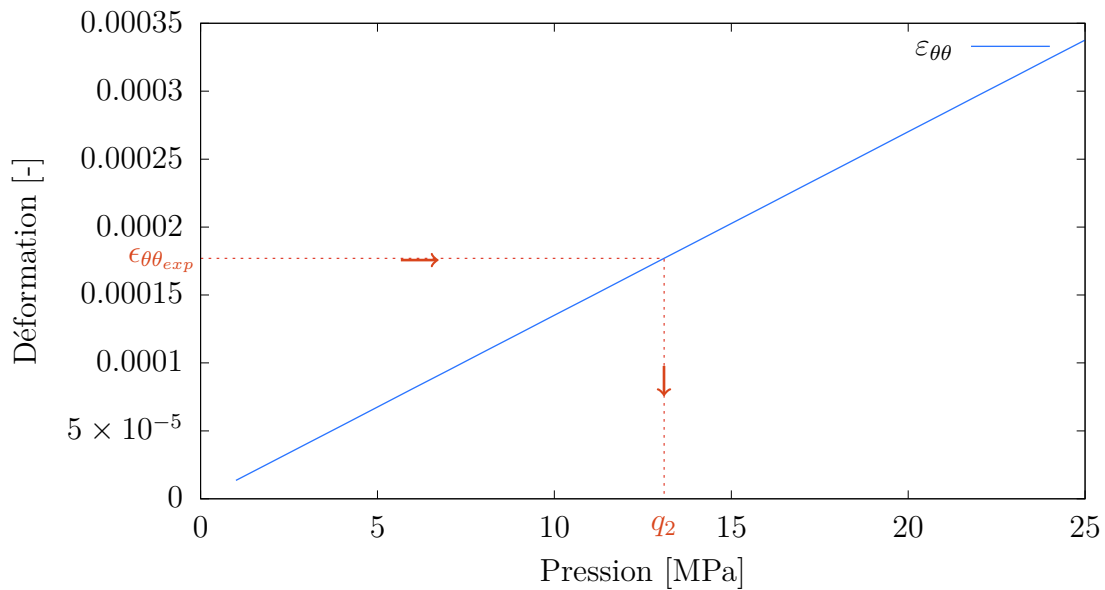


FIGURE 3.7 – Évolution de la déformation circonférentielle en fonction de la pression interne de la chemise.

3.2.3 Compression cyclique

Afin d'obtenir plus d'informations sur le comportement au cours de cycles de charge-décharge, le joint est sollicité en compression cyclique, *i.e.* un cycle de charge-décharge lui est imposé à 2,5%, 6,3% et 9,5% de déformation. Ce protocole est réitéré sur trois échantillons pour déterminer la reproductibilité du comportement mécanique du joint GEM lors de sollicitation cyclique. La figure 3.8 présente la réponse du joint en contrainte nominale en fonction de la déformation nominale. Elle est similaire pour les trois joints testés. Quant à l'évolution des boucles d'hystérésis, elle est de même intensité pour chacun des niveaux de déformation et des tests effectués. Concernant le léger décalage en déformation au niveau des boucles, il pourrait-être dû au post-traitement des résultats.

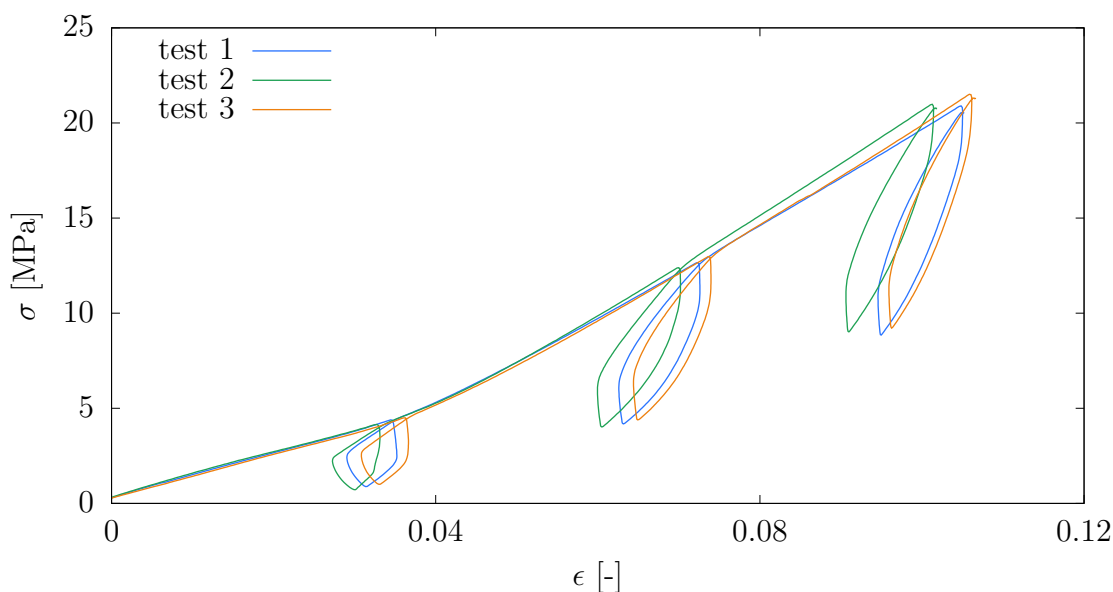


FIGURE 3.8 – Réponse mécanique d'un joint GEM en contrainte nominale vs déformation nominale dans le cadre d'essais de compression cyclique avec le montage Zwick.

La figure 3.9 donne, pour ces trois essais, la répartition des déformations circonférentielles maximales (à mi-hauteur du joint) pour chaque boucle. Les niveaux de ces déformations sont similaires entre les trois essais mettant en avant une répartition des pressions latérales de contact reproductibles pour divers joints issus d'un même lot. En s'intéressant aux valeurs moyennes des déformations circonférentielles pour la deuxième et troisième boucle, elles sont respectivement à hauteur de $89 \mu\text{m}/\text{m}$ et de $179 \mu\text{m}/\text{m}$. Ainsi, en utilisant le même procédé que le cas de compression charge-décharge pour déterminer le coefficient de pression latérale (section 3.2.2), on obtient une valeur de K_2 de 0,520 ($q_2 = 6,6 \text{ MPa}$ et $\sigma_{ax} = 12,7 \text{ MPa}$) pour la seconde boucle et pour la dernière, K_2 vaut 0,623 ($q_2 = 13,2 \text{ MPa}$ et $\sigma_{ax} = 21,2 \text{ MPa}$). Ces résultats sont en adéquation avec les valeurs obtenues précédemment. On notera que la valeur de la pression de contact latéral est la même pour l'essai de compression charge-décharge (en fin de charge) et pour l'essai de compression cyclique (dernière boucle). Mais, ce niveau de pression est obtenu pour des valeurs de déformations du joint GEM différentes (11,6% en compression charge-décharge et 9,5% en compression cyclique).

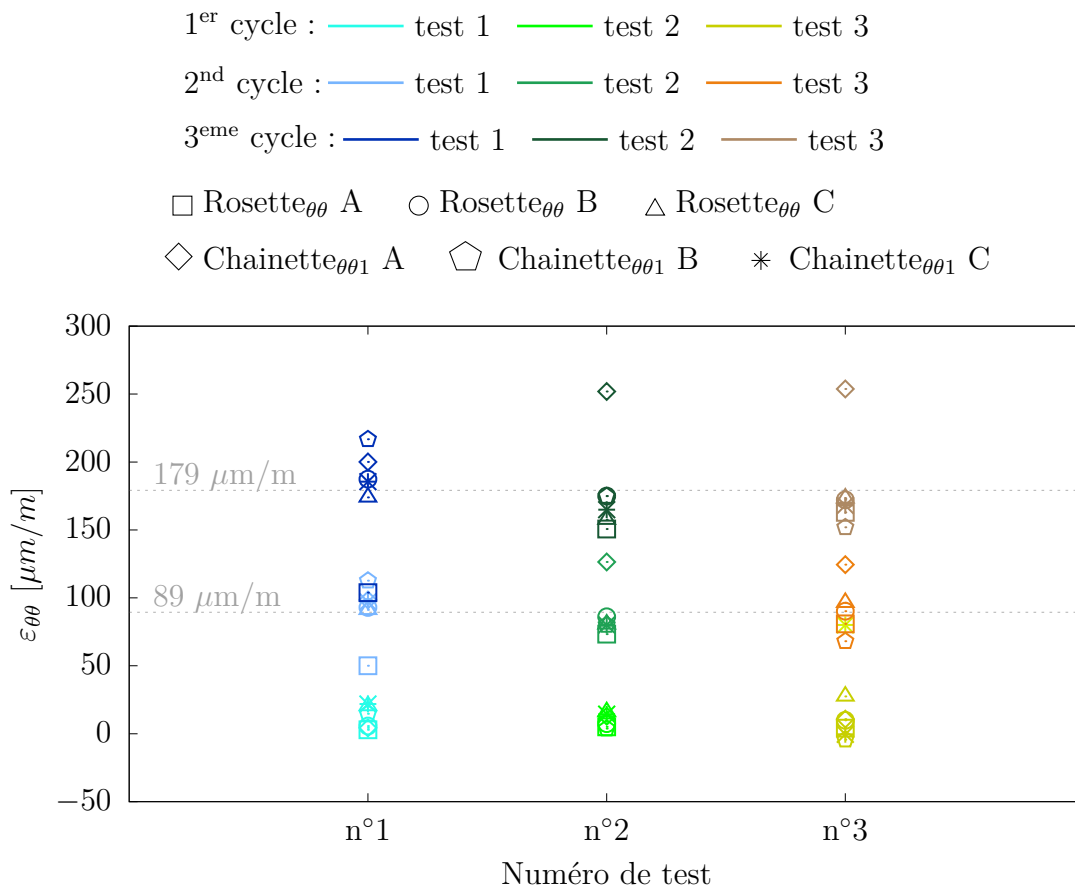


FIGURE 3.9 – Répartition des déformations circonférentielles maximales (en fin de charge) de chaque cycle pour des jauges situées à mi-hauteur du joint. Résultats issus d’essais sur le montage 2.18.b correspondant aux résultats présentés sur la figure 3.8.

3.2.4 Compression cyclique avec plusieurs boucles par cycle

Pour compléter l’analyse de l’influence des cycles de chargement sur les boucles d’hystérésis, un essai de compression cyclique avec plusieurs boucles par cycle (5 boucles) est effectué. Durant ces cycles, la déformation augmente, successivement, approximativement à 2,5%, 6,7% et 10%. La figure 3.10.a présente les résultats (σ vs ϵ) de deux tests effectués sur un joint GEM. Contrairement aux résultats précédents, la dispersion de la réponse mécanique est plus importante. On remarquera que les résultats pour la première boucle ne semblent pas cohérents avec un comportement mécanique réel. En effet, ces derniers sont contraires à une réponse classique où lors de la décharge la déformation diminue pour augmenter en phase de charge. Ce comportement est respecté pour les boucles à partir de 0,04% de déformation. La figure 3.10.b met en parallèle l’évolution du déplacement en fonction du temps dans le cas de la réponse expérimentale brute et celle tenant compte de la raideur machine. En observant, le zoom effectué sur le début de courbe, on peut constater que la méthode de prise en compte de la raideur machine altère les résultats de cette première boucle. Concernant les boucles de charge-décharge, elles sont très proches

3.2. ÉTUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE SUR UN JOINT

entre elles pour un même palier de contrainte. Par contre, leur comportement varie légèrement entre les deux essais. Cette différence peut s'expliquer par la porosité du matériau et l'évolution des pores au fur et à mesure des compressions cycliques.

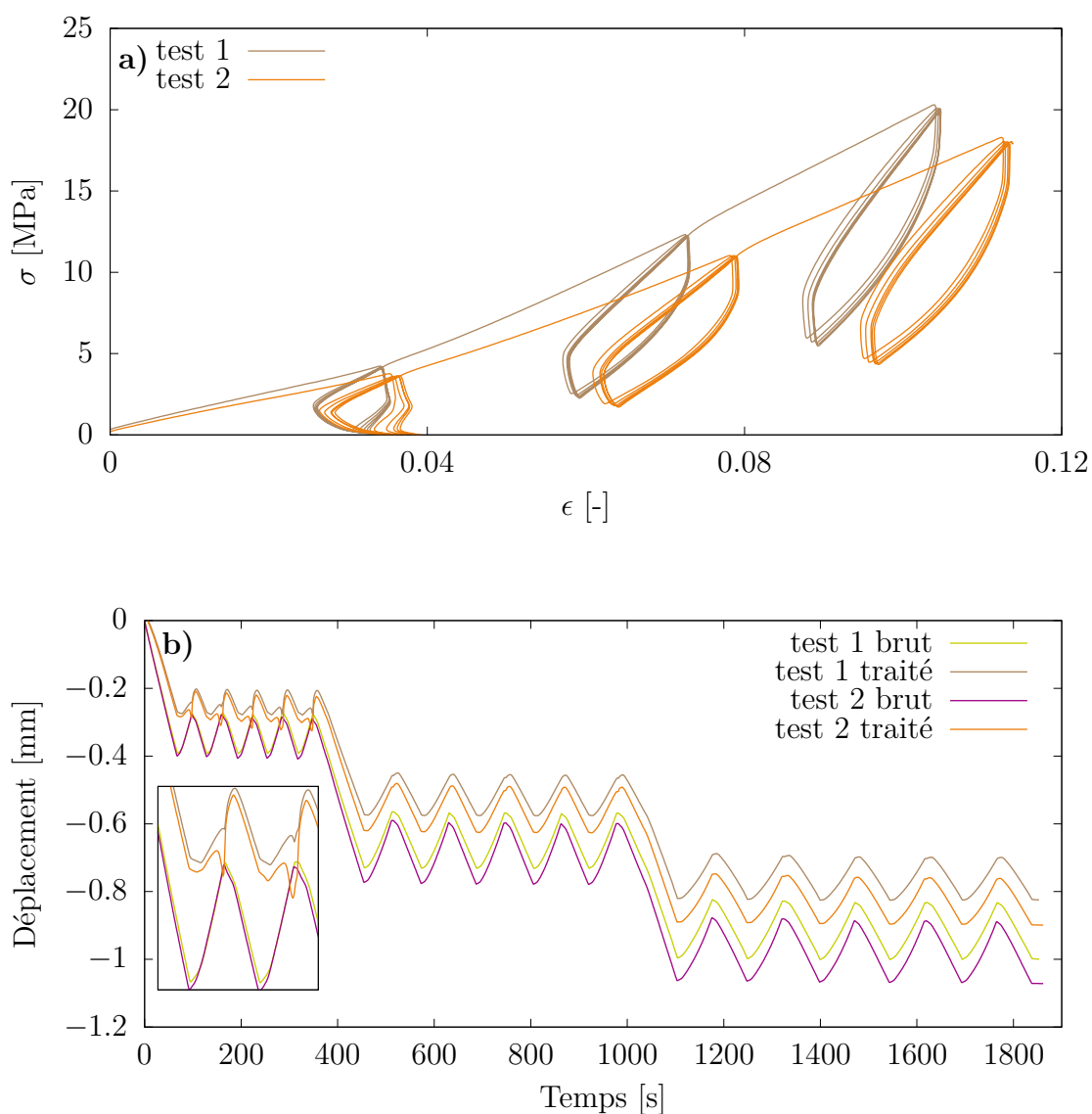


FIGURE 3.10 – Réponse mécanique d'un joint GEM dans le cadre d'essais de compression cyclique avec plusieurs boucles (montage Zwick). a) Contrainte nominale vs déformation nominale. b) Comparaison du déplacement vs le temps entre les résultats bruts et ceux tenant compte de la raideur machine.

Ces deux essais de compression cyclique avec plusieurs boucles par palier de contrainte sont comparés avec les réponses mécaniques des essais (figure 3.11) présentés dans les sections précédentes de ce chapitre. On peut remarquer deux comportements mécaniques distincts, avec dans ce cas, une incertitude d'environ 30% de la contrainte nominale pour

une déformation de 10%.

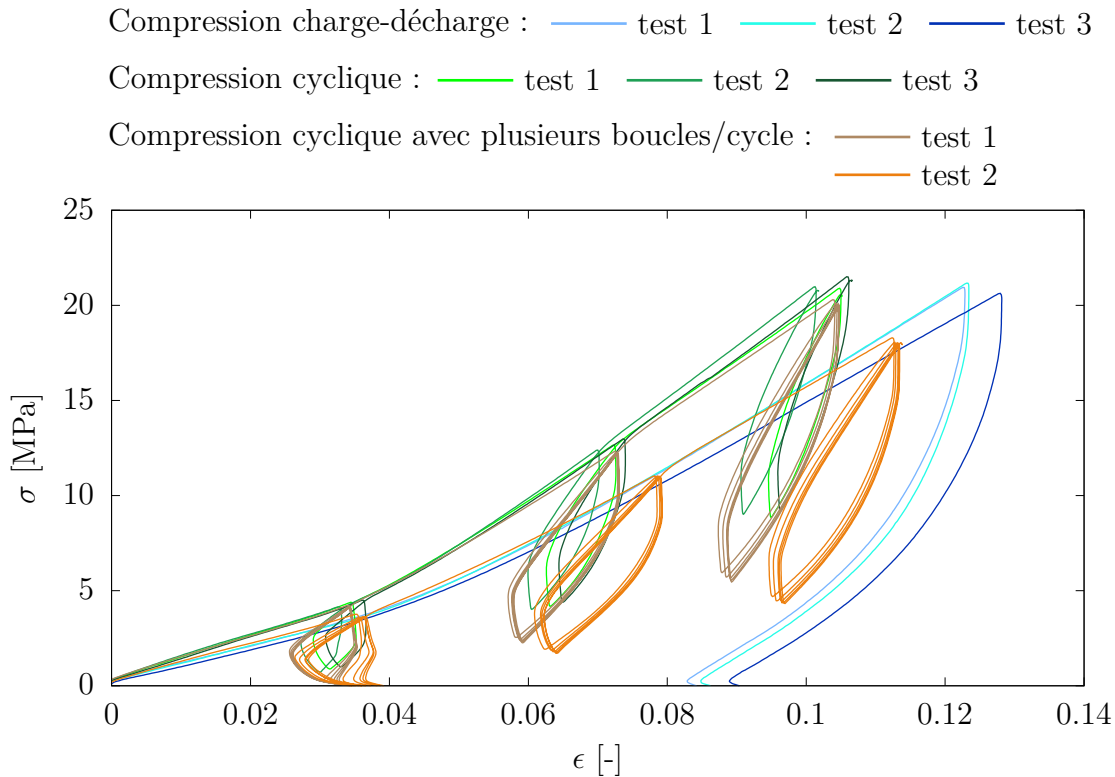


FIGURE 3.11 – *Bilan des réponses mécaniques (σ vs ϵ) issues d'essais sur le montage Zwick correspondant aux résultats présentés au cours de ce chapitre.*

3.3 Conclusion

Le but de ce chapitre était d'améliorer notre connaissance du comportement mécanique d'un joint GEM. Au travers d'une brève analyse de sa microstructure, sa structure interne particulière en forme de chevron et sa porosité ont pu être observées. De plus, les essais expérimentaux ont permis de mettre en avant le faible impact de la viscosité et ainsi, de négliger cette contribution pour le développement du modèle qui va être décrit plus précisément dans la partie suivante.

Les diverses sollicitations en compression d'un joint GEM ont montré une certaine reproductibilité des réponses mécaniques en contrainte-déformation et une homogénéité dans la répartition des déformations circonférentielles (à mi-hauteur du joint) de la chemise. Il est intéressant de noter que la dispersion observée lors d'essais de compression cyclique à plusieurs paliers de contrainte semble plutôt décrire deux comportements de joint GEM. Cette dispersion de la réponse mécanique visible sur la figure 3.11, est certainement due à la mise en œuvre des bagues GEM.

Deuxième partie

Modélisation phénoménologique du comportement mécanique d'un joint GEM

4

Définition et description du modèle Hyperélasto-Hystérésis (HH)

4.1 Introduction

Avant d'expliquer le principe du modèle de comportement d'Hyperélasto-Hystérésis, il est nécessaire d'apporter quelques précisions sur l'origine de ce modèle. Dans le cadre de travaux sur les matériaux polymères; [Vandenbroucke *et al.* \[2010\]](#); [Zrida *et al.* \[2009\]](#); [Laurent *et al.* \[2011\]](#), un modèle de comportement macroscopique de type Hyperélasto-Visco-Hystérésis (HVH) a été implanté dans le code de calcul Herezh++, [Rio \[rezh\]](#). Cette loi décompose la puissance totale en 3 contributions : une contribution hyperélastique, une contribution visqueuse et une contribution hystérétique non-visqueuse indépendante du temps. Ce modèle repose sur la somme des composantes en contraintes (plus classique en mécanique des fluides), plutôt que sur celles en déformations comme utilisée classiquement en mécanique des solides déformables pour décrire le comportement des matériaux. Cette loi associative en puissance est une alternative basée sur des observables comme la déformation et la vitesse de déformations. Au contraire, lorsque la déformation ou la vitesse de déformation est décomposée, par exemple en une partie réversible et une partie irréversible de type déformation plastique, cette dernière devient une variable difficile à observer pour des états complexes inhomogènes.

Notons que dans le cadre de la première charge, le modèle d'élasto-hystérésis (décomposition en contraintes) trouve son équivalent en décomposition en déformations avec le modèle élastoplastique de Prandtl-Reuss. Par contre il n'en est plus de même, pour des trajets de chargement plus complexes, type boucle de charge décharge, due en particulier au concept de mémorisation discrète mis en place dans la loi d'hystérésis ([Guélin \[1980\]](#); [Pegon \[1988\]](#)).

Le modèle HVH, dans sa version complète, se compose de trois branches en parallèle décrivant trois comportements distincts :

- la contribution hyperélastique représentant la phase élastique non-linéaire réversible,
- la contribution visqueuse modélisant la partie dépendante de la vitesse de déformation,
- la contribution hystérétique contenant la partie plastique irréversible.

L'algorithme utilisé pour décrire la partie hystérétique permet de simuler les cycles de charge et de décharge. Pour la contribution visqueuse, l'analyse des résultats expérimentaux

taux (cf section 3.2.1) a mis en évidence que cette contribution était quasi inexistante et pouvait par conséquent être négligée. Le modèle de cette étude utilise donc seulement deux contributions : la contribution hyperélastique, notée avec l'indice $\underline{\underline{\sigma}}_{hyp}$ dans la suite, et la contribution non-visqueuse hystérétique, notée par $\underline{\underline{\sigma}}_{hys}$. Il sera appelé modèle HH, pour Hyperelasto-Hystérésis, la partie visqueuse n'étant pas prise en compte.

Comme évoqué précédemment au chapitre 3, le taux de porosité au sein du matériau est de l'ordre de 31% pour un joint GEM de densité de $1,55 \text{ g.cm}^{-3}$ selon les travaux de Balima [2012]. Il est nécessaire de prendre en compte la consolidation du joint dans la modélisation de son comportement. Pour séparer les effets de variation de volume et les changements de forme, les contributions hystérétique et hyperélastique ont été décomposées en une partie sphérique, associée à la variation de volume, et une partie déviatorique qui prend en compte les effets de changement de forme (distortion).

L'équation 4.1 présente la décomposition sphérique-déviatorique du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ de Cauchy :

$$\underline{\underline{\sigma}} = -p\underline{\underline{I}} + \underline{\underline{\bar{\sigma}}} \quad (4.1)$$

où $\underline{\underline{I}}$ est le tenseur identité, $\underline{\underline{\bar{\sigma}}}$ est le tenseur déviateur des contraintes et p représente la contrainte hydrostatique donnée par :

$$p = -\frac{1}{3}\text{trace}(\underline{\underline{\sigma}})$$

Dans le cas où, dans la configuration actuelle, la partie sphérique de la contrainte dépend uniquement d'un potentiel hyperélastique ω , cette contrainte hydrostatique (cf Rio [2014]) s'écrit :

$$-p = V \frac{\partial \omega}{\partial V} + \omega \quad (4.2)$$

où V représente la variation relative de volume :

$$V = \frac{v}{V_0}$$

avec v est le volume actuel et V_0 correspond au volume dans la configuration initiale.

ω est l'énergie par unité de volume déformé pouvant être reliée à l'énergie par unité de volume initial, W par :

$$W = \omega \frac{\sqrt{g}}{\sqrt{g_0}} = V\omega$$

où $\sqrt{g_0}$ et \sqrt{g} désignent respectivement, le déterminant initial et actuel du tenseur métrique, correspondant également au jacobien de la transformation de volume de matière vers le volume de référence.

Ainsi, le calcul des composantes du tenseur des contraintes (d'après Rio [2014]) donne :

$$\sigma^{ij} = \frac{1}{\sqrt{g}} \frac{\partial (\omega \sqrt{g})}{\partial \varepsilon_{ij}} = \frac{\sqrt{g_0}}{\sqrt{g}} \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}}$$

Par rapport aux précédentes versions de la décomposition du modèle HVH (Zrida *et al.* [2009], Vandenbroucke *et al.* [2010] et Guitton [2014]), les modifications importantes suivantes ont été apportées :

1. les contributions hyperélastique et hystérétique sont décomposées en leur partie sphérique (changement de volume) et leur partie déviatorique (changement de forme). Dans les précédents travaux, seule la partie déviatorique de la contribution hystérétique était prise en compte.
2. compte-tenu de l'importance du taux de vide, quatre fonctions de pondérations dépendantes de la variation relative de volume $V = vol/vol_0$, sont également introduites afin de contrôler le rôle de chaque partie déviatorique et sphérique des contributions hyperélastique et hystérétique en fonction du taux de confinement.

Au final, la contrainte de Cauchy totale est obtenue par l'addition de quatre contributions en contraintes affectées chacune de fonctions multiplicatives sous la forme:

$$\underline{\sigma} = f_m \cdot \underline{\Sigma}_{hyp} + g_m \cdot \underline{\bar{\sigma}}_{hyp} + h_m \cdot \underline{\Sigma}_{hys} + i_m \cdot \underline{\bar{\sigma}}_{hys} \quad (4.3)$$

où l'on a noté:

- $\underline{\Sigma}_{hyp}$ la partie sphérique de la contribution hyperélastique, dépendant de V ,
- $\underline{\bar{\sigma}}_{hyp}$ la partie déviatorique de la contribution hyperélastique qui modélisera les effets de changement de forme due à cette composante. Un potentiel hyperélastique original proposé par Orgéas [1997] sera utilisé pour modéliser cette contribution,
- $\underline{\Sigma}_{hys}$ la partie sphérique de la contribution hystérétique, spécialement introduite dans la version de ce modèle, pour prendre en compte les effets sphériques de cette contribution,
- $\underline{\bar{\sigma}}_{hys}$ la partie déviatorique de la contribution hystérétique (cf Rio *et al.* [1995]), classiquement utilisée dans les précédentes versions du modèle HVH, et qui modélisera les effets de changements de forme de cette contribution,
- f_m, g_m, h_m et i_m sont des fonctions de pondérations. Leur objectif est de faire évoluer le comportement de notre matériau le plus simplement possible d'un état non-densifié à un état densifié. Le choix s'est donc porté sur des fonctions polynômes n'intervenant plus une fois le matériau densifié. Cette approche prenant en compte la notion de densification du joint donne des résultats pertinents mais elle peut être éventuellement affinée. Compte-tenu des possibilités offertes initialement par le logiciel Herezh++, dans une première version du modèle, elles sont dépendantes de la déformation duale au sens de von Mises maximale, fonction du tenseur déviateur des déformations :

$$\bar{\varepsilon}_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \text{trace} \left(\underline{\bar{\varepsilon}} \cdot \underline{\bar{\varepsilon}} \right)} \quad (4.4)$$

Dans notre cas, de par le confinement du joint, la déformation duale au sens de von Mises est en fait totalement liée à la variation de volume. Cependant, de manière

à généraliser le comportement, notamment dans les phases non confinées de chargement (par exemple, avant que le joint ne soit en contact sur toutes ses surfaces latérales) un nouveau développement a été introduit dans Herezh++ permettant d'étendre le paramétrage des fonctions de pondération pour les lois additives (version > 6.772). Ainsi, dans la version finale du modèle, ces fonctions multiplicatives dépendent spécifiquement de la variation de volume V et permettent donc, de pondérer individuellement chaque contribution.

Ces diverses contributions vont être présentées plus en détail dans les sections suivantes.

4.2 La contribution hyperélastique

4.2.1 L'hyperélasticité déviatorique

La partie déviatorique de la contribution hyperélastique $\bar{\sigma}_{hyp}$ est modélisée à l'aide d'un potentiel défini, initialement, par Orgéas [1997] pour décrire le comportement d'un alliage à mémoire de forme et qui présente deux changements de pente comme décrit sur la figure 4.1.

Ce potentiel, noté ω_d , représente la partie due au changement de forme lié à la contribution hyperélastique. Dans Herezh, la mesure de déformation utilisée est celle d'Almansi défini sous la forme : $\underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2} (\hat{g}_{ij} - g_{ij}) \hat{g}^i \otimes \hat{g}^j$ (annexe A). Ce potentiel est écrit en fonction de l'intensité du deuxième invariant des composantes déviatoriques de ce tenseur, donnée par l'équation :

$$Q_\varepsilon = \left(2\bar{II}_{\underline{\underline{\varepsilon}}}\right)^{1/2} \quad (4.5)$$

le deuxième invariant du déviateur des déformations est défini par :

$$\bar{II}_{\underline{\underline{\varepsilon}}} = \frac{1}{2} \underline{\underline{\varepsilon}} : \underline{\underline{\varepsilon}} - \frac{(\text{trace}(\underline{\underline{\varepsilon}}))^2}{6} = \frac{1}{2} \bar{\underline{\underline{\varepsilon}}} : \bar{\underline{\underline{\varepsilon}}} \quad (4.6)$$

Notons que cet invariant n'est pas totalement découplé de la variation de volume du fait de l'utilisation de la mesure d'Almansi. Cela n'est pas le cas pour la mesure de déformation logarithmique où la trace de la déformation est égale au logarithme du rapport: volume final sur volume initial et, par conséquent le déviateur des déformations est indépendant de la variation de volume. La déformation équivalente au sens de Mises est alors indépendante de la variation de volume. Mais, dans le code Herezh++, l'utilisation de la déformation d'Almansi engendre un léger couplage avec la variation de volume.

Sept paramètres matériaux, présentés sur la figure 4.1 dans le cas d'un essai de cisaillement, contrôlent ce potentiel :

- Q_s : seuil du premier plateau en contrainte,
- $\mu_1 + \mu_2$: pente à l'origine,
- μ_2 : pente du premier plateau,

- $\mu_2 + \mu_3$: pente après le premier plateau pour les grandes déformations,
- α_1 pour la transition entre les phases 1 et 2,
- α_2 pour la transition entre les phases 2 et 3,
- Q_e pour la position de la transition entre les phases 2 et 3.

Notons que compte tenu de la signification ainsi explicite des paramètres, ils peuvent théoriquement tous être déterminés à l'aide d'un seul essai de cisaillement par exemple.

La forme du potentiel hyperélastique ω_d s'écrit à l'aide de l'intensité de ce deuxième invariant Q_ε à l'aide de l'expression suivante :

$$\begin{aligned}
 \omega_d = & Q_s Q_\varepsilon + \mu_2 Q_\varepsilon^2 \\
 & + \frac{\mu_1}{2} \left[Q_\varepsilon (Q_\varepsilon + 2Q_{\varepsilon c}) - (Q_\varepsilon + Q_{\varepsilon c}) (\alpha_1^2 + (Q_\varepsilon + Q_{\varepsilon c})^2)^{1/2} + Q_{\varepsilon c} (\alpha_1^2 + Q_{\varepsilon c}^2)^{1/2} \right. \\
 & \left. - \alpha_1^2 \left(\ln \left| Q_\varepsilon + Q_{\varepsilon c} + (\alpha_1^2 + (Q_\varepsilon + Q_{\varepsilon c})^2)^{1/2} \right| - \ln \left| Q_{\varepsilon c} + (\alpha_1^2 + Q_{\varepsilon c}^2)^{1/2} \right| \right) \right] \\
 & + \frac{\mu_3}{2} \left[Q_\varepsilon \left(Q_\varepsilon - 2(Q_e^2 + \alpha_2^2)^{1/2} \right) \right. \\
 & \left. + \alpha_2^2 \left(\ln \left| Q_\varepsilon - Q_e + (\alpha_2^2 + (Q_\varepsilon - Q_e)^2)^{1/2} \right| - \ln \left| -Q_e + (\alpha_2^2 + Q_e^2)^{1/2} \right| \right) \right. \\
 & \left. + (Q_\varepsilon - Q_e) (\alpha_2^2 + (Q_\varepsilon - Q_e)^2)^{1/2} + Q_e (\alpha_2^2 + Q_e^2)^{1/2} \right] \quad (4.7)
 \end{aligned}$$

avec la variable intermédiaire $Q_{\varepsilon c}$:

$$Q_{\varepsilon c} = \frac{(\mu_1 \alpha_1)^2 - Q_s^2}{2\mu_1 Q_s} \quad (4.8)$$

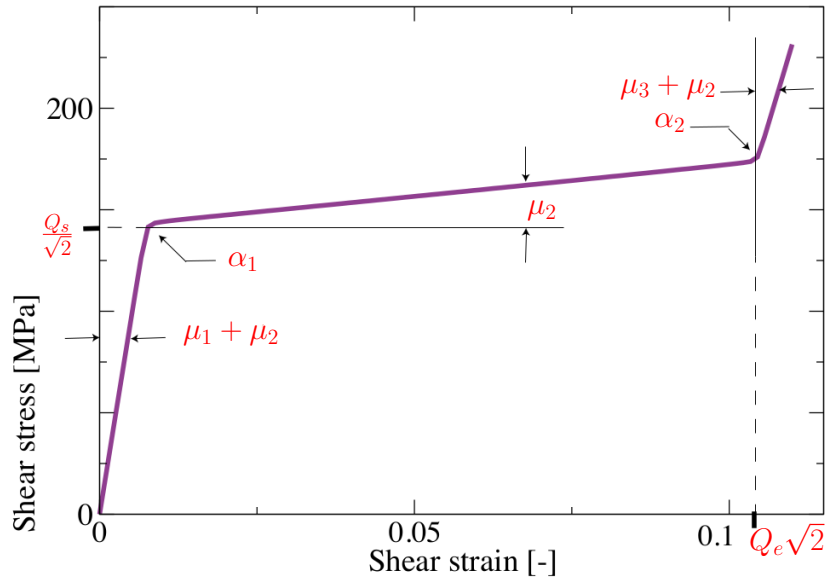


FIGURE 4.1 – Signification, dans le cas d'un essai de cisaillement, des paramètres matériaux du potentiel hyperélastique utilisé pour représenter la partie déviatorique de la contribution hyperélastique $\bar{\sigma}_{hyp}$, Rio et al. [2009].

4.2.2 L'hyperélasticité sphérique

La contribution volumique de la composante hyperélastique est prise en compte à l'aide d'un potentiel hyperélastique ω_v dont la forme a été proposée par Favier [1988] :

$$\omega_v = \frac{K}{6} \log^2(V) \quad (4.9)$$

où $\frac{K}{3}$ correspond au module de compressibilité.

Ce potentiel décrit le comportement entre la pression et le logarithme de la variation relative de volume V . Étant donné l'équation 4.2, on obtient donc:

$$-p = \frac{K}{6} (2\log(V) + \log^2(V))$$

Si $V \approx 1$, alors $\log^2(V) \ll \log(V)$ et comme $V = 1 + \Delta v/v_0$, on obtient au premier ordre $\Delta v/v_0$. Par conséquent, pour de faibles variations de volume, on a une évolution linéaire entre la pression et la variation relative de volume. Cette contribution volumique sera pondérée par la fonction f_m , qui permettra d'obtenir une prise en compte de la variation de volume plus complexe.

4.3 La contribution hystérésis

Comme dans les précédentes versions du modèle HVH (Zrida *et al.* [2009], Vandembroucke [2010], Guitton [2014]), la contribution hystérétique décrit les aspects non-visqueux irréversibles du comportement. Elle correspond à la partie elasto-plastique irréversible des modèles en déformation classique. La forme particulière de cette contribution permet de modéliser finement les boucles lors des chargements cycliques. Pour cela, le modèle hystérétique utilise le concept d'événements de mémorisation discrète pendant l'histoire du chargement. On se référera aux travaux pionniers de Guélin, Favier, Pegon (Guélin [1980], Favier [1988], Pegon [1988]) pour plus de détails sur le concept de mémorisation discrète qui s'est révélé particulièrement efficace pour modéliser les cycles de charge-décharge observés par exemple sur les AMF Shariat *et al.* [2013].

Le comportement à " $t + \Delta t$ " dépend des données à l'instant t , mais aussi de celles aux périodes précédentes mémorisées à des temps discrets. Ainsi, le modèle est représenté par une première équation différentielle en temps, qui permet de décrire l'avancement incrémental de la contrainte en fonction des données mémorisées. Une seconde équation est utilisée pour gérer les données spécifiques mémorisées. Le tenseur des contraintes est obtenu grâce à l'intégration (dérivée de Jauman) de l'équation incrémentale.

Dans les versions précédentes du modèle HVH, cette contribution était purement déviatorique. Néanmoins, même si le matériau dense présente seulement une hystérésis déviatorique, on peut habituellement observer sur les matériaux poreux correspondant un comportement hystérétique attribué au changement de volume macroscopique. Par exemple,

dans le cas d'un changement de volume macroscopique, sans modification de forme globale, les hétérogénéités locales induites par les porosités locales dans le matériau mènent à un comportement déviatorique local près de ces cavités. À l'échelle macroscopique, cela conduit à une hystérésis sphérique globale.

Par conséquent, dans cette étude, le comportement d'hystérésis déviatorique initial est complété par une partie hystérétique sphérique.

4.3.1 L'hystérésis déviatorique

La relation 4.10 décrit l'évolution incrémentale en temps de la partie déviatorique de l'hystérésis proposée initialement par Guélin [1980], Pegon [1988]:

$$\dot{\bar{\sigma}}_{hys} = 2\mu_{0h}\bar{D} + \beta \cdot \phi \cdot \Delta_R^t \bar{\sigma}_{hys} \quad (4.10)$$

Dans cette équation:

- $\dot{\bar{\sigma}}_{hys}$ est le taux de la partie déviatorique de la contrainte hystérétique,
- \bar{D} correspond à la partie déviatorique du tenseur vitesse de déformation,
- $\Delta_R^t \bar{\sigma}_{hys}$ est la variation du déviateur de la contrainte hystérétique entre un temps de référence noté "R" associé avec l'inversion précédente et le temps actuel "t",
- β est une fonction de l'historique de chargement telle que :
 - le comportement est presque linéaire avec un module de cisaillement μ_{0h} à l'origine du chargement et après toute inversion de chargement,
 - l'intensité maximale de la contrainte hystérétique de cisaillement est fixée à $Q_o/\sqrt{2}$, comme montré sur la figure 4.2,

qui s'écrit :

$$\beta = \frac{-2\mu_{0h}}{(\omega'Q_0)^{n_p} \cdot (Q_{\Delta\bar{\sigma}_{hys}})^{2-n_p}} \quad (4.11)$$

avec :

$$Q_{\Delta\bar{\sigma}_{hys}} = \sqrt{\text{trace} \left(\Delta_R^t \bar{\sigma}_{hys} : \Delta_R^t \bar{\sigma}_{hys} \right)} \quad (4.12)$$

$$\omega' = \omega_m \cos(\alpha) \quad (4.13)$$

et :

- α est l'angle entre le tenseur $\Delta_R^t \bar{\sigma}_{hys}$ et $\Delta_{R-1}^R \bar{\sigma}_{hys}$,
- ω_m est le paramètre de Masing, égal à 1 pour le premier chemin de chargement et 2 pour les chargements suivants,

- n_p est le paramètre de Prager. Il contrôle la zone de transition de l'évolution vers la saturation. Il peut lui-même être une fonction de la cinématique (Rio [2017]). Dans notre modélisation, nous retenons un paramètre " n_p " fixe.
- ϕ est la dissipation intrinsèque définie par Guélin [1980] sous la forme :

$$\phi = \Delta_R^t \bar{\boldsymbol{\sigma}}_{hys} : \bar{\mathbf{D}} - \frac{(Q_{\Delta \bar{\boldsymbol{\sigma}}_{hys}})^2 \dot{\omega}'}{2\mu_{0h} \omega'}$$

Cette dissipation doit toujours être positive ce qui permet de déterminer les points d'inversion.

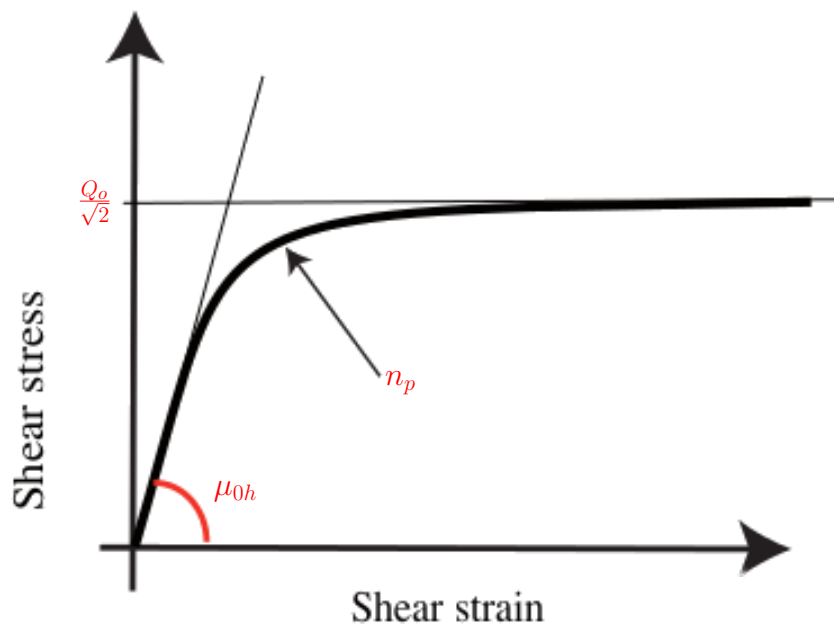


FIGURE 4.2 – Signification des paramètres de la partie déviatorique du composant hystérique, $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_{hys}$.

4.3.2 L'hystérésis sphérique

L'hystérésis sphérique est décrite à l'aide de la trace de la contrainte hystérique au cours de l'évolution incrémentale entre le temps actuel " t " et le temps de référence noté " R " qui correspond (au signe près) à la variation de la pression hydrostatique, soit :

$$trace \left(\Delta_R^t \bar{\boldsymbol{\sigma}}_{hys} \right) = -\Delta_R^t p \quad (4.14)$$

Son évolution est écrite à l'aide de la formulation incrémentale de la pression proposée par l'équation 4.15 qui est similaire à la forme de la partie déviatorique de l'hystérésis proposée par l'équation 4.10. Elle est formulée pour un chargement radial (*i.e.* $\cos(\alpha) = 1$ et $\dot{\omega}' = 0$) sous la forme :

$$-\Delta_R^t \dot{p} = 2\mu_{1h} \dot{V} \left(1 - \frac{Q_{\Delta P}^{m_p}}{(\omega Q_1)^{m_p}} \right) \quad (4.15)$$

où l'on utilise l'intensité de la pression sous la forme :

$$Q_{\Delta p} = |(\Delta_{RP}^t)| \quad (4.16)$$

Les paramètres matériau μ_{1h} , Q_1 et m_p de cette partie sphérique de l'hystérésis représentent des grandeurs analogues aux paramètres matériau de la partie déviatorique, soit, μ_{0h} , Q_0 et n_p .

4.4 Synthèse

À partir des données expérimentales issues des essais présentés dans le chapitre 3 sur les montages décrits dans le chapitre 2, une base de données a pu être constituée pour déterminer les divers paramètres matériaux du modèle HH. Ces paramètres matériaux à identifier et les fonctions de pondération associées sont récapitulés dans le tableau 4.1. Afin d'obtenir un modèle capable de décrire le comportement de joint GEM, plusieurs démarches d'identification ont été appliquées. Ces évolutions sont présentées dans le chapitre suivant.

Hyperélasticité déviatorique : $\bar{\sigma}_{hyp}$	Q_s	μ_1	α_1
	Q_e	μ_2	α_2
		μ_3	
	g_m		
Hyperélasticité sphérique : $\bar{\Sigma}_{hyp}$	K		
	f_m		
Hystérésis déviatorique : $\bar{\sigma}_{hys}$	μ_{0h}	Q_0	n_p
	i_m		
Hystérésis sphérique : $\bar{\Sigma}_{hys}$	μ_{1h}	Q_1	m_p
	h_m		

TABLEAU 4.1 – Récapitulatif des paramètres matériau à identifier pour déterminer le comportement mécanique de joint GEM dans un système de presse-garniture.

CHAPITRE 4. DÉFINITION ET DESCRIPTION DU MODÈLE HYPERÉLASTO-HYSTÉRÉSIS (HH)

5

Identification des paramètres matériau du modèle HH

5.1 Introduction

L'identification des paramètres matériaux va d'abord être réalisée sur un seul joint dont les conditions aux limites seront imposées cinématiquement. Lorsque le jeu de coefficients sera validé, la modélisation évoluera avec la prise en compte du contact entre le joint et la chemise. La géométrie des montages expérimentaux et le chargement sur le joint étant supposés complètement axisymétriques, toutes les simulations sont réalisées à l'aide d'une cinématique 2D-axisymétrique. Le choix de cette géométrie permet une simplification du calcul ainsi qu'une réduction du temps de calcul. Enfin, concernant l'identification des paramètres matériaux, elle a été obtenue par une identification manuelle rendue possible par la décomposition additive en contrainte.

5.2 Simulation d'un unique joint

Dans cette première modélisation, seul le joint va être modélisé. Il sera soumis au chargement expérimental en lui imposant des liaisons cinématiques sur toutes ses faces. Notre choix a été dans un premier temps, de considérer que le joint est en contact sur ses 4 surfaces latérales. Cette première modélisation simplifiée permettra d'identifier un premier jeu de coefficients matériaux et de simuler les essais expérimentaux de type compression charge-décharge, compression cyclique, etc... effectués sur le montage initial du Cetim présenté à la section 2.2.

5.2.1 La géométrie et les conditions limites

La figure 5.1 présente les conditions aux limites et le chargement correspondant aux conditions d'essais utilisés pour la simulation numérique. Les degrés de liberté indiqués en noir (ex U_x) correspondent aux directions bloquées. Quant au maillage, le joint a été représenté par un seul élément quadrangle axisymétrique à 4 nœuds avec une interpolation linéaire et 4 points de Gauss. À partir de cette mise en données, le déplacement obtenu expérimentalement est appliqué sur la surface supérieure du joint.

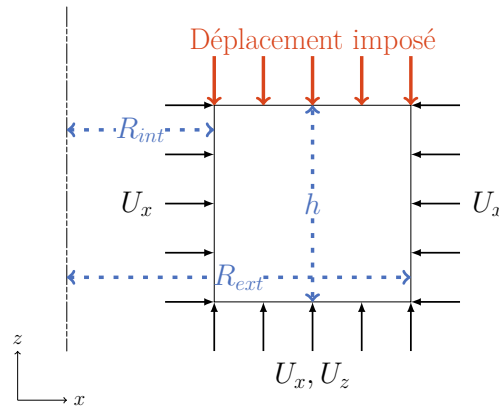


FIGURE 5.1 – Schéma des conditions aux limites et du chargement imposé lors de la modélisation du joint seul.

5.2.2 Le modèle utilisé

Dans ce cas d'étude, le modèle a été simplifié. Compte tenu du fait que la cinématique est entièrement contrainte, la variation de volume est totalement liée à la variation de forme. On retient alors, uniquement une hystérésis déviatorique qui agira de fait sur les deux volets du comportement global : sphérique et déviatorique. Cependant, il faut analyser ce choix comme étant celui d'une étude préalable, ayant pour objectif de tester l'hystérésis sur sa capacité à représenter l'expérimentation. Cette première étape sera ensuite complétée par une hystérésis sphérique dans le cas des études avec contact.

Le modèle général décrit par l'équation 4.3 est modifié en ne tenant pas compte de la partie sphérique de la contribution hystérique $\underline{\underline{\Sigma}}_{hys}$. La décomposition en contraintes résultantes est donc de la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}} = f_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \underline{\underline{\Sigma}}_{hyp} + g_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \underline{\underline{\bar{\sigma}}}_{hyp} + i_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \underline{\underline{\bar{\sigma}}}_{hys} \quad (5.1)$$

Les courbes de pondération (f_m, g_m, i_m) de cette étude préalable, seront ici, dépendantes de la déformation duale au sens de Von Mises maximale $\bar{\varepsilon}_{eq}$ donnée par l'équation 4.4.

5.2.3 Les résultats

Les essais utilisés pour identifier les paramètres matériaux dans cette modélisation avec un seul élément, correspondent à ceux effectués avec le premier montage présenté à la section 2.2. Ces essais n'ont pas été traités pour prendre en compte la raideur de la machine. Sachant que la chemise et les conditions de contact ne sont pas décrites dans cette modélisation, cette identification ne reflète que partiellement la réalité du comportement du joint, mais elle a permis de vérifier la capacité de représentation du modèle de comportement.

Les résultats numériques sont comparés avec les résultats expérimentaux en utilisant la contrainte nominale, notée σ , en fonction de la déformation nominale, notée ϵ à l'aide des

grandeurs mesurées directement via la cellule de force du dynamomètre et le déplacement de la traverse par :

$$\epsilon = \frac{U}{h_0} \quad \text{et} \quad \sigma = \frac{F}{S_0} \quad (5.2)$$

$$\text{où} \quad S_0 = \pi \cdot (R_{ext}^2 - R_{int}^2) \quad (5.3)$$

avec :

- U : le déplacement de la traverse (mm),
- h_0 : la hauteur initiale du joint (mm),
- F : l'effort fournit par la machine d'essai (kN),
- R_{ext} : le rayon extérieur initial du joint (mm),
- R_{int} : le rayon intérieur initial du joint (mm).

Concernant les dimensions du joint h_0 , R_{ext} et R_{int} utilisées pour le calcul des contraintes et des déformations nominales expérimentales et numériques, elles correspondent à celles mesurées avant essai et sont donc propres à chaque cas d'étude.

Après l'identification des paramètres matériaux du modèle décrit par l'équation 5.1, on obtient avec le même jeu de coefficients pour tous les essais, les résultats présentés sur la figure 5.2. Les paramètres matériaux ainsi que l'évolution des fonctions de pondération obtenues sont donnés dans le tableau 5.1. Notons que les fonctions multiplicatives (ici poly-linéaires) sont très simples.

La comparaison entre les réponses numériques et expérimentales donne des résultats tout à fait satisfaisants avec un écart relativement faible (de l'ordre de 5%) à la fin du chargement pour l'essai de compression charge-décharge par exemple. Pour un même jeu de paramètres, le modèle permet de retranscrire correctement la charge principale, et ce, pour divers chargements. Il permet une bonne description des boucles, plus particulièrement pour les déformations les plus importantes. On peut donc conclure que le modèle HH semble suffisamment flexible, pour modéliser les comportements expérimentaux observés sur les joints.

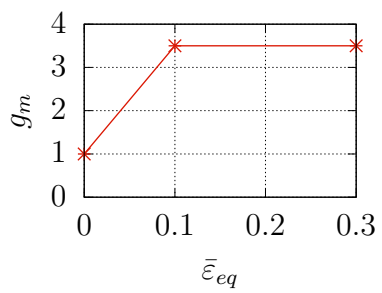
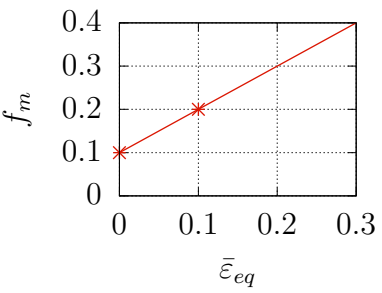
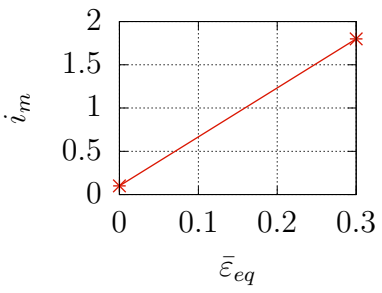
$\bar{\sigma}_{hyp}$	$Q_s = 10 \text{ MPa}$	$\mu_1 = 0,1 \text{ MPa}$	$\alpha_1 = 0,1$
	$Q_e = 0,04$	$\mu_2 = 0,5 \text{ MPa}$	$\alpha_2 = 0,001$
		$\mu_3 = 5 \text{ MPa}$	
			
$\bar{\Sigma}_{hyp}$	$K = 700 \text{ MPa}$		
			
$\bar{\sigma}_{hys}$	$\mu_{0h} = 250 \text{ MPa}$	$Q_0 = 15 \text{ MPa}$	$n_p = 4,5$
			

TABLEAU 5.1 – Paramètres et fonctions de pondérations utilisés pour la simulation numérique du joint seul.

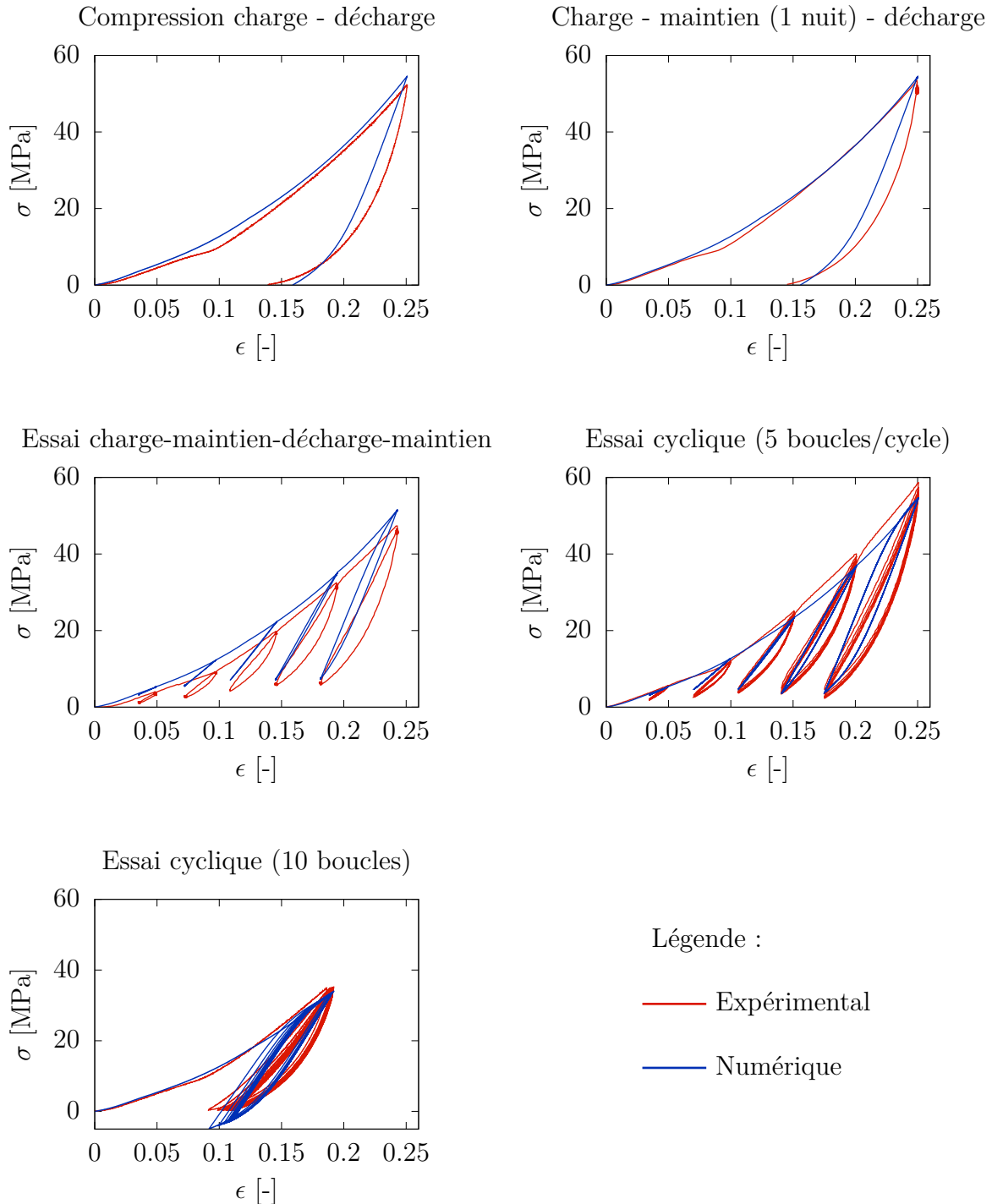


FIGURE 5.2 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre de différents cas de chargement effectués avec le montage présenté à la section 2.2. Les résultats expérimentaux présentés ici, ne tiennent pas compte de la raideur machine et la déformation nominale ϵ est définie à partir du déplacement de traverse.

La figure 5.3 permet d’observer en détail la distribution des différentes contributions du modèle dans le cas de l’essai de compression charge-décharge. Ainsi, la figure 5.3.a présente la répartition avant pondération et la figure 5.3.b correspond à la répartition finale des contributions du modèle, *i.e* une fois qu’elles ont été pondérées par les fonctions f_m , g_m et i_m , qui dépendent de la déformation maximale duale au sens de Von Mises. Avant la pondération des contributions, la partie sphérique de la contribution hyperélastique, Σ_{hyp} est prépondérante sur le comportement global. Quant à la partie déviatorique de cette contribution $\bar{\sigma}_{hyp}$, son influence est minime. Le comportement global du joint est principalement contrôlé par Σ_{hyp} qui vient de plus réduire l’impact de l’hystérésis déviatorique $\bar{\sigma}_{hys}$. Ces contributions sont donc pondérées permettant une répartition plus harmonieuse des contraintes pour le modèle final. Ainsi, on peut constater une distribution équivalente pour l’ensemble des contributions $\bar{\sigma}_{hyp}$, Σ_{hyp} et $\bar{\sigma}_{hys}$. Cette répartition autorise une meilleure prise en compte de la décharge avec une part plus importante de $\bar{\sigma}_{hys}$ lors de cette phase. Ces observations montrent l’importance des pondérations dans la simulation du comportement mécanique du joint. En effet, ces fonctions multiplicatives accordent une meilleure répartition des comportements déviatoriques et sphériques, et, permettent une bonne adéquation avec le comportement in situ des joints GEM.

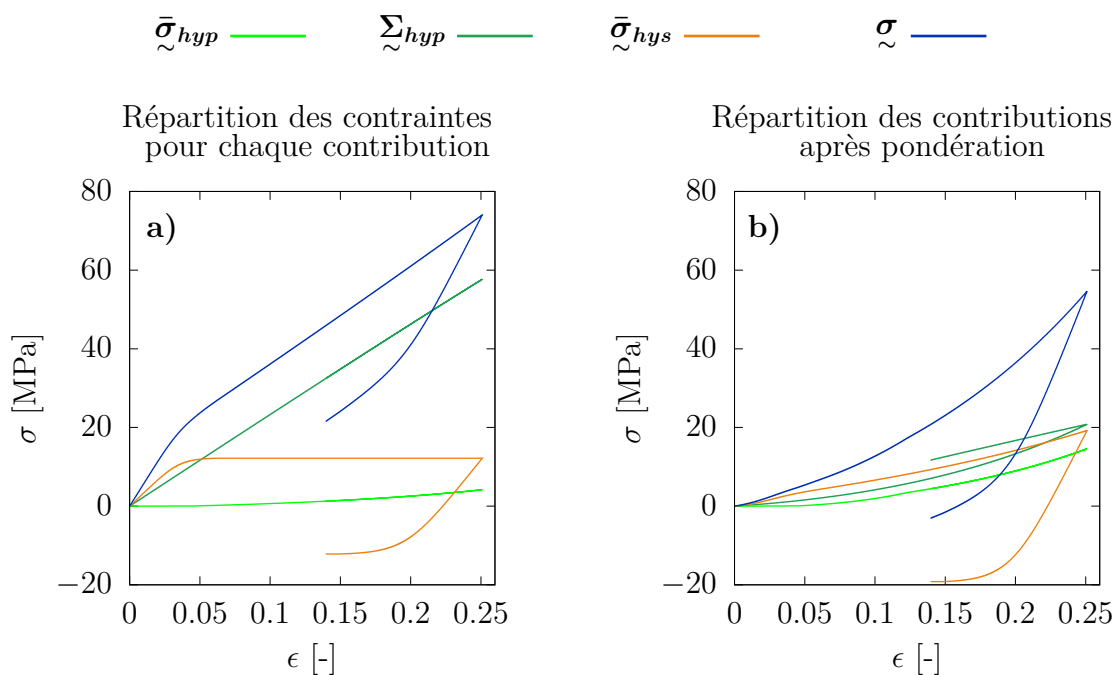


FIGURE 5.3 – Répartition des différentes contributions pour le modèle utilisé 5.1 dans le cas de la modélisation du joint seul.

5.3 Simulation du contact entre le joint et la chemise

Cette première modélisation a permis d’obtenir une première ébauche des paramètres du modèle de comportement. Afin d’améliorer la détermination des paramètres matériau,

mais également d'être au plus proche du comportement réel du joint dans un presse-garniture, la modélisation va évoluer en tenant compte du contact entre le joint et la chemise.

Pour aboutir à ce nouveau jeu de paramètres, les résultats numériques sont comparés avec les résultats en contraintes-déformations nominales (σ versus ϵ) préalablement utilisés mais également, en comparant les valeurs expérimentales et numériques des déformations circonférentielles $\epsilon_{\theta\theta}$ et axiales ϵ_{zz} de la chemise.

Ces déformations de la chemise permettent d'obtenir des informations sur le comportement sphérique du joint. En effet, si l'on se base uniquement sur le comportement en contrainte-déformation, les informations obtenues se réfèrent uniquement à la direction axiale. Les déformations $\epsilon_{\theta\theta}$ et ϵ_{zz} de la chemise permettent l'estimation de la pression interne du joint sur la paroi de la chemise et ainsi, de déterminer le rapport entre les contraintes axiales et radiales. Elles vont donc permettre de mieux cerner le rôle des variations de volume du joint et montrer les limites du modèle de comportement de l'équation 5.1.

5.3.1 La mise en données

Concernant la modélisation (figure 5.4), le joint est représenté avec 16 éléments quadrangles axisymétriques quadratiques avec intégration complète à 9 points d'intégration. Quant à la chemise, elle est divisée en 40 éléments identiques à ceux du joint. Pour ce cas d'étude, la chemise est considérée déformable. La tige, plus rigide, est considérée indéformable. D'où ce choix de modéliser uniquement la chemise afin d'étudier sa déformation. Le contact entre ces deux pièces est régi par une méthode de pénalisation et le modèle ne tient pas compte pour l'instant du frottement. Les conditions aux limites sur le joint et la chemise sont données sur la figure 5.4.

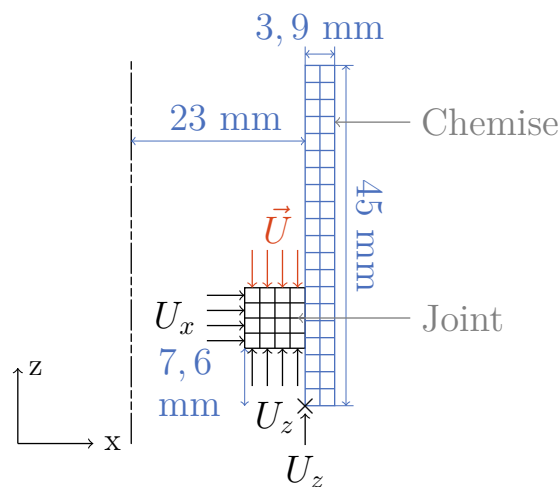


FIGURE 5.4 – Schéma des conditions aux limites et du chargement dans le cas de la prise en compte du contact.

CHAPITRE 5. IDENTIFICATION DES PARAMÈTRES MATÉRIAU DU MODÈLE HH

La loi de comportement de la chemise correspond à une loi élastique d'un acier avec un module d'Young $E = 210$ GPa et un coefficient de Poisson de 0,3. Le modèle HH du joint est celui sans hystérésis sphérique, décrit par l'équation 5.1 avec les paramètres matériaux présentés dans le tableau 5.2.

$\tilde{\sigma}_{hyp}$	$Q_s = 10$ MPa	$\mu_1 = 0,1$ MPa	$\alpha_1 = 0,1$
	$Q_e = 0,04$	$\mu_2 = 0,5$ MPa $\mu_3 = 0,5$ MPa	$\alpha_2 = 0,001$
$\tilde{\Sigma}_{hyp}$	$K = 800$ MPa		
$\tilde{\sigma}_{hys}$	$\mu_{0h} = 250$ MPa	$Q_0 = 15$ MPa	$n_p = 4,5$

TABLEAU 5.2 – Paramètres et fonctions de pondération utilisés pour la simulation numérique du joint et de la chemise dans le cadre de la prise en compte du contact.

5.3.2 Les résultats

Dans le cadre de l'identification des paramètres matériau, les résultats issus de la simulation numérique sont mis en parallèle des données expérimentales. Concernant ces dernières, elles sont issues d'un essai de compression charge-décharge, effectué avec le montage développé par le Cetim (voir section, 2.2 mais équipé des jauges de déformation comme présenté sur la figure 2.2). La contrainte axiale est obtenue par la mesure de la force du capteur d'effort du montage et le déplacement par la moyenne des LVDTs. Les déformations $\varepsilon_{\theta\theta}$ et ε_{zz} sont mesurées sur la chemise à une hauteur correspondant à la mi-hauteur du joint. Elles sont comparées aux valeurs numériques obtenues au point d'intégration dont la position est donnée sur la figure 5.5. Ces diverses informations permettent de mieux cerner le comportement global du joint et ainsi, de déterminer un jeu de paramètres cohérent.

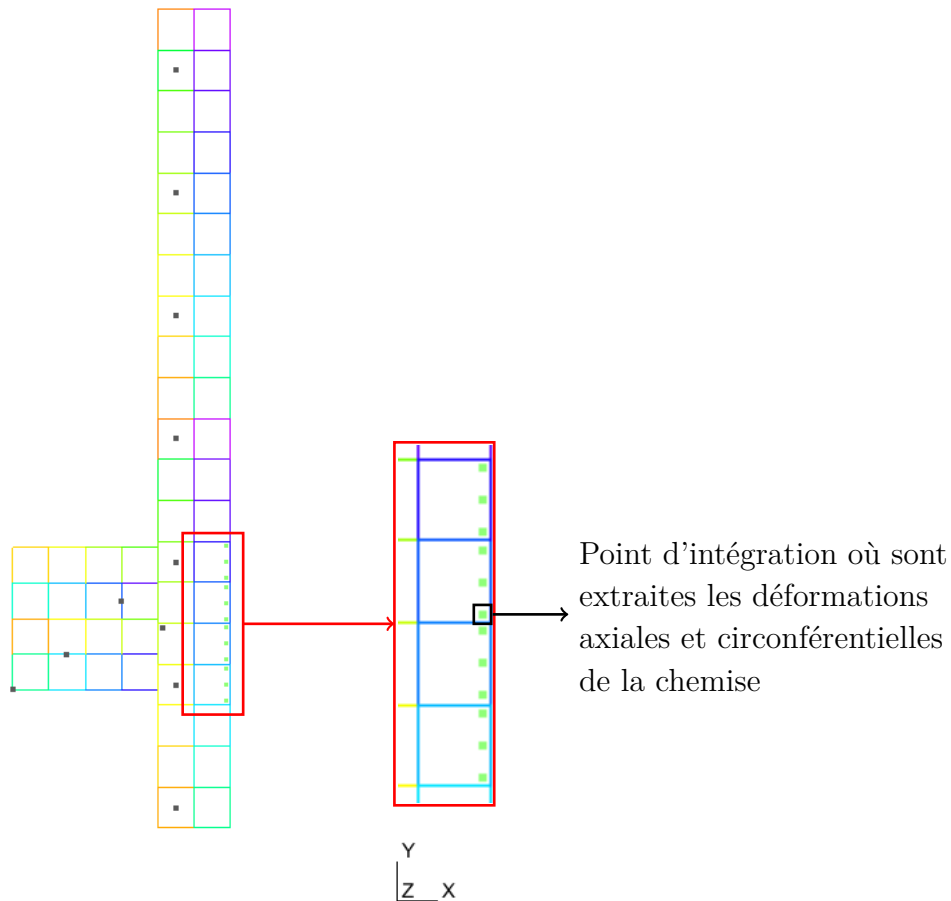


FIGURE 5.5 – Schéma identifiant la localisation du point d'intégration de la chemise permettant d'obtenir des informations sur sa déformation.

La figure 5.6 présente les résultats de cette simulation numérique. La figure 5.6.a

présente la comparaison des contraintes-déformations nominales expérimentales avec les résultats numériques. Quant à la figure 5.6.b, elle donne la comparaison des déformations axiales et circonférentielles. Un écart non négligeable est observé sur la réponse en contrainte-déformation jusqu'à une déformation nominale de 0,08, mais la réponse s'améliore à la fin du chargement. Le déchargement est par contre assez bien décrit. Les résultats en déformation de la chemise sont relativement bien retranscrits lors de la phase de charge malgré un écart avec la réponse expérimentale qui croît au fur et à mesure de cette phase. Par contre, lors de la phase de décharge, les déformations circonférentielles ou axiales sont mal décrites : numériquement ces déformations se stabilisent alors qu'expérimentalement, elles redeviennent nulles.

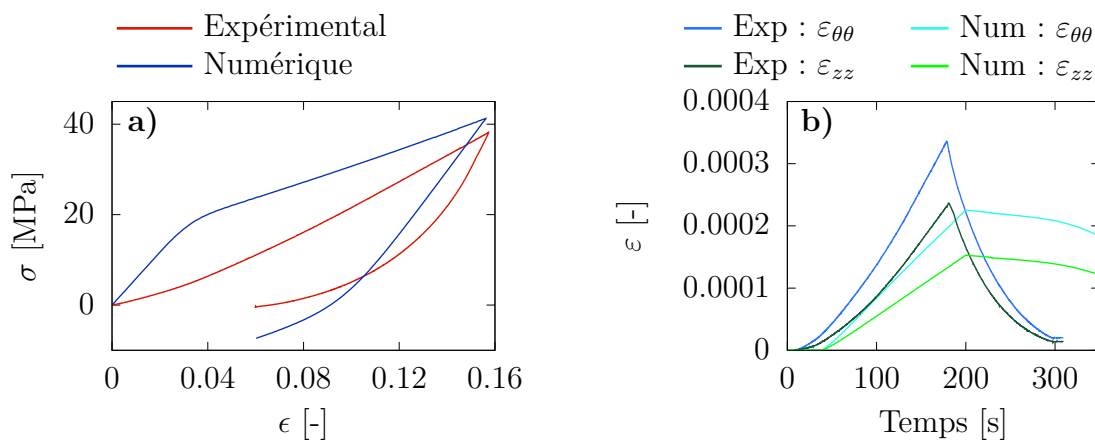


FIGURE 5.6 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre d'un essai de compression charge-décharge, effectué avec le montage 2.2. Les résultats expérimentaux présentés ici, ne tiennent pas compte de la raideur machine.

L'ensemble de ces résultats met en avant les limites du modèle dans la description de certaines parties du comportement mécanique du joint et de la chemise et par conséquent, la nécessité de le faire évoluer pour ces travaux. En complément de ces observations, l'analyse des résultats numériques met en avant un lien étroit entre la partie déviatorique et la partie sphérique du comportement mécanique du joint. Par conséquent, la prise en compte d'un comportement sphérique (ou volumique) purement réversible dans ce cas, n'est pas correcte. Ainsi, le modèle numérique est amélioré avec l'ajout d'une partie irréversible sphérique via l'hystérésis sphérique (section 4.3.2) permettant de prendre en compte la consolidation du matériau.

5.4 Amélioration du modèle : ajout d'une contribution hystérétique sphérique

5.4.1 La géométrie et les conditions limites

Pour cette nouvelle simulation, la modélisation du joint et de la chemise a légèrement évolué. En effet, pour simplifier et réduire le temps de calcul, le nombre d'éléments a été réduit. Pour la suite de l'étude, le joint est donc modélisé par un seul élément, contre 16 précédemment, quant à la chemise, son nombre d'éléments est réduit à 10 (figure 5.7). Pour ce qui des autres spécificités de la modélisation (type d'éléments, gestion du contact, conditions aux limites...), ces dernières ne subissent pas de modifications.

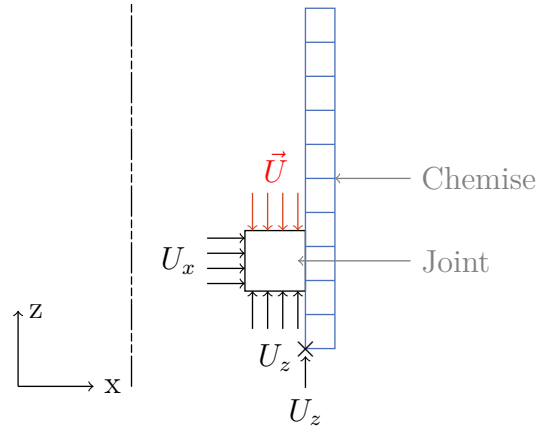


FIGURE 5.7 – Schéma des conditions aux limites et du chargement dans la cas de la prise en compte du contact avec un maillage simplifié.

5.4.2 Le modèle de comportement utilisé

Les résultats précédents ont mis en avant la nécessité de prendre en compte les changements de volume sur la partie sphérique de la contribution hystérétique $\tilde{\Sigma}_{hys}$ sous la forme générale 4.3 présentée au début du chapitre précédent. Dans un premier temps, les fonctions de pondération (f_m , g_m , h_m , i_m) dépendent des déformations maximales duales au sens de Von Mises et la contrainte s'écrit sous la forme :

$$\tilde{\sigma} = f_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \tilde{\Sigma}_{hyp} + g_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \tilde{\sigma}_{hyp} + h_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \tilde{\Sigma}_{hys} + i_m(\bar{\varepsilon}_{eq}) \cdot \tilde{\sigma}_{hys} \quad (5.4)$$

La loi de comportement de la chemise reste inchangée. Quant aux paramètres matériau du modèle HH du joint décrit par l'équation 5.4, ils sont détaillés dans le tableau 5.3.

$\tilde{\sigma}_{hyp}$	$Q_s = 10 \text{ MPa}$	$\mu_1 = 0,1 \text{ MPa}$	$\alpha_1 = 0,1$
	$Q_e = 0,04$	$\mu_2 = 2,5 \text{ MPa}$ $\mu_3 = 5,5 \text{ MPa}$	$\alpha_2 = 0,01$
$\tilde{\Sigma}_{hyp}$	$K = -171 + 1490 \cdot V - 3391 \cdot V^2 + 2999 \cdot V^3 - 926 \cdot V^4$		
$\tilde{\sigma}_{hys}$	$\mu_{0h} = 200 \text{ MPa}$	$Q_0 = 12,5 \text{ MPa}$	$n_p = 0,25$
$\tilde{\Sigma}_{hys}$	$\mu_{1h} = 500 \text{ MPa}$	$Q_1 = 2,5 \text{ MPa}$	$m_p = 0,1$

TABLEAU 5.3 – Paramètres et fonctions de pondération utilisés pour la simulation numérique du joint et de la chemise dans le cadre de la prise en compte du contact avec le modèle 5.4.

5.4.3 Les résultats

Afin de mettre en exergue l'impact de ce nouveau modèle sur la réponse numérique, la simulation se base sur les résultats expérimentaux d'un essai de compression charge-décharge, effectué avec le montage 2.2, *i.e.* le même que celui mit en parallèle dans la section précédente 5.3.2. Ainsi, la figure 5.8 présente la réponse expérimentale ainsi que la réponse numérique issue du modèle ne présentant pas d'hystérésis sphérique et celle engendrée par la nouvelle version du modèle (équation 5.4). Au regard des résultats obtenus, cet ajout de l'hystérésis sphérique s'avère pertinente dans la modélisation du comportement mécanique de joint en GEM.

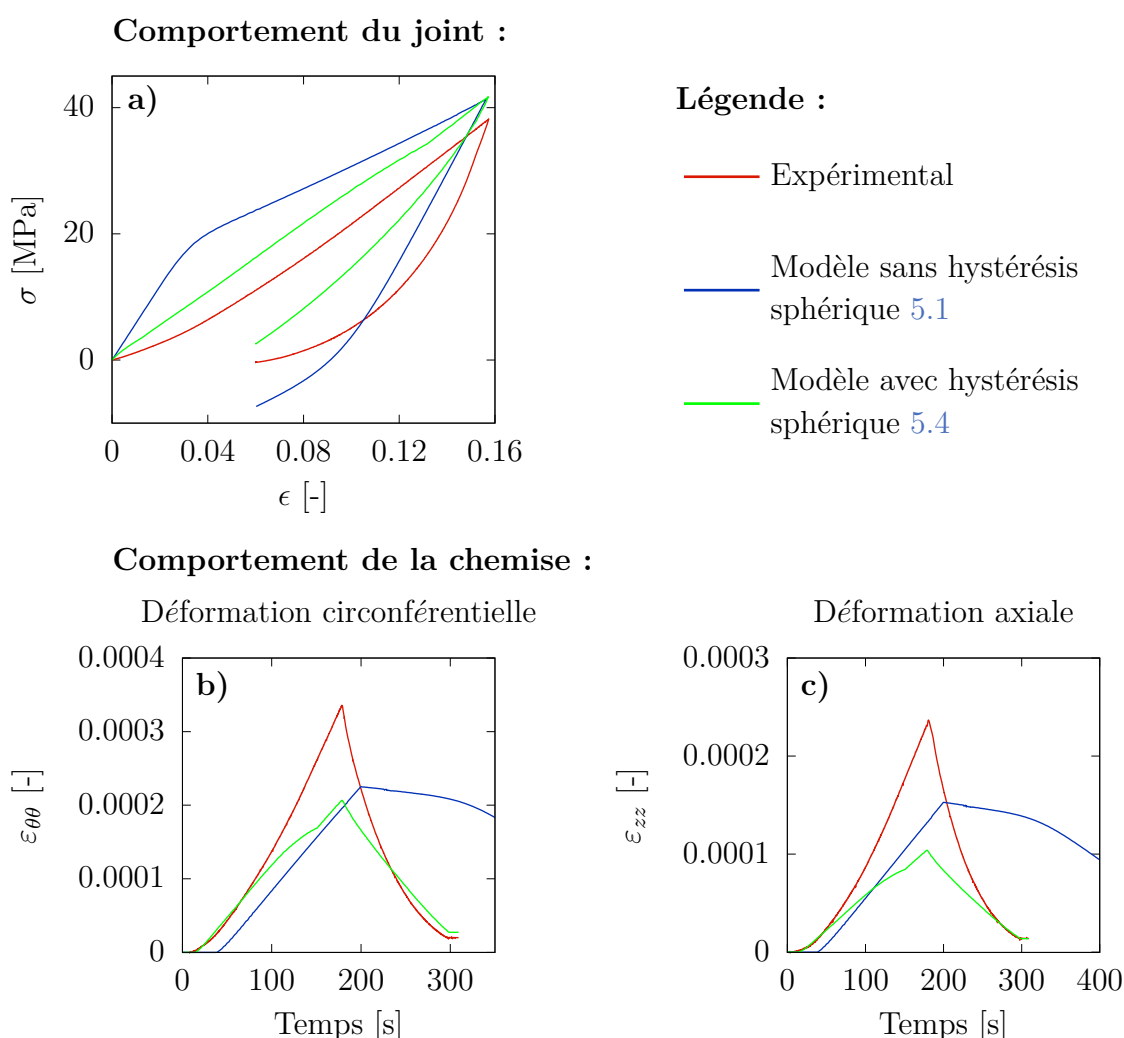


FIGURE 5.8 – Comparaison entre la réponse expérimentale et les réponses numériques (précédent modèle sans hystérésis sphérique et nouveau modèle avec hystérésis sphérique) dans le cadre d'un essai de compression charge-décharge effectué avec le montage 2.2. Les résultats expérimentaux présentés ici, ne tiennent pas compte de la raideur machine.

Que ce soit au niveau de la réponse contrainte-déformation du joint ou des déformations

issues de la chemise du montage, l'évolution du modèle a permis de pallier aux précédentes limites. La retranscription du début de charge est plus cohérente avec la réponse expérimentale du joint. Par contre, la décharge du modèle est plutôt linéaire tandis que la réponse expérimentale présente une certaine courbure. Pour ce qui est de la déformation circonférentielle $\varepsilon_{\theta\theta}$ ou axiale ε_{zz} de la chemise, la réponse numérique reproduit la tendance globale du comportement, mais n'atteint pas les niveaux de déformation maximum.

Avant de poursuivre les investigations sur la détermination des paramètres matériaux, il est important de rappeler que la campagne d'essais ne se résume pas qu'à des essais de compression charge-décharge. Des essais de compression cyclique ont également été effectués. Il est donc nécessaire d'observer la réponse du modèle HH complet, issu de l'équation 5.4, dans ce cadre. Concernant la réponse expérimentale, cette dernière est toujours issue du montage 2.2 et pour l'instant ne tient pas compte de la raideur machine. La figure 5.9 présente les résultats obtenus sachant que les paramètres matériau ainsi que les courbes de pondération sont les mêmes que ceux utilisés pour la modélisation de la compression charge-décharge. Les résultats mettent en avant une bonne prise en compte des cycles, mais avec une surestimation de la charge principale. Concernant les déformations de la chemise, ces dernières sont toujours sous-estimées.

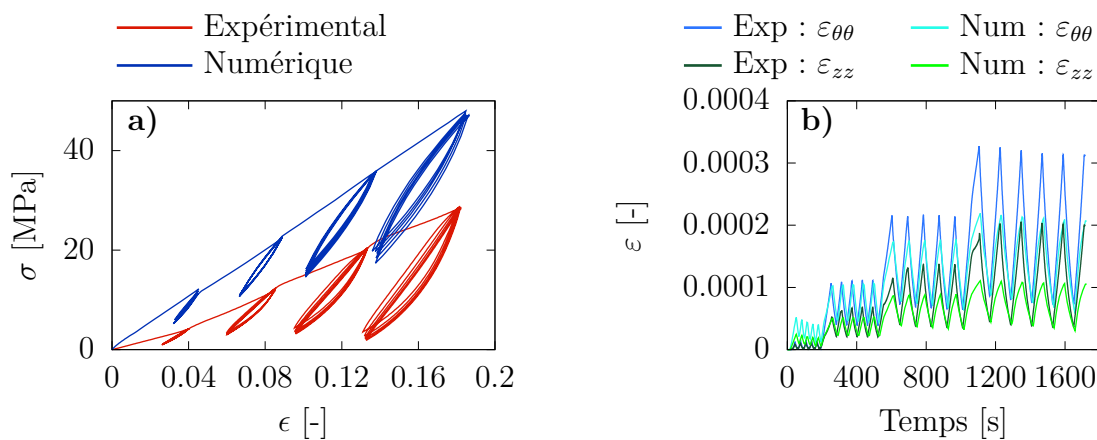


FIGURE 5.9 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre d'un essai de compression cyclique effectué avec le montage 2.2. Les résultats expérimentaux présentés ici, ne tiennent pas compte de la raideur machine.

Concernant la surestimation de la charge principale, la figure 5.10 permet de mieux en comprendre l'origine. En effet, les paramètres matériau ont été déterminés sur la base de l'essai de compression charge-décharge. Or, sa réponse expérimentale présente une déformation nominale maximale d'environ 0,16 pour une contrainte nominale maximale de 38 MPa, quand, pour l'essai de compression cyclique, la déformation nominale maximale est de 0,18 pour une contrainte nominale maximale de 28,5 MPa. Soit deux comportements distincts engendrant une difficulté pour déterminer un jeu de paramètres commun.

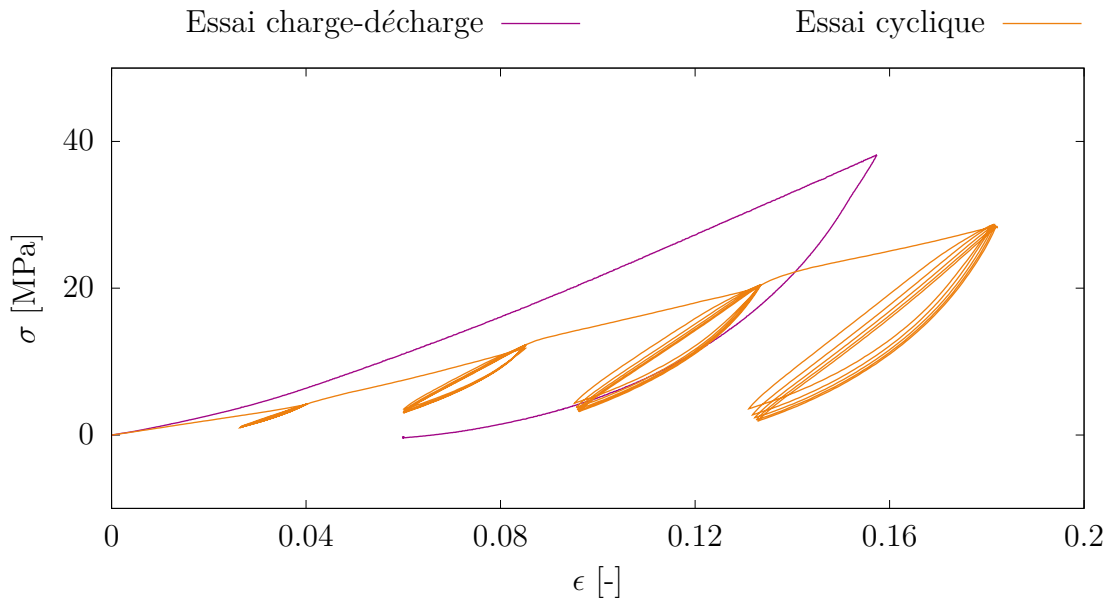


FIGURE 5.10 – Comparaison entre les réponses expérimentales d'un essai de charge-décharge et d'un essai cyclique. Les résultats expérimentaux présentés ici, ne tiennent pas compte de la raideur machine.

5.5 Conclusion

L'identification des paramètres matériau du modèle HH a débuté par la mise en place de la simulation d'un unique joint. Les résultats obtenus ont permis de mettre en avant la capacité du modèle à retranscrire le comportement de joint GEM au cours d'essais de compression charge-décharge et cyclique. Par contre, lors de la mise en place du contact joint-chemise, le modèle a montré ses limites avec des difficultés pour les faibles déformations et lors de la phase de décharge. Le modèle a donc subi une amélioration en prenant en compte les changements de volume sur la partie sphérique de la contribution hystérique permettant une meilleure description du comportement qu'auparavant.

La difficulté de retranscrire correctement le comportement du joint quel que soit le type d'essais vient dans un premier temps du choix d'avoir un unique jeu de paramètres pour modéliser ces deux types d'essais. Or, cette volonté montre ses limites. La figure 5.10 a mis en avant deux réponses mécaniques distinctes du joint. Cette dispersion pourrait être due au procédé de mise en œuvre du joint, à sa porosité, ... demandant d'approfondir les investigations sur le comportement du joint GEM. Afin de trouver un compromis pour la suite (chapitre 6), le choix s'oriente vers un jeu de paramètres commun à ces deux essais, mais des courbes de pondération propres à chaque type d'essai. Le choix est de conserver les paramètres matériau du modèle commun à tous types d'essais afin de garder une certaine cohérence. Quant aux courbes de pondération, elles évoluent avec la consolidation du matériau qui peut éventuellement varier d'un joint à un autre en fonction

de conditions de mise en œuvre.

6

Simulation d'un joint dans son environnement

6.1 Introduction

Les précédentes simulations (sections 5.2 et 5.3) ont permis de mettre en place un modèle de comportement, mais également de le faire évoluer afin de retranscrire au mieux le comportement de joint en GEM in situ. Néanmoins nous allons chercher à réduire les erreurs de simulation de ce premier modèle. De manière à prendre en compte directement la proportion de vide dans le matériau, la pondération ne sera plus effectuée sur la déformation maximale duale au sens de Von Mises mais sur la variation de volume. Cette amélioration offrira la possibilité d'avoir une meilleure considération de l'évolution de l'aspect poreux du matériau. Pour le jeu de paramètres matériau, il sera commun aux essais, mais la pondération évoluera en fonction du type de sollicitations.

En parallèle de ce développement numérique, les montages expérimentaux ont aussi subi certaines évolutions (cf. chapitre 2). Par conséquent, les résultats présentés dans cette section visent à déterminer les paramètres matériau lors d'essais effectués avec le montage 2.18 impliquant une modification de la géométrie de la modélisation. De plus, les résultats présentés dans ce chapitre prennent en compte la raideur de ce dispositif. Par contre, la démarche reste inchangée et elle se base toujours sur la mise en parallèle du comportement du joint (σ vs ϵ) et sur les déformations circonférentielles, $\epsilon_{\theta\theta}$, et axiales, ϵ_{zz} , de la chemise.

6.2 Modélisation

6.2.1 La géométrie et les conditions limites

Par rapport aux précédentes simulations, les caractéristiques (type d'éléments, contact,...) de la modélisation sont les mêmes. Seule, la géométrie évolue afin de répondre aux critères du montage 2.18. De plus, le maillage de la chemise est un peu plus affiné dans le but d'essayer de relier précisément les points d'intégration et le positionnement des jauges lors de la mise en parallèle des résultats. Concernant la géométrie du joint, par rapport aux simulations précédentes où ses dimensions étaient propres à chaque essais simulés, ici, ses dimensions sont basées sur la valeur moyenne déterminée (de la hauteur, diamètre

externe et interne) à partir de la base de données expérimentales. Tous les essais simulés ont donc les mêmes dimensions moyennes de joints.

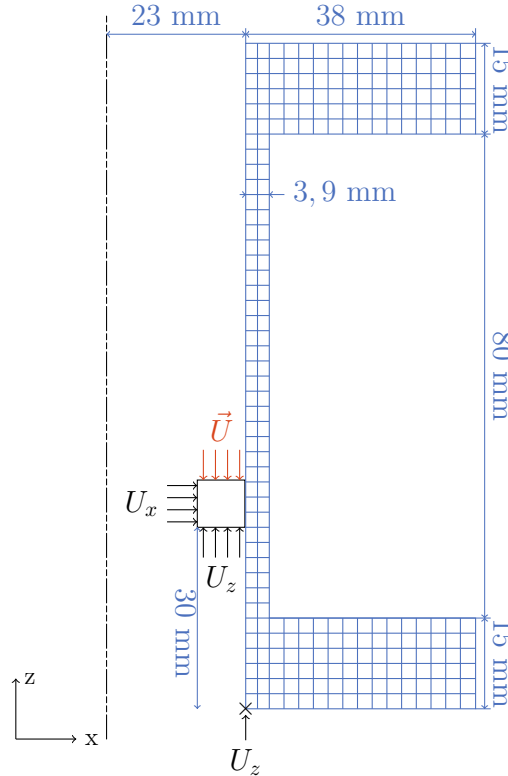


FIGURE 6.1 – Schéma des conditions aux limites et du chargement correspondant aux essais expérimentaux réalisés avec le montage 2.18.

6.2.2 Le modèle utilisé

Par rapport aux précédents modèles, et afin d'être plus cohérent avec le comportement réel des joints en GEM, le modèle évolue avec des fonctions de pondération, non plus, dépendante de la déformation duale maximale au sens de Von Mises, mais ici, de la variation relative de volume. L'équation 6.1 présente la contrainte totale du modèle correspondant à la somme des différentes contributions mises en jeu :

$$\tilde{\sigma} = f_m(V) \cdot \tilde{\Sigma}_{hyp} + g_m(V) \cdot \bar{\sigma}_{hyp} + h_m(V) \cdot \tilde{\Sigma}_{hys} + i_m(V) \cdot \bar{\sigma}_{hys} \quad (6.1)$$

Concernant la loi de comportement de la chemise, elle correspond à une loi élastique avec un module d'Young $E = 197 \text{ GPa}$ et un coefficient de Poisson de 0,3.

6.3 Les résultats

Pour cette analyse, la modélisation se base sur, d'une part, un essai de compression charge-décharge (figure 3.4.a test 6) et d'autre part, un essai de compression cyclique (fi-

gure 3.8 test 2). Ces deux essais sont issus de campagnes effectuées avec le montage 2.18.b et leurs réponses tiennent compte de la raideur machine suivant la démarche abordée dans la section 2.6. Ainsi, les figures 6.3 et 6.4 présentent respectivement, le cas d'un essai de compression charge-décharge et le cas d'un essai de compression cyclique.

Les paramètres matériau du modèle décrit par l'équation 6.1 ainsi que l'évolution des fonctions de pondération sont présentés via le tableau 6.1. Les paramètres des contributions ($\bar{\sigma}_{hyp}$, $\underline{\Sigma}_{hyp}$, $\bar{\sigma}_{hys}$, $\underline{\Sigma}_{hys}$) du modèle sont identiques pour les deux essais modélisés. Par contre, quelques modifications sont apportées aux fonctions de pondération pour retranscrire au mieux le comportement du joint. Ces dernières sont donc propres à chaque essai avec un modèle, nommé modèle 1, pour le cas de compression charge-décharge et un modèle, nommé modèle 2, pour le cas de compression cyclique.

La figure 6.2 présente la superposition des réponses expérimentales obtenues pour ces deux essais. La dispersion de ces deux réponses ne peut être négligée. La raison probable pourrait être que lors d'un essai cyclique, les cycles ont pour conséquence d'uniformiser le champ de contrainte au sein du matériau. Ce champ inhomogène pourrait être dû, ou influencé par la présence d'un léger frottement qui, dans l'état actuel des résultats expérimentaux, n'est pas connu. Au contraire, dans le cas sans cycle, il n'y a pas d'uniformisation. Mais, des essais de compression cyclique avec plusieurs boucles par cycles ont pu retranscrire ces deux réponses (cf figure 3.11). Dans l'attente d'une mesure du frottement, nous avons considéré les deux essais comme relatifs à deux états différents du matériau.

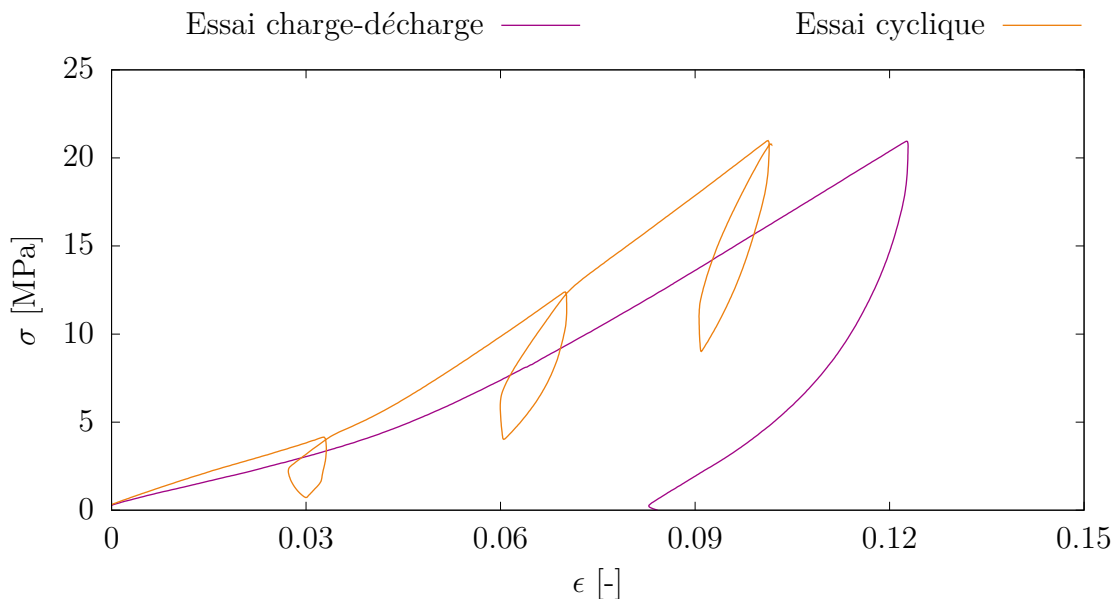


FIGURE 6.2 – Comparaison entre les réponses expérimentales de l'essai charge-décharge (figure 3.4.a test 6) et de l'essai cyclique (figure 3.8 test 2) utilisées dans ce chapitre.

Que ce soit au niveau de la réponse en contrainte-déformation du joint ou des déformations de la chemise, le modèle 6.1 retranscrit correctement le comportement mécanique du joint en GEM. Les écarts en fin de chargement sont relativement faibles (de l'ordre de 1% pour l'essai de charge-décharge et de 3% pour l'essai cyclique) pour la réponse en contrainte-déformation du joint. Concernant la retranscription de la déformation de la chemise, les résultats sont tout à fait satisfaisants avec des écarts acceptables (inférieurs à 5% pour $\varepsilon_{\theta\theta}$ et de l'ordre de 10-12% pour ε_{zz}).

On peut noter la nécessité d'utiliser des courbes de pondération distinctes pour chaque type d'essai. En effet, le modèle 2 qui est en adéquation avec l'essai cyclique surestime la réponse du joint (de l'ordre de 33%) et de la chemise dans le cas de compression charge-décharge. Quant au modèle 1 adapté à la compression charge-décharge, il sous-estime le comportement cyclique du joint (de l'ordre de 24%) ainsi que les déformations subies par la chemise.

	Modèle 1		Modèle 2	
	$Q_s = 10 \text{ MPa}$ $Q_e = 0,04$	$\mu_1 = 0,1 \text{ MPa}$ $\mu_2 = 1,0 \text{ MPa}$ $\mu_3 = 11,5 \text{ MPa}$	$\alpha_1 = 0,1$ $\alpha_2 = 0,1$	
$\tilde{\sigma}_{hyp}$				
	$K = 550 \text{ MPa}$			
$\tilde{\Sigma}_{hyp}$				
	$\mu_{0h} = 2800 \text{ MPa}$	$Q_0 = 1,75 \text{ MPa}$	$n_p = 1,0$	
$\tilde{\sigma}_{hys}$				
	$\mu_{1h} = 850 \text{ MPa}$	$Q_1 = 16 \text{ MPa}$	$m_p = 1,75$	
$\tilde{\Sigma}_{hys}$				

TABLEAU 6.1 – Paramètres matériau finaux utilisés pour la simulation numérique.

Légende :

— Expérimental — Modèle 1 — Modèle 2

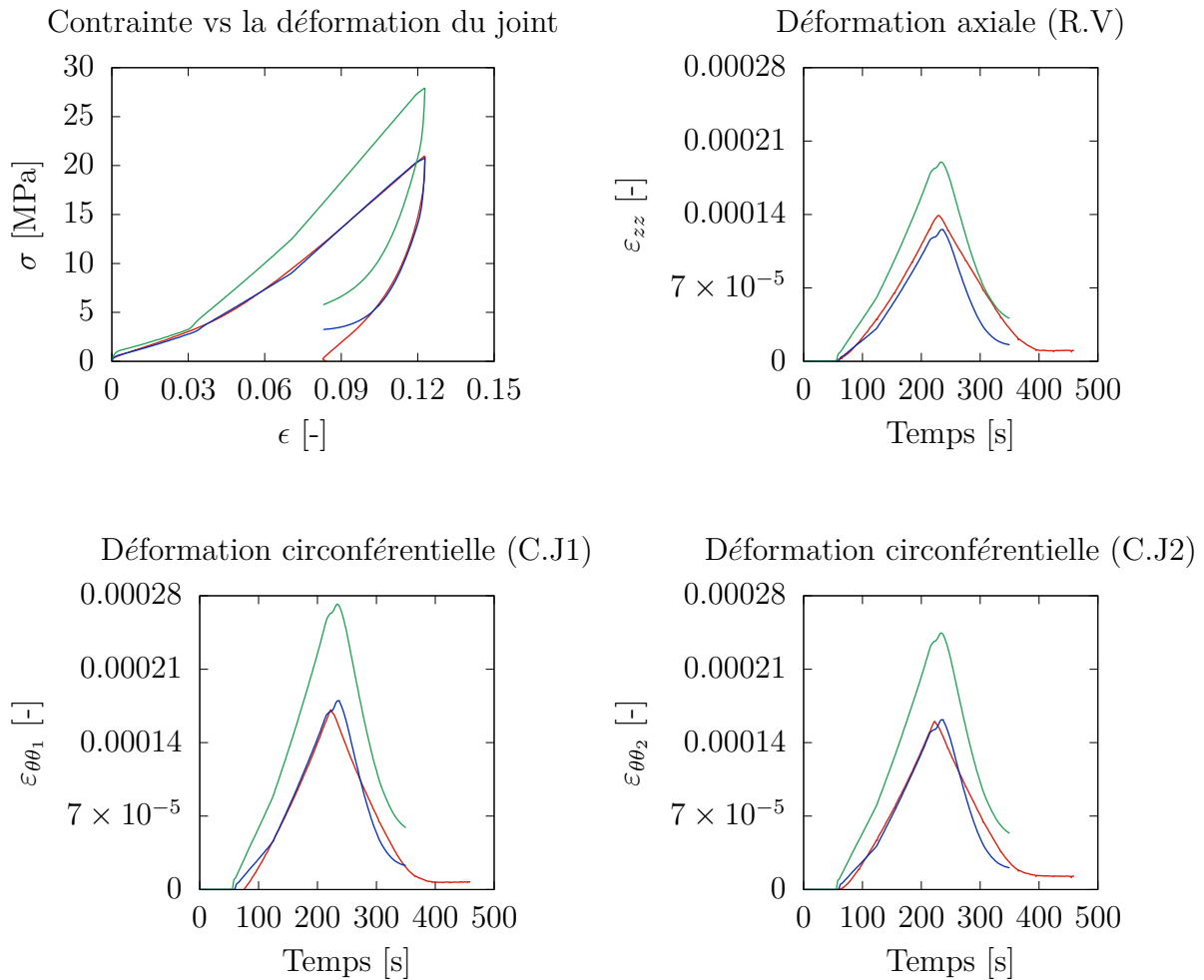


FIGURE 6.3 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre d'un essai de compression charge-décharge effectué avec le montage 2.18. Les résultats expérimentaux présentés ici, tiennent compte de la raideur machine.

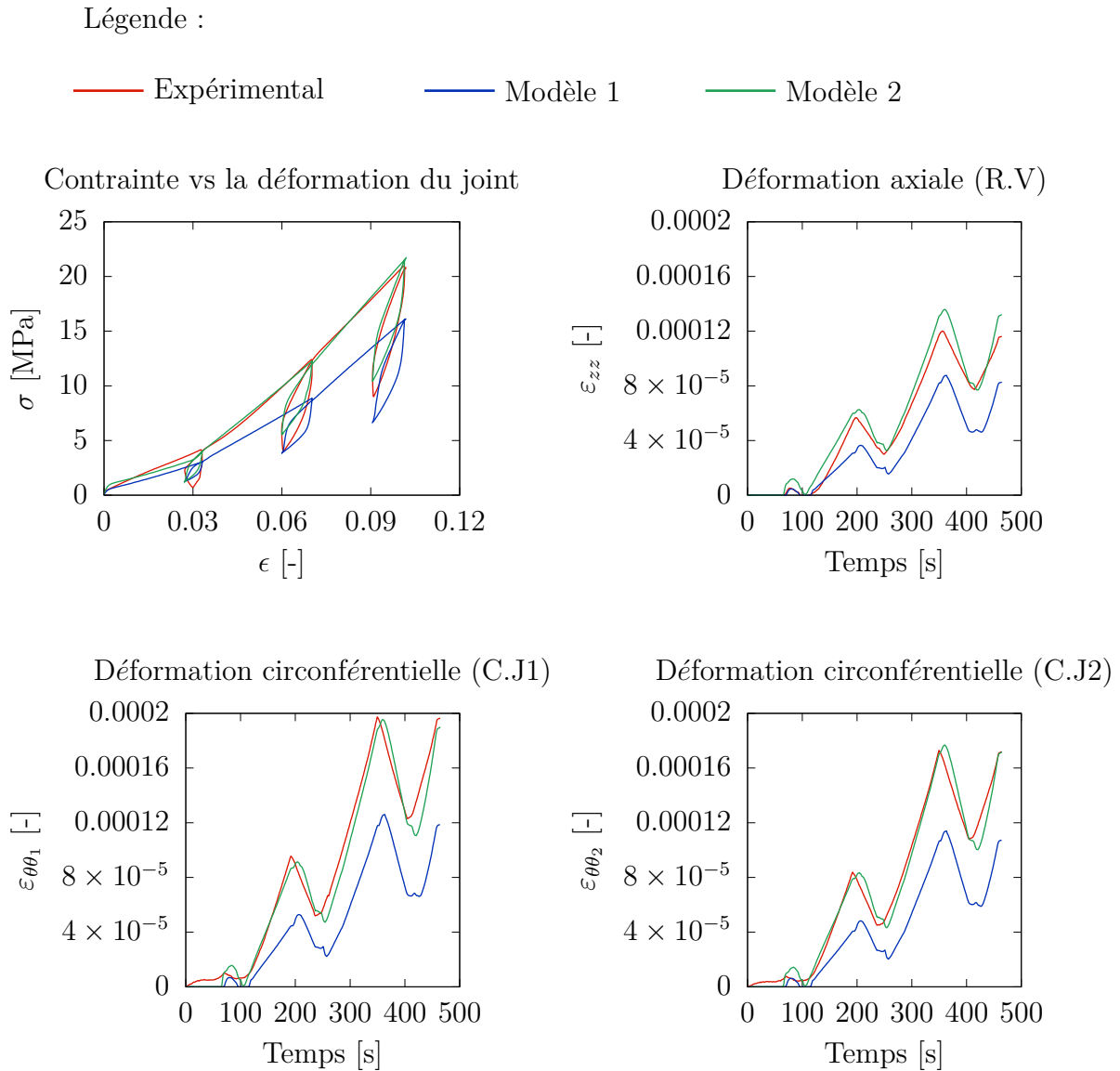


FIGURE 6.4 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre d'un essai de compression cyclique effectué avec le montage 2.18. Les résultats expérimentaux présentés ici, tiennent compte de la raideur machine.

Les résultats obtenus avec le modèle 6.1 étant présentés, il est intéressant d'analyser la répartition des différentes contributions dans le cadre d'un essai de charge-décharge par exemple. Ainsi, la figure 6.5.a présente la répartition avant pondération et la figure 6.5.b correspond à la répartition finale, *i.e.* une fois les contraintes pondérées par une fonction dépendante de la variation de volume. Avant la pondération, les parties sphériques des contributions hyperélastique $\tilde{\Sigma}_{hyp}$ et hystérétique $\tilde{\Sigma}_{hys}$ sont prépondérantes. La contrainte totale $\tilde{\sigma}$ ainsi obtenue retranscrit principalement un comportement sphérique du joint. Par contre, si l'on observe la répartition des contributions après pondération, elle est plus homogène même si le comportement sphérique à toujours une proportion dominante. Cette répartition peut s'expliquer par la présence de porosité dans le matériau.

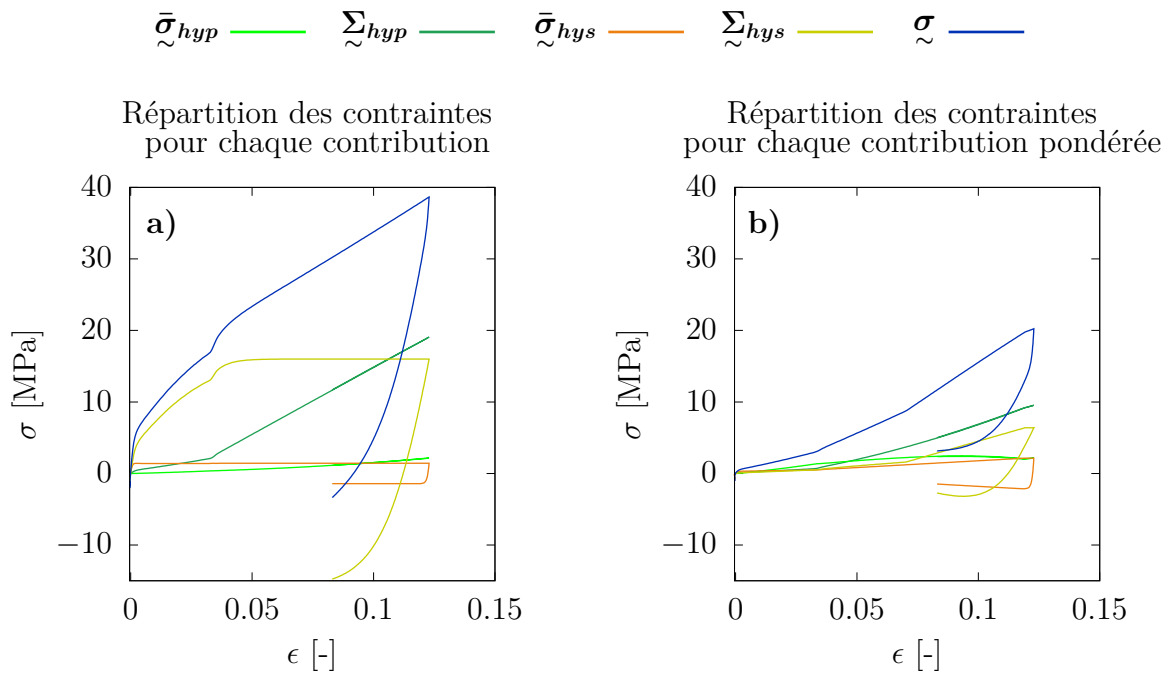


FIGURE 6.5 – Répartition des différentes contributions pour le modèle utilisé 6.1 dans le cas de la modélisation avec prise en compte du contact entre le joint et la chemise.

6.4 Synthèse

Au travers de ce chapitre, le modèle HH (équation 6.1) a montré sa capacité à retranscrire le comportement mécanique de joint GEM et des jeux de paramètres matériau ont été identifiés. Les paramètres matériau des diverses contributions du modèle sont identiques aux deux types de sollicitations par contre, la différence se joue dans la définition des fonctions de pondération. Ces fonctions sont propres à chaque modèle mais elles ont des comportements semblables. Leur forme est cohérente avec un aspect consolidation du matériau. En effet, l'évolution est progressive jusque 10% de consolidation puis se stabilise par la suite. La différence de comportement de ces deux essais (figure 6.2), *i.e.* un niveau de contrainte maximal similaire mais une déformation différente, explique la nécessité d'obtenir deux modèles distincts pour retranscrire au mieux les phénomènes mécaniques subis par le joint. La modélisation a permis également de déterminer la prépondérance du comportement sphérique dans les deux cas. Cette répartition ainsi que la différence de comportement en fonction du type de compression peut s'expliquer par l'aspect poreux du matériau.

Troisième partie

Vers l'application industrielle

7

Validation et prédiction du modèle

7.1 Introduction

Ce dernier chapitre vise à valider le modèle Hyperélasto-Hystérésis sur un empilement de bagues. Dans la robinetterie industrielle, le système de presse-garniture garantit l'étanchéité grâce à un packing. Or, le modèle défini auparavant, décrit correctement le comportement mécanique d'un seul joint. L'objectif est de confronter ce modèle aux réponses obtenues avec un empilement de joints (2 et 3 joints).

Afin de valider ce modèle, des essais expérimentaux ont été menés sur le montage Zwick, sur des empilements de joints dans le but d'avoir une base de données pour la confrontation avec le modèle numérique. Ces empilements ont été sollicités lors d'essais de compression charge-décharge et de compression cyclique. Les résultats présentés par la suite prennent en compte la raideur du dispositif Zwick. Par la suite, la modélisation de ces empilements est réalisée et les résultats de ces simulations sont comparés aux résultats expérimentaux.

7.2 Protocole expérimental et résultats

7.2.1 Essai de compression charge-décharge

Dans un premier temps, ces empilements sont sollicités lors d'essais de compression charge-décharge. Deux types de protocoles ont été mis en place :

- deux empilements de 2 joints et un empilement de 3 joints (figure 7.1.a) qui sont soumis au même pilotage que celui réalisé sur un joint (chapitre 3),
- deux empilements de 3 joints sont sollicités avec un nouveau protocole permettant d'atteindre un niveau de contraintes similaire (≈ 20 MPa) à celui obtenu pour un joint (figure 7.1.b).

Les divers résultats obtenus sur les empilements sont comparés avec une des réponses mécaniques correspondant à un anneau (cf figure 3.4 test 6). Ainsi, en s'intéressant aux joints ayant subis le même protocole expérimental, une diminution de la déformation nominale et de la contrainte nominale est constatée avec l'augmentation du nombre de joints.

On notera également la dispersion entre les deux réponses mécaniques issues d'un empilement de 2 joints. De plus, la réponse suit presque la même pente lors de la compression quel que soit le nombre de joints.

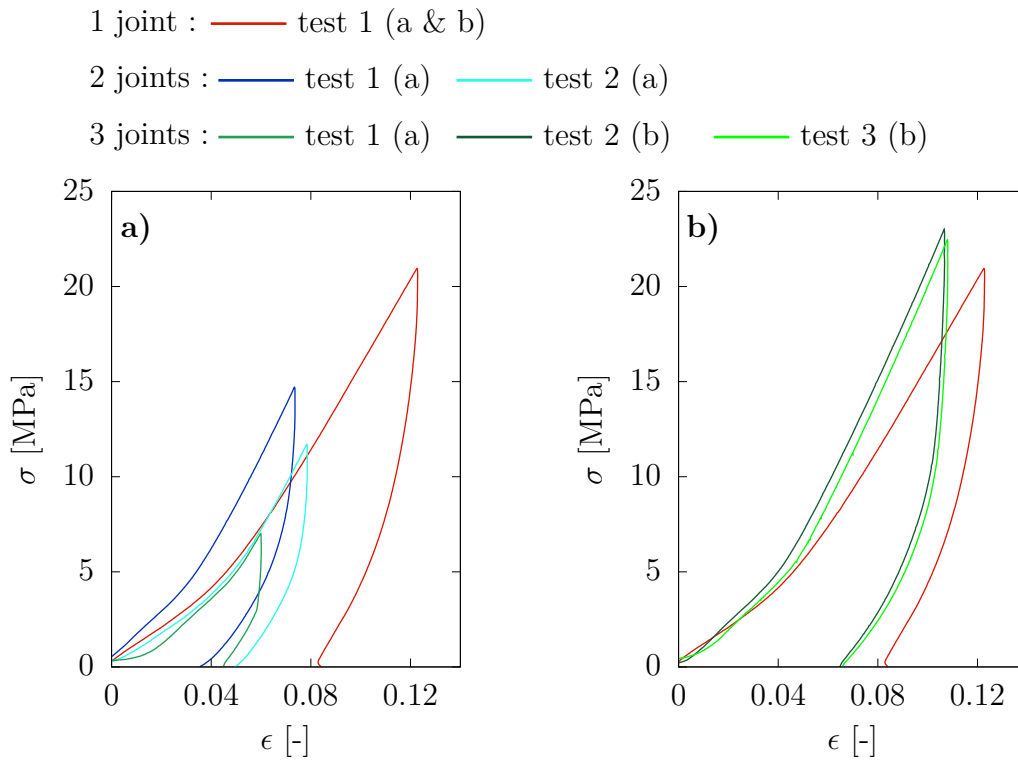


FIGURE 7.1 – Réponse mécanique en contrainte nominale vs déformation nominale pour des essais de compression charge-décharge effectués sur différents packing (1, 2 ou 3 joints). a) Même pilotage en déplacement imposé. b) Différents pilotages permettant d'atteindre un même niveau de contrainte.

La figure 7.1, au delà des intensités inégales, semble mettre en évidence deux types de comportement différents. Concernant les essais menant à un même niveau de contrainte (figure 7.1.b), les réponses sur un empilement de 3 joints présentent une bonne reproductibilité entre elles. Pour des déformations inférieures à 4%, la compression suit le même trajet, par contre, ensuite, la pente de charge est plus accentuée avec un empilement de trois joints. Le comportement est semblable à celui constaté lors d'un essai cyclique réalisé sur un joint (figure 3.8 test 2) confortant ainsi, l'hypothèse de deux comportements distincts au sein d'un même lot et ce, qu'importe le nombre de joints (figure 7.2).

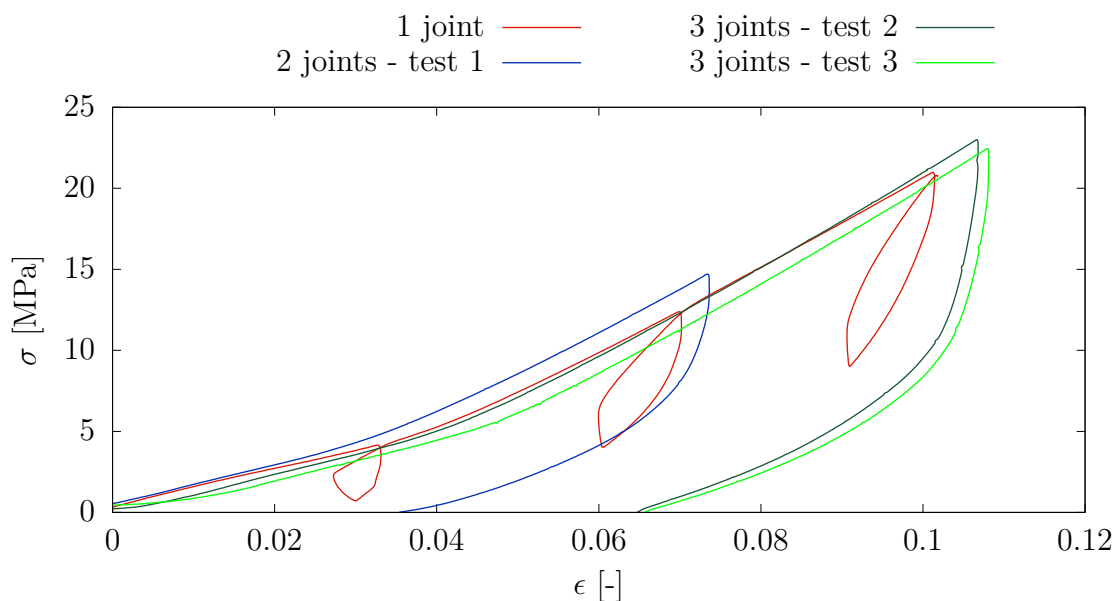


FIGURE 7.2 – Comparaison entre un essai cyclique sur un joint et des essais de compression charge-décharge sur un empilement de 2 et de 3 joints.

La figure 7.3 présente les déformations circonférentielles de la chemise dans le cas d'un empilement de 3 joints lors d'un essai de compression charge-décharge. La figure 7.3.a met en parallèle les résultats obtenus via les chainettes de 10 jauges pour les essais présentés sur la figure 7.1.b. Pour des questions de moyens d'acquisition, seules les données d'une seule chainette sont récupérées sur la totalité de la hauteur (*i.e.* 10 jauges de déformations). Les niveaux de déformations sont à leur maximum au niveau de la mi-hauteur du second joint, soit à la mi-hauteur de notre empilement et ils atteignent une valeur moyenne de $328 \mu\text{m}/\text{m}$. Ce comportement est en adéquation avec les données de la littérature, par exemple avec les travaux de Kazeminia [2017] figure 1.28. La figure 7.3.b permet d'associer la répartition de ces déformations circonférentielles (ici, la moyenne des chainettes B des tests 2 et 3) par rapport à la pression de contact latéral, q_2 . Pour rappel, lors d'essai de compression charge-décharge sur un joint avec le même niveau de contrainte, q_2 atteignait une valeur d'environ $13,1 \text{ MPa}$ avec une déformation circonférentielle de la chemise moyenne de $177 \mu\text{m}/\text{m}$. Les résultats montrent une valeur de q_2 d'environ 11 MPa sur la base de l'empilement, allant du milieu du premier joint au milieu du second. Par la suite, cette pression diminue progressivement, tout comme les déformations circonférentielles de la chemise. Les résultats de la distribution de q_2 mettent en avant un comportement différent de ce que l'on retrouve typiquement dans la bibliographie (figures 1.22, 1.27). Cette différence peut s'expliquer par la manière de post-traiter les résultats et demanderait une investigation plus approfondie, avec par exemple un empilement sur un plus grand nombre de joints.

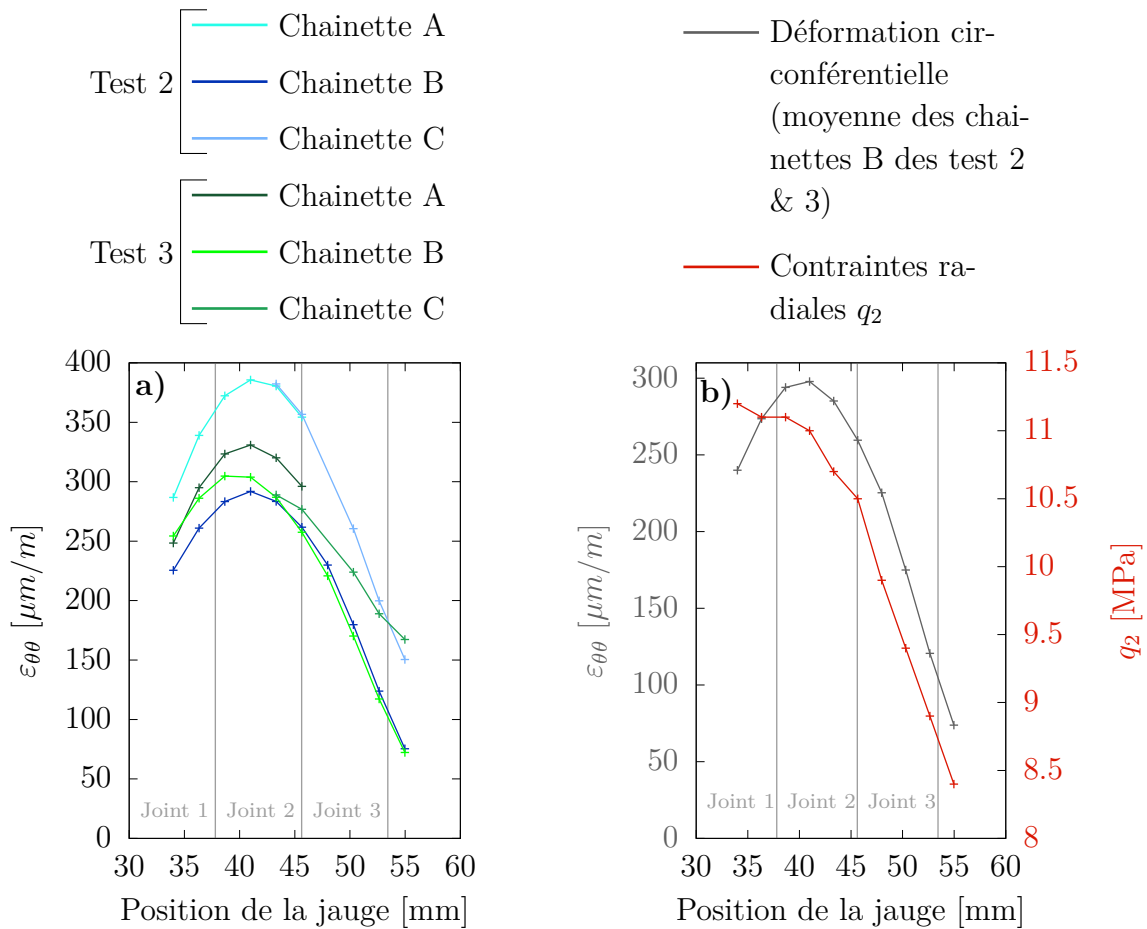


FIGURE 7.3 – Analyse des déformations circonférentielles de la chemise pour un empilement de 3 joints lors d’essais de compression charge-décharge. a) Répartitions des déformations circonférentielles en fonction de la position de la jauge. b) Relation entre la répartition moyenne des déformations circonférentielles et la pression interne associée.

7.2.2 Compression cyclique

La suite de l’étude se poursuit avec la mise en place d’essais de compression cyclique sur des empilements de 2 et 3 joints avec pour objectif le même niveau de contrainte que celui obtenu avec un seul joint (figure 3.8 test 2). La figure 7.4 compare les résultats obtenus avec les empilements à l’une des réponses mécaniques avec un seul joint GEM. On remarque une certaine dispersion des réponses mécaniques avec une valeur moyenne de la contrainte de $19,7 \text{ MPa} \pm 10\%$ à $9,5\%$ de déformation. Quant aux boucles d’hystérésis, leur aire augmente avec le nombre de joints constituant l’empilement.

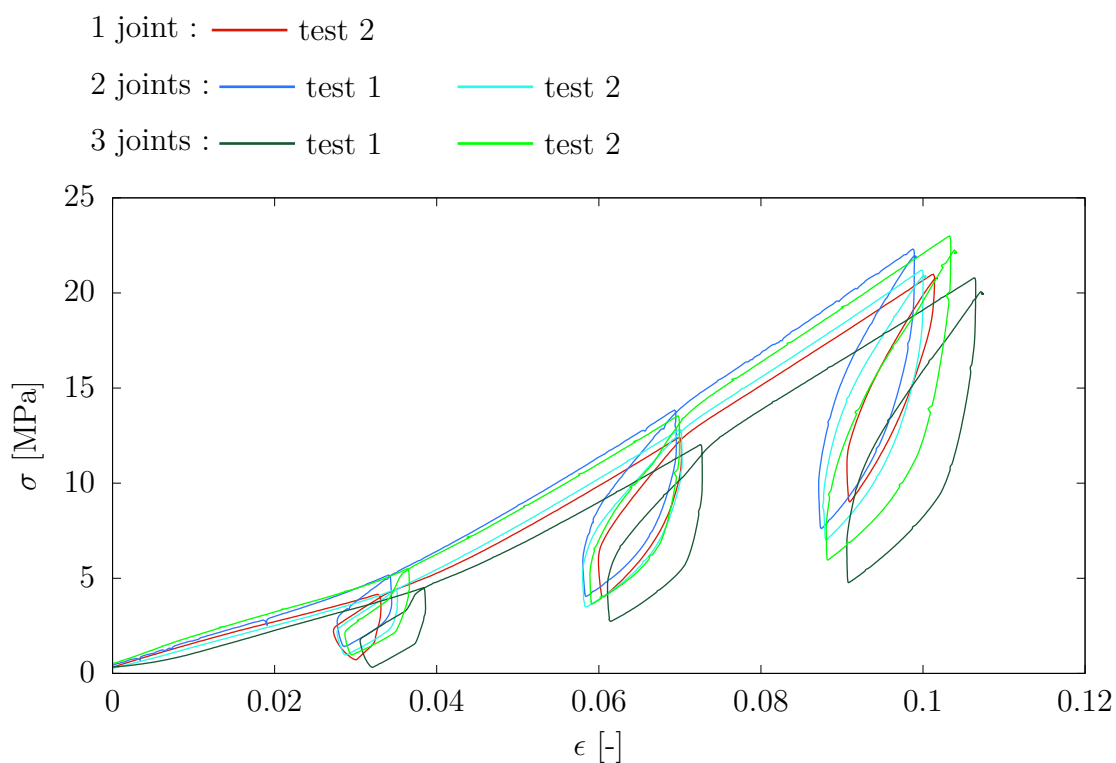


FIGURE 7.4 – Réponse mécanique en contrainte nominale vs déformation nominale pour des essais de compression cyclique effectués sur différents packing (1, 2 ou 3 joints).

La figure 7.5 présente les valeurs de déformations circonférentielles mesurées à l'aide des chaînettes à la fin de la charge principale. Pour 2 ou 3 joints, les valeurs maximales correspondent à la mi-hauteur de l'empilement. Dans le cas d'un empilement de 2 joints, elles atteignent approximativement $286 \mu\text{m}/\text{m}$ pour une valeur d'environ $315 \mu\text{m}/\text{m}$ dans le cas de 3 joints. Ces résultats rejoignent les valeurs observées lors des essais de compression charge-décharge précédents pour lesquels dans le cas d'un empilement de 3 joints, la valeur moyenne à mi-hauteur est de $328 \mu\text{m}/\text{m}$. Comme dans le cas d'un seul joint, on constate des valeurs de déformation de la chemise similaire que l'empilement soit sollicité en compression charge-décharge ou en compression cyclique. La figure 7.6 permet de constater que la réponse mécanique est elle aussi, semblable qu'importe le type de sollicitation, ici dans le cas d'un empilement de 3 joints.

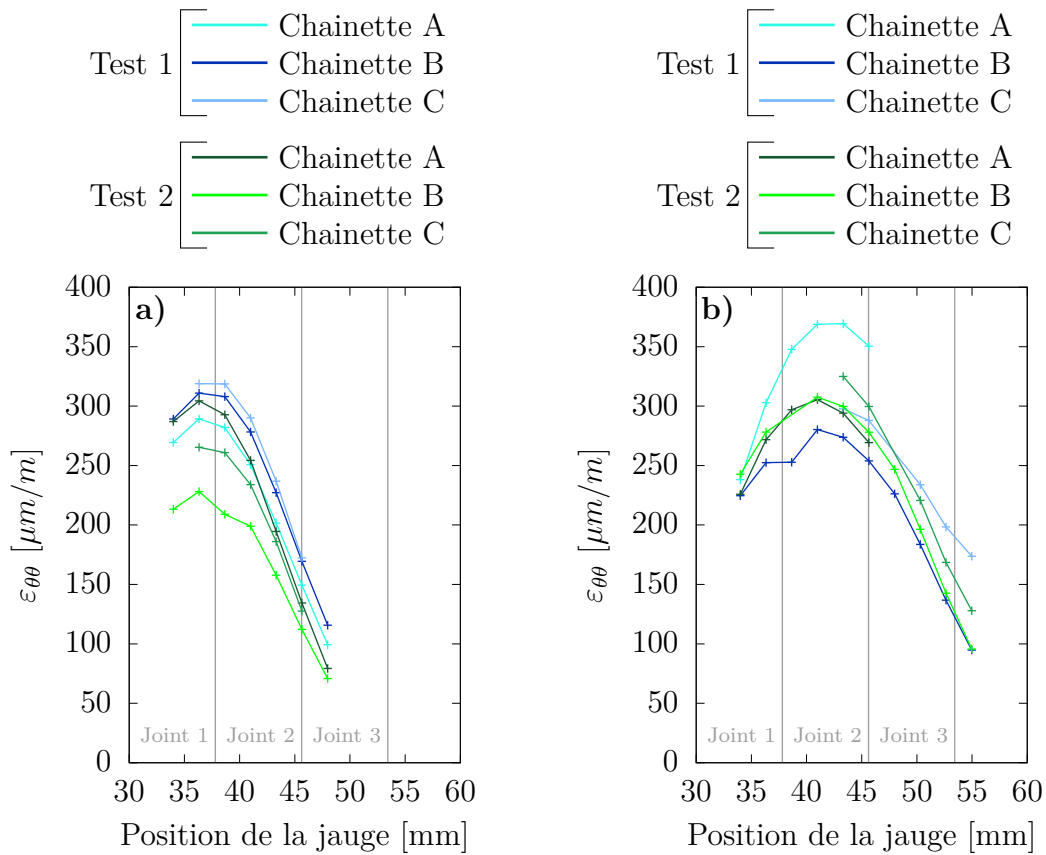


FIGURE 7.5 – Analyse des déformations circonférentielles (à la contrainte maximale) de la chemise lors d’essais de compression cyclique. a) Empilement de 2 joints. b) Empilement de 3 joints.

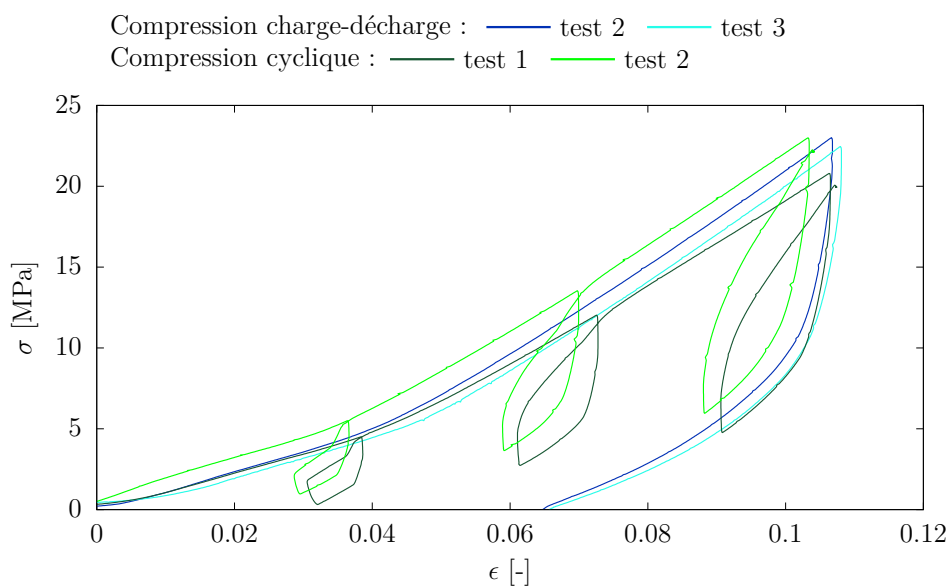


FIGURE 7.6 – Réponse mécanique en contrainte nominale vs déformation nominale pour un empilement de 3 joints soumis à diverses sollicitations.

7.3 Modélisation sur un empilement

7.3.1 Caractéristiques de la modélisation

Afin de valider le modèle de comportement HH déterminé pour un joint, des simulations sont réalisées avec des empilements de 2 et 3 joints. Concernant, la mise en place de la modélisation (figure 7.7), elle reprend les mêmes caractéristiques que celles utilisées pour le chapitre 6.

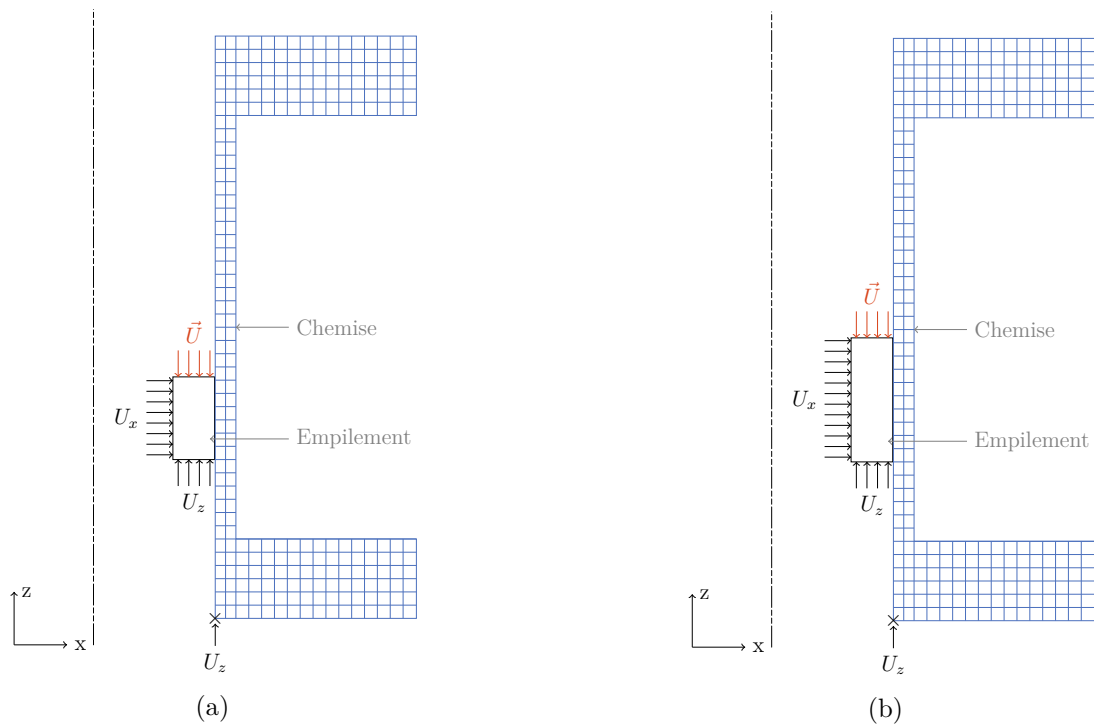


FIGURE 7.7 – Schéma des conditions aux limites et du chargement correspondant aux essais expérimentaux réalisés avec le montage Zwick de la figure 2.18 dans le cadre d'empilement. a) 2 joints. b) 3 joints.

Le modèle HH utilisé correspond au modèle final décrit par l'équation 6.1 employé dans le cadre de la modélisation sur un joint présenté au chapitre 6. Les paramètres matériaux sont ceux déterminés dans le tableau 6.1. Les résultats des simulations effectuées sur un seul joint ont montré la nécessité d'avoir deux jeux de paramètres matériau, l'un pour les essais de compression charge-décharge (modèle 1 du tableau) et l'autre pour les essais de compression cyclique (modèle 2), afin de retranscrire le comportement mécanique du joint. Par contre, dans le cas des empilements, au cours de la section précédente, on a pu constater une réponse mécanique similaire peu importe la sollicitation. De plus, cette réponse semblait être en adéquation avec le comportement cyclique d'un seul joint. Par conséquent, les modélisations suivantes utilisent les paramètres matériau du tableau 6.1 avec les courbes de pondérations du modèle 2. Pour la loi de comportement de la chemise,

elle reste inchangée, *i.e.* une loi élastique avec $E = 197 \text{ GPa}$ et $\nu = 0,3$.

7.3.2 Les résultats

À partir des essais de compression charge-décharge et de compression cyclique, présentés dans la section précédente, des simulations ont été réalisées sur des empilements de 2 et 3 joints. Les résultats expérimentaux utilisés prennent en compte la raideur machine suivant la démarche abordée dans la section 2.6. Ainsi, les figures 7.8 et 7.9 présentent la comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux issus de la modélisation respectivement, pour un empilement de 2 joints et un empilement de 3 joints. Sur tous les essais réalisés, l'essai le plus représentatif a été utilisé pour comparaison avec la réponse numérique du modèle. Pour les réponses expérimentales issues des jauges de déformations, étant donné le nombre de jauges enregistrées, le choix a été de présenter une réponse moyenne de la jauge où les valeurs étaient maximales. En effet, la chemise est dotée de 3 chainettes, par conséquent, pour avoir la déformation d'une jauge, la moyenne des trois réponses est effectuée. Les déformations circonférentielles présentées s'intéressent au niveau où elles sont maximales correspondant à une pression de contact maximale, ce qui nous intéresse pour évaluer l'étanchéité du système. Ainsi, ces jauges correspondent approximativement à la mi-hauteur de l'empilement avec la seconde jauge dans le cas de 2 joints et la quatrième, pour 3 joints.

Concernant l'empilement de 2 joints, au niveau de la réponse contrainte-déformation du joint, le modèle retranscrit correctement le comportement mécanique du joint GEM. En effet, les écarts en fin de chargement sont faibles (de l'ordre de 9,5% pour l'essai de charge-décharge et inférieur à 1% pour l'essai cyclique). Au niveau des déformations circonférentielles de la chemise, elles sont surestimées dans les deux cas (11,4% en compression charge-décharge et 28,2% en compression cyclique).

Pour l'empilement de 3 joints, le constat est le même que pour l'empilement de 2 joints. La réponse mécanique du joint présente des écarts relativement faible (de l'ordre de 0,8% pour la compression charge-décharge et de 4,3% pour la compression cyclique). Par contre, le modèle surestime largement les déformations circonférentielles de la chemise.

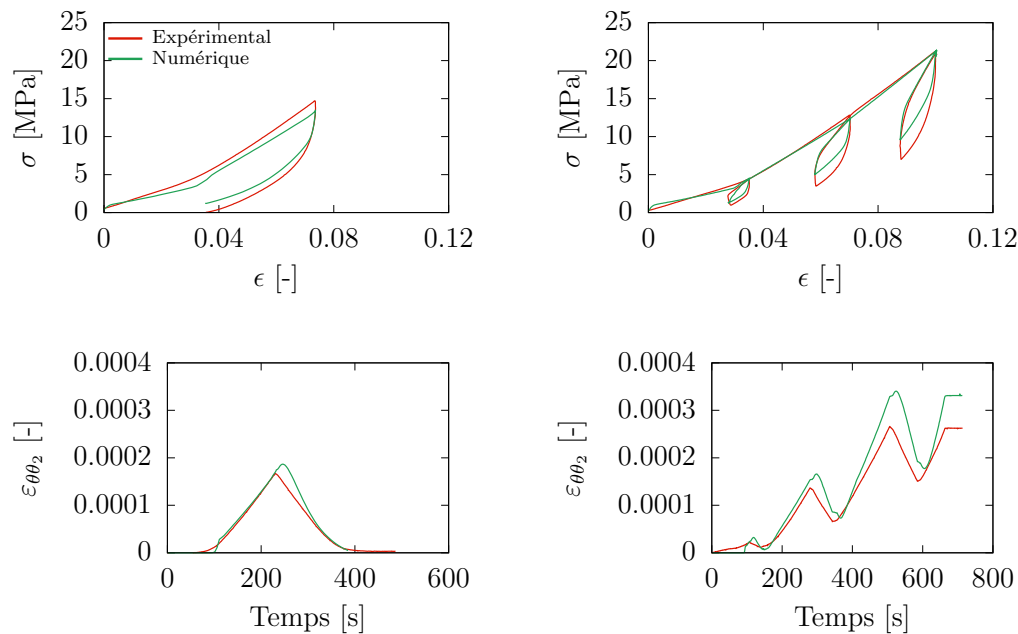


FIGURE 7.8 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre d'essais effectués avec le montage Zwick de la figure 2.18 sur un empilement de 2 joints. Les résultats expérimentaux présentés ici, tiennent compte de la raideur machine.

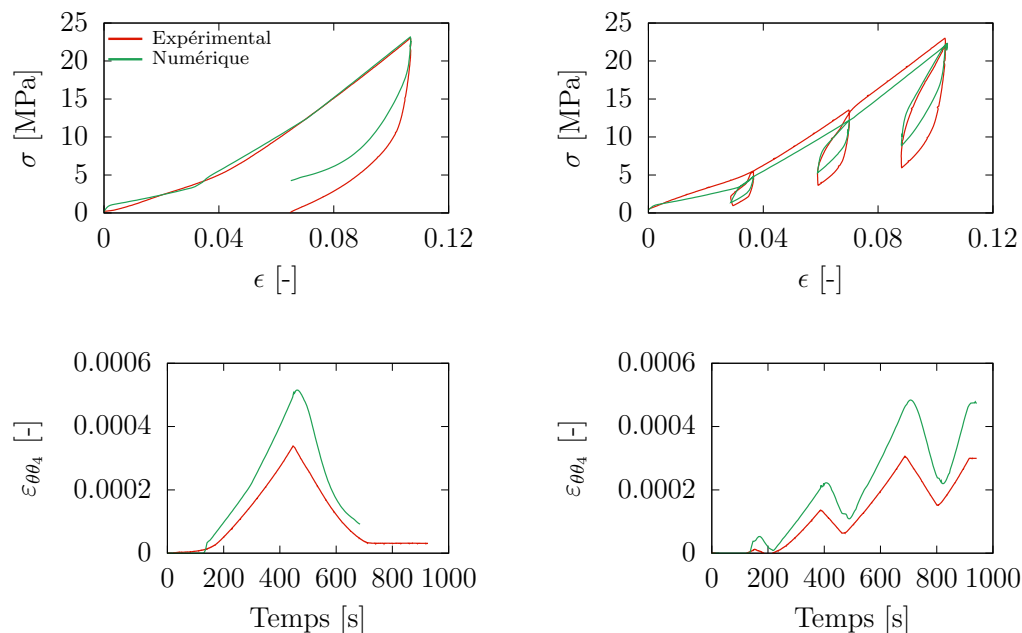


FIGURE 7.9 – Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse numérique dans le cadre d'essais effectués avec le montage Zwick de la figure 2.18 sur un empilement de 3 joints. Les résultats expérimentaux présentés ici, tiennent compte de la raideur machine.

7.4 Conclusion

Concernant les résultats expérimentaux, ils ont mis en avant des résultats similaires au niveau de la réponse mécanique du joint et des déformations de la chemise, lorsque les empilements sont sollicités à un même niveau de contrainte. On notera que l'on distingue également deux types de comportement du joint (cf figure 7.1.a, par exemple avec les résultats issus d'un empilement de 2 joints) comme pour le cas avec un seul joint (chapitre 3). Mais il semblerait que le comportement similaire à celui d'un seul joint sollicité en compression cyclique prédomine (figure 7.2).

Quant aux modélisations sur des empilements de joints, elles ont permis de mettre en évidence la capacité du modèle Hyperélasto-Hystérésis à retranscrire leur comportement mécanique. Les résultats ont montré une réponse numérique très proche de l'expérimental pour la réponse mécanique du matériau en contrainte-déformation. Par contre, concernant la déformation de la chemise, cette dernière a tendance à être surestimée. Contrairement à la modélisation du comportement d'un seul joint lors d'essais de compression charge-décharge et de compression cyclique nécessitant deux jeux de courbes de pondérations, les essais présentés dans ce chapitre ont pu être représentés avec le même jeu de paramètres matériaux.

Conclusion générale

Ces travaux de thèse ont porté sur l'étude du comportement mécanique de garnitures d'étanchéité en graphite expansé matricé (GEM). Ils ont conduit à différentes publications dans des conférences nationales et internationales (Viéville *et al.* [2015a,b, 2017a,b,c]).

L'objectif de cette étude était d'acquérir une meilleure compréhension du comportement mécanique de ces joints dans leurs conditions de service et d'obtenir les éléments nécessaires à la définition d'une loi de comportement capable de reproduire ces essais. Pour cela, une campagne expérimentale conséquente sur différents dispositifs expérimentaux a été menée. À partir de cette base de données, un modèle d'Hyperélasto-Hystérésis (HH) a permis de modéliser ce comportement complexe. Ce travail a été ensuite étendu à l'étude d'empilements de joints afin de valider le modèle et d'envisager par la suite, une méthode de dimensionnement de l'étanchéité de ces joints. Les principaux résultats des trois parties composant ce manuscrit vont être résumés dans la suite ainsi que les pistes envisagées pour améliorer ce modèle afin d'aboutir un outil permettant de mieux prédire les fuites.

Principaux résultats

La première partie a permis de mettre l'accent sur le comportement mécanique complexe de ces joints GEM. En effet, leur procédé de fabrication leur confère des caractéristiques intéressantes pour leur rôle d'élément d'étanchéité mais engendre un comportement fortement non linéaire. Plusieurs auteurs ont étudié la répartition des contraintes de contact latérales au travers d'analyses expérimentales couplées à des modèles analytiques ou numériques. Classiquement, dans la littérature, le modèle le plus utilisé pour reproduire leur comportement est celui de Cam-clay modifié mais il montre ses limites dans la retranscription des phénomènes d'accommodations des contraintes et des faibles déformations élastiques. Notre étude vise donc à proposer un modèle phénoménologique d'Hyperélasto-Hystérésis afin de retranscrire au mieux le comportement de ces joints.

Pour déterminer leur réponse mécanique, l'étude expérimentale s'est tout d'abord appuyée sur un dispositif d'essai développé par le Cetim qui, par la suite, a été équipé d'un capteur d'effort et de jauges de déformation. Pour accroître cette base de données expérimentales et étudier le comportement tridimensionnel des garnitures d'étanchéité, un nouveau dispositif innovant a ensuite été développé.

À partir de ces dispositifs, plusieurs campagnes, sur un seul joint, ont pu être menées mettant en avant le faible impact de la viscosité qui par conséquent, n'est pas prise en

compte dans le modèle proposé. Les essais de compression charge-décharge et de compression cyclique ont permis de constater une certaine reproductibilité des réponses en contrainte-déformation pour chaque type d'essais effectués ainsi qu'une homogénéité dans la répartition des déformations circonférentielles de la chemise. De plus, ces résultats sont en adéquation avec la littérature. Une observation intéressante à noter, c'est une certaine dispersion de la réponse mécanique laissant supposer, pour l'instant, deux comportements mécaniques distincts. Cet écart de réponse au niveau de la charge principale peut éventuellement trouver son origine dans la conception du joint GEM. En effet, comme observé au microscope électronique à balayage, sa structure interne est en forme de chevron et l'analyse tomographique a montré une répartition particulière de la porosité de l'échantillon.

La seconde partie du document s'intéresse plus particulièrement au modèle HH de cette étude. Ce modèle correspond à une loi additive en contrainte avec une contribution hyperélastique et une contribution hystérétique. Ces deux contributions sont scindées en une partie déviatorique et une partie sphérique chacune dotée d'une fonction de pondération dépendante de la variation relative de volume. Le fait de mettre en place ces fonctions, permet de mieux retranscrire l'aspect consolidation de ce type de joint.

En se basant sur les résultats expérimentaux, les divers paramètres matériau constituant ce modèle sont définis par la suite. Cette identification débute par la modélisation du joint seul permettant de mettre en avant la capacité du modèle à retranscrire diverses sollicitations du joint avec un même jeu de paramètres. Après cette validation, le contact a été mis en place et les résultats ont montré la nécessité de prendre en considération les changements de volume sur la partie sphérique de la contribution hystérétique.

La dernière simulation mise en place s'appuie sur le montage développé au cours de cette étude. Le modèle HH montre un intérêt certain pour la retranscription du comportement des joints GEM. Comme expliqué auparavant, l'analyse des résultats expérimentaux présente deux réponses distinctes, par conséquent, deux jeux de paramètres ont été identifiés. Leur distinction se fait uniquement dans la description des fonctions de pondération. En effet, afin de garder une certaine cohérence, le choix s'est orienté sur des paramètres matériaux communs pour les composantes élémentaires (hyperélastique, hystérétique, sphérique et déviatorique), mais des fonctions de pondérations, qui ont un lien avec la consolidation du matériau, propres à chaque type de comportement. De plus, ces simulations ont permis de constater la prépondérance du comportement sphérique.

La dernière partie s'intéresse à une projection des applications industrielles de nos résultats. Dans les systèmes de presse-garniture, l'étanchéité se fait en partie via des empilements de plusieurs joints, par conséquent, le modèle HH est testé sur des empilements de 2 et 3 joints. Afin de confronter, les résultats expérimentaux avec ce modèle, des essais sont menés sur ces empilements. Lors de sollicitations à des niveaux de contraintes similaires,

la réponse mécanique a mis en avant des résultats semblables qu'importe le nombre de joints. De plus, les deux comportements distincts, rencontrés lors des sollicitations sur un seul joint, sont de nouveaux présents dans ce contexte d'étude. La modélisation de ces empilements montre une surestimation de la déformation circonférentielle de la chemise dans le cadre de notre simulation sans frottement. Mais en ce qui concerne la réponse mécanique du matériau en contrainte-déformation, les résultats numériques sont très proches de l'expérimentale. Le modèle développé au cours de cette étude offre donc, une réelle alternative au modèle de Cam-clay modifié et permet de retranscrire le comportement complexe des joints GEM.

Perspectives

Afin d'aboutir à un outil permettant d'analyser l'étanchéité des systèmes de presse-garniture, il semble intéressant de compléter certains résultats expérimentaux et d'améliorer la modélisation du comportement des joints GEM.

Concernant l'investigation expérimentale, il serait intéressant de mieux comprendre les phénomènes engendrant ces deux réponses mécaniques distinctes. Cette analyse peut se faire d'un point de vue microscopique avec une étude plus poussée de la structure interne du joint au travers des observations tomographiques. Mais également, en réalisant de nouveaux essais sur des joints issus du même lot ainsi que de lots différents pour mieux appréhender le niveau de dispersion des réponses et cibler les phénomènes entrant en jeu.

Un autre aspect à analyser est le frottement présent dans le montage. En effet, ce phénomène a une part importante dans la réponse mécanique du joint en situation et il doit être étudié afin de le quantifier. La prise en compte du frottement, couplée avec le modèle proposé devrait permettre de représenter précisément l'évolution de la pression le long de l'empilement. Pour ce faire, le montage demande à subir quelques améliorations afin de permettre des mouvements de translation et de rotation de la tige. Ces essais amélioreront la connaissance du frottement dans les systèmes de presse-garniture tels que des vannes d'obturation ou des vannes quart de tour.

Du point de vue de l'étude des packing, des investigations ont été menées sur 2 et 3 joints. Il faudrait toutefois envisager de réaliser ces essais sur des empilements plus importants afin d'être encore plus proche des systèmes de presse-étoupe. Dans la même optique, ces derniers peuvent transporter des fluides à diverses température offrant ainsi un nouvel axe de recherche. Sachant que le montage peut s'adapter à une enceinte climatique, il serait intéressant de réitérer cette étude pour différentes températures.

Tous ces essais supplémentaires permettraient de compléter et d'enrichir la réponse du modèle HH. Ainsi, les paramètres matériau seraient affiner et permettraient éventuelle-

ment de ne plus surestimer les déformations circonférentielles de la chemise, sachant que dans le cadre de notre investigation numérique, le frottement n'a pas été pris en compte.

Du point de vue industriel, il serait intéressant de développer une base de données complètes analysant le comportement de joints GEM dans diverses configurations. Ces informations offriraient la possibilité de mettre en place un outil métier visant à dimensionner l'étanchéité de ces systèmes et ainsi, de limiter les émissions fugitives.

Bibliographie

- AFNOR (2015a). ISO 15848-1 : Robinetterie industrielle - Mesurage, essais et modes opératoires de qualification pour émissions fugitives - Partie 1 : Système de classification et modes opératoires de qualification pour les essais de type des appareils de robinetterie.
- AFNOR (2015b). ISO 15848-2 : Robinetterie industrielle - Mesurage, essais et modes opératoires de qualification pour émissions fugitives - Partie 2 : Essais de réception en production des appareils de robinetterie.
- API STANDARD 622 (2011). Type Testing of Process Valve Packing for Fugitive Emissions. 2nd Edition.
- BALIMA, F. (2012). *Structure et porosité de systèmes lamellaires sous haute pression : cas du graphite et de la vermiculite*. Thèse, Université Claude Bernard - Lyon I.
- CONSEIL DE L'UNION EUROPÉENNE (2009). Règlement (CE) N°428/2009 instituant un régime communautaire de contrôle des exportations, des transferts, du courtagage et du transit de biens à double usage. Rapport technique, Union Européenne. <http://eur-lex.europa.eu/legal-content/FR/TXT/PDF/?uri=CELEX:32009R0428&from=FR>, consulté 11/2017.
- DIANY, M. (2010). *Caractérisation et modélisation des garnitures de presse-étoupe*. Thèse de doctorat, Ecole de technologie supérieure, Montréal.
- DIANY, M. et BOUZID, A.-H. (2006). Evaluation of contact stress in stuffing box packings. *In ASME 2006 Pressure Vessels and Piping/ICPVT-11 Conference*, pages 87–92. American Society of Mechanical Engineers.
- DIANY, M. et BOUZID, A.-H. (2009). Analytical evaluation of stresses and displacements of stuffing-box packing based on a flexibility analysis. *Tribology International*, 42(6): 980–986.
- EUROPEAN SEALING ASSOCIATION (ESA) (2013). Sealing Technology - BAT guidance notes. Rapport technique, Publication N°014/13 (revision 2 of 014/05).
- FAVIER, D. (1988). *Contribution à l'étude théorique de l'élastohystérésis à température variable: application aux propriétés de mémoire de forme*. Thèse de doctorat d'état, Université Joseph Fourier & Institut National Polytechnique de Grenoble.
- FLUID SEALING ASSOCIATION (FSA) AND EUROPEAN SEALING ASSOCIATION (ESA) (2008). *Compression Packing, Technical manual 3rd Edition*.

BIBLIOGRAPHIE

- GARLOCK (2016). Garlock Compression Packing, Long term leakage control. https://www.garlock.com/sites/default/files/documents/en/Garlock_Compression_Packing_Catalog_CMP%204-41_12.2016_web.pdf, consulté 11/2017.
- GUITTON, E. (2014). *Caractérisation mécanique multiaxiale de matériaux polymères, application à un PHA utilisé pour des structures d'emballages alimentaires*. Thèse de doctorat, Université de Bretagne-Sud.
- GUÉLIN, P. (1980). Remarques sur l'hystérésis mécanique : les bases d'un schéma thermo-mécanique à structure héréditaire. *Journal de Mécanique*, 19(2):217–247.
- HO, X. J. (2013). *Analyse de la transmission des sollicitations tribologiques dans un presse-garnitures de robinet pour en maîtriser l'effort de manoeuvre et l'étanchéité*. Thèse de doctorat, Lyon, INSA.
- JAMES WALKER (2016). Compression Packings Guide (issue 11). https://www.jameswalker.biz/en/pdf_docs/6-compression-packing-guide-issue-9, consulté 11/2017.
- KAZEMINIA, M. (2017). *Characterization and Modelling of Packed-stuffing Boxes*. Thèse de doctorat, Ecole de Technologie Supérieure de Montréal (ETS), Université du Québec.
- KAZEMINIA, M. et BOUZID, A.-H. (2015). Stress Analysis of Packed Stuffing-Boxes. *Journal of Pressure Vessel Technology*, page 137(5).
- KLENK, T., KOCKELMANN, H., ROOS, E., BARTONICEK, J. et SHOECKLE, F. (1999). Characteristics and testing techniques for stuffing box packings. In *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division*, volume 382, pages 135–143.
- LATTY (2017a). Garnitures d'étanchéité. https://www.latty.com/media/gamme_latty_vfr_ge_2015_bd__005294800_0921_28012015.pdf, consulté 11/2017.
- LATTY (2017b). LATTYgraf E Bagues matricées et ruban graphite expansé | LATTY. <https://www.latty.com/site-public/gamme-etancheite/tresses-d-etancheite/2920-lattygraf-e-bagues-matricees-et-ruban-graphite-expanse.html>, consulté 11/2017.
- LAURENT, H., VANDENBROUCKE, A., RIO, G. et AIT HOCINE, N. (2011). A simplified methodology to identify material parameters of a hyperelasto-visco-hysteresis model: application to a fluoro-elastomer. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 19(8):085004.
- MERSEN (2012). Papyex, Graphite Souple. Guide technique, <https://www.mersen.com/sites/default/files/publications-media/6-gs-papyex-graphite-souple-mersen.pdf>, consulté 11/2017.

- MÜLLER, H. K. et NAU, B. S. (1998). *Fluid Sealing Technology : Principles and Applications*. CRC Press.
- OCHONSKI, W. (1988). Radial stress distribution and friction forces in a soft-packed stuffing-box seal. *Tribology International*, 21(1):31–38.
- ORGÉAS, L. (1997). *Etude expérimentale et numérique du comportement thermomécanique d'un alliage à mémoire de forme industriel NiTi*. Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier - Grenoble 1.
- PATRON, E. (1997). Etude du comportement et de l'étanchéité de joints en graphite expansé. Rapport technique, EDF.
- PEGON, P. (1988). *Contribution à l'étude de l'hystérésis élastoplastique*. Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier et Institut National Polytechnique de Grenoble.
- PENGYUN, S., KUANGMIN, C. et ZONGYUN, D. (1997). A theoretical analysis of the lateral pressure coefficients in a soft-packed stuffing-box seal. *Tribology International*, 30(10):759–765.
- POIRET, T. (2013). Analyse de l'étude menée sur les garnitures de presse-étoupe. Rapport de stage, ENSIBS - Université de Bretagne-Sud.
- PROFLUID (2012). Guide de la Robinetterie industrielle.
- RIO, G. (2014). Hyperélasticité - Rapport interne sur le développement de potentiels hyperélastiques en formulation entraînée. Rapport technique, Université Bretagne-Sud.
- RIO, G. (2017). Manuel d'utilisation du logiciel de calcul par éléments finis Herezh++(version 6.802).
- RIO, G. (<http://kleger.univ-ubs.fr/Herezh/>). *Herezh++*. certification IDDN-FR-010-0106078-000-R-P-2006-035-20600.
- RIO, G., FAVIER, D. et LIU, Y. (2009). Elastohysteresis model implemented in the finite element software HEREZH++. *In ESOMAT 2009 - 8th European Symposium on Martensitic Transformations*, page 08005. EDP Sciences.
- RIO, G., MANACH, P. Y. et FAVIER, D. (1995). Finite element simulation of 3D mechanical behaviour of NiTi shape memory alloys. *Archives of Mechanics*, 47(3):537–556.
- ROE, M. et TORRANCE, A. (2008a). Performance prediction of exfoliated graphite seals: 1. Determination of parameters and verification of model. *Sealing Technology*, 2008(4):6–13.
- ROE, M. et TORRANCE, A. (2008b). The surface failure and wear of graphite seals. *Tribology International*, 41(11):1002–1008.

BIBLIOGRAPHIE

- ROSCOE, K. H. et BURLAND, J. B. (1968). On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay. *In Engineering Plasticity - Cambridge*, pages 535–609, Cambridge University Press. J. Heyman and F. A. Leckie.
- RUAIDHE, M. N. (2003). Investigating the load, friction and sealability characteristics of graphite valve packings. Final technical report Project No. HE/1999/0357, Department of Mechanical and Manufacturing Engineering Trinity College, University of Dublin.
- RUAIDHE, M. N. et TORRANCE, A. A. (2003). Developing a finite element model of exfoliated graphite valve packings. *Sealing technology*, 2003(6):6–9.
- SHARIAT, B. S., LIU, Y. et RIO, G. (2013). Hystoelastic deformation behaviour of geometrically graded NiTi shape memory alloys. *Materials & Design*, 50:879–885.
- VANDENBROUCKE, A. (2010). *Etude du comportement mécanique pour différentes températures d'un élastomère : caractérisations expérimentale et numérique*. Thèse de doctorat, Université de Bretagne-Sud.
- VANDENBROUCKE, A., LAURENT, H., AIT HOCINE, N. et RIO, G. (2010). A Hyperelasto-Visco-Hysteresis model for an elastomeric behaviour: Experimental and numerical investigations. *Computational Materials Science*, 48(3):495–503.
- VASSE, C. (2009). Developing a Numerical Model to Describe the Mechanical Behavior of Compressed Expanded Graphite for Valve Stem Sealing. *In ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Conference*, pages 81–87. American Society of Mechanical Engineers.
- VIÉVILLE, E., LAURENT, H. et RIO, G. (2014). Comportement mécanique et modélisation des tresses et des bagues en graphite. Rapport interne, Université Bretagne-Sud.
- VIÉVILLE, E., LAURENT, H., RIO, G., OMNÈS, B. et LEJEUNE, H. (2015a). Caractérisation et modélisation de joints graphite et PTFE pour un système d'étanchéité par Presse-Garniture. DEPOS26, Brest.
- VIÉVILLE, E., LAURENT, H., RIO, G., OMNÈS, B. et LEJEUNE, H. (2017a). Experimental and Numerical Investigations on Exfoliated Graphite Seals. *In ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference*, Waikoloa, Hawaii, USA. American Society of Mechanical Engineers.
- VIÉVILLE, E., RIO, G., LAURENT, H., OMNÈS, B. et LEJEUNE, H. (2015b). Caractérisation et modélisation du comportement mécanique de Presses-Garnitures. *In P01 Session posters*, CFM, Lyon. AFM, Association Française de Mécanique.
- VIÉVILLE, E., RIO, G., LAURENT, H., OMNÈS, B. et LEJEUNE, H. (2017b). Etude de joint en graphite expansé matricé avec un modèle de comportement d'Hyperélasto-Hystérésis. DEPOS27, Dourdan.

- VIÉVILLE, E., RIO, G., LAURENT, H., OMNÈS, B. et LEJEUNE, H. (2017c). Etude expérimentale et numérique de joints d'étanchéité en graphite expansé matricé. *In S14-Mécanique des polymères*, CFM, Lille. AFM, Association Française de Mécanique.
- ZRIDA, M., LAURENT, H., RIO, G., PIMBERT, S., GROLLEAU, V., MASMOUDI, N. et BRADAI, C. (2009). Experimental and numerical study of polypropylene behavior using an hyper-visco-hysteresis constitutive law. *Computational Materials Science*, 45(2):516–527.

BIBLIOGRAPHIE

A

Définition de la déformation d'Almansi

Dans la configuration 3D, supposons un paramètre matériel : θ^i . En éléments finis, les coordonnées d'un vecteur position \overrightarrow{OM} dans l'élément de référence correspondent à :

$$\overrightarrow{OM}(\theta^i) = \sum_r \overrightarrow{OM}^r \varphi_r(\theta^i)$$

où \overrightarrow{OM}^r correspondent aux coordonnées des r noeuds d'un élément fini et φ_r leurs fonctions de forme.

On obtient alors dans la base naturelle duale,

$$\vec{g}_j = \frac{\partial \overrightarrow{OM}(\theta^i)}{\partial \theta^j} \text{ et } \vec{g}^k$$

tel que :

$$\vec{g}^k \cdot \vec{g}_j = \delta_j^k$$

Les composantes du tenseur métrique sont données par :

$$g_{ij} = \vec{g}_i \cdot \vec{g}_j$$

Avant déformation : g_{ij} et après déformation : $\overrightarrow{OM} \rightarrow \hat{g}^i \rightarrow \hat{g}_{ij}$

Les coordonnées du tenseur d'Almansi sont donc :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2} (\hat{g}_{ij} - g_{ij}) \hat{g}^i \otimes \hat{g}^j$$

En 1D, ramené dans le repère global orthonormé, on a pour un barre de longueur L à l'instant initial et \hat{L} à l'instant final, une déformation suivant la direction de traction $\vec{1}$:

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{2} \left(\frac{\hat{L}^2 - L^2}{\hat{L}^2} \right)$$

Pour rappel (Favier [1988]; Pegon [1988]), la déformation logarithmique est donnée par : $\epsilon_{11} = \log\left(\frac{\hat{L}}{L}\right)$ et celle de Green-Lagrange par : $E_{11} = \frac{1}{2} \left(\frac{\hat{L}^2 - L^2}{L^2} \right)$.

Caractérisation du comportement mécanique et modélisation d'éléments d'étanchéité par Presse-Garniture

Résumé : L'impact des émissions fugitives sur l'environnement est un enjeu capital pour les industries. Ainsi, de nombreuses réglementations et normes sont établies afin de prévenir des risques et limiter leurs impacts. L'une des sources majeures de ces émissions provient de la robinetterie industrielle. Dans ce domaine, l'un des systèmes les plus communs est le presse-garniture. Dans le secteur de l'Energie, l'étanchéité peut être garantie sur les éléments mobiles par un empilement de bagues en Graphite Expansé Matricé (GEM); matériau relativement souple, plébiscité pour ses caractéristiques et ayant une structure macroscopique particulière. Ces travaux de thèse s'intéressent à la compréhension du comportement mécanique complexe des solutions d'étanchéité de type GEM. L'objectif est de déterminer le comportement mécanique de ces garnitures afin de prédire leur étanchéité. Dans le but de caractériser ce comportement, diverses campagnes d'essais sont menées sur des joints en situation. Ainsi, sur la base d'un montage existant et d'un dispositif développé spécifiquement pour cette étude, la caractérisation de ce type de joints est effectuée via des essais de compression charge-décharge et cyclique. La base de données qui en résulte permet le développement d'un modèle numérique apte à décrire le comportement complexe de ces systèmes presse-garnitures. Ce modèle phénoménologique de type Hyperélasto-Hystérésis (HH) correspond à une loi additive en contrainte avec une contribution hyperélastique et une contribution hystérétique. La comparaison des réponses expérimentales et numériques du joint, dans le cadre de l'étude d'un seul joint mais également pour des empilements, est discutée.

Mots clefs : Presse-garniture, joints en Graphite Expansé Matricé, essais expérimentaux, modélisation Hyperélasto-Hystérésis, éléments finis

Characterization of the mechanical behaviour and modelling of sealing elements by stuffing-box

Abstract: The impact of fugitive emissions leakage rate on the environment is an essential issue for industries. Therefore, many regulations and standards are created to prevent risks and to limit their impacts. One of these major sources of fugitive emissions comes from industrial valves. In the Valve Industrie, the tightness of stem are often ensured by stuffing box seal. In the energy sector, the tightness could be ensure with compression packing which is manufactured in exfoliated graphite; which is a relatively flexible material, endorsed for its characteristics and having a particular macroscopic structure. The aim of this study is to improve the knowledge of the complex mechanical behaviour of compression packing in exfoliated graphite. The aim is to determinate the mechanical behaviour of these packings in order to predict their tightness. To characterize this behaviour, various test campaigns are conducted on seals in situation. Thus, based on an existing apparatus and a device developed specifically for this study, the characterization of this kind of packing is performed through loading-unloading and cyclic compression tests. A numerical

model which is able to describe a complex mechanical behaviour of compression packing, is performed thanks to resulting database. This Hyperelasto-Hysteresis phenomenological model corresponds to an additive decomposition in stress with an hyperelastic contribution and an hysteretic contribution. The comparison of the experimental and numerical responses of the seal, as part of the study a single seal but also of a packing, is discussed.

Keywords: Stuffing-box, compression packing, exfoliated graphite, experimental tests, Hyperelasto-Hysteresis modelling, finite elements

N° d'ordre : 482